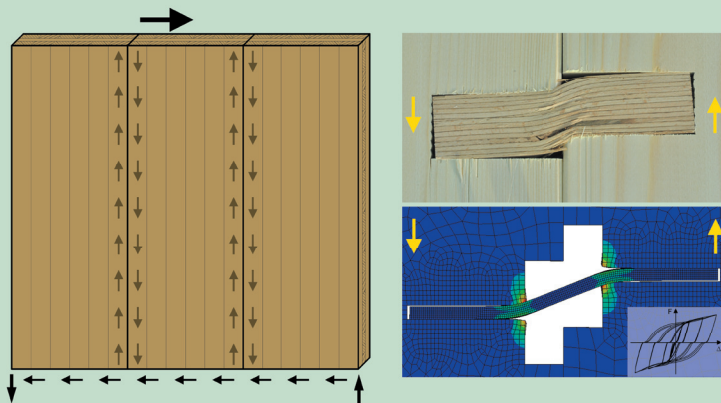


T. Schmidt

Kontaktverbindungen für aussteifende Scheiben aus Brettsperrholz



T. Schmidt

Kontaktverbindungen für aussteifende Scheiben aus Brettsperrholz

Titelbild: Zusammengesetzte Wandscheibe aus Brettspertholz unter Scheibenbeanspruchung; Kontaktverbindung für statische Beanspruchungen; Finite-Elemente-Simulation der Kontaktverbindung für Erdbebenbeanspruchungen

BAND 33

Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau

Herausgeber

Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Holzbau und Baukonstruktionen

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Hans Joachim Blaß

Kontaktverbindungen für aussteifende Scheiben aus Brettsper Holz

T. Schmidt

Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
Holzbau und Baukonstruktionen

Karlsruher Institut für Technologie
Holzbau und Baukonstruktionen

Kontaktverbindungen für aussteifende Scheiben aus Brettsperrholz

Zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktor-Ingenieurs von
der KIT-Fakultät für Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften
des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) genehmigte Dissertation

von Tobias Schmidt, M.Eng. aus Freiburg im Breisgau

Tag der mündlichen Prüfung: 04. Mai 2018
Hauptreferent: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Hans Joachim Blaß
Korreferent: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Stefan Winter

Impressum



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

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

www.ksp.kit.edu



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



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

Print on Demand 2018 – Gedruckt auf FSC-zertifiziertem Papier

ISSN 1860-093X
ISBN 978-3-7315-0803-8
DOI 10.5445/KSP/1000083480

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktionen des Karlsruher Instituts für Technologie. Ein vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie gefördertes Forschungsvorhaben ermöglichte die Erarbeitung einiger der hier dargestellten Ergebnisse.

Mein ganz besonderer Dank gilt Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Hans Joachim Blaß für die Übernahme des Hauptreferats. Die hervorragende fachliche Betreuung, die Unterstützung sowie der mir gelassene wissenschaftliche und zeitliche Freiraum haben diese Arbeit erst möglich gemacht.

Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Stefan Winter von der Technischen Universität München danke ich für die Übernahme des Korreferats und die daraus entstandenen Anregungen recht herzlich.

Herrn Dr.-Ing. Rainer Görlacher, Herrn PD Dr.-Ing. Matthias Frese und Frau Dr.ir. Carmen Sandhaas von der Abteilung Holzbau und Baukonstruktionen danke ich für ihre kritischen Anmerkungen und ihre uneingeschränkte Bereitschaft, aufkommende Fragen zu erörtern. Allen meinen Kolleginnen und Kollegen der Abteilung Holzbau und Baukonstruktionen danke ich für ihre kollegiale Unterstützung und den freundschaftlichen Austausch in vielen Gesprächen. Den Mitarbeitern des Karl-Möhler-HolzbauLaboratoriums danke ich für ihr Engagement und die Mitarbeit an den vielen Versuchen. Den Studierenden, die beim Anfertigen ihrer Bachelor- und Masterarbeiten zu dieser Arbeit beigetragen haben, danke ich recht herzlich.

Meinem Großvater Zimmerermeister Heinrich Dufner[†] danke ich nicht nur für die vielen samstäglichen Lehrstunden im Ingenieurholzbau.

Mein ganz besonderer Dank gilt meiner Frau Sarah für ihr uneingeschränktes Verständnis und die Unterstützung während der vergangenen Jahre.

Tobias Schmidt

Kurzfassung

Brettsperrholzelemente sind aufgrund ihrer hohen Schubtragfähigkeit und Schubsteifigkeit, verglichen mit anderen Holzbausystemen, besonders geeignet, um Einwirkungen in Scheibenebene abzutragen und damit Gebäude auszusteifen. Gleichwohl weisen heute gebräuchliche Verbindungstechniken vergleichsweise geringe Tragfähigkeits- und Steifigkeitswerte auf. Die technisch mögliche Aussteifungswirkung von Brettsperrholz lässt sich daher nur eingeschränkt ausnutzen. Um diese Einschränkung zu überwinden wurden leistungsfähige und kosteneffiziente Kontaktverbindungen entwickelt.

Für statische und quasi-statische Einwirkungen wurde eine Kontaktverbindung mit einem Verbinder aus Buchenfurnierschichtholz und für Erdbebeneinwirkungen mit einem Verbinder aus Stahlblech entwickelt und wissenschaftlich untersucht. Beide Verbindungen weisen ein duktiles Last-Verschiebungsverhalten auf wodurch sich robuste Brettsperrholzscheiben konstruieren lassen. Während die Verbindung für statische Einwirkungen über hohe Steifigkeits- und Tragfähigkeitswerte verfügt, zeichnet sich die Erdbebenverbindung durch hohe Energiedissipation und stabile Hystereseigenschaften aus.

Neben den entwickelten Bemessungsmodellen für Tragwerksplaner werden auch die einfache Herstellbarkeit mittels moderner Abbundanlagen sowie die einfache Montage dazu beitragen, dass diese effizienten Kontaktverbindungen im modernen Ingenieurholzbau breite Anwendung finden.

Das zukünftige Anwendungsfeld dieser Verbindungen wird bei Wohn- und Geschäftsgebäuden mit einer Tragstruktur aus Brettsperrholz mit bis zu 15 Geschossen im innerstädtischen Bereich und im Industriebau gesehen. Hier werden die Verbindungen einen Beitrag leisten um die Brettsperrholzbauweise als ökologisches, ökonomisches und zukunftsweisendes Bausystem am Markt zu etablieren. Das Potential dieser Verbindungen ist noch nicht erschöpft und es besteht weiterer Forschungsbedarf.

Abstract

Cross-laminated timber (CLT) is already being used successfully in residential, commercial and industrial buildings for different reasons. For example, the use of CNC automatic processing machines and high degree of prefabrication in combination with relatively large elements lead to short erection time on building site and to cost-effective constructions. High in-plane shear strength and stiffness of the CLT itself make CLT members especially suited for bracing elements with in-plane loads. However, available connection techniques show limited load-carrying capacities and stiffness values in comparison to the shear capacity of CLT. To better use the potential of CLT under static in-plane loading, so called contact joints were developed with increased stiffness and load-carrying capacities using CNC automatic processing machines.

For earthquake loading the ductility and energy dissipation capacity of a CLT structure is mainly determined by the number and properties of the mechanical connections. Presently, the required energy dissipation capacity for earthquake loading is often achieved by metallic dowel-type fasteners loaded beyond their yield load. The load-slip curves for connections with laterally loaded dowel-type fasteners show pinched hysteresis loops under cyclic loads. Additionally, the achieved load at a certain displacement decreases under repeated loading – impairment of strength. For seismic loads, however, connections with stable load-slip behaviour and high energy dissipation under repeated loading are needed. In this contribution experimental, numerical and analytical investigations of newly developed dissipative steel plate-to-timber connections are presented. For the dissipative shear wall joints the typical pinching and impairment of strength of hysteresis loops could nearly completely be avoided by arranging a gap between the CLT members around the steel plate fastener. Dissipative joints for shear walls using steel plate fasteners have a simple geometry and are easy to manufacture and hence constitute an economic and robust solution.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Motivation	1
1.2	Kenntnisstand	5
1.3	Ziel der Arbeit und Vorgehensweise	6
1.4	Kontaktverbindungen	8
1.5	Verformungsbetrachtungen bei Wandscheiben aus BSP	13
1.6	Vorbemerkungen	16
2	Verwendetes BSP	17
3	Überblick über Kontaktverbindungen.....	19
3.1	Allgemeines	19
3.2	Material und Methode.....	19
3.3	Ergebnisse.....	23
3.4	Diskussion	29
3.5	Zusammenfassung	32
4	Kontaktverbindungen für Deckenscheiben	35
4.1	Allgemeines	35
4.2	Material und Methode.....	36
4.3	Ergebnisse der Reihe 40.....	41
4.4	Diskussion	46
4.5	Versuchsinduzierte Reibungseffekte.....	50
4.6	Querdruckeigenschaften von Buchen-FSH	53
4.7	Numerische Untersuchung des Seileffekts	61
4.8	Rechenmodell.....	67
4.9	Mindestabstände und effektive Verbinderanzahl	76
4.10	Zusammenfassung	80
5	Dissipative Kontaktverbindungen für Wandscheiben.....	83
5.1	Allgemeines	83
5.2	Energiebetrachtung	87
5.3	Experimentelle Untersuchung.....	90
5.4	Analytische und numerische Betrachtung.....	101
5.5	Verbindungsverhalten nach einem Erdbeben	130

6	Versuche an Wandscheiben	157
6.1	Allgemeines	157
6.2	Material und Methode	158
6.3	Ergebnisse	161
6.4	Diskussion.....	166
6.5	Zusammenfassung	169
7	Zusammenfassung und Ausblick	171
	Literaturverzeichnis	175
	Zitierte Normen und Zulassungen	181
	Bezeichnungen.....	183
	Anhang.....	187

1 Einleitung

1.1 Motivation

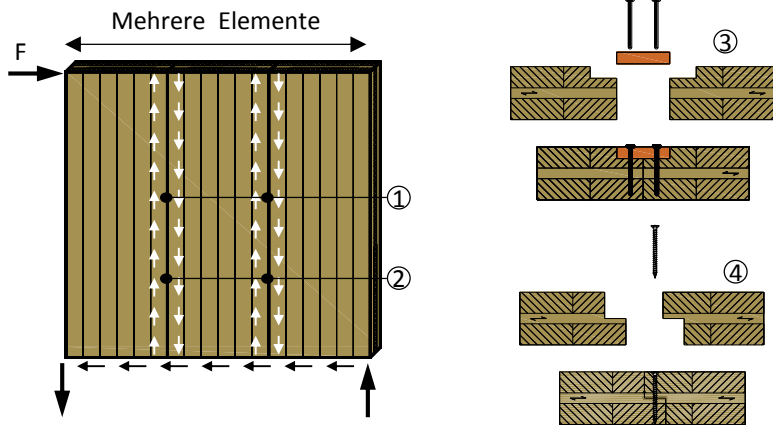
Brettsperrholz (BSP) hat sich als Flächenbauteil bereits bei Wohn- und Geschäftsgebäuden, aber auch im Industriebau bewährt. Die Gründe hierfür sind vielfältig. Neben den hohen mechanischen Eigenschaften des Werkstoffes selbst, haben die Bearbeitungsmöglichkeiten mit modernen Abbundanlagen, der hohe Vorfertigungsgrad und die kurzen Richtzeiten in wirtschaftlicher Hinsicht dazu beigetragen, dass der Einsatz von BSP seit den 90er Jahren des vergangenen Jahrhunderts stetig zunahm und die Produktionsmenge in Europa im Jahr 2014 bei über 650.000 m³/a lag [1]. Einer Schätzung zufolge wird die Produktionsmenge im Jahr 2020 etwa 1,2 Mio. m³ erreichen [2]. Es sei dahingestellt, wie genau diese Prognose zutreffen wird, die Analyse der Produktionskapazität zeigt jedoch einen klaren Wachstumstrend für die nächsten Jahre.

Vom Verfasser dieser Arbeit wird für BSP-Gebäude in Europa ein besonderes Potential bei innerstädtischen Holzgebäuden mit 10 bis 15 Geschossen gesehen. Dies hat zwei wesentliche Gründe: Der erste Grund ist, dass bedingt durch den Klimawandel und die begrenzten Ressourcen der Grundsatze der Nachhaltigkeit auch im Bauwesen zwingend berücksichtigt werden muss. Der zweite Grund ist, dass größere Städte und Metropolen immer weiter wachsen [3]. Deshalb wird die Nachfrage an nachhaltig gebauten innerstädtischen Wohn-, Büro- und Gewerbeflächen weiter steigen und aufgrund der beengten Platzverhältnisse bleibt als Lösung nur das Bauen in die Höhe. Das Potential von hohen Holzgebäuden kann nur genutzt werden, wenn BSP-Gebäude im Vergleich mit den etablierten Bauweisen, wie dem Massiv- und Stahlbau, wirtschaftlich konkurrieren können. Um nachhaltige, wartungsarme und kosteneffiziente Gebäude mit einer Tragstruktur aus BSP bauen und betreiben zu können, sind die vergleichsweise hohen mechanischen Eigenschaften des Werkstoffes allein nicht ausreichend. Vielmehr sind auch konstruktive und bauphysikalische Anforderungen zu erfüllen. Dabei sind allen voran der Brandschutz und der Schutz vor Feuchteintrag auf die organische Tragstruktur zu nennen.

Der vorbeugende Brandschutz erhielt aufgrund der Erfahrungen aus den verheerenden Bombenangriffen des Zweiten Weltkrieges und den damit einhergehenden Großbrandereignissen in Städten eine besondere Bedeutung in Deutschland [4]. Es mag deshalb verständlich sein, dass es gesellschaftliche Vorbehalte gegenüber höheren innerstädtischen Holzgebäuden gibt.

Aktuelle Forschungsbemühungen zeigen aber, dass ein hinreichender Brandschutz und Schutz vor Feuchteintrag mittlerweile Stand der Technik sind und die gesellschaftlichen Vorbehalte weitestgehend nicht mehr darstellbar sind. Stellvertretend für mehrere realisierte BSP-Gebäude steht in der Nähe von Aalen das »Kampa Building Innovation Center« [5]. Obwohl dieses siebengeschossige Bürogebäude über eine Tragstruktur aus BSP und Brettschichtholz (BSH) verfügt, weist es eine Feuerwiderstandsdauer von mehr als 90 Minuten auf.

Es sind nicht technische, sondern baurechtliche Restriktionen, die höheren Holzgebäuden in der Bundesrepublik Deutschland entgegenstehen. Der Blick nach Kanada zeigt, dass wesentlich größere Gebäude mit einer Tragstruktur aus Holzwerkstoffen möglich sind. Ein aktuelles Beispiel hierfür ist das 18-stöckige Gebäude »Brock Commons Student Residence at the University of British Columbia (UBC)« in Vancouver. Es handelt sich um ein hybrides System mit einem Erdgeschoss und zwei Aussteifungskernen aus Stahlbeton sowie 17 Obergeschossen mit Decken aus BSP und Stützen aus BSH. Während die Vertikallasten des 53 m hohen Gebäudes durch das Holztragwerk abgetragen werden, werden die Horizontallasten über die BSP-Deckenscheiben und die beiden Aussteifungskerne aus Stahlbeton abgetragen. Die Gebäudegrundfläche von 840 m² erfordert für die aus mehreren BSP-Elementen zusammengesetzten Deckenscheiben eine große Zahl von Verbindungen. Aufsummiert ergeben sich für die 17 Deckenscheiben über fünf Kilometer Schmalseitenfugen, die in Scheibenebene kraftschlüssig zu verbinden sind. Diese Verbindungen dienen zur Übertragung von Scheibenkräften. Das Biegetragverhalten dieser Deckenscheiben wird durch die Verbindungen nicht planmäßig beeinflusst oder gar gesteigert.



- | | |
|---|---|
| 1 | Schmalseitenfugen |
| 2 | Schubverbindungen |
| 3 | Laschenverbindung mit Nägeln oder Schrauben |
| 4 | Blattverbindung mit Vollgewindeschrauben |

Bild 1-1 Zusammengesetzte Wandscheibe aus BSP unter Scheibenbeanspruchung (links) und übliche Verbindungstechniken (rechts)

Aufgrund von Einschränkungen aus Herstellung, Transport und Montage werden BSP-Scheiben in der Regel aus mehreren kleineren Elementen zusammengesetzt (Bild 1-1 links). Zur Übertragung des Schubflusses in den entstandenen Schmalseitenfugen werden verschiedene Verbindungstechniken eingesetzt. Die gebräuchlichsten sind: Laschen- oder Falzverbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln, wie Nägel und Vollgewindeschrauben (Bild 1-1 rechts). Diese Verbindungstechniken wurden jedoch ursprünglich zur Verbindung von stabförmigen Bauteilen aus Schnittholz oder BSH, also Werkstoffen mit ausgeprägter Anisotropie, entwickelt und werden dem flächigen Holzwerkstoff BSP mit reduzierter Anisotropie durch Kreuzlagenaufbau nicht hinreichend gerecht. Werden diese Verbindungen in wirtschaftlich darstellbarer Dichte angeordnet, können damit verbundene BSP-Elemente unter Scheibenbeanspruchung nur bis zu etwa einem

Drittel ausgenutzt werden [6]. Die mechanischen Eigenschaften zusammengesetzter BSP-Scheiben werden durch die derzeitigen Verbindungstechniken weit unterhalb der Leistungsfähigkeit des BSP limitiert.

Es klafft eine Lücke zwischen der Leistungsfähigkeit des BSP in Scheibenebene und der verfügbaren Verbindungstechnik. Die geringe Leistungsfähigkeit der Verbindungen und die große Anzahl an Schmalseitenfugenverbindungen in BSP-Gebäuden zeigen, dass hier grundlegender Forschungsbedarf besteht. Dabei ist zwischen statischen bzw. quasi-statischen Einwirkungen sowie Erdbebeneinwirkungen zu unterscheiden, da die Anforderungen teilweise konträr sind.

Bei **quasi-statischen Einwirkungen** wie beispielsweise Wind auf nicht schwingungsanfällige Gebäude oder **statischen Einwirkungen** wie Schrägstellungslasten sind Verbindungen wünschenswert, die über hohe Anfangssteifigkeiten und hohe Tragfähigkeiten verfügen. Dadurch werden Bauteilverformungen minimiert und die absolute Anzahl an Verbindungsstellen kann verringert werden. Die Duktilität der Verbindungsmittel ist im Hinblick auf mögliche Lastumlagerungen im Bauteil und einer daraus resultierenden Robustheit zwar wünschenswert, aber bei statischen Einwirkungen nicht zwingend erforderlich [7]. **Erdbebeneinwirkungen** stellen an die Bauteile Deckenscheibe und Wandscheibe unterschiedliche Anforderungen. Im Allgemeinen sind bei Deckenscheiben hohe Steifigkeiten und hohe Tragfähigkeiten wünschenswert, um die Lasten möglichst gleichmäßig an die Wandscheiben weiterzuleiten. Wandscheiben hingegen sollen sich möglichst duktil verhalten, um die notwendige Energiedissipation zu gewährleisten.

Da sich BSP-Elemente in Scheibenebene vorwiegend elastisch verhalten, werden die Duktilität und die Energiedissipation hauptsächlich durch die Anzahl und die Eigenschaften der Verbindungen bestimmt, sofern in den Schmalseitenfugen ausreichend große Verschiebungen auftreten.

1.2 Kenntnisstand

Ein erkennbarer Forschungstrend, im Umgang mit der hohen Steifigkeit und Tragfähigkeit des BSP in Scheibenebene und der Notwendigkeit zusammengesetzte BSP-Scheiben herzustellen, ist es, Verbindungsmittel (z.B. Vollgewindeschrauben) verdichtet anzuordnen, also die Mindestabstände zu reduzieren. Zusätzlich wird der Versuch unternommen, durch unterschiedliche Einschraubwinkel der einzelnen Schrauben einer Schraubengruppe, das Last-Verschiebungsverhalten der Verbindungen so zu beeinflussen, dass höhere Anfangssteifigkeiten für den SLS, hohe Tragfähigkeiten im ULS sowie Duktilität für Erdbebeneinwirkungen erreicht werden [8].

Insbesondere für großformatige Wandscheiben aus BSP unter Erdbebeneinwirkung gibt es einige innovative Entwicklungen, die allerdings nur an den Bauteilecken angeordnet werden. Ein komplexer Zuganker, ein sog. »Resilient Slip Friction Damper«, der an den Fußpunkten von BSP-Wandscheiben angeordnet wird, weist eine hohe Energiedissipation bei mehreren Belastungszyklen auf [9]. Eine hakenförmig zugeschnittene Stahlplatte in Kombination mit Stabdübeln kann in BSP-Wandscheiben als duktiler Zug- und Schubanker eingesetzt werden [10]. Der neuartige X-Rad-Verbinder wird mit Vollgewindeschrauben an den Ecken von Wand- und Deckenelementen befestigt und ist für quasi-statische Einwirkungen und Erdbeben konzipiert [11]. Diese Verbindungen eignen sich nur zum Anschluss großformatiger BSP-Elemente und stellen keinen geeigneten Lösungsansatz für die Problemstellung von zusammengesetzten BSP-Scheiben dar.

Wissenschaftliche Untersuchungen [12] haben gezeigt, dass durch computergesteuerte Abbundanlagen effiziente Verbindungen, sogenannte »Kontaktverbindungen« für stabförmige Bauteile möglich sind. Die Kraftübertragung erfolgt über direkten Kontakt beider Bauteile, in die jeweils eine spezielle Kontur eingearbeitet wird. Für scheibenbeanspruchtes BSP zeigt eine Arbeit [13], dass Schwalbenschwanzverbinder aus Buchensperrholz geeignet sind, um Schubkräfte parallel zur Schmalseitenfuge zu übertragen. Die beiden letztgenannten Verbindungstechniken stellen für Längsschubverbindungen eine vielversprechende Perspektive dar.

1.3 Ziel der Arbeit und Vorgehensweise

Das übergeordnete Ziel dieser Arbeit ist es, zusammengesetzte BSP-Scheiben unter Scheibenbeanspruchung besser auszunutzen und damit wirtschaftlichere BSP-Gebäude zu ermöglichen. Dies wirkt sich auf den Ressourcenverbrauch aus und erhöht die Konkurrenzfähigkeit gegenüber anderen Bauweisen. Um dieses Ziel zu erreichen muss die identifizierte Lücke zwischen der hohen Leistungsfähigkeit des BSP in Scheibenebene und der geringen Leistungsfähigkeit der am Markt verfügbaren Verbindungstechnik für diesen Einsatzbereich signifikant verringert werden. In dieser Arbeit werden neuartige »Kontaktverbindungen« vorgestellt, deren mechanische Leistungsfähigkeit weit über dem derzeitigen Stand der Technik und der Forschung liegen. So reicht beispielsweise die charakteristische Tragfähigkeit einiger Kontaktverbindungen an die entsprechende Tragfähigkeit des BSP-Querschnitts heran. Für Erdbebeneinwirkungen konnte eine hochduktiler Kontaktverbindung entwickelt werden, die die vermeintliche Schwachstelle in BSP-Wandscheiben – viele Schmalseitenfugen – ausnutzen und in einen Vorteil umwandeln kann.

Die durchgeführte wissenschaftliche Untersuchung der Kontaktverbindungen fußt grundsätzlich auf den drei Säulen: **Experiment, Theorie und wissenschaftliches Rechnen**. So wurde eingangs die Varianz im Last-Verschiebungsverhalten an mehreren Kontaktverbindungen experimentell ermittelt und diskutiert. Es wurde je eine Verbindung als besonders geeignet für statische bzw. quasi-statische Einwirkungen und für Erdbebeneinwirkungen identifiziert und vertieft untersucht. Die experimentellen Untersuchungen beschränkten sich nicht nur auf die Kontaktverbindungen selbst sondern es wurden sowohl Querdruckuntersuchungen zur Bestimmung der verformungsabhängigen Querdruckfestigkeit von Buchenurnierschichtholz (Buchen-FSH), als auch Untersuchungen zur Bestimmung von Reibbeiwerten von Stahlblech und BSP durchgeführt.

Für die beiden Kontaktverbindungen wurden analytische Rechenmodelle zur Berechnung der Abschertragfähigkeit hergeleitet. Mit der Finite-Elemente-Methode konnten bei beiden Verbindungen traglaststeigernde Seileffekte verifiziert und Verläufe der Bettungsspannungen ermittelt werden.

Mit den Ergebnissen der Finite-Elemente-Berechnungen konnten die analytischen Rechenmodelle abgesichert werden.

Um den Einfluss streuender Festigkeitseigenschaften des Stahlblechs und des BSP auf die erdbebentaugliche Stahlblechverbindung zu beurteilen und konstruktive Regeln abzuleiten, wurden Monte-Carlo-Simulationen durchgeführt. Deren Ergebnisse erlauben es, die Mindesteinbindetiefe von Stahlblechen in BSP zur Sicherstellung eines duktilen Verhaltens mit oberen und unteren Quantilwerten zu berechnen.

Den Abschluss der wissenschaftlichen Untersuchung bilden Wandscheibenversuche, durch die die Funktionsfähigkeit der Kontaktverbindungen in zusammengesetzten BSP-Scheiben nachgewiesen wurde.

Neben den wissenschaftlichen und technischen Belangen wurde der Fokus auch auf die Herstellbarkeit der Kontaktverbindungen mit CNC-gesteuerten Abbundanlagen und auf eine einfache Montage gelegt. Dies führt in Kombination mit den pragmatischen Bemessungsansätzen und dem duktilen Verhalten, zu robusten, praxistauglichen und kosteneffizienten Verbindungen.

1.4 Kontaktverbindungen

Im Rahmen dieser Arbeit werden Kontaktverbindungen wie folgt definiert: Kontaktverbindungen sind klebstofffreie mechanische Verbindungen, die primär dafür ausgelegt sind, fugenparallele Kräfte F_0 in Scheibenebene über die Schmalseitenfuge von einem BSP-Element auf das benachbarte BSP-Element zu übertragen (Bild 1-2). Dabei sind die Längslagen vorwiegend parallel zur Schmalseitenfuge orientiert.

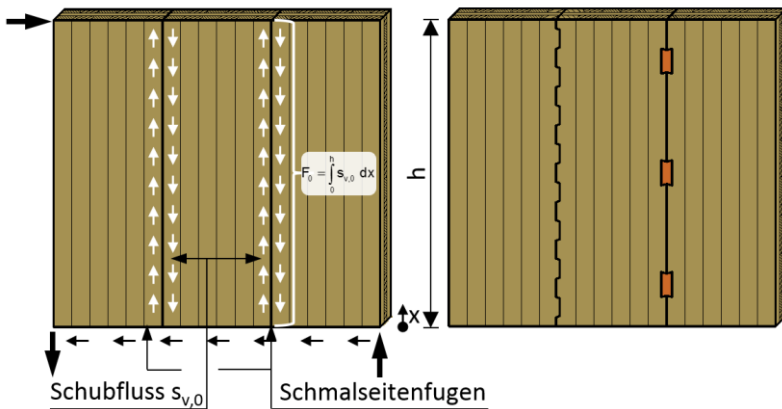
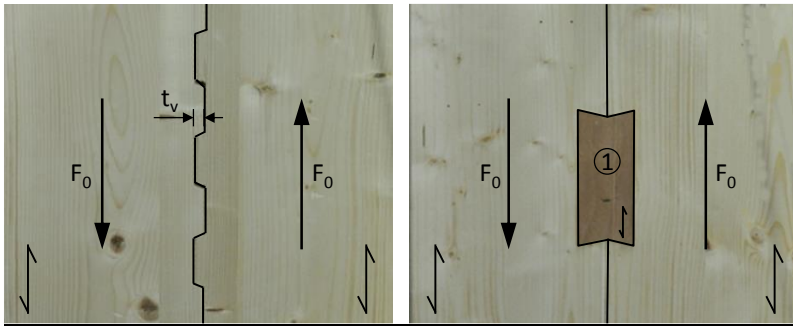


Bild 1-2 Zusammengesetzte Wandscheibe aus BSP (links) und mit Kontaktverbindungen verbundene Wandscheibe (rechts)

Nach dem Kraftübertragungsmechanismus werden direkte und indirekte Kontaktverbindungen unterschieden [6]. Bei **direkten Kontaktverbindungen** werden fugenparallele Kräfte durch direkten Kontakt zweier benachbarter BSP-Elemente übertragen. Dabei wird eine Kontur in ein BSP-Element und die Negativkontur in das benachbarte BSP-Element eingearbeitet (Bild 1-3 links). Dadurch entsteht eine kraftschlüssige Verbindung. Der Vorteil einer direkten Kontaktverbindung besteht darin, dass keine zusätzlichen Teile als Verbinder benötigt werden, um fugenparallele Kräfte zu übertragen. Da jedoch die Stirnseiten beider BSP-Elemente bearbeitet werden müssen, um diese Verzahnung zu erhalten, verbleiben lediglich etwa 50 % der Bruttoschubfläche, wobei zur Gewährleistung der Passgenauigkeit 100 % der Schmalseitenfugenfläche bearbeitet werden

müssen. Zudem verringert sich bei direkten Kontaktverbindungen, abhängig von der Verzahnungstiefe, die effektive Breite des BSP-Elements.



t_v Verzahnungstiefe

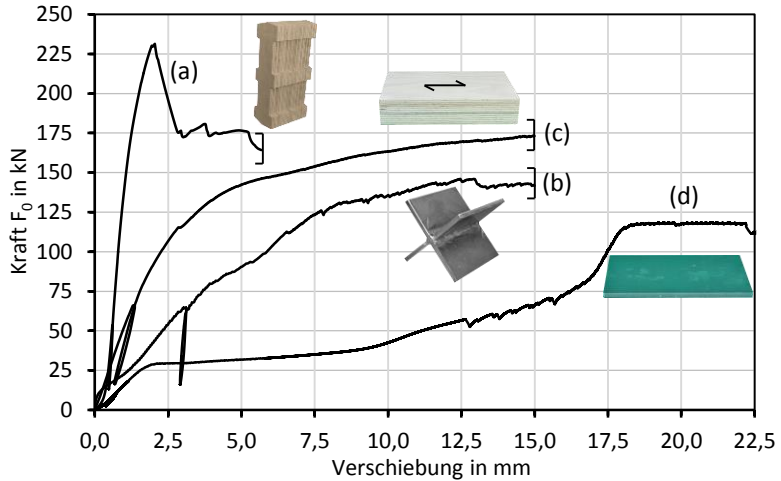
1 Kontaktverbinder aus Buchen-FSH Typ Q mit Doppelschwabenschwanz

Bild 1-3 Direkte Kontaktverbindung (links) und indirekte Kontaktverbindung (rechts)

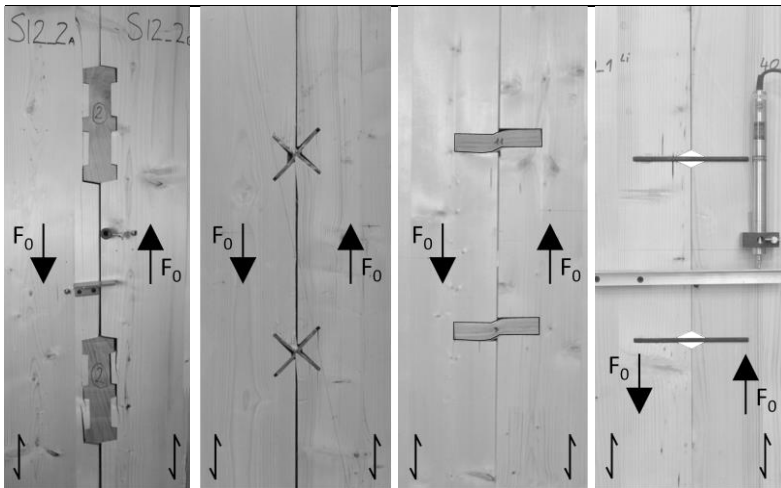
Bei **indirekten Kontaktverbindungen** werden zusätzliche Teile als Verbinder eingesetzt (Bild 1-3 rechts). Dadurch vereinfacht sich der Herstellungs- und Montageprozess wesentlich und die Breite des BSP-Elements wird nicht durch vollflächige Bearbeitungen in der Schmalseitenfuge verringert. Die Schubtragfähigkeit eines Kontaktverbinders pro Längeneinheit sollte den entsprechenden Wert des BSP signifikant überschreiten. Je größer das Verhältnis zwischen der Schubfestigkeit des Kontaktverbinders und des BSP, desto größer ist die verbleibende BSP-Nettoschubfläche und damit die Schubtragfähigkeit des BSP. Dadurch reduziert sich auch der Bearbeitungsaufwand. Ein moderner Holzwerkstoff mit einer hohen Schubfestigkeit ist Buchenurnierschichtholz (Buchen-FSH). Die Rohdichte von Buchen-FSH beträgt in etwa 800 kg/m^3 . Die charakteristische Schubfestigkeit von Buchen-FSH ist in etwa viermal größer, als die des BSP in Scheibenebene. Ausgehend von diesem Festigkeitsverhältnis werden in einer ersten Schätzung lediglich 20 % des BSP-Schubquerschnitts für die Kontaktverbinder benötigt. Der verbleibende Nettoquerschnitt des BSP beträgt folglich 80 %.

Damit die Kontaktverbindungen voll wirksam und später mit den Berechnungsmodellen übereinstimmen, ist eine hohe Präzision obligatorisch. Aus diesem Grund müssen Kontaktverbindungen so gestaltet sein, dass die Herstellung mittels CNC-gesteuerter Abbundanlagen möglich ist. Die Anforderungen, die an das Last-Verschiebungsverhalten von Kontaktverbindungen gestellt werden, können sehr unterschiedlich und fallweise völlig konträr sein. Durch die Verwendung unterschiedlicher Materialien wie beispielsweise Buchen-FSH, Stahl oder Aluminium-Strangpressprofilen kann – je nach Einsatzzweck – das gewünschte Last-Verschiebungsverhalten erreicht werden. Doch nicht nur das Material hat hier einen wesentlichen Einfluss, sondern auch die Geometrie des Kontaktverbinders. Herstellungs- und montagetechnische Restriktionen werden jedoch zu vergleichsweise einfachen Formen für die Kontaktverbinder führen.

Bild 1-4 zeigt die Last-Verschiebungskurven von vier verschiedenen Kontaktverbindungen. Der erste Kontaktverbinder aus Buchen-FSH (Verbindung (a)) ist parallel zur Schmalseitenfuge angeordnet. Verbindung (a) zeigt eine hohe Anfangssteifigkeit und eine hohe Tragfähigkeit. Nach dem spröden Versagen mit signifikantem Lastabfall weist die Verbindung eine nennenswerte Resttragfähigkeit auf, welche im Wesentlichen auf der Schubtragfähigkeit der BSP-Querlage beruht. Die Steifigkeit und Tragfähigkeit der Verbindung (b) mit einem X-förmigen Verbinder liegt signifikant unter der Verbindung (a). Die Vorteile der Verbindung (b) liegen in einem „gutmütigeren“ Last-Verschiebungsverhalten und der Fähigkeit, auch Kräfte rechtwinklig zur Schmalseitenfuge zu übertragen. Das Last-Verschiebungsverhalten der Verbindung (c) mit einem rechtwinklig zur Schmalseitenfuge orientierten Kontaktverbinder aus Buchen-FSH liegt zwischen den Verbindungen (a) und (b). Obwohl es sich um einen Verbinder aus Holz und nicht aus Stahl handelt, verhält sich die Verbindung ausgesprochen duktil. Beide Verbindungen (b) und (c) erreichen eine maximale Verschiebung von 15 mm ohne signifikanten Lastabfall. Das Last-Verschiebungsverhalten wird hauptsächlich durch den BSP-Aufbau, das Verbindermaterial, die Verbindergeometrie, den Achsabstand mehrerer Verbinder untereinander sowie durch die Herstellungspräzision bestimmt.



(a)	(b)	(c)	(d)
Buchen-FSH	Stahl S235 JR	Buchen-FSH	Stahl S235 JR
215 x 100 x 60 mm	120 x 120 x 100 mm	200 x 100 x 40 mm	160 x 100 mm
	t = 6 mm		t = 6 mm



Das 3-lagige BSP hat einen symmetrischen Aufbau (40-20-40 mm) mit der Gesamtdicke von 100 mm und einem Längslagenanteil von 80 % am Gesamtquerschnitt. Die Last wurde parallel zu den Längslagen (F_0) aufgebracht. Jede Verbindung besteht aus zwei Kontaktverbindern.

Bild 1-4 Last-Verschiebungskurven mit zugehörigen Kontaktverbindungen

Jenseits von Anforderungen an das Last-Verschiebungsverhalten (Tragfähigkeit und Steifigkeit) sowie Kosteneffizienz muss sichergestellt sein, dass bei zusammengesetzten BSP-Scheiben kein progressives Versagen auftritt. Dies kann durch Lastumlagerungen im Bauteil vermieden werden. Duktile Kontaktverbindungen können signifikant zu solchen Lastumlagerungen in Bauteilen und damit zu einer größeren Robustheit (= Widerstand gegen progressives Versagen [7]) beitragen. Bild 1-4 zeigt, dass ein querbeanspruchter Kontaktverbinder (c) aus Buchen-FSH die Eigenschaften Tragfähigkeit, Steifigkeit und Duktilität vereint, so dass robuste Wand- und Deckscheiben aus BSP erwartet werden können [14].

Besonders bei Erdbebeneinwirkungen, aber auch bei stoßartigen Einwirkungen kann es wünschenswert sein, dass Verbindungen bereits bei geringen Relativverschiebungen duktil sind. Bleibt die Tragfähigkeit über einen großen Verschiebungsbereich nahezu konstant (= Fließplateau), könnten verschiedene Wandscheiben eines Bauwerkes annähernd gleiche Horizontallasten abtragen, obwohl jeweils unterschiedliche Verschiebungen am Wandkopf auftreten. Zusätzlich kann bei sehr großen Verschiebungen eine vergleichsweise hohe Tragfähigkeit erwünscht sein. Bild 1-4 zeigt für die Verbindung (d) ein solches hochduktilen und mehrstufiges Last-Verschiebungsverhalten. Erreicht wird dieses Last-Verschiebungsverhalten durch eine spezielle Aussparung des BSP im fugennahen Bereich der Stahlblechverbindung.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass das Tragverhalten von zusammengesetzten BSP-Scheiben innerhalb gewisser Grenzen durch Kontaktverbindungen kontrolliert werden kann – Tragverhaltenskontrolle. Dabei überwiegen die Vorteile von indirekten Kontaktverbindungen gegenüber den direkten deutlich, weshalb in dieser Arbeit ausschließlich indirekte Kontaktverbindungen betrachtet werden.

1.5 Verformungsbetrachtungen bei Wandscheiben aus BSP

Die totale horizontale Wandkopfverschiebung setzt sich aus vier Verformungsanteilen zusammen:

Starrkörper- verdrehung	Starrkörpertranslation	Schubverformung	Biegeverformung
»Rocking«	»Slip«	»Shear«	»Bending«

Für zusammengesetzte Wandscheiben unter zyklischer Belastung stellten Gavric et al. [15] fest, dass der weitaus größte Beitrag (> 80 %) zur totalen Wandkopfverschiebung aus dem Mechanismus »Rocking«, also der Starrkörperverdrehung der BSP-Scheibe, geleistet wurde. Der aufaddierte Beitrag aus der Schub- und Biegeverformung beträgt weniger als 3 % und ist damit vernachlässigbar. Grundsätzlich ist der jeweilige Anteil an der Gesamtverformung nicht nur von der Steifigkeit des BSP, sondern auch von der Steifigkeit der Verbindungsmittel und Verankerungen sowie von den Scheibenabmessungen abhängig. Die nachfolgende Betrachtung unterscheidet zwischen drei Verformungszuständen unter einer Horizontallast am Wandkopf (Bild 1-5). Dabei werden ausschließlich die Starrkörperverdrehung der BSP-Einzelemente sowie unterschiedliche Steifigkeiten der Schmalseitenfugenverbindungen (K_{ser}) berücksichtigt.

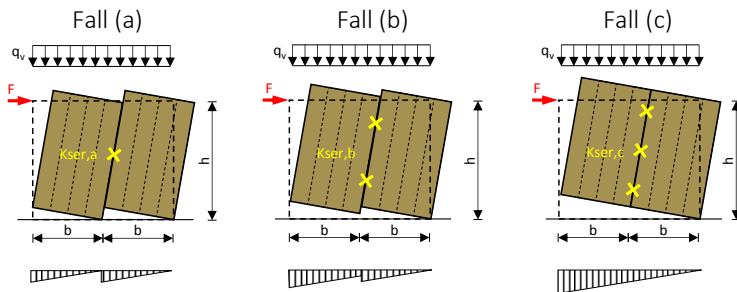


Bild 1-5 Prinzipdarstellung verschiedener Verformungszustände von zusammengesetzten BSP-Wandscheiben in Anlehnung an [15]

Im Fall (a) ist die Steifigkeit der Schmalseitenverbindung gering. Dadurch verhalten sich die BSP-Elemente annähernd wie Einzelelemente. Ist im Gegensatz dazu die Schmalseitenverbindung sehr steif (Fall (c)), werden sich die BSP-Elemente so verhalten, wie eine Wandscheibe aus einem einzelnen Element. Zwischen diesen beiden Grenzfällen liegt der Fall (b). Dieser Fall wird als realistisch angesehen, da Kontaktverbindungen nennenswerte Steifigkeiten (Abs. 1.4) erreichen.

Diese Betrachtung zeigt für zusammengesetzte Wandscheiben aus BSP, dass die Steifigkeit der Verbindungen in den Schmalseitenfugen einen ganz wesentlichen Einfluss auf das Verformungsverhalten einer Wandscheibe und damit auch auf die Beanspruchung der Verbindungen hat. Dies führt zur grundsätzlichen Frage, welcher maximale Wert als Grenzstockwerksverschiebung anzusetzen ist. In der Literatur sind verschiedene Grenzwerte für die Stockwerksverschiebung (inter-storey drift) zu finden (Tabelle 1-1).

Tabelle 1-1 Ausgewählte Verschiebungsgrenzwerte von Wandscheiben

Regelwerk	Grenzzustand	u_{max}
DIN EN 1995-1-1/ NA (NCI 9.2.4.2)	ULS	$h / 100$
SIA 260:2003 und diverse abZ	SLS	$h / 500$
DIN EN 1998:2012-12	Erdbeben	$h / 50$

ULS	Ultimate Limit State
SLS	Serviceability Limit State
h	Stockwerkshöhe
abZ	Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung
u_{max}	Grenzstockwerksverschiebung
Δ_{max}	Maximale Relativverschiebung;
	$\Delta_{max} = b \cdot \gamma = b \cdot u_{max} / h$

Das Diagramm zeigt eine Wandscheibe mit der Höhe h und der Breite b . Die maximale Stockwerksverschiebung u_{max} ist an der Spitze markiert. Die maximale Relativverschiebung Δ_{max} ist an den Fugen markiert. Der Winkel γ ist an der Basis markiert.

Um auf ein grundsätzliches Problem von Schmalseitenfugenverbindungen aufmerksam zu machen, wird ein triviales Beispiel herangezogen. Zur Abschätzung der maximalen Verschiebungen in den Schmalseitenfugen wird näherungsweise von Fall (a) und kontinuierlicher Lasteinleitung ausgegangen.

Beispiel: Zusammengesetzte Scheibe aus BSP-Elementen (Fall a)

$$b = 1,20 \text{ m und } u_{\max} = h/100$$

$$\text{Vereinfacht: } \Delta_{\max} = b \cdot \gamma = 1.200 / 100 \rightarrow \Delta_{\max} = 12 \text{ mm}$$

Nun wird die experimentelle Ermittlung der Tragfähigkeit von mechanischen Verbindungsmitteln bei monotoner Belastung betrachtet (i. d. R. nach DIN EN 26891). Hier wird die Tragfähigkeit als die Last bezeichnet, die vor oder bei einer Relativverschiebung von 15 mm erreicht wird. Bei duktilen Verbindungen wird die Tragfähigkeit häufig erst bei 15 mm ($> \Delta_{\max} = 12 \text{ mm} !$) erreicht.

Das Beispiel macht deutlich, dass bei zusammengesetzten Wandscheiben die Tragfähigkeit von Kontaktverbindern fallweise gar nicht erreicht werden kann, da die Verformungsgrenze der Wandscheibe erreicht wird, bevor ausreichende Verschiebungen in den Schmalseitenfugen auftreten. Die rechnerische Tragfähigkeit von Kontaktverbindern ist somit nicht nur vom Last-Verschiebungsverhalten des Kontaktverbinders selbst, sondern auch von der Verformungsgrenze der BSP-Scheibe abhängig. Bei Erdbebeneinwirkungen können die Konsequenzen noch dramatischer sein, da i. d. R. bis $\Delta = 30 \text{ mm}$ (DIN EN 12512) geprüft wird. Verhalten sich die Schmalseitenverbindungen steifer als angenommen, können die Relativverschiebungen in den Schmalseitenfugen so gering sein, dass die Verbindungsmittel nicht plastizieren und die Energiedissipation signifikant überschätzt wird.

Die maximale Relativverschiebung in der Schmalseitenfuge hängt direkt von der Elementbreite, den Verbindungssteifigkeiten und normativen Restriktionen ab. Insofern muss bei der Bemessung von Verbindungen für zusammengesetzte Scheiben aus BSP die Verformungsgrenze des Bauteils stets überprüft und gegebenenfalls berücksichtigt werden.

Dieser Sachverhalt ist **grundsätzlich bei allen Verbindungstechniken**, also auch bei stiftförmigen Verbindungsmitteln zu berücksichtigen!

1.6 Vorbemerkungen

Einige Teilbereiche der vorliegenden Dissertation wurden bereits vorab publiziert [6], [14], [16], [17], [18] und [19]. Des Weiteren sind in dieser Dissertation Inhalte zweier vom Verfasser eng betreuter und unveröffentlichter Masterarbeiten enthalten: Mahler, P. [20] und Öviz, S. [21]. Dies wird am jeweiligen Kapiteleingang erwähnt. Die aus diesen Arbeiten entnommenen Tabellen und Diagramme werden mit Quellenangaben kenntlich gemacht.

2 Verwendetes BSP

In diesem Abschnitt werden die Untersuchungen der relevanten Materialeigenschaften des verwendeten BSP vorgestellt. Die Vergleichbarkeit der entwickelten Kontaktverbindungen wurde dadurch gewährleistet, dass für alle Untersuchungen BSP mit gleichem Querschnittsaufbau verwendet wurde (Bild 2-1).

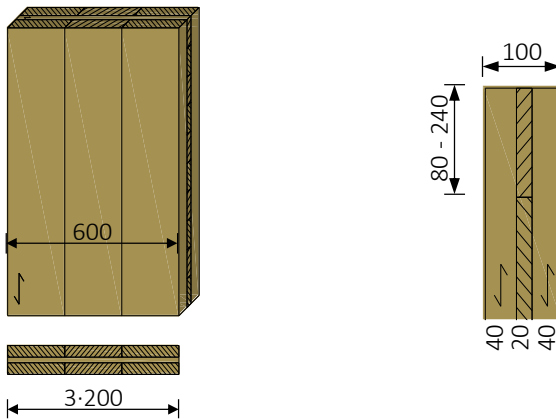


Bild 2-1 Querschnittsaufbau des verwendeten BSP (Maße in mm)

Für alle Versuchskörper wurde ausschließlich BSP aus Nadelholz nach Europäisch Technischer Zulassung ETA-11/0210 verwendet. Die Breite der Grundelemente betrug 600 mm, zusammengesetzt aus drei 200 mm breiten Längslagenbrettern. Nach ETA-11/0210 werden die Lamellen der Längslagen aus den Holzarten Fichte (*Picea Abies*) und Tanne (*Abies Alba*) hergestellt. Die Querlagen können sich aus Kiefer, Douglasie und Lärche zusammensetzen und nach ETA-11/0210 Breiten zwischen 80 mm und 240 mm annehmen. Es handelt sich um einen dreilagigen symmetrischen Aufbau (40-20-40 mm) mit einer Gesamtdicke von 100 mm und einem Längslagenanteil von 80 %. Die Schmalseiten der Längslagen sind aus optischen Gründen miteinander verklebt.

Diese Schmalseitenverklebung darf nicht als tragend angesetzt werden, da der Klebstoff die entsprechenden Anforderungen nicht erfüllt. Die Querlagen sind nicht schmalseitenverklebt. Die Lamellen der Längs- und Querlagen können Keilzinkenverbindungen aufweisen. Die wirksame Schubfestigkeit unter Scheibenbeanspruchung beträgt nach ETA-11/0210 für den Bruttoquerschnitt $f_{v,k} = 1,6 \text{ N/mm}^2$.

Das verwendete BSP entstammte unterschiedlichen Produktionschargen und wird aufgrund einer hinreichenden Übereinstimmung von Rohdichte und Holzfeuchte als Grundgesamtheit zusammengefasst und im Weiteren näher beschrieben. Die Rohdichte des BSP betrug 450 kg/m^3 bei einem Variationskoeffizient $\text{COV} = 4,6 \%$ (Bild 2-2). Die Holzfeuchte der Längslagen wurde an mehr als 250 BSP-Prüfkörper mit dem »Elektrischen Widerstands-Messverfahren« nach DIN EN 13183-2, welches ein Schätzverfahren darstellt, ermittelt. Der mittlere Feuchtegehalt betrug $9,5 \%$ ($\text{COV} = 9,6 \%$). Diese Konditionierung erfüllt die Bedingungen der Nutzungsklasse 1 (NKL 1) mit $u \leq 12 \%$ nach DIN EN 1995.

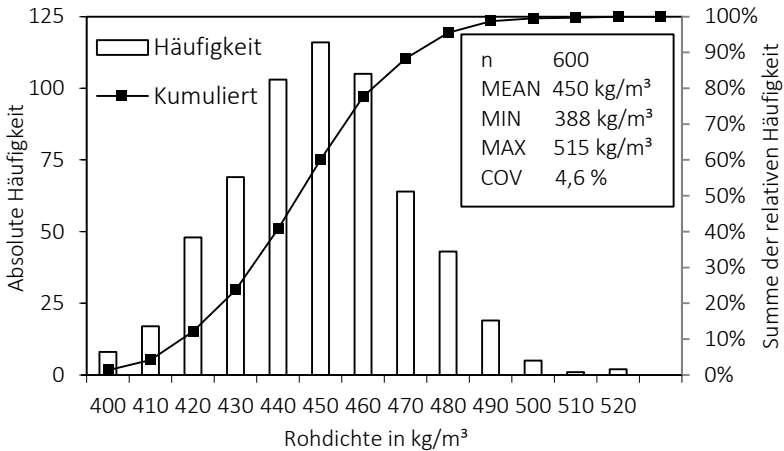


Bild 2-2 Histogramm und Summenhäufigkeit der Rohdichte des BSP

3 Überblick über Kontaktverbindungen

3.1 Allgemeines

In diesem Kapitel sollen die hohen mechanischen Eigenschaften und die Variabilität im Last-Verschiebungsverhalten von Kontaktverbindungen grundsätzlich aufgezeigt werden. Hierzu wurden aus umfangreichen theoretischen und experimentellen Untersuchungen an neuartigen Kontaktverbindungen ([6], [14] und [16]) acht Verbindungen ausgewählt, optimiert und experimentell untersucht.

Wesentlicher Einfluss auf das Last-Verschiebungsverhalten und das Versagen haben das Material, die Geometrie und die Anordnung der Kontaktverbinder. Als Material für die Verbinder werden Buchen-FSH Typ S und Typ Q sowie Stahlblech verwendet. Dies hat zwei Gründe: Erstens sind diese Materialien allgemein am Markt verfügbar und bereits bauaufsichtlich zugelassen. Zweitens haben Voruntersuchungen für Holzbau-Verbinder aus ungewöhnlichen Werkstoffen, wie z. B. mikrobewehrten Platten aus hochfestem Vergussmörtel, ergeben, dass deren Leistungsfähigkeit in einer Kontaktverbindung unterhalb derer der o. g. Werkstoffe liegen.

3.2 Material und Methode

Alle Verbindungen wurden an dreilagigem BSP mit der Gesamtdicke von 100 mm und einem Längslagenanteil von 80 % geprüft (Abschn. 2). Das verwendete Buchen-FSH ist in Abs. 4.6 beschrieben und nach Z-9.1-838 geregelt.

Für die Verbindungen KV1 bis KV7 standen jeweils sechs Versuchskörper zur Verfügung und für die Verbindung KV8 je drei (Tabelle 3-1; Bild 3-1).

Zur Bestimmung des Last-Verschiebungsverhaltens wurden monotone Druckscherversuche nach DIN EN 26891 durchgeführt. Dabei bestand ein Prüfkörper aus zwei BSP-Elementen, die stets mit zwei Kontaktverbindern

in der Schmalseitenfuge verbunden wurden. Die Prüfkörper der Verbindungen KV3 bis KV6, bei denen die Kontaktverbinder quer zur Schmalseitenfuge angeordnet sind, weisen vier Aussparungen auf, wobei nur in den mittleren beiden Aussparungen Kontaktverbinder eingebaut worden sind (Bild 3-2 links). Dadurch soll erreicht werden, dass Schubspannungsspitzen im BSP nicht durch die Lasteinleitung abgemindert werden und ein, in einer realen Verbindung, mögliches Schubversagen des BSP-Elements durch den Versuchsaufbau verhindert wird. Bei den Verbindungen KV1, KV2, KV7 und KV8 wird a priori davon ausgegangen, dass aufgrund der Verbindergeometrie und deren Anordnung die Schubspannungsspitzen im BSP nur im fugenahen Bereich auftreten und diese nicht durch die Lasteinleitung beeinflusst werden (Bild 3-2 Mitte).

Der erste Versuch jeder Reihe wurde weggesteuert mit einer Verschiebungsgeschwindigkeit von 1 mm/min durchgeführt. Die restlichen Versuche jeder Reihe wurden nach dem Belastungsprotokoll nach DIN EN 26891 durchgeführt.

Die Verschiebung wurde auf beiden Seiten mit induktiven Wegaufnehmern gemessen und deren Mittelwert in den Aufzeichnungen verwendet.

Tabelle 3-1 Versuchsprogramm – 45 Einzelversuche

Bez.	Material	Anzahl	a_1 mm	$a_{3,t}$ mm	\ddot{u} mm	Prüfkörperlänge mm
KV 1	Buchen-FSH Typ S	6	460	380	-	1220
KV 2	Buchen-FSH Typ Q	6	440	370	-	1180
KV 3	Buchen-FSH Typ S	6	225	-	213	1101
KV 4	Buchen-FSH Typ S	6	440	-	120	1560
KV 5	Buchen-FSH Typ S	6	440	-	120	1560
KV 6	Buchen-FSH Typ S	6	440	-	120	1560
KV 7	Stahlblech S 235JR	6	391	346	-	1083
KV 8	Stahlblech S 235JR	3	250	250	-	750

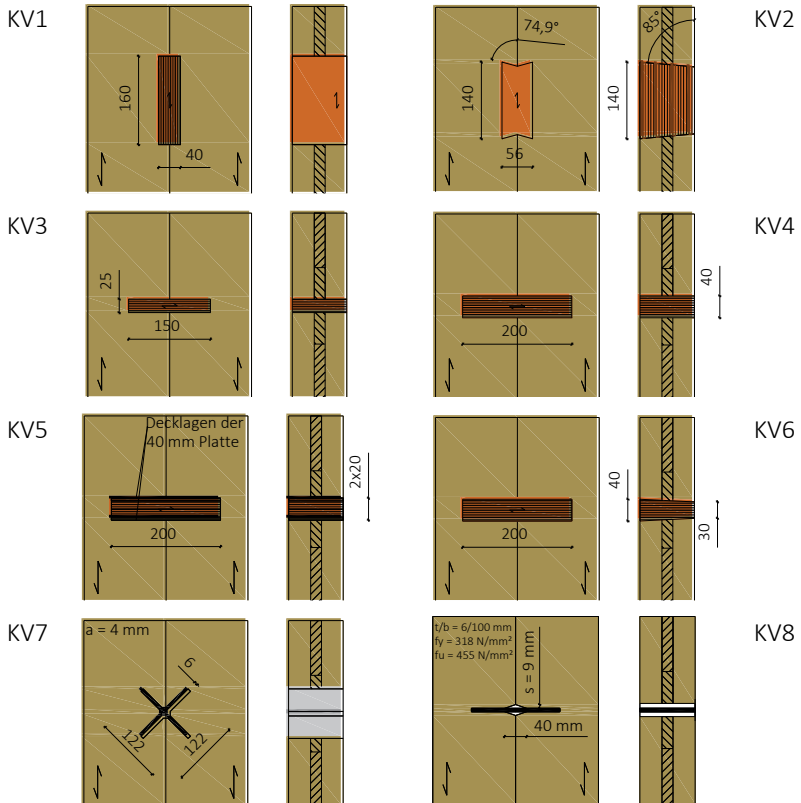
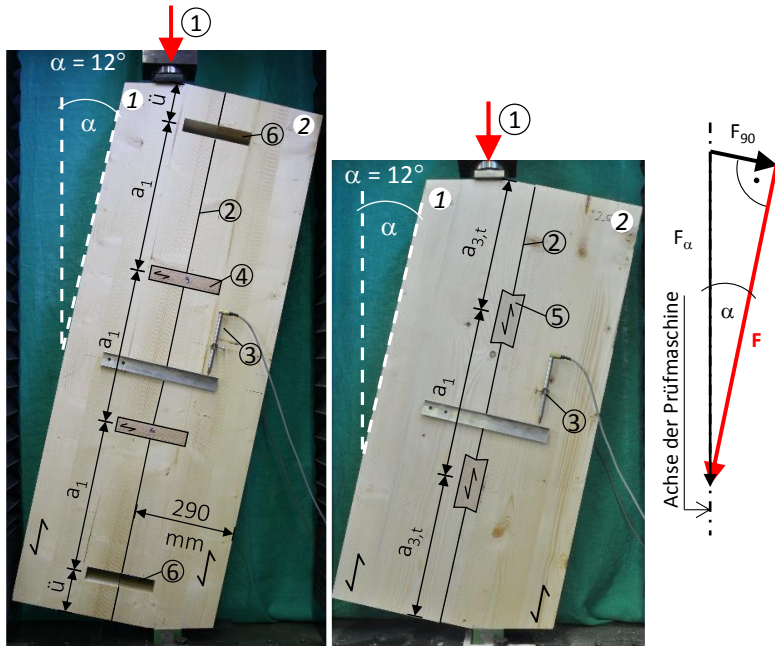


Bild 3-1 Geprüfte Kontaktverbindungen (Maße in mm)



- 1 Lasteinleitung (F_α) mittels Kalotte und dicker Stahlplatte
- 2 Schmalseitenfuge (Gesamtlänge siehe Tabelle 3-1)
- 3 Induktiver Wegaufnehmer (beidseitig)
- 4 Kontaktverbinder aus Buchen-FSH-Typ S
- 5 Kontaktverbinder aus Buchen-FSH-Typ Q
- 6 Aussparung ohne Verbinder
- 1;2 Holzteil i

Bild 3-2 Versuchsaufbau der Druckscherversuche (links und Mitte) und angenommene Kraftzerlegung (rechts)

Die Last wurde über eine Kalotte und eine dicke Stahlplatte in die BSP-Elemente eingeleitet. Aufgrund der aus dem Versuchsaufbau resultierenden Drehung der Prüfkörper zur Achse der eingeleiteten Last ($\alpha = 12^\circ$) wird die in Bild 3-2 rechts dargestellte Kraftzerlegung angenommen. Der Auswertung liegt die parallel zur Schmalseitenfuge wirkende Kraft F zugrunde. Diese wird nach Gleichung (3-1) ermittelt:

$$F = F_\alpha \cdot \cos \alpha \quad (3-1)$$

Die rechtwinklig zur Schmalseitenfuge wirkende Kraft F_{90} ergibt sich nach Gleichung (3-2):

$$F_{90} = F \cdot \tan \alpha \quad \text{bzw.} \quad F_{90} = F_{\alpha} \cdot \sin \alpha \quad (3-2)$$

Durch den Versuchsaufbau kommt es im Versuchsfortschritt zu einer geringen Verdrehung des Prüfkörpers in der Ansichtsebene. Diese Winkeländerung bleibt in der Auswertung unberücksichtigt, da der Einfluss auf die Prüfergebnisse bei Verschiebungen bis 15 mm als vernachlässigbar angesehen wird. Aufgrund der Typologie von Druckscherversuchen können durch die Kraft F_{90} in der Schmalseitenfuge Reibungskräfte hervorgerufen werden, die zu Tragfähigkeits- und Steifigkeitssteigerungen führen können. Dieser Einfluss wird in diesem Kapitel nicht weiter betrachtet, da hier nur die grundsätzliche Leistungsfähigkeit von Kontaktverbindungen aufgezeigt werden soll.

3.3 Ergebnisse

Alle Ergebnisse beziehen sich auf die Kraft F parallel zur Schmalseitenfuge und auf zwei Kontaktverbinder je Prüfkörper.

KV1: Die Last-Verschiebungskurven (Bild 3-3) zeigen hohe Anfangssteifigkeiten und mehrheitlich signifikante Lastabfälle im Verschiebungsbereich von 1 bis 2 mm. Diese Lastabfälle sind auf ein Schubversagen von mindestens einer der beiden BSP-Längslagen zurückzuführen. In den Versuchen traten drei von fünf möglichen Versagensmechanismen (VM) auf:

- VM1 = Schubbruch beider BSP-Längslagen im Vorholzbereich des Verbinders
- VM2 = Schubbruch einer BSP-Längslage im Vorholzbereich des Verbinders und Torsion des Kontaktverbinders als Sekundärversagen
- VM3 = Druckversagen parallel zur Faser
- VM4 = Versagen des Verbinders aus Buchen-FSH
- VM5 = Auseinanderspreizen der Verbindung [6]

VM 1: Tritt das Schubversagen bei beiden BSP-Längslagen im Vorholzbereich eines Verbinders auf, dann versagt das BSP im Vorholzbereich des zweiten Verbinders ebenfalls auf Schub (KV1_3; KV1_6). Es handelt sich somit um ein progressives Schubversagen des BSP. In der Folge fällt die Resttragfähigkeit auf ein nicht nennenswertes Niveau ab und die Verbindung verhält sich spröde (Bild 3-4 links).

VM 2: Tritt das Schubversagen an nur einer der beiden BSP-Längslagen im Vorholzbereich eines Verbinders auf (KV1_1; KV1_2; KV1_4), ist der daraus resultierende Lastabfall wesentlich geringer und die Verbindung verfügt über eine nennenswerte Resttragfähigkeit. Durch das vorzeitige Schubversagen einer BSP-Längslagenebene im Vorholzbereich eines Verbinders wird dieser ausmittig belastet. In der Folge entsteht ein Torsionsmoment M_{Tor} , das auf den Verbinder wirkt. Dadurch verdrehen sich sowohl der Verbinder, als auch die beiden BSP-Elemente gegeneinander (Bild 3-4 Mitte). Bild 3-4 rechts zeigt die am benachbarten, nicht auf Schub versagten, BSP-Element aufgetretenen plastischen Druckverformungen.

VM 3: Wird bei beiden Verbindern einer Verbindung (KV1_5) die Lochleibungsfestigkeit, resp. die Druckfestigkeit parallel zur Faser der BSP-Längslagen erreicht bevor BSP-Schubversagen eintritt, treten keine signifikanten Lastabfälle auf und die Verbindung verhält sich duktil.

VM 4: In keinem Fall trat ein Versagen der Kontaktverbinder aus Buchen-FSH ein.

VM 5: Die Spreizkraft aus der ausmittigen Beanspruchung des Kontaktverbinders wurde mit der aus dem Versuchsaufbau resultierenden Kraft F_{90} überdrückt.

Abweichend von der Beschreibung des Versuchsaufbaus wurde bei KV1_1 bis KV1_4 keine Kalotte verwendet.

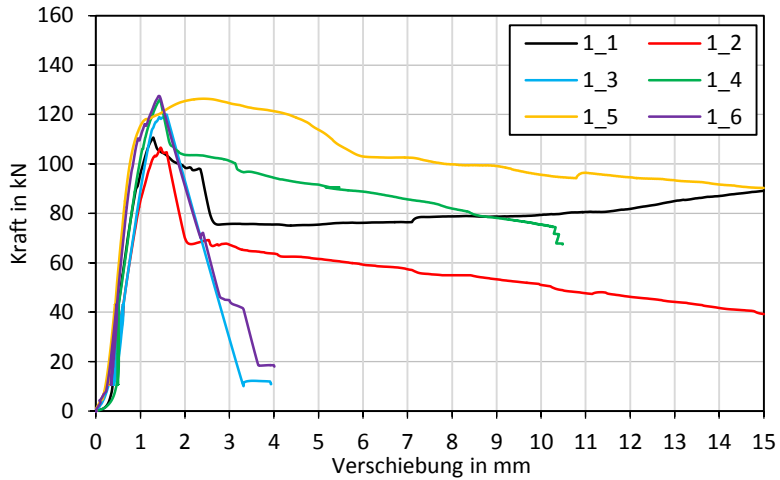


Bild 3-3 KV1: Last-Verschiebungskurven

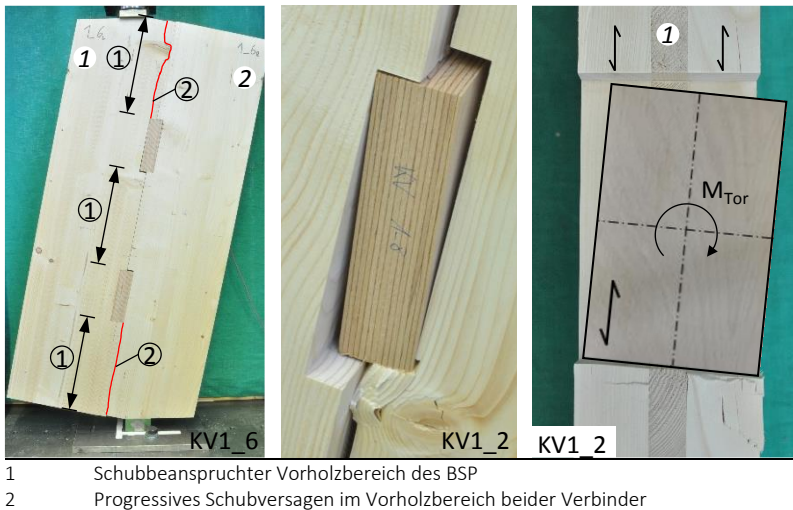


Bild 3-4 KV1: Schubversagen (links), tordierte Kontaktverbinder und BSP-Elemente (Mitte) und daraus resultierende Druckverformung des BSP (rechts)

KV2: Bei allen Verbindungen trat ein Schubversagen des BSP im Vorholzbereich auf, was an den signifikanten Lastabfällen der Last-Verschiebungskurven erkennbar ist (Bild 3-5). In den meisten Fällen trat das progressive Schubversagen im Vorholzbereich beider Kontaktverbinder auf, weshalb die so versagten Verbindungen über keine nennenswerte Resttragfähigkeit mehr verfügen. Bei den Verbindungen KV2_2 und KV2_5 versagte nur eine Längslage und der Verbinder tordierte. Dies führt, wie bei KV1 beschrieben, zu einem duktilen Nachbruchverhalten und einer nennenswerten Resttragfähigkeit. In keinem Fall trat ein Versagen des Verbinders ein.

KV3: Das Last-Verschiebungsverhalten ist bis etwa 6 mm als duktil zu bezeichnen (Bild 3-6). Erst bei größeren Verschiebungen traten nennenswerte Lastabfälle auf. In allen Fällen traten signifikante Druckverformungen rechtwinklig zur Faser des Kontaktverbinders im fugennahen Bereich auf. Bei größeren Verschiebungen gegen Versuchsende wurden die Kontaktverbinder im fugennahen Bereich abgeschert. Außer bei KV3_3 und KV3_6 trat in allen Fällen zusätzlich ein Schubversagen des BSP im Vorholzbereich auf. Bei KV3_2, KV3_4 und KV3_5 führte dieses spröde Versagen zu signifikanten Lastabfällen. Abweichend von der Beschreibung des Versuchsaufbaus wurde bei dieser Reihe keine Kalotte verwendet.

KV4, KV5 und KV6: Diese querbeanspruchten Kontaktverbindungen unterscheiden sich untereinander nur durch den Aufbau der Kontaktverbinder. Die Last-Verschiebungskurven sind qualitativ ähnlich und als duktil zu bezeichnen (Bild 3-7). Maßgeblicher Versagensmechanismus ist das Querdrukversagen des Kontaktverbinders aus Buchen-FSH im fugennahen Bereich. Bei großen Verschiebungen tritt fallweise ein durch Schwindrisse und Querzugspannungen begünstigtes Schubversagen des BSP-Querschnitts auf. Die damit einhergehenden Lastabfälle sind, vor dem Hintergrund, dass in Bauwerken mit zusammengesetzten BSP-Scheiben so große Verschiebungen selten erreicht werden, unbedeutend.

KV7: Die Last-Verschiebungskurven sind unregelmäßig und weisen neben signifikanten Lastabfällen auch Versteifungseffekte auf. Zwar treten bei großen Verschiebungen auch Biegeverformungen des Stahlblech-Kreuzverbinders auf, aber am auffälligsten ist dessen Verdrehung (Bild 3-8). In der Folge stellt sich ein sehr komplexes lokales Versagen des BSP ein, was

als Interaktion aus Querzug, Schub und Druck unter einem Kraft-Faser-Winkel beschrieben werden kann.

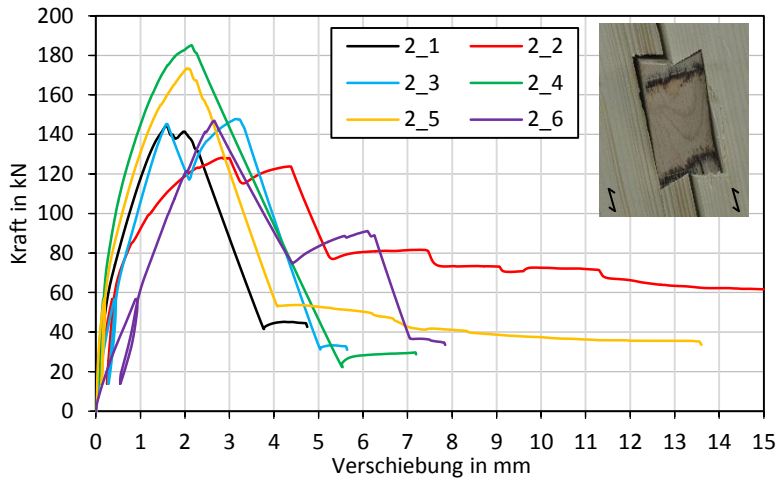


Bild 3-5 KV2: Last-Verschiebungskurven mit typischem Versagensbild

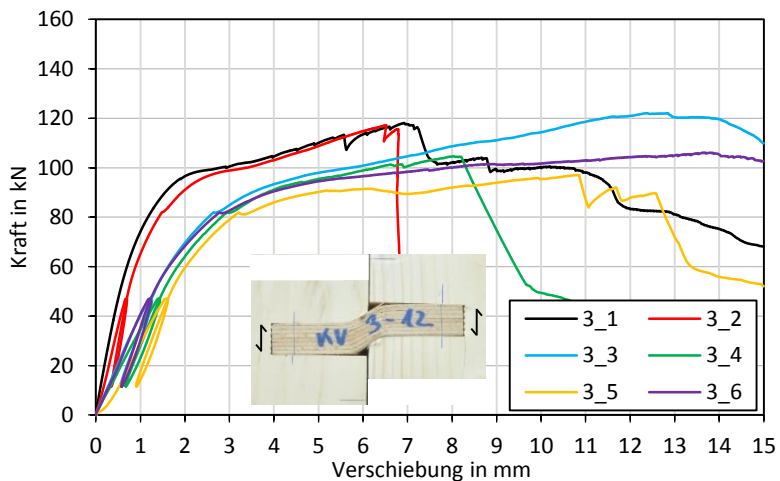


Bild 3-6 KV3: Last-Verschiebungskurven mit typischem Versagensbild

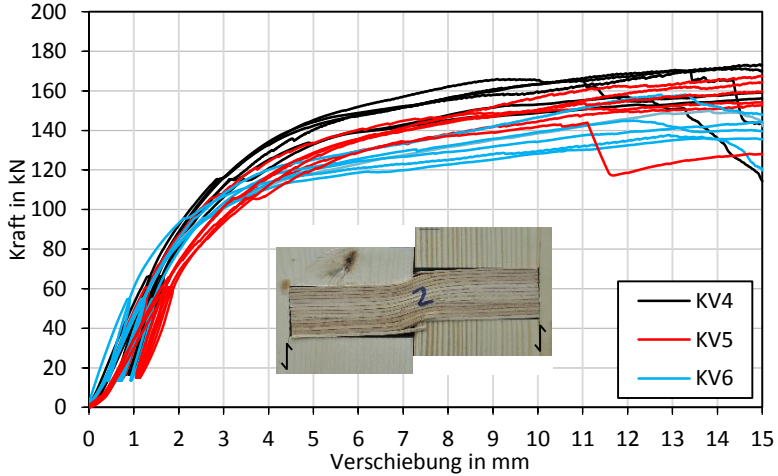


Bild 3-7 KV4, KV5 und KV6: Last-Verschiebungskurven mit typischem Versagensbild

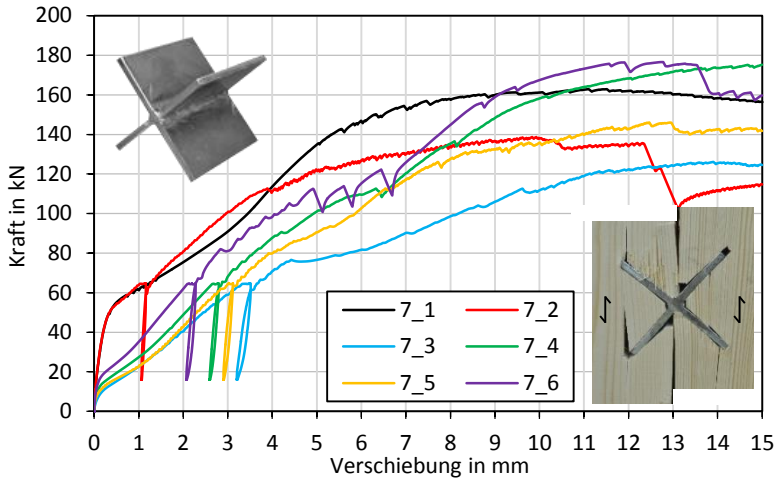


Bild 3-8 KV7: Last-Verschiebungskurven mit typischem Versagensbild

KV8: Bei allen Versuchen stellten sich planmäßig zwei Fließgelenke im Stahlblech und ein duktiler Last-Verschiebungsverhalten ein. In den Last-Verschiebungskurven dieser Verbindung können zwei planmäßige Fließplateaus (FP) festgestellt werden (Bild 3-9). Bei gegebenen Randbedingungen (Materialfestigkeiten und Abmessungen) kann die Lage des ersten FP durch den Zwischenabstand t_{gap} festgelegt werden. Die Lage des zweiten FP kann über das Verstichmaß s festgelegt werden. Im konkreten Fall betrug $s = 9 \text{ mm}$ (vgl. Bild 3-1), wodurch das 2. Fließplateau rechnerisch bei $2 \cdot s = 18 \text{ mm}$ erreicht wird. Der Vergleich mit den Last-Verschiebungskurven in Bild 3-9 zeigt eine gute Übereinstimmung.

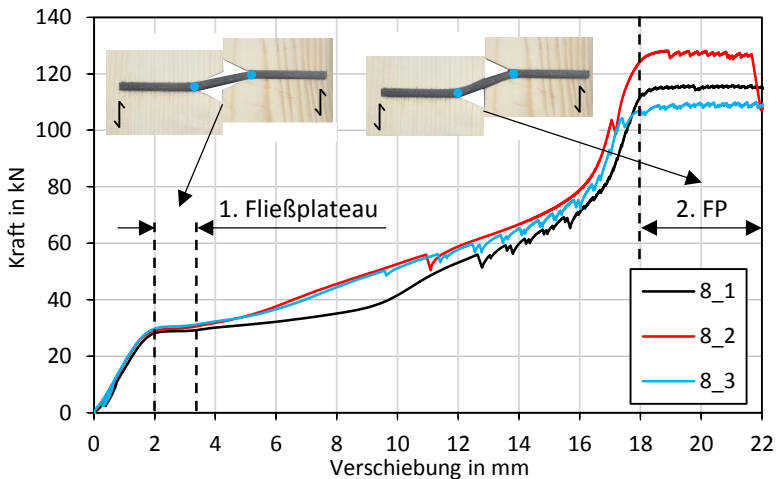


Bild 3-9 KV8: Last-Verschiebungskurven mit typischem Versagensbild

Die Ergebnisse der Einzelversuche sind dem Anhang zu entnehmen.

3.4 Diskussion

Werden die erreichten Höchstlasten F_{max} der Verbindungen unabhängig von der zugehörigen Verschiebung verglichen, so liegen diese alle in der gleichen Größenordnung (Bild 3-10). Tabelle 3-2 zeigt jedoch, dass die Verbindungen bei denen die Kontaktverbinder parallel zur Schmalseitenfuge

angeordnet sind (KV1; KV2) bereits bei sehr geringen Verschiebungen hohe Tragfähigkeiten erreichen, also über hohe Anfangssteifigkeiten verfügen. Im Hinblick auf die Gebrauchstauglichkeit von zusammengesetzten BSP-Scheiben in Bauwerken ist dieses Verhalten wünschenswert.

Die Steifigkeit quer zur Schmalseitenfuge angeordneter Kontaktverbinder aus Buchen-FSH beträgt im Mittel nur etwa 1/4 derer parallel zur Schmalseitenfuge angeordneter Kontaktverbinder (Tabelle 3-2). Bei größeren Verschiebungen erreichen querbeanspruchte Kontaktverbindungen tendenziell höhere Tragfähigkeiten als parallel beanspruchte.

Durch den keilförmigen Zuschnitt der Verbindungen KV2 und KV5 und das Eintreiben der Verbinder in die Aussparungen mittels Hammerschlägen konnte eine undefinierte Vorspannung aufgebracht werden. Dadurch konnte der Anfangsschlupf, welcher durch Herstellungstoleranzen entsteht, nahezu vollständig vermieden werden. Bei sehr steifen Verbindern, wie das bei KV2 der Fall ist, besteht die Gefahr, dass beim Eintreiben eine derart hohe Vorspannung aufgebracht wird, dass bereits bei der Montage ein BSP-Längsschubversagen auftritt. Bei querbeanspruchten Kontaktverbindungen mit keilförmigen Zuschnitt ist diese Gefahr deutlich geringer, da die Vorspannung durch die geringere Steifigkeit des Verbinders rechtwinklig zur Faser limitiert ist.

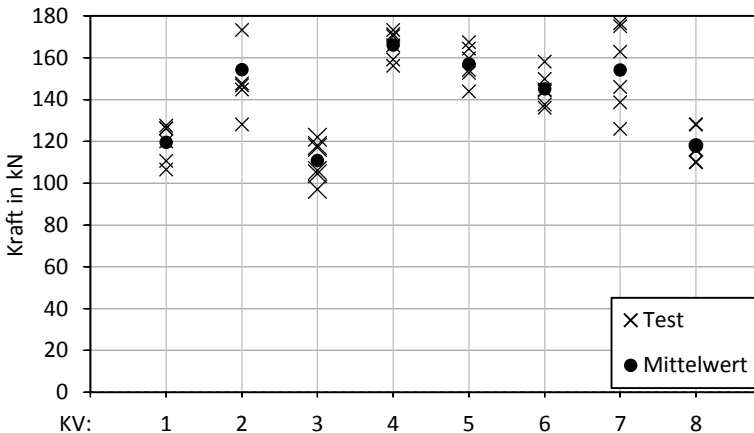


Bild 3-10 Höchstlasten der Kontaktverbindungen

Die Tragfähigkeit querbeanspruchter Kontaktverbinder wird durch den keilförmigen Zuschnitt und der damit einhergehenden Querschnittsreduzierung verringert. Jedoch führt dies zu höheren Steifigkeiten, reduziertem Anfangsschlupf, ohne dass die Duktilität negativ beeinflusst wird.

Tabelle 3-2 Mittelwerte der Versuchsergebnisse

KV	F_{\max} kN	COV %	k_s kN/mm	COV %	$F_{(1,2\text{ mm})}$ kN	$F_{(6\text{ mm})}$ kN	$F_{(12\text{ mm})}$ kN	$F_{(15\text{ mm})}$ kN
1	120	7,49	151	41,7	111	81,8	74,2	74,9
2	154	13,5	187	53,6	121	53,9	51,0	61,7
3	111	8,74	36,7	8,31	53,9	103	99,1	83,2
4	166	4,20	48,6	5,18	55,5	146	161	153
5	157	5,47	44,0	11,1	45,1	134	149	154
6	145	5,59	51,2	8,08	55,2	124	142	138
7	154	13,3	29,0	47,5	41,3	114	151	145
8	118*	7,82	17,0	3,64	20,4	35,5	56,6	68,6

F_{\max} Höchstlast die bis Δ erreicht wurde $\triangleq F_{\max} (\Delta \leq 15\text{ mm})$
 $*F_{\max}$ Höchstlast die bis Δ erreicht wurde $\triangleq F_{\max} (\Delta \leq 22\text{ mm})$
 k_s Verschiebungsmodul aus Erstbelastung

Die Verbindung KV7 wurde mit einem Verbinder-Prototyp aus Stahlblech hergestellt. Es wurde gezeigt, dass diese Verbindung hinreichende mechanische Eigenschaften aufweist. Ein Vorteil des Kreuzverbinders ist, dass auch Kräfte rechtwinklig zur Schmalseitenfuge übertragen werden können. Das Stahlkreuz soll aus Kostengründen durch Aluminium-Strangpressprofile ersetzt werden. Die weitere Entwicklung ist nicht Gegenstand dieser Dissertation, wird aber möglicherweise im Rahmen industrieller Forschung weiter verfolgt.

3.5 Zusammenfassung

Im Rahmen eines Forschungsprojekts am KIT – Holzbau und Baukonstruktionen wurden über 30 verschiedene Kontaktverbindungen untersucht. Davon wurden acht optimierte Verbindungen vorgestellt. Es wurde gezeigt, dass – innerhalb gewisser Grenzen – das Last-Verschiebungsverhalten und die Versagensmechanismen durch das Material, die Geometrie und die Anordnung der Kontaktverbinder beeinflusst werden können. Im Allgemeinen liegen die Tragfähigkeit und die Steifigkeit nennenswert über den entsprechenden Werten üblicher BSP-Verbindungen.

Neben den mechanischen Eigenschaften werden noch weitere Anforderungen an Kontaktverbindungen gestellt, die in einer integralen Bewertung zu berücksichtigen sind. Diese sind insbesondere:

- Duktilität und die daraus resultierende Robustheit von Bauteilen
- Einfache Herstellung und Montage
- Robustes Bemessungsmodell
- Wirtschaftlichkeit

Erst wenn eine Verbindung alle Anforderungen hinreichend erfüllt, ist diese effektiv und effizient – mit anderen Worten: »leistungsfähig«. Nach diesen Kriterien werden zwei der untersuchten Kontaktverbindungen (KV4 und KV8) als besonders leistungsfähig angesehen und wissenschaftlich untersucht.

Im Falle von Erdbebeneinwirkungen soll die planmäßige Energiedissipation in den Wandscheiben stattfinden. Die Deckenscheiben sollen sich möglichst steif und elastisch verhalten, um eine gleichmäßige Lastweiterleitung in die Wände zu ermöglichen und den Gültigkeitsbereich bewährter Rechenmodelle nicht zu verlassen. Weiche Deckenscheiben könnten zu einem hochkomplexen und nichttrivialen Bauwerksverhalten führen und werden deshalb vermieden. Bei statischen und quasi-statischen Einwirkungen sollen sich Verbindungen im Hinblick auf den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit möglichst steif verhalten.

Die Kontaktverbindungen können nach dem Bauteil und der Beanspruchung wie folgt unterschieden werden (Bild 3-11):

- Verbindungen für Wand- und Deckenscheiben (Buchen-FSH)
- Verbindungen für Wandscheiben (Stahlblech mit Zwischenabstand)


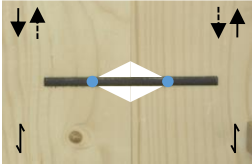


Bauteil:	Art der Einwirkung:	
	Statisch und quasi-statisch	Erdbeben
Wandscheiben	 <p>steif / duktil</p>	 <p>duktil</p>
Deckenscheiben	 <p>steif / duktil</p>	 <p>steif / duktil</p>

Bild 3-11 Wünschenswerte Bauteileigenschaften und geeignete Kontaktverbindungen für Wand- und Deckenscheiben

4 Kontaktverbindungen für Deckenscheiben

4.1 Allgemeines

Kontaktverbinder aus Buchen-FSH, die rechtwinklig zur Schmalseitenfuge eingebaut sind, werden vorwiegend quer zur Faser beansprucht. Daher können solche Verbindungen ein duktiles, also ein „gutmütiges“ Last-Verschiebungsverhalten aufweisen. Des Weiteren werden verhältnismäßig hohe Tragfähigkeiten erreicht. Aus diesen Gründen wurden querbeanspruchte Kontaktverbinder in einer experimentellen Parameterstudie vertieft untersucht. Dabei wurde die Schlankheit der Kontaktverbinder variiert. Die wesentlichen Ziele dieser Untersuchung waren:

- Identifizierung möglicher Versagensmechanismen in Abhängigkeit von der Schlankheit
- Bestimmung der Grenzschlankheit, bei der das Last-Verschiebungsverhalten durch Querdruckversagen im fugennahen Bereich dominiert wird
- Schaffung einer Grundlage für einen Bemessungsvorschlag

Bei querbeanspruchten Kontaktverbindungen können lokal unterschiedliche Beanspruchungen auftreten, die das globale Last-Verschiebungsverhalten beeinflussen (Tabelle 4-1).

Tabelle 4-1 Mögliche lokale Beanspruchungen

BSP-Element	Kontaktverbinder
Längsdruck	Querdruck
Querdruck	Schub
Druck unter einem KFW	Scherung
Querzug	Biegung
Längsschub	Verdrehung

Die einzelnen Beanspruchungen treten in der Regel kombiniert und in unterschiedlicher Ausprägung auf. Deshalb müssen, bevor ein mechanisches Modell angegeben und daraus ein Bemessungsvorschlag abgeleitet werden kann, Versuche an Verbindungen zur Bestimmung des Last-Verschiebungsverhaltens und der Versagensmechanismen durchgeführt werden. Zur Quantifizierung von traglaststeigernden Effekten aus Reibung werden ergänzend numerische Untersuchungen durchgeführt. Die experimentellen Ergebnisse dieses Kapitels wurden im Rahmen der Masterarbeit von Mahler [20] erarbeitet.

4.2 Material und Methode

4.2.1 Druckscherversuche Buchen-FSH Verbindungen

Bild 4-1 zeigt die symmetrisch aufgebaute Verbindung, bestehend aus einem Kontaktverbinder aus Buchen-FSH (Z-9.1-838 Typ S) in der Schmalseitenfuge, welcher zur Übertragung einer fugenparallelen Kraft zwischen zwei benachbarten BSP-Elementen eingesetzt wird.

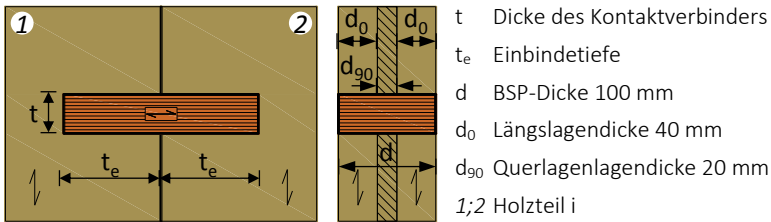


Bild 4-1 Definitionen am querbeanspruchten Kontaktverbinder

Im Rahmen der experimentellen Untersuchung wurden 40 mm und 25 mm dicke Kontaktverbinder betrachtet, wobei die Reihe 25 mm lediglich als Referenzreihe dient. Das Versuchsprogramm umfasste je Dicke sechs Versuchsreihen mit jeweils fünf Einzelversuchen (Tabelle 4-2). Innerhalb einer Reihe unterscheidet sich die Schlankheit der Verbinder, die sich aus dem Quotient der Einbindetiefe und der Verbinderdicke ergibt ($\lambda = t_e / t$).

Tabelle 4-2 Versuchsprogramm – 60 Einzelversuche

Reihe 40	λ	t_e in mm	Reihe 25	λ	t_e in mm
40_1	1,0	40	25_1	1,0	25,0
40_2	1,5	60	25_2	1,5	37,5
40_3	2,0	80	25_3	2,0	50,0
40_4	2,5	100	25_4	2,5	62,5
40_5	3,0	120	25_5	3,0	75,0
40_6	3,5	140	25_6	3,5	87,5

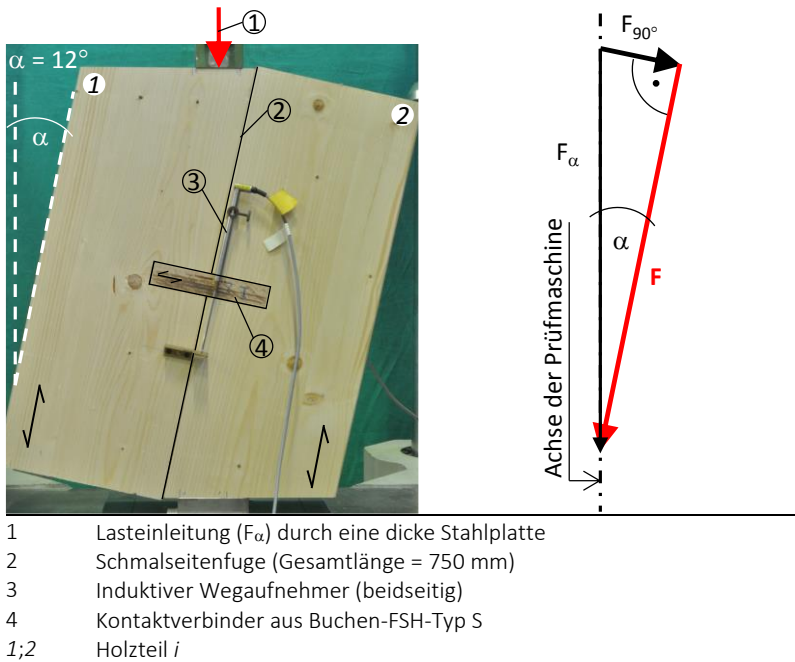


Bild 4-2 Versuchsaufbau der Druckscherversuche (links) und angenommene Kraftzerlegung (rechts)

Ein Prüfkörper bestand dabei aus zwei BSP-Elementen, die mit einem Kontaktverbinder in der Schmalseitenfuge verbunden wurden (Bild 4-2). Die Versuche wurden nach DIN EN 26891 mit einer Universalprüfmaschine durchgeführt. Die Verschiebung wurde auf beiden Seiten mit induktiven

Wegaufnehmern gemessen und deren Mittelwert bei den Auswertungen verwendet. Die Last wurde über dicke Stahlplatten in die BSP-Elemente ein- und ausgeleitet. Die Prüfkörpergeometrie wurde so gewählt, dass die Stahlplatten bis auf 15 mm an die Schmalseitenfuge heranreichten, siehe Bild 4-2. Dadurch wurde sichergestellt, dass kein sprödes Längsschubversagen der BSP-Elemente im Vorholzbereich auftreten konnte und die Eigenschaften der Buchen-FSH-Verbindung bis zum Erreichen der Grenzverschiebung ermittelt werden konnte. Aufgrund der aus dem Versuchsaufbau resultierenden Drehung der Prüfkörper zur Achse der eingeleiteten Last ($\alpha = 12^\circ$) wird die Abschnitt 3 erläuterte Kraftzerlegung angenommen. Der Auswertung liegt die parallel zur Schmalseitenfuge wirkende Kraft F zugrunde.

4.2.2 Kontaktverbinder aus Buchenfurnierschichtholz

Die Kontaktverbinder wurden aus dem Holzwerkstoff Buchen-FSH Typ S hergestellt, welcher als 40 mm dickes Plattenmaterial mit den Abmessungen Länge/Breite = 2.000/520 mm zur Verfügung stand. Aus diesem Plattenmaterial wurden in einem ersten Arbeitsschritt Lamellen herausgetrennt. In einem zweiten Arbeitsschritt entstanden durch Abkappen der Lamellen die Kontaktverbinder (Tabelle 4-3).

Die im Vergleich zum heimischen Nadelholz ohnehin schon hohen Festigkeiten der Buche (*Fagus sylvatica*) werden bei Furnierschichtholz durch Homogenisierungseffekte nochmals gesteigert. Jedoch haben Untersuchungen an »Brettschichtholz aus Buchen-FSH Typ S« gezeigt, dass die Rohdichte produktionsbedingt (Pressdruck und Hitze) über die Plattendicke nicht konstant verteilt ist. Beispielhaft zeigt Bild 4-3 das Rohdichteprofil von BSH aus Buchen-FSH. Es ist festzustellen, dass die Rohdichte im Randbereich der Platten höher und in Plattenmitte niedriger ist [22].

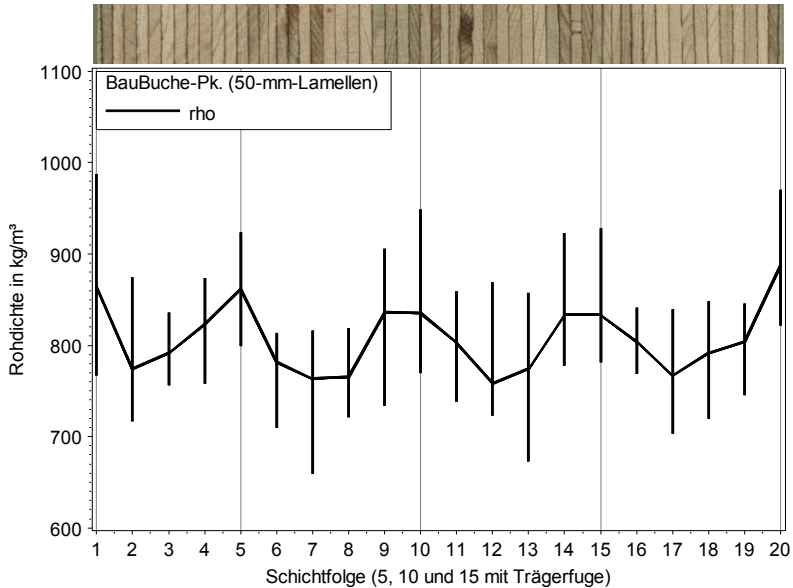
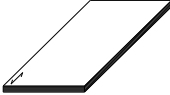




Bild 4-3 Rohdichteprofil von BSH aus Buchen-FSH. Schaubild zeigt die Minimal-, Maximal- und Mittelwerte aus 10 Messungen an BSH aus 4 Furnierschichtholzlagen mit jeweils 5 Furnierlagen [22]

Ausgehend von dieser Beobachtung sollte auch bei Kontaktverbindern, die die gleiche Dicke wie das Ausgangsmaterial aufweisen (hier: Reihe 40), nicht a priori von einer homogenen Verteilung der Rohdichte über die Plattenfläche ausgegangen werden. Deshalb wird überprüft, ob signifikante Rohdichteunterschiede und in der Konsequenz signifikante Festigkeitsunterschiede über die Plattenfläche festzustellen sind. Hierzu wurde die Rohdichte der Platten, der Lamellen sowie der Kontaktverbinder bestimmt (Tabelle 4-3). Ziel war es, eine hinreichende Aussage über die Rohdichteverteilung über die Deckfläche der Buchen-FSH-Platten treffen zu können. Der Quotient aus der mittleren Rohdichte der Lamellen resp. Kontaktverbinder mit der mittleren Rohdichte der Platten beträgt $> 0,99$ bei Variationskoeffizienten $< 2\%$ (Tabelle 4-3).

Tabelle 4-3 Rohdichte von Buchen-FSH-Typ S mit $t = 40 \text{ mm}$

Prozessschritte:	Platte	1. Lamelle	2. Verbinder
			
ρ_{mean} in kg/m^3	791	787	786
COV in %	1,92	1,72	1,43
$\rho_{i,\text{mean}}/\rho_{\text{Platte,mean}}$	1,00	0,995	0,994

Insofern kann die Rohdichteverteilung über die Deckfläche der Platten als nahezu konstant angesehen werden, sofern das Ausgangsmaterial in Dickenrichtung nicht bearbeitet wird. Die mittlere Rohdichte der Kontaktverbinder der Reihe 40 betrug 786 kg/m^3 . Zur Herstellung der Verbinder der Reihe 25 wurde das Ausgangsmaterial in Dickenrichtung bearbeitet und die Randfurniere mit hoher Rohdichte entfernt, so dass die mittlere Rohdichte der Reihe 25 mit 771 kg/m^3 etwas geringer ist. Die Holzfeuchte wurde stichprobenartig bestimmt und lag bei $u = 7,5 \%$.

Die Biegefestigkeit wurde in Anlehnung an DIN EN 408 mittels 4-Punkt-Biegeversuchen an 100 mm breiten Lamellenabschnitten für beide Reihen stichprobenartig bestimmt. Der Mittelwert der Biegefestigkeit der 40 mm dicken Kontaktverbinder betrug 117 N/mm^2 . Die Biegefestigkeit der 25 mm dicken Verbinder betrug 129 N/mm^2 , siehe Tabelle 4-4. Die Einzelwerte sind dem Anhang zu entnehmen. An den Lamellen wurde der dynamische Längs-E-Modul (E_{dyn}) gemessen und es wurde eine geringe Streuung festgestellt.

Tabelle 4-4 Biegefestigkeit und dynamischer E-Modul des Buchen-FSH

Dicke t mm	Einzelversuche	$f_{m,\text{mean}}$ N/mm^2	COV %	E_{dyn}	COV
				N/mm^2	%
40	10	117	10,1	17925	3,34
25	6	129	11,8	18180	5,80

4.2.3 Brettsperrholz

Die BSP-Elemente stammen aus der in Abschnitt 2 beschriebenen Gesamtheit. Die mittlere Rohdichte der Längslagen betrug 421 kg/m^3 bei einer mittleren Längslagenfeuchte $10,8 \%$ ($\text{COV} = 4,86 \%$).

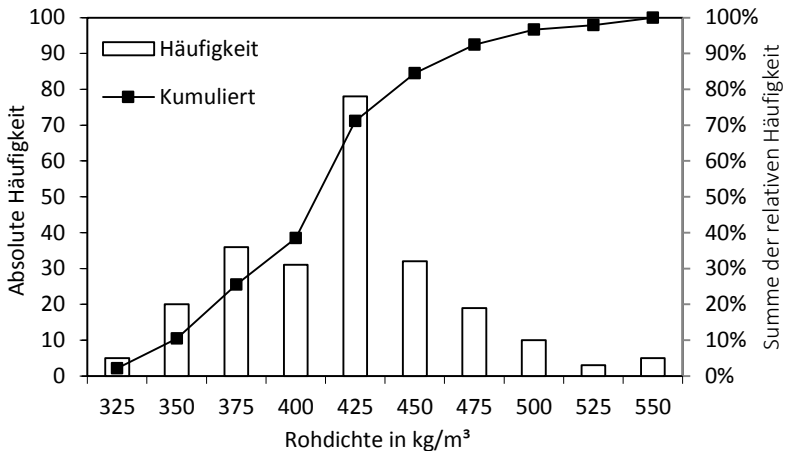


Bild 4-4 Histogramm und Summenhäufigkeit der Rohdichte der BSP-Längslagen

4.3 Ergebnisse der Reihe 40

Die Darstellung und Diskussion der Ergebnisse beschränkt sich auf die Reihe 40. Der Grund dafür ist, dass derzeit die kleinste am Markt verfügbare Plattendicke 40 mm beträgt und die Bearbeitung des Werkstoffs Buchen-FSH in Dickenrichtung aufgrund der veränderlichen Rohdichteverteilung über den Querschnitt nicht sinnvoll erscheint. Die Ergebnisse beider Reihen werden in Abs. 4.4.4 verglichen. Die Einzelergebnisse beider Reihen sind dem Anhang zu entnehmen.

Alle Kontaktverbindungen der Reihe 40 weisen unabhängig von der Schlankheit ein duktileres Last-Verschiebungsverhalten auf. Bild 4-5 zeigt die Last-Verschiebungskurven der Reihe 40_1 ($\lambda = 1,0$) und 40_4 ($\lambda = 2,5$). Die Last-Verschiebungskurven der anderen Reihen sind qualitativ vergleichbar.

Bei allen Versuchen wurde die maximale Relativverschiebung $\Delta_{\max} = 15$ mm ohne signifikanten Lastabfall erreicht. Die Höchstlast (F_{\max}), nachfolgend als Tragfähigkeit bezeichnet, wurde bei $\Delta = 15$ mm erreicht. Ein schlagartiges Längsschubversagen des BSP im Vorholzbereich wurde nicht beobachtet. In keinem Fall wurden die BSP-Elemente rechtwinklig zur Schmalseitenfuge so weit auseinander gedrückt, dass daraus signifikante Lastabfälle resultierten.

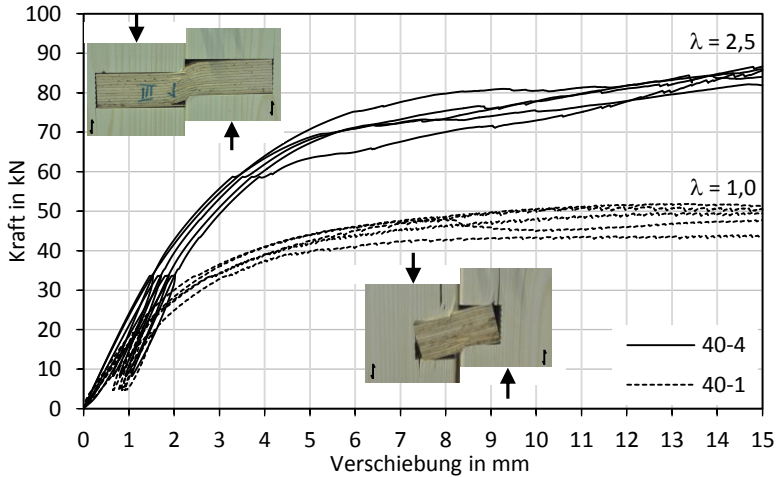
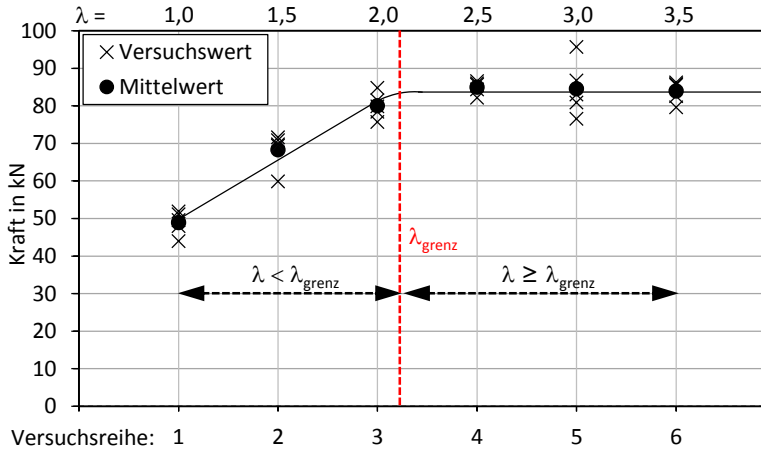


Bild 4-5 Repräsentative Last-Verschiebungskurven ($t = 40$ mm)

Bild 4-6 zeigt die Einzelwerte der Tragfähigkeit sowie die daraus berechneten Mittelwerte. Tabelle 4-5 enthält die Mittelwerte der Versuchsergebnisse. Neben den Tragfähigkeiten und Verschiebungsmoduln sind die gemessenen Kräfte bei definierten Relativverschiebungen < 15 mm angegeben.

Bild 4-6 Tragfähigkeiten bei 15 mm Relativverschiebung ($t = 40 \text{ mm}$)Tabelle 4-5 Mittelwerte der Versuchsergebnisse ($t = 40 \text{ mm}$)

Reihe	λ	F_{\max} kN	COV %	k_s kN/mm	COV %	$k_{s,WB}$ kN/mm	COV %	$F_{(1,2 \text{ mm})}$ kN	$F_{(6 \text{ mm})}$ kN	$F_{(12 \text{ mm})}$ kN
1	1	48,9	6,4	15,2	8,4	28,9	13	18,6	44,4	48,0
2	1,5	68,3	7,0	18,0	8,9	28,6	7,5	23,7	57,7	65,9
3	2	80,1	4,2	19,4	4,0	26,7	4,0	22,8	67,5	77,1
4	2,5	84,9	2,1	20,5	8,2	27,1	3,2	24,6	70,7	80,1
5	3	84,6	8,5	21,3	5,1	27,4	5,2	21,9	72,3	80,4
6	3,5	84,0	3,4	20,9	9,5	37,8	27	26,8	70,0	80,4

$F_{\max} \cong F_{(\Delta=15 \text{ mm})}$
 k_s Verschiebungsmodul aus Erstbelastung
 $k_{s,WB}$ Verschiebungsmodul aus Wiederbelastung

Als primärer Versagensmechanismus aller Versuchsreihen konnte ein Querdruckversagen der Kontaktverbinder identifiziert werden. Da weitere von der Schlankheit abhängige Versagensmechanismen auftraten, können zwei Gruppen unterschieden werden.

Gruppe 1: Unterhalb einer Schlankheit von etwa 2,0 stellt sich, zusätzlich zum Querdruckversagen des Buchen-FSH, eine Verdrehung des Verbinders ein. Daraus resultieren ausgeprägte plastische Druckverformungen und durch Umlenkkräfte ausgelöste Quersugrisse in den BSP-Längslagen (Bild 4-7 oben). Je geringer die Schlankheit, desto ausgeprägter ist dieses Verhalten. Mit zunehmender Schlankheit nähert sich das Versagensbild dem der nachfolgend beschriebenen Gruppe 2 an.

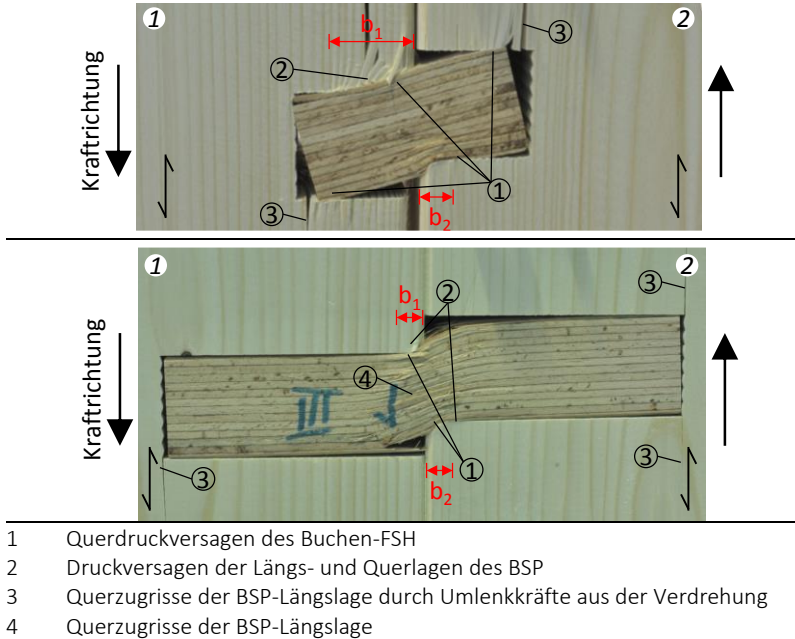


Bild 4-7 Repräsentatives Versagensbild der Gruppe 1 (oben) und der Gruppe 2 (unten)

Gruppe 2: Ab einer Schlankheit von etwa 2,0 stellt sich primär ein Querdruckversagen des Kontaktverbinders im fugennahen Bereich ein. Die BSP-Längslagen weisen schwach ausgeprägte plastische Längsdruckverformungen sowie Quersugrisse auf (Bild 4-7 unten).

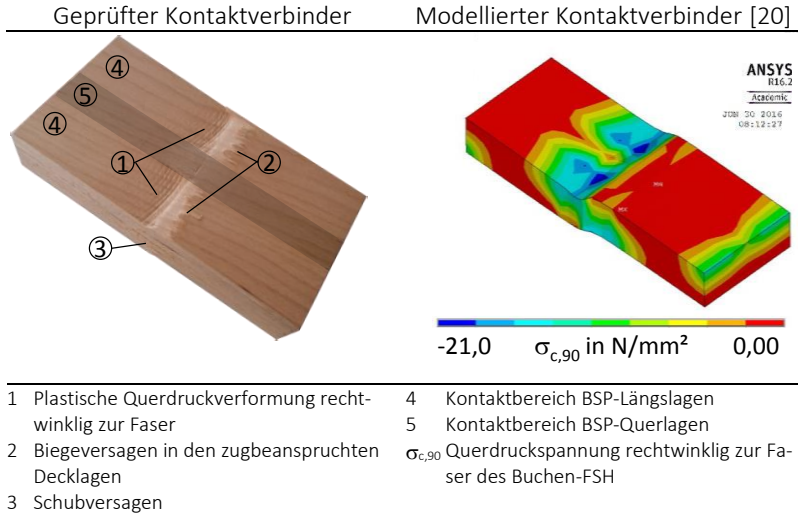


Bild 4-8 Geprüfter Kontaktverbinder (links) und Verteilung der Querdrukspannung aus dem FE-Modell ($t = 40$ mm und $\lambda = 3,5$)

Bild 4-8 (links) zeigt die Verteilung der plastischen Querdrukverformung eines 40 mm dicken Kontaktverbinders bei einer Relativverschiebung der Verbindung von 15 mm. Offensichtlich ist die ungleiche Spannungsverteilung in Tiefenrichtung des Verbinders. Diese begründet sich durch die um eine Größenordnung unterschiedliche Steifigkeit der BSP-Querlage zur BSP-Längslage. Plastische Querdrukverformungen treten nur im Nahbereich der Schmalseitenfuge auf. In den Endbereichen des Kontaktverbinders verbleiben die Querdrukspannungen im elastischen Bereich. Die ungleiche Spannungsverteilung und die Bereiche mit den Spannungskonzentrationen im fugennahen Bereich zeigt sich ebenfalls in der FE-Analyse in Bild 4-8 rechts [20]. Die Grundlagen dieser numerischen Untersuchung sind dem Anhang zu entnehmen.

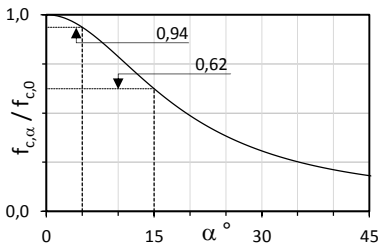
Mit zunehmender Schlankheit tritt ein ausgeprägtes Biegezug-Scherversagen auf, da der Kontaktverbinder in beiden BSP-Aussparungen nachgiebig eingespannt ist und sich mit zunehmender Einbindetiefe der Einspanngrad erhöht und in der Folge das auftretende Biegemoment. Dieses Versagen ist bei $\Delta > 12$ mm erkennbar. Aus diesem Biegezug-Scherversagen erklären

sich die bei zunehmender Schlankheit vermehrt auftretenden Lastabfälle bei größeren Relativverschiebungen. Im Gegenzug verringert sich das Auftreten von Querszugrissen im BSP mit zunehmender Einbindetiefe. Die aufgetretenen Querszugrisse der BSP-Längslagen verhielten sich nicht progressiv, da die BSP-Querlage wie eine Bewehrung wirkt und das Risswachstum hemmt.

4.4 Diskussion

4.4.1 Druckversagen der BSP-Längslagen

Fallweise ($\lambda = 1,0; 1,5$) wurde ein ausgeprägtes Druckversagen der BSP-Längslagen beobachtet. Die dabei aufgetretene Verdrehung der Verbinder führt dazu, dass sich zwischen der Beanspruchungsrichtung und der Faserichtung der BSP-Längslagen ein Kraft-Faserwinkel $\alpha > 0^\circ$ einstellt. Hankinson [23] schlug zur Berechnung der Festigkeit $f_{c,\alpha}$ Gleichung (4-1) vor.



$$f_{c,0,mean} = 44 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{Experiment})$$

$$f_{c,0} / f_{c,90} = 10 \quad (\text{Annahme})$$

$$f_{c,\alpha} = \frac{f_{c,0} \cdot f_{c,90}}{f_{c,0} \cdot \sin^2 \alpha + f_{c,90} \cdot \cos^2 \alpha} \quad (4-1)$$

Bild 4-9 Verhältnis der Druckfestigkeit unter einem Kraft-Faserwinkel zur Druckfestigkeit parallel zur Faser

Der Kurve des Festigkeitsverhältnisses $f_{c,\alpha} / f_{c,0}$ ist in Bild 4-9 dargestellt. Bereits bei einem kleinen Kraft-Faserwinkel liegt die Druckfestigkeit signifikant unter der Druckfestigkeit parallel zur Faser. Abhängig von den Relativverschiebungen sind bei den Versuchen Winkel zwischen 5° und 15° aufgetreten. Bei einem Kraft-Faserwinkel von 15° beträgt die Festigkeitsreduktion bereits mehr als $1/3$. Die Druckfestigkeit der BSP-Längslagen liegt in diesem Winkelbereich in der Größenordnung der

Querdruckfestigkeit von Buchen-FSH (wird in Abs. 4.6 behandelt). Folglich kann das Versagen sowohl im Buchen-FSH als auch im BSP eintreten, siehe Bild 4-7. Insofern würde bei $\lambda \leq 1,5$ die Verwendung eines Kontaktverbinders mit einer höheren Querdruckfestigkeit zu keiner signifikanten Tragfähigkeitssteigerung führen.

4.4.2 Tragfähigkeit und Steifigkeit

Der Einfluss der Schlankheit auf die mittlere Tragfähigkeit kann mit einer bilinearen Kurve beschrieben werden (Bild 4-6). Ausgehend von der kleinsten Schlankheit $\lambda = 1,0$ steigt die mittlere Tragfähigkeit der Kontaktverbinder mit zunehmender Schlankheit bis zu $\lambda = 2,0$ linear an. Ab einer Schlankheit von 2,0 (im Folgenden Grenzschlankheit λ_{grenz} genannt) führt eine größere Einbindetiefe nicht zu einer größeren Tragfähigkeit. Diese Feststellung gilt gleichermaßen bei geringeren Verschiebungsstufen ($\Delta = 6$ bis 12 mm). Ab λ_{grenz} werden mittlere Tragfähigkeiten bei $\Delta = 15$ mm von etwa 85 kN pro Kontaktverbinder bei geringer Streuung ($\text{COV} \leq 8,4 \%$) erreicht.

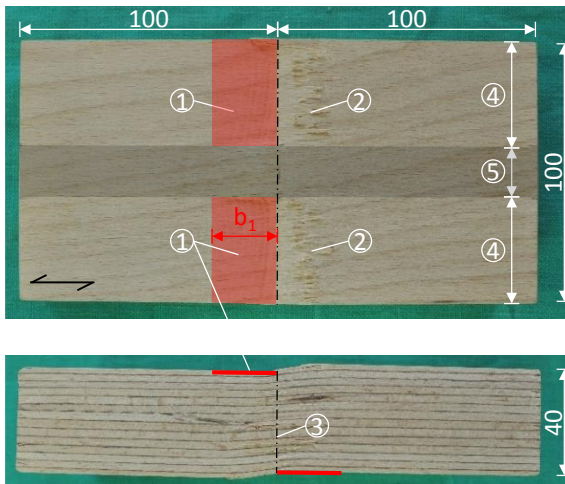
Ab λ_{grenz} wird das Last-Verschiebungsverhalten der Verbindung maßgeblich durch das Querdruckversagen des Verbinders aus Buchen-FSH im fugennahen Bereich bestimmt. Dies kann auf die gesteigerte Einspannwirkung bei zunehmender Einbindetiefe zurückgeführt werden. In der Folge wird die Verdrehung des Verbinders behindert und plastische Druckverformungen im BSP werden auf den fugennahen Bereich begrenzt. In diesem Bereich wird jedoch im Versuchsfortgang die Biegefestigkeit des Buchen-FSH erreicht, so dass das finale Versagen als Kombination aus einem Querdruck-, Biegezug- und Scherversagen beschrieben werden kann.

Neben der Tragfähigkeit ist auch die Steifigkeit von der Schlankheit abhängig und folgt gleichermaßen der vorgenannten bilinearen Verteilung. Ab der λ_{grenz} erreichen die Verschiebungsmoduln im Mittel nahezu konstante Werte von $k_s = 21$ kN/mm pro Kontaktverbinder. Tabelle 4-5 zeigt, dass die Wiederbelastungssteifigkeit signifikant (+29 % bis +93 %) über der

Erstbelastungssteifigkeit liegt. Dies kann auch auf die Abbund- und Montagepräzision zurückgeführt werden, da mögliche Toleranzen durch die Erstbelastung aufgehoben wurden.

4.4.3 Spannungsübertragung in den Kontaktbereichen

Bild 4-10 zeigt, dass plastische Querdruckverformungen des Buchen-FSH ab λ_{grenz} nur im Kontaktbereich der BSP-Längslagen mit dem Kontaktverbinder im fugennahen Bereich aufgetreten sind. Weiter entfernt von der Schmalseitenfuge verhalten sich die Kontaktverbinder vollständig elastisch. Unterhalb der Grenzschlankheit sind plastische Verformungen auch am Verbindende aufgetreten. Die Länge der plastischen Dehnungen b_1 bzw. b_2 (Bild 4-7) beträgt unabhängig von der Schlankheit etwa 32 mm.



- | | |
|---|---|
| 1 | Plastische Druckverformungen rechtwinklig zur Faser |
| 2 | Biegezugrisse in der Decklage |
| 3 | Scherversagen im fugennahen Bereich |
| 4 | Kontaktbereich Buchen-FSH mit BSP-Längslage |
| 5 | Kontaktbereich Buchen-FSH mit BSP-Querlage |

Bild 4-10 Deformierter Kontaktverbinder ($\lambda = 2,5$). Maße in mm

Analytisch erklärt werden kann die Kraftübertragung über die Längslagen mit folgender Steifigkeitsbetrachtung: Die Gesamtsteifigkeit des BSP-Querschnitts D_x in Richtung der BSP-Längslagen ergibt sich aus der Summe der Längslagensteifigkeit $D_{x,LL}$ und der Querlagensteifigkeit $D_{x,QL}$ Gl. (4-2).

$$\begin{aligned} D_{x,LL} &= E_{0,LL} \cdot 2 \cdot d_0 \quad \text{und} \quad D_{x,QL} = E_{90,QL} \cdot d_{90} \\ D_x &= D_{x,LL} + D_{x,QL} \end{aligned} \quad (4-2)$$

Unter der Annahme $E_{90} = E_0 / 20$ beträgt der Steifigkeitsanteil der Querlage an der Gesamtsteifigkeit etwa 1,2 %. Aufgrund der signifikant höheren Steifigkeit der Längslagen wird die Kraft nahezu vollständig von den Längslagen in das Buchen-FSH des Kontaktverbinders eingeleitet. Die entstehenden Querdruckspannungen führen zu den beschriebenen plastischen Querdruckverformungen des Buchen-FSH.

4.4.4 Vergleichende Betrachtung der Ergebnisse

Zur Verifikation werden die Ergebnisse der Reihe 40 mit denen der Reihe 25 verglichen. Die Ergebnisse der Reihe 40 konnten qualitativ bestätigt werden, jedoch weisen die Last-Verschiebungskurven der Reihen 25 bei $\lambda \geq 2,5$ signifikante Lastabfälle auf. Diese können damit erklärt werden, dass bereits deutlich vor dem Erreichen von Δ_{\max} ein kombiniertes Biegezug-Scherversagen im fugennahen Bereich auftritt. In Bild 4-11 sind die Tragfähigkeiten für $\lambda < \lambda_{\text{grenz}} = 2,0$ für beide Verbinderdicken in Abhängigkeit von der Einbindetiefe dargestellt. Der Korrelationskoeffizient von 0,96 zeigt, dass die Tragfähigkeit unabhängig von der Verbinderdicke bei Schlankheiten $\leq \lambda_{\text{grenz}}$ nahezu linear von Einbindetiefe abhängig ist.

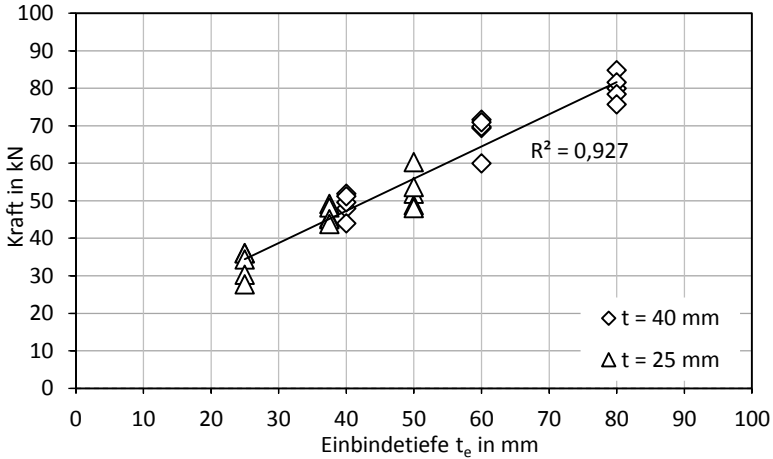


Bild 4-11 Tragfähigkeiten in Abhängigkeit von der Einbindetiefe für $\lambda \leq \lambda_{\text{grenz}}$

4.5 Versuchsinduzierte Reibungseffekte

Zur experimentellen Untersuchung der querbeanspruchten Kontaktverbindungen wurden Druckscherversuche durchgeführt. Der Versuchsaufwand ist vergleichsweise gering und dieses Prüfverfahren hat sich bei ähnlichen Problemstellungen in der Vergangenheit bewährt. Jedoch führt die geneigte Anordnung des Prüfkörpers zur Achse der Krafteinleitung dazu, dass rechtwinklig zur Schmalseitenfuge eine Kraft F_{90} (Gl. (3-2)) wirkt, die die beiden Prüfkörperkomponenten zusammenpresst. Hieraus resultiert, abhängig vom Haftreibungskoeffizient der BSP-Smalseitenfuge, eine laststeigernde fugenparallele Reibungskraft $\mu \cdot F_{90}$ (Bild 4-12). Diese Reibungskraft ist grundsätzlich in den vorangegangenen Auswertungen enthalten, obwohl diese nur aus dem Versuchsaufbau resultiert und in einem realen Bauteil nicht in dieser Form auftritt. Folglich wurden die ausgewerteten Tragfähigkeiten und Verschiebungsmoduln überschätzt.

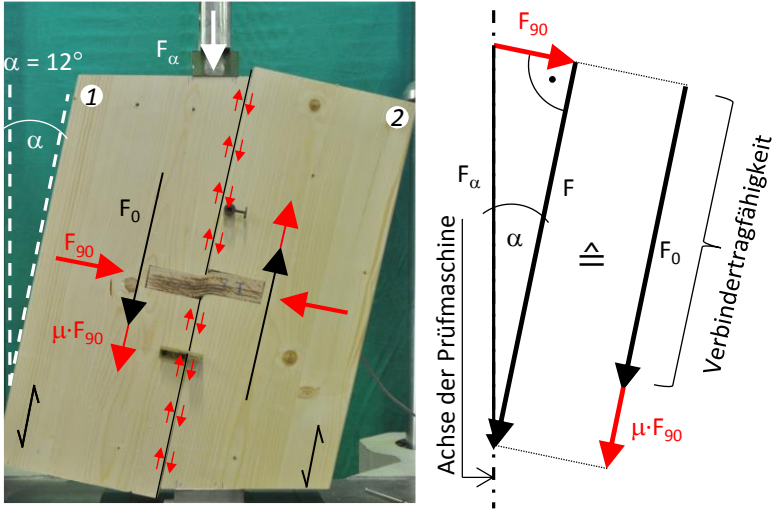


Bild 4-12 Reibungskraft aus dem Versuchsaufbau beim Druckscherversuch

Dieser laststeigernde Einfluss wurde empirisch verifiziert, indem bei zwei von fünf Versuchen je Reihe eine dünne Gleitschicht in der BSP-Schmalseitenfuge angeordnet wurde. Ziel war es, die Haftreibung und damit den laststeigernden Einfluss zu minimieren. In Bild 4-13 ist Verhältnis der jeweiligen Mittelwerte ohne und mit Gleitschicht für die Tragfähigkeit und für den Verschiebungsmodul aufgetragen.

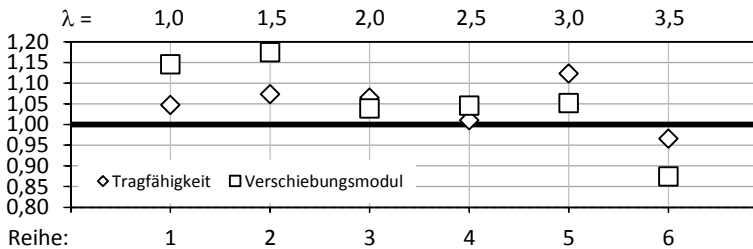


Bild 4-13 Verhältniswerte aus den Versuchen ohne und mit Gleitschicht für die Tragfähigkeit und den Verschiebungsmodul (Reihe 40)

Bei Schlankheiten $\leq 3,0$ vermindert die Gleitschicht die mechanischen Eigenschaften. Lediglich bei $\lambda = 3,5$ ist dieser Effekt nicht zu beobachten. Da davon auszugehen ist, dass hier andere Einflüsse das Ergebnis beeinflussen haben, wird diese Reihe außer Acht gelassen. Wird vereinfachend davon ausgegangen, dass durch die Gleitschicht die Reibung vollständig ausgeschaltet wurde, ergibt sich eine mittlere Tragfähigkeitssteigerung von 6 % und eine mittlere Steifigkeitssteigerung von 9 %. Die rückgerechneten Haftreibungskoeffizienten liegen im Mittel bei etwa $\mu = 0,28$ und sind für Holz-Holz-Reibung plausibel [24].

Die triviale Erkenntnis ist, dass ein Einfluss zwischen der angeordneten Gleitschicht und der Verringerung der Tragfähigkeit und des Verschiebungsmoduls feststellbar ist und in der Konsequenz die mechanischen Eigenschaften der Verbindung nach diesem Prozedere überschätzt werden. Dementgegen steht hier, dass auch in zusammengesetzten BSP-Scheiben Reibung in den Schmalseitenfugen auftreten kann, da die Elemente nicht reibungsfrei gelagert sind und es zu Zwängungen kommen kann.

Deshalb werden Druckscherversuche als geeignete Prüfmethode zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften solcher Verbindungen angesehen. Fallweise kann es erforderlich werden, den Haftreibungskoeffizienten zu bestimmen und die mechanischen Eigenschaften rechnerisch nach unten zu korrigieren.

4.6 Querdruckeigenschaften von Buchen-FSH

Bei Verbindungen mit stiftförmigen metallischen Verbindungsmitteln treten Lochleibungsverformungen im Holz rechtwinklig zur Stiftachse auf. Die Deformation des Stiftes rechtwinklig zu dessen Achse ist aufgrund des hohen E-Moduls des Stahls vernachlässigbar. Die mechanischen Vorgänge dieser beiden Verbindungstypen unterscheiden sich wesentlich, weshalb die Theorie auf Abscheren beanspruchter stiftförmiger metallischer Verbindungsmittel nach Johansen [25] nicht auf querbeanspruchte Kontaktverbinder aus Buchen-FSH übertragen werden kann. Die Bettungseigenschaften entlang der Längsachse eines querbeanspruchten Kontaktverbinders werden maßgeblich durch das Querdruckverhalten des Kontaktverbinders selbst und nicht durch die umgebende BSP-Holzmatrix bestimmt. Die wesentlichen Kenngrößen für das Querdruckverhalten – Querdruckfestigkeit ($f_{c,90}$) und E_{90} -Modul – sind in abZ und ETA's vertafelt. Die in dieser Arbeit experimentell bestimmten Werte basieren auf einem Prüfverfahren nach DIN EN 408 und wurden im Rahmen einer Masterarbeit erarbeitet [20]. Dabei wird die Steifigkeit im elastischen Bereich und die Querdruckfestigkeit in Abhängigkeit von dieser Steifigkeit, bei einer definierten Verschiebung (resp. Stauchung) bestimmt (Bild 4-14).

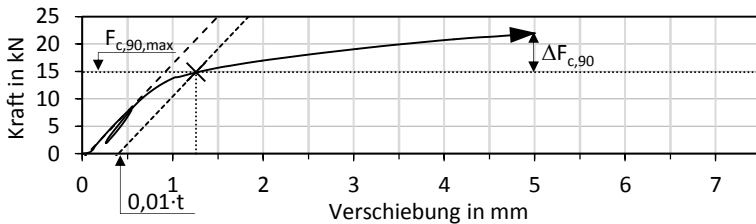


Bild 4-14 Last-Verschiebungskurve unter Querdruckbeanspruchung (S_0) nach Abs. 4.6.1

Mit diesen beiden Konstanten (E_{90} ; $f_{c,90}$) kann das nichtlineare und stark deformationsabhängige Querdruckverhalten von Buchen-FSH rechtwinklig zur Faser nur ungenügend abgebildet werden, da bei querbeanspruchten Kontaktverbindungen signifikant größere Verformungen erreicht werden,

so dass die Querdruckfestigkeit nach DIN EN 408 nicht a priori zur Berechnung der Verbindungstragfähigkeit herangezogen werden kann. Daher sollen mit dieser Untersuchung Grundlagen geschaffen werden:

- für eine FE-Analyse und das Rechenmodell (Abs. 4.7 und 4.8)
- für die Angabe von Querdruckbeiwerten, um normative ermittelte Querdruckfestigkeiten zur Bemessung nutzen zu können
- um die Beteiligung der BSP-Querlage an der Kraftübertragung zu quantifizieren

4.6.1 Material und Methode

Die Prüfkörper wurden aus dem Grundmaterial der querbeanspruchten Kontaktverbinder (Buchen-FSH Typ S) hergestellt. Die mittlere Rohdichte lag bei 784 kg/m^3 (COV 2,16 %) und der mittlere Feuchtegehalt bei 7,14 % (COV 4,03 %). Der Versuchsaufbau ist in Bild 4-15 dargestellt. Die Lasteinleitung erfolgte auf einer Fläche von $10 \times 100 \text{ mm}^2$.

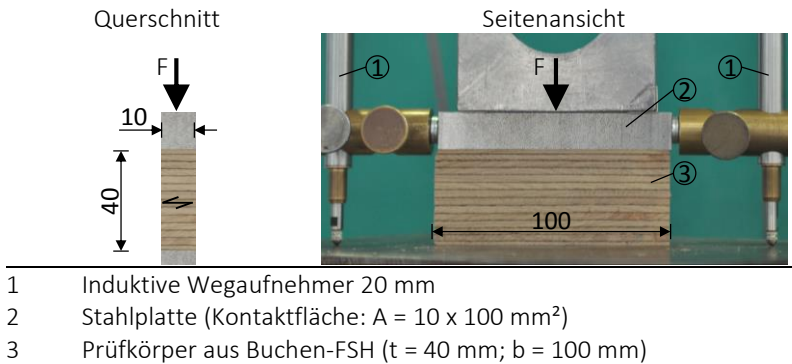


Bild 4-15 Versuchsaufbau der Querdruckversuche der Reihe S (Maße in mm)

Es wurden zwei Versuchsreihen (S und H) durchgeführt. Die Reihe S dient zur Bestimmung des Querdruckverhaltens des Buchen-FSH. Die Kraft wird dabei mit einer Stahlplatte in das Buchen-FSH direkt eingeleitet. Die Reihe S umfasst grundsätzlich drei verschiedene Konfigurationen – ohne

Überstand, einseitiger und beidseitiger Überstand. Es werden insgesamt sieben Versuchsserien mit je zehn Einzelversuchen durchgeführt, bei denen sich der seitliche Überstand und somit die Prüfkörperbreite unterscheidet (Bild 4-16).

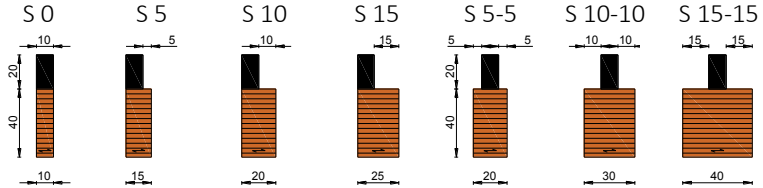
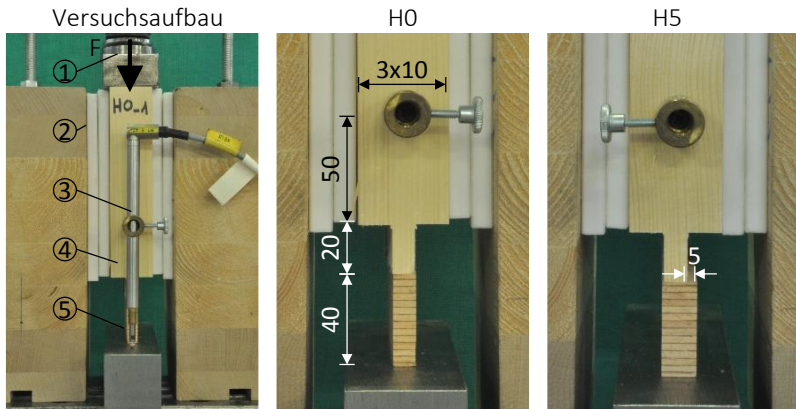


Bild 4-16 Versuchsprogramm der Reihe S (Maße in mm)



- 1 Krafteinleitung über Stahlplatte mit Kalotte
- 2 Widerlager mit Gleitlager
- 3 Induktive Wegaufnehmer 20 mm, beidseitig
- 4 BSP
- 5 Prüfkörper aus Buchen-FSH ($t = 40 \text{ mm}$; $b = 100 \text{ mm}$)

Bild 4-17 Versuchsaufbau (links), Reihe H ohne Überstand (Mitte) und Reihe H5 mit 5 mm einseitigem Überstand (rechts). (Maße in mm)

Um Einflüsse aus dem Kontakt Buchen-FSH – BSP und den Einfluss der BSP-Querlage ableiten zu können, wird ergänzend eine Reihe H durchgeführt, bei der die Kraft über ein BSP in den Prüfkörper aus Buchen-FSH eingeleitet

wird (Bild 4-17). Die vier Versuchsreihen umfassen jeweils fünf Einzelversuche. Zur Untersuchung des Einflusses der Querlage auf das Last-Verschiebungsverhalten werden die Versuche sowohl mit Querlage (H0 und H5) als auch ohne Querlage (H0_{LL} und H5_{LL}) durchgeführt.

Das Belastungsverfahren erfolgte in Anlehnung an DIN EN 383. Bei einer Relativverschiebung von 5 mm wurden die Versuche beendet. Die Verformungen wurden durch beidseitige induktive Wegaufnehmer gemessen und deren Mittelwert in den Auswertungen verwendet.

4.6.2 Ergebnisse

In diesem Absatz sind neben den Last-Verschiebungskurven auch die Querdruckfestigkeiten und der E-Modul rechtwinklig zur Faser enthalten. Aufgrund der geringen Streuung werden die Mittelwerte der Last-Verschiebungskurven verglichen. Die Ergebnisse der Einzelversuche können dem Anhang entnommen werden. Bild 4-18 zeigt die mittleren Last-Verschiebungskurven der Reihe S. Die Reihen weichen deutlich voneinander ab. Die geringste Tragfähigkeit und Steifigkeit weist erwartungsgemäß die Reihe S0 auf. Bereits bei einem geringen einseitigen Überstand von 5 mm verhält sich die Last-Verschiebungskurve deutlich steifer und tragfähiger. Diese Steigerung ist nahezu unabhängig von einer weiteren Erhöhung des einseitigen Überstands auf 10 mm und 15 mm. Bei beidseitigen Überständen steigt die Tragfähigkeit und Steifigkeit mit zunehmenden Überständen nennenswert an. Tabelle 4-6 fasst die Mittelwerte der Querdruckfestigkeit und des E-Moduls nach DIN EN 408 und die Querdruckfestigkeit bei 5 mm Relativverschiebung zusammen. Um die Ergebnisse der Reihen S und H direkt vergleichen zu können, sind in dieser Tabelle alle Festigkeits- und Steifigkeitswerte der BSP-Prüfkörper auf die Bruttokontaktfläche von 10 x 100 mm² bezogen.

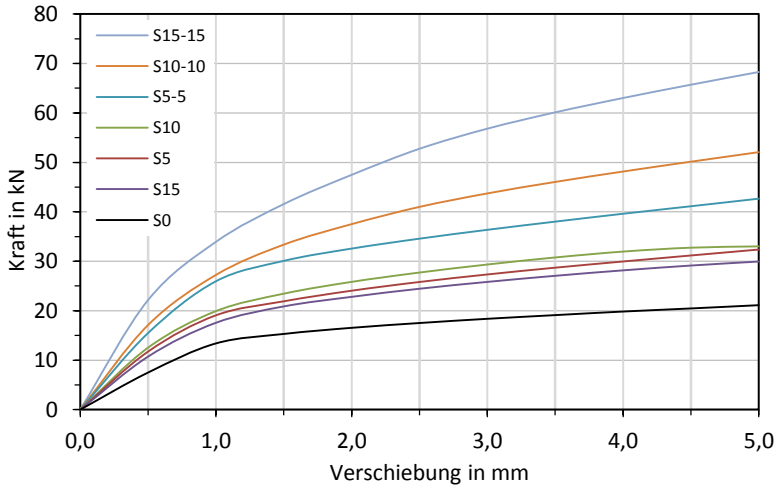


Bild 4-18 Mittlere Last-Verschiebungskurve der Reihe S

Tabelle 4-6 Mittelwerte der Reihe S und H bezogen auf die Bruttofläche

Versuchsserie	ρ kg/m ³	E_{90} N/mm ²	$f_{c,90,EN408}$ N/mm ²	$f_{c,90,\Delta=5mm}$ N/mm ²	α -	COV α %	n -
S0	788	660	14,6	21,1	1,44	2,57	10
S5	800	-	20,8	32,4	1,56	3,47	10
S10	805	-	22,2	33,0	1,48	3,43	10
S15	773	-	20,7	29,9	1,45	1,70	10
S5-5	796	-	29,0	42,7	1,47	2,12	10
S10-10	771	-	33,7	52,1	1,55	4,07	10
S15-15	788	-	40,4	68,3	1,70	9,86	10
H0	758	540 ¹⁾	13,2 ¹⁾	17,1 ¹⁾	1,30	3,21	5
H5	770	-	16,0 ¹⁾	20,6 ¹⁾	1,28	12,8	3
H0 _{LL}	778	500 ¹⁾	12,7 ¹⁾	16,2 ¹⁾	1,23	2,19	3
H5 _{LL}	767	-	15,7 ¹⁾	19,9 ¹⁾	1,27	6,91	5
$f_{c,90,EN408}$	Querdruckfestigkeit nach DIN EN 408						
$f_{c,90,\Delta=5mm}$	Querdruckfestigkeit bei 5 mm Relativverschiebung						
α	Quotient aus $f_{c,90,\Delta=5mm} / f_{c,90,EN408}$						
n	Anzahl der berücksichtigten Versuche						
¹⁾	Auf Längslagen bezogene Werte = Tafelwerte · 1,25						

Die Reihen H und S sind qualitativ vergleichbar. Der Einfluss des einseitigen Überstands von 5 mm steigert die Last-Verformungskapazität signifikant. Die Last-Verschiebungskurven ohne BSP-Querlagen liegen geringfügig unter denen mit BSP-Querlage. Der Einfluss der BSP-Querlage zeigt sich auch im Versagensbild des Buchen-FSH. Plastische Verformungen des Buchen-FSH treten im Kontaktbereich mit den BSP-Längslagen und in der BSP-Querlage auf. Bei vorhandener BSP-Querlage ist das Rollschubversagen des Buchen-FSH im Übergangsbereich zwischen BSP-Längs- und Querlage gering ausgeprägt (Bild 4-19).

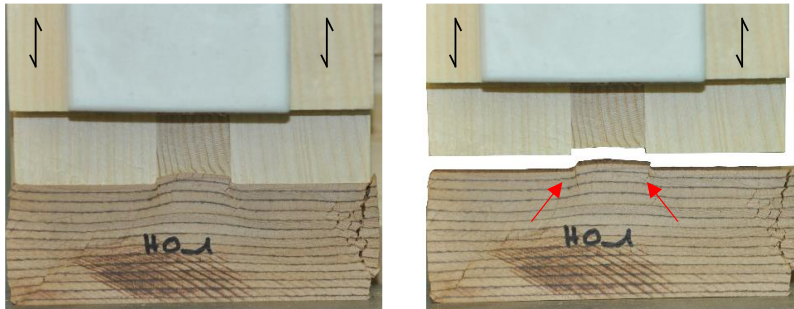


Bild 4-19 Versagensbild bei vorhandener BSP-Querlage. Deformierter Prüfkörper unter Belastung (links) und bleibende Deformationen (rechts).

Die plastischen Verformungen der BSP-Querlage zeigen, dass auch in diesem Bereich geringfügig Kontaktkräfte übertragen werden. Das Fehlen der Querlage führt zu einem Rollschubversagen des Buchen-FSH.

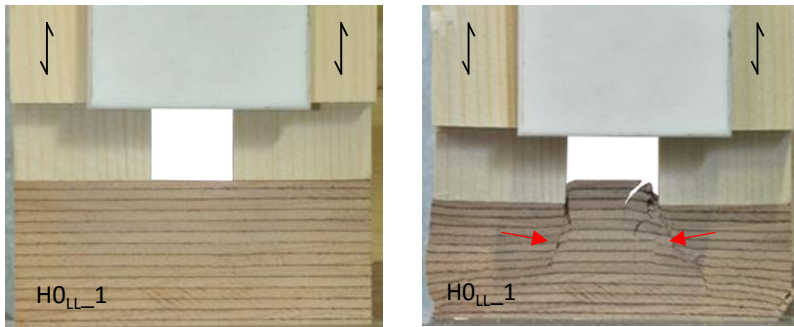


Bild 4-20 Versagensbild bei nicht vorhandener Querlage

4.6.3 Diskussion

Querdruckfestigkeit

Der Vergleich der Querdruckfestigkeit nach EN 408 mit der Querdruckfestigkeit bei 5 mm Relativverschiebung ($\epsilon_c = 12,5\%$) zeigt, dass die Querdruckfestigkeit des Buchen-FSH (Reihen S0, S5, S10, S15) bei 5 mm Relativverschiebung im Mittel um etwa 48 % über der Querdruckfestigkeit nach EN 408 liegt. Bei den geprüften querbeanspruchten Kontaktverbindungen werden Relativverschiebungen von 6 mm bis 7,5 mm (bzw. $\epsilon_c = 15\%$ bis 18,8 %) erreicht. Wird bei der Bemessung die Querdruckfestigkeit nach dem Verfahren von EN 408 angesetzt, wird die Tragfähigkeit querbeanspruchter Kontaktverbindungen signifikant unterschätzt. Um das reale Tragverhalten einer solchen Verbindung besser beschreiben zu können, sind die Querdruckfestigkeiten basierend auf EN 408 mittels Querdruckbeiwerten zu skalieren.

Einfluss des Überstands

Aus den Querdruckfestigkeiten wird ersichtlich, dass ein geringer einseitiger Überstand von 5 mm die Querdruckfestigkeit bezogen auf die Lasteinleitungsfläche signifikant steigert. Darüber hinaus zeigt eine weitere Vergrößerung des Überstands auf 10 mm und 15 mm keine nennenswerte Festigkeitssteigerung.

Beteiligung der Querlage

Die Ergebnisse der Reihen H lassen eine Abschätzung der Beteiligung der BSP-Querlage an der Kraftübertragung zu. In beiden geprüften Fällen (ohne und mit Überstand) zeigte sich, dass die Last-Verschiebungskurven bei vorhandener BSP-Querlage über denen ohne Querlage liegen. Daher kann von einer Beteiligung der BSP-Querlage an der Kraftübertragung im Versuch, und somit auch am Last-Verschiebungsverhalten der Verbindung, ausgegangen werden.

Anhand der in Tabelle 4-7 zusammengefassten Mittelwerte der Festigkeiten zeigt sich, dass die BSP-Querlage im Mittel mit etwa 3,4 % an der Kraftübertragung beteiligt ist.

Tabelle 4-7 Beteiligung der Querlage. Vergleich der Mittelwerte der Querdruckfestigkeiten

Ohne Überstand			Mit 5 mm Überstand		
Reihe	$f_{c,90,EN\ 408}$ N/mm ²	$f_{c,90,\Delta=5mm}$ N/mm ²	Reihe	$f_{c,90,EN\ 408}$ N/mm ²	$f_{c,90,\Delta=5mm}$ N/mm ²
H0 _{LL}	12,7	16,2	H5 _{LL}	15,7	19,9
H0	13,2	17,1	H5	16,0	20,6
H0 _{LL} /H0	0,967	0,947	H5 _{LL} /H5	0,983	0,967

Kritik

Resultierend aus dem Versuchsaufbau entstehen über die gesamte Höhe des Buchen-FSH-Prüfkörpers Querdruckspannungen, die sowohl an der Ober- und Unterseite des Buchen-FSH-Prüfkörpers > 0 sind (Bild 4-21). Dieser Querdruck-Spannungszustand wird als »Schwellendruck« bezeichnet. Entspricht die Breite der Lasteinleitung der Breite des Prüfkörpers in Faserrichtung, stellt dies einen Sonderfall dar, auf dem die Regelung zur experimentellen Bestimmung der Querdruckfestigkeit und des E-Moduls rechtwinklig zur Faser nach EN 408 basiert. Wird hierbei ein konstanter Wert für E₉₀ angenommen, ist die Querdruckspannung über die Höhe konstant verteilt (Bild 4-21 rechts; Gleichung (4-3)).

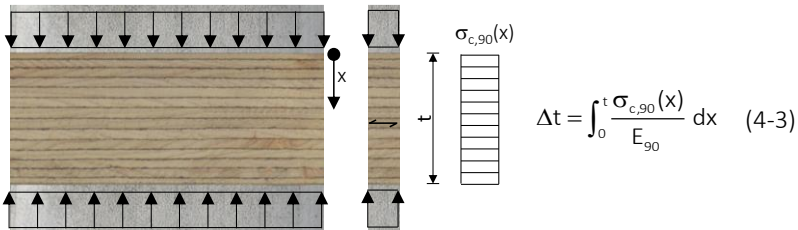


Bild 4-21 Querdruckversuche. Schwellendruck am Beispiel der Reihe S0

Hiervon ist ein weiterer Spannungszustand der sog. »Auflagerdruck« zu unterscheiden, bei dem die Querdruckspannungen nur einseitig auf das Holz wirken. Die Querdruckspannungen sind über die Höhe nicht konstant verteilt, sondern bauen sich ab, sodass auf der gegenüberliegenden Seite keine Querdruckspannungen vorhanden sind. Des Weiteren beeinflussen

ein- und zweiseitige Überstände die Spannungsausbreitung in Faserrichtung und diese wiederum die Dehnungen rechtwinklig zur Faser. Diesen Umständen wird bei der Bemessung mit Querdruckbeiwerten $k_{c,90}$ Rechnung getragen.

Wird eine querbeanspruchte Kontaktverbindung belastet, besteht lediglich auf einer Seite Kontakt mit dem BSP. Auf der gegenüberliegenden Seite können keine Querdruckspannungen in den Kontaktverbinder eingeleitet werden, somit liegt der Fall »Auflagerdruck« vor. Dieser Fall kann versuchs-technisch nur schwer realisiert werden, da weitere Einflüsse, wie undefinierte Überstände sowie Biege- und Schubverformungen, nicht ausgeschaltet werden können.

4.6.4 Fazit

Diese experimentelle Untersuchung liefert Erkenntnisse über das Last-Verformungsverhalten von Buchen-FSH unter Querdruck. Es wurden große Deformationen berücksichtigt, die in etwa den Deformationen eines querbeanspruchten Kontaktverbinders in einer Verbindung entsprechen. Es wurde gezeigt, dass die Querdruckfestigkeit in diesen Deformationsbereichen weit über der Querdruckfestigkeit nach EN 408 liegt. Des Weiteren konnte der Einfluss der BSP-Querlage an der Kraftübertragung bestimmt werden.

4.7 Numerische Untersuchung des Seileffekts

Von auf Abscheren beanspruchten stiftförmigen Verbindungsmitteln ist bekannt, dass es bei einer Schrägstellung des Stiftes zu einer signifikanten Tragfähigkeitssteigerung im Vergleich zu der reinen Abschertragfähigkeit nach Johansen [25] kommen kann, sofern im Stift eine Normalkraft aktiviert wird. Diese Tragfähigkeits- und Steifigkeitssteigerung wird als »Seileffekt« oder »Einhängeeffekt« bezeichnet. Hierbei sind grundsätzlich zwei Mechanismen zu unterscheiden:

- Reibungskraft $\mu \cdot F_{ax}$ in der BSP-Schmalseitenfuge, ausgelöst durch das Zusammenziehen der beiden BSP-Elemente.

- Kraftkomponente $\Delta F_{v,R}$, ausgelöst durch die Schrägstellung des Verbinders im fugennahen Bereich.

Voraussetzung für das Auftreten dieser beiden Effekte ist, dass im Verbinder eine Normalkraft F_{ax} entstehen kann. Im vorliegenden Fall kann diese über Reibung in den Kontaktflächen zwischen Verbinder und BSP entstehen. Ein möglicher Seileffekt könnte sich – große Verformungen vorausgesetzt – entsprechend Bild 4-22 darstellen.

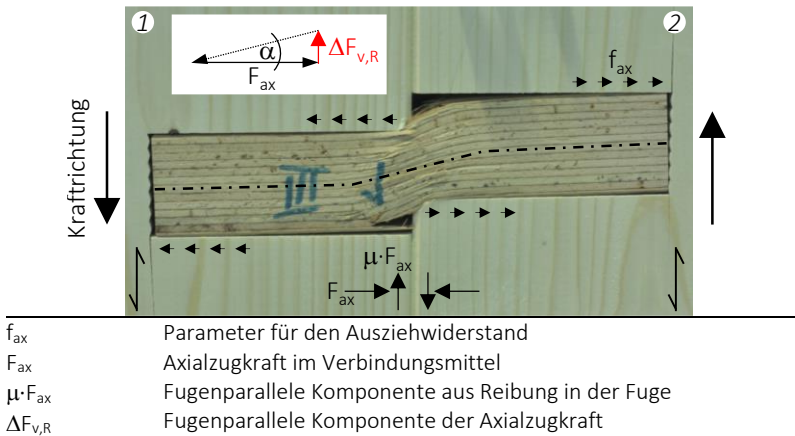


Bild 4-22 Möglicher Seileffekt

Mithilfe des Finite-Elemente-Programms »ANSYS® Workbench« (Version 16.2) wird das Tragverhalten von querbeanspruchten Kontaktverbindungen am Beispiel eines 40 mm dicken Verbinders mit einer Schlankheit 2,0 beschrieben. Das wesentliche Ziel dieser Untersuchung ist es, den Seileffekt, also traglaststeigernde Einflüsse aus Reibung zu abzuschätzen.

4.7.1 Grundlagen und Annahmen

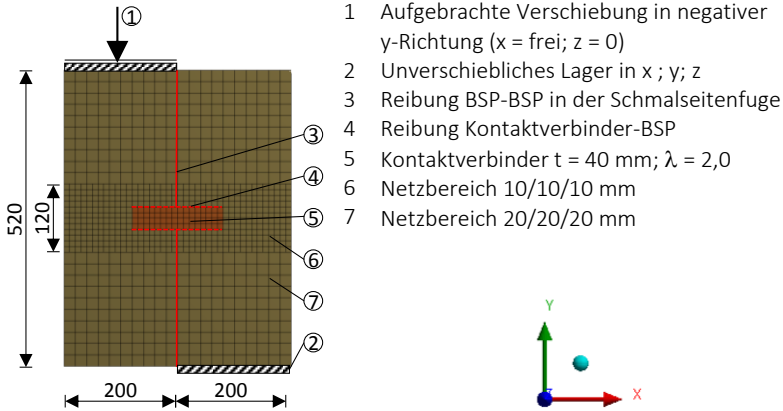
Mit einer numerischen Untersuchung kann das reale Last-Verschiebungsverhalten einer Verbindung lediglich angenähert werden, da diese stets eine vereinfachte Beschreibung eines realen Systems darstellt. So gestaltet sich die realitätsnahe Modellierung von Holz beim Versagen aufgrund der

komplexen Materialeigenschaften im Allgemeinen schwierig. Vor diesem Hintergrund wurden verschiedene Probleme soweit vereinfacht, dass im Gesamtergebnis das reale Tragverhalten noch hinreichend abgebildet wird. Der Verbund zwischen den Längs- und Querlagen wurde starr modelliert. Obwohl jede BSP-Lage aus mehreren einzelnen Brettern besteht, wurde jede Lage zu einem „Brett“ zusammengefasst. Die im Modell verwendeten Elastizitätskonstanten für die BSP-Längslagen (parallel zur y-Achse) und der Verbinder aus Buchen-FSH (parallel zur x-Achse) können Tabelle 4-8 entnommen werden. Für die unter 90° zur Längslage angeordnete Querlage (parallel zur x-Achse) wurden diese Materialkonstanten sinngemäß verwendet.

Tabelle 4-8 Mechanische Eigenschaften des BSP und Buchen-FSH

	E_x	E_y	E_z	G_{xy}	G_{yz}	G_{xz}	ν_{xy}	ν_{xz}	ν_{yz}
	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	-	-	-
Längslage	540	10800	540	675	675	67,5	0,024	0,42	0,48
Buchen-FSH Typ S	16800	660	660	850	850	370	0,48	0,48	0,42
E_x, E_y, E_z	Elastizitätsmodul								
G_{yz}, G_{xz}, G_{xy}	Schubmodul								
$\nu_{xy}, \nu_{xz}, \nu_{yz}$	Querdehnzahl								

Die Eigenschaften des Buchen-FSH basieren im Wesentlichen auf Untersuchungen aus Abs. 4.6. Das nichtlineare Querdruckverhalten des Verbinders wird durch die Begrenzung der Querdruckfestigkeit indirekt über eine „Streckgrenze“ abgebildet. Erreicht die Vergleichsspannung einen Wert von 26 N/mm² folgt die Arbeitslinie dem Tangentenmodul $E_T = 8$ N/mm². Diese Werte wurden indirekt über eine iterative Kalibrierung anhand der experimentellen Last-Verschiebungskurven ermittelt. Die Druckfestigkeit der BSP-Längslage wird mit $f_{c,0,BSP} = 44$ N/mm² und $E_T = 0$ berücksichtigt. Der Querlage wird linear-elastisches Verhalten unterstellt. Bild 4-23 zeigt das idealisierte FE-Modell mit den Lager-, Netz und Reibungsbedingungen.



- 1 Aufgebrachte Verschiebung in negativer y-Richtung ($x = \text{frei}; z = 0$)
- 2 Unverschiebliches Lager in $x; y; z$
- 3 Reibung BSP-BSP in der Schmalseitenfuge
- 4 Reibung Kontaktverbinder-BSP
- 5 Kontaktverbinder $t = 40 \text{ mm}; \lambda = 2,0$
- 6 Netzbereich $10/10/10 \text{ mm}$
- 7 Netzbereich $20/20/20 \text{ mm}$

Bild 4-23 FE-Modell mit Lagerungs- und Kontaktbedingungen (Maße in mm)

Die Volumenkörper werden mit dreidimensionalen *Solid186*-Elementen modelliert. Zur Abbildung der Kontakte werden die Elemente *CONTA174* und *TARGE170* verwendet. Als Kontaktalgorithmus wird das »Augmented-Lagrange-Verfahren« verwendet. Um Rechenzeiten zu minimieren, wird in der Mitte der Querlage eine Symmetrieebene angeordnet. Des Weiteren wird das Netz im Nahbereich der Verbindung verdichtet. Eine Vergleichsrechnung mit einem engmaschigeren Netz führte zu keiner nennenswerten Veränderung des Ergebnisses. Beim Lösen der FE-Rechnung werden „große Verformungen“ berücksichtigt. Die Maximalverformung von 15 mm parallel zur Schmalseitenfuge wird in 1 mm-Schritten aufgebracht.

Zur Beurteilung des Seileffekts werden zwölf FE-Berechnungen durchgeführt, bei denen zwei Kontaktbereiche unterschieden werden (Bild 4-23). Es werden folgende Haftreibungskoeffizienten miteinander kombiniert:

1. Kontakt: Schmalseitenfuge BSP–BSP ($\mu = 0,00; 0,15; 0,30; 0,45$)
2. Kontakt: Verbinder Buchen-FSH–BSP ($\mu = 0,15; 0,30; 0,45$)

4.7.2 Ergebnisse und Diskussion

Der Vergleich der Höchstlasten in Tabelle 4-9 zeigt, dass eine zusätzliche Kraftkomponente $\Delta F_{v,R}$ im FE-Modell unterhalb $< 1\%$ liegt und damit vernachlässigbar ist. Weiter zeigt sich, dass eine Steigerung des Haftreibungskoeffizienten in der Schmalseitenfuge keine Tragfähigkeitssteigerung zur Folge hat.

Tabelle 4-9 Zusammenfassung der Höchstlasten aus den FE-Berechnungen

$F_{v,max}$ in kN		Haftreibungskoeffizient in der Schmalseitenfuge			
		0,00	0,15	0,30	0,45
Haftreibungskoeffizient des Verbinders	0,15	74,6	74,6	74,6	74,6
	0,30	74,9	74,9	74,9	74,9
	0,45	75,1	75,1	75,1	75,1

Ursächlich hierfür ist ein geringfügiges »Spreizen« der Verbindung. Das linke BSP-Element wird um etwa 4 mm in negativer x-Richtung verschoben, die BSP-Elemente sind in den Schmalseitenfugen kontaktfrei und es kann keine Traglaststeigerung $\mu \cdot F_{ax}$ aus Reibung in der Schmalseitenfuge auftreten (Bild 4-24).

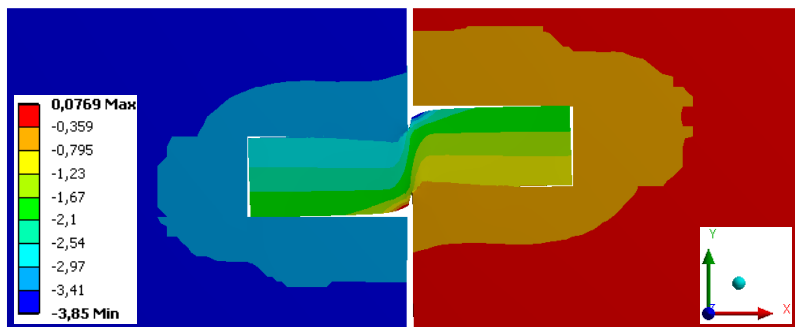


Bild 4-24 Verschiebung (mm) in x-Richtung bei $y = -15$ mm

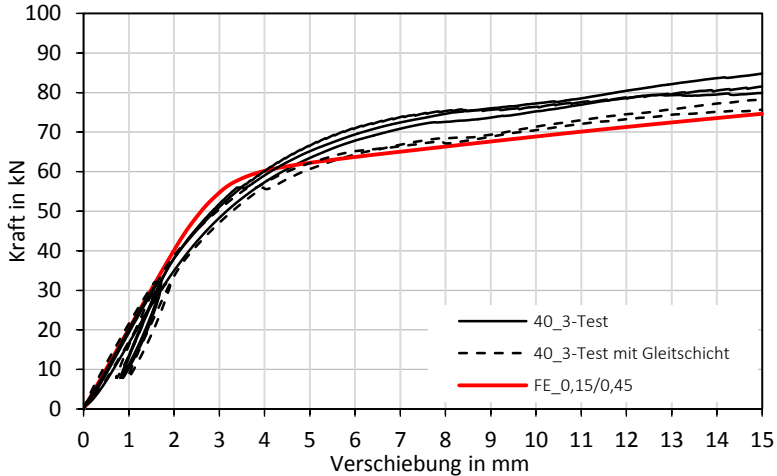


Bild 4-25 Gegenüberstellung der Last-Verschiebungskurven der Tests mit der der FE-Rechnung

Alle zwölf numerisch ermittelten Last-Verschiebungskurven sind, unabhängig von den Haftreibungskoeffizienten und deren Kombination, nahezu deckungsgleich, weshalb beispielhaft der FE-Last-Verschiebungskurve mit $\mu_{\text{Verbinder}} = 0,15$ und $\mu_{\text{Schmalseitenfuge}} = 0,45$ in Bild 4-25 gezeigt wird. Es zeigt sich eine hinreichende Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment. Genauer betrachtet zeigt sich eine gute Übereinstimmung mit den beiden experimentellen Kurven, bei denen Reibung in der Schmalseitenfuge mittels Gleitschicht minimiert wurde, also der laststeigernder Einfluss aus dem Versuchsaufbau minimiert wurde (vgl. Ab. 4.5). Die Last-Verschiebungskurven der drei Versuche ohne Gleitschicht, bei denen in der Schmalseitenfuge Reibungskräfte entstehen können, erreichen etwas höhere Tragfähigkeiten und Steifigkeiten.

4.7.3 Zusammenfassung

Die Ergebnisse dieser Betrachtung zeigen, dass bei querbeanspruchten Kontaktverbindungen kein nennenswerter Seileffekt zu erwarten ist. Aus

diesem Grunde berücksichtigt das im folgenden Abschnitt vorgestellte Rechenmodell keine Reibungsansätze und basiert nur auf der Abschertragfähigkeit.

4.8 Rechenmodell

Ziel war es, ein Rechenmodell zu entwickeln, mit dem die Tragfähigkeit von querbeanspruchten Kontaktverbindungen mit hinreichender Genauigkeit berechnet werden kann. Das ausgeprägt nichtlineare Spannungs-Dehnungsverhalten des Kontaktverbinders aus Buchen-FSH rechtwinklig zur Faser lässt vermuten, dass ein linearer Bemessungsansatz nicht hinreichend sein wird. Eine ähnliche mechanische Situation ist im Ingenieurholzbau von »Stützen aus Brettschichtholz zur Einspannung durch Verguss in Stahlbetonfundamente« bekannt [26], [27]. Äquivalent zu querbeanspruchten Kontaktverbindern wird das Tragverhalten dieses eingespannten Systems vorwiegend durch Druckspannungen rechtwinklig zur Faser beeinflusst. In Anlehnung an die Bemessung von Biegeträgern im Stahlbetonbau, wird dabei eine parabel-rechteckförmige Querdruckspannungsverteilung unterstellt.

4.8.1 Grundlagen und Herleitung

Dieses Rechenmodell basiert auf der Annahme, dass die Querdruckspannung als Parabel-Rechteckdiagramm nach [28] verteilt ist. Bild 4-26 zeigt einen in der Schmalseitenfuge freigeschnittenen Kontaktverbinder mit den angenommenen Querdruckspannungsverteilungen und Schnittgrößen. Das Parabel-Rechteckdiagramm wird durch ein Rechteck 0,8-facher Länge und einer gleichmäßigen Querdruckspannung von $0,95 \cdot \sigma_{c,90}$ substituiert [28]. Obwohl die Querlage etwa zu 3,4 % an der Kraftübertragung beteiligt (vgl. Abs. 4.6.3) ist, werden im Rechenmodell nur die Längslagen angesetzt. Da weder in der experimentellen noch in der numerischen Untersuchung ein signifikanter Seileffekt nachgewiesen werden konnte, basiert dieses Rechenmodell ausschließlich auf der Abschertragfähigkeit.

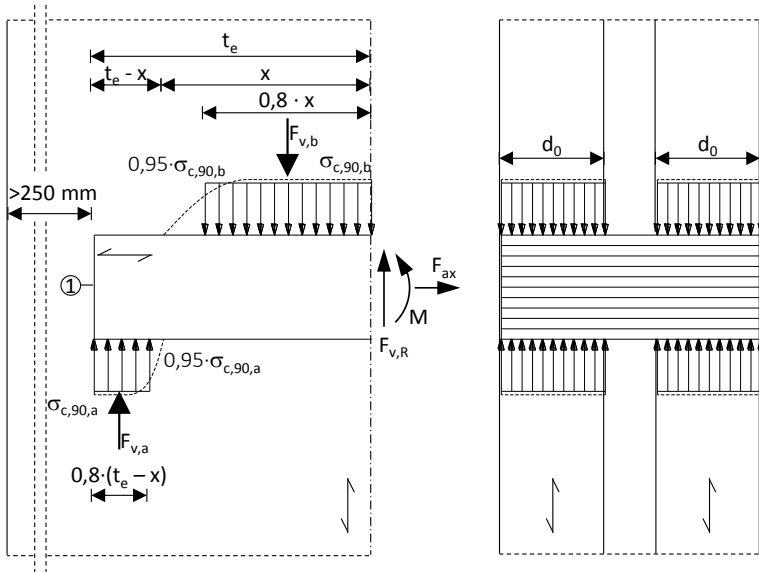


Bild 4-26 Freigeschnittener Kontaktverbinder mit angenommener Spannungsverteilung

Das Kräftegleichgewicht rechtwinklig zur Längsachse des Verbinders ergibt sich nach Gleichung (4-4).

$$\sum V = 0 \Leftrightarrow F_{v,a} + F_{v,R} = F_{v,b} \rightarrow F_{v,R} = F_{v,b} - F_{v,a} \quad (4-4)$$

Aus dem Momentengleichgewicht nach Gleichung (4-5) kann die Lage der Nulllinie nach Gleichung (4-6) angegeben werden. Die Herleitung ist dem Anhang zu entnehmen.

$$\sum M_{(l)} = 0 \Leftrightarrow F_{v,a} \cdot 0,4 \cdot (t_e - x) - F_{v,b} \cdot (t_e - 0,4 \cdot x) + F_{v,R} \cdot t_e + M = 0 \quad (4-5)$$

$$x = - \left(\frac{5}{4} \cdot \frac{M}{F_{v,R}} + \frac{t_e}{8} \right) + \sqrt{\left(\frac{5}{4} \cdot \frac{M}{F_{v,R}} \right)^2 + \frac{25}{16} \cdot \frac{M \cdot t_e}{F_{v,R}} + \left(\frac{7}{8} \cdot t_e \right)^2} \quad (4-6)$$

Wird bei diesen Verbindungen die Bedingung $t_{e,1} = t_{e,2}$ eingehalten, liegt der Momentennulldurchgang im Freischnitt ($M = 0$). Es wird angenommen, dass keine Haftreibung ($\mu = 0 \rightarrow F_{ax} = 0$) zwischen dem Kontaktverbinder und dem BSP auftritt und dass die Querdruckfestigkeit an den Stellen a und b erreicht wird. Eingesetzt in Gleichung (4-6) ergibt sich die Vereinfachung:

$$x = \frac{3}{4} \cdot t_e \quad (4-7)$$

Die aus den Spannungsblöcken resultierenden Kräfte ergeben sich nach den Gleichungen (4-8) und (4-9):

$$F_{v,a} = \sum d_o \cdot 0,8 \cdot (t_e - x) \cdot 0,95 \cdot \sigma_{c,90,a} \quad (4-8)$$

$$F_{v,b} = \sum d_o \cdot 0,8 \cdot x \cdot 0,95 \cdot \sigma_{c,90,b} \quad (4-9)$$

Unter Berücksichtigung $\sigma_{c,90,a} = \sigma_{c,90,b}$ und eingesetzt in (4-4) ergibt sich die Abschertragfähigkeit wie folgt:

$$F_{v,R} = \sum d_{o,j} \cdot 0,8 \cdot (2 \cdot x - t_e) \cdot 0,95 \cdot \sigma_{c,90} \quad \text{für } \lambda \leq \lambda_{\text{grenz}} \quad (4-10)$$

Die Tragfähigkeit $F_{v,R}$ nach Gleichung (4-10) ist linear abhängig von der Einbindetiefe. Deshalb wird – entsprechend den Versuchsergebnissen – die rechnerische Tragfähigkeit $F_{v,R}$ bei $\lambda_{\text{grenz}} = 2,0$ gedeckelt.

4.8.2 Rechenmodell auf dem Niveau von Mittelwerten

Dieser Absatz dient dazu, die Qualität des Rechenmodells zu überprüfen. Die einzige Unbekannte in Gleichung (4-10) ist die anzusetzende Querdruckspannung $\sigma_{c,90}$. Die experimentellen Querdruckuntersuchungen haben gezeigt, dass sowohl seitliche Überstände in Faserrichtung als auch ein- oder zweiseitig auf den Kontaktverbinder wirkende Querdruckspannungen die Querdruckfestigkeit des Buchen-FSH beeinflussen. Des Weiteren ist die Querdruckfestigkeit abhängig von der Stauchung ϵ_c .

Aufgrund dieser schwer zu quantifizierenden Einflüsse wurde für die Auswertung der rechnerischen Tragfähigkeit nach Bild 4-27 ein pragmatischer

Ansatz gewählt, in dem die Querdruckfestigkeit der Reihe S0 (Abs. 4.6) die Grundlage bildet.

Das Rechenmodell orientiert sich an der Verbindungstragfähigkeit bei 12 mm Relativverschiebung. Diese Verschiebungsstufe wurde aus zwei Gründen gewählt: Erstens, weil bis zu dieser Verschiebungsstufe kein Biegezug-Scherversagen beobachtet wurde und zweitens, weil in zusammengesetzten BSP-Scheiben relative Fugenverschiebungen >12 mm nur selten konstruktiv möglich sind, was in Abs. 1.5 erläutert wurde.

Die experimentell ermittelte Querdruckfestigkeit bei 5 mm Relativverschiebung der Reihe S0 (Abs. 4.6) beträgt $f_{c,90,\Delta=5\text{mm}} = 21,1 \text{ N/mm}^2$ und wird mit einem Verbindungsbeiwert so skaliert, dass die mittlere experimentelle Tragfähigkeit des 40 mm dicken Verbinders mit $\lambda = 2,0$, abzüglich des Querlagenanteils erreicht wird: $F_{v,R} = 77,1 \cdot (1 - 0,034) = 74,5 \text{ kN}$.

Durch Einsetzen in Gleichung (4-10) ergibt sich folgender Verbindungsbeiwert $k_{\text{con,mean}}$:

$$F_{v,R} = \sum d_{0j} \cdot 0,8 \cdot 0,95 \cdot f_{c,90,\Delta=5\text{mm}} \cdot k_{\text{con,mean}} \cdot (2 \cdot x - t_e)$$

$$74,5 = 2 \cdot 40 \cdot 0,8 \cdot 0,95 \cdot 21,1 \cdot k_{\text{con,mean}} \cdot \left(2 \cdot \frac{3}{4} \cdot 80 - 80 \right) \cdot 10^{-3} \rightarrow k_{\text{con,mean}} = 1,45$$

Bild 4-27 zeigt die Gegenüberstellung der Ergebnisse des Rechenmodells und den Einzel- und Mittelwerten der experimentellen Tragfähigkeiten bei 12 mm Relativverschiebung der Verbindung. Das Rechenmodell zeigt eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen. Oberhalb der Grenzschlankheit ist die Tragfähigkeit nicht mehr von der Einbindetiefe abhängig, da die Tragfähigkeit durch ein Biegezug-Scherversagen begrenzt wird. Dieser Versagensmechanismus ist im Bemessungsansatz nicht implementiert, weshalb das Rechenmodell oberhalb der Grenzschlankheit gedeckelt wird.

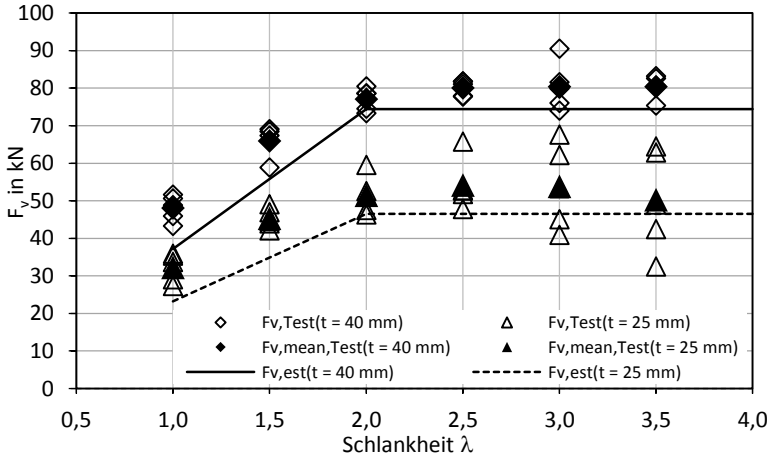


Bild 4-27 Vergleich der mittleren rechnerischen Tragfähigkeiten ($F_{v,est}$) mit den Einzel- und Mittelwerten der experimentellen Tragfähigkeiten ($F_{v,Test}$) bei $\Delta = 12$ mm

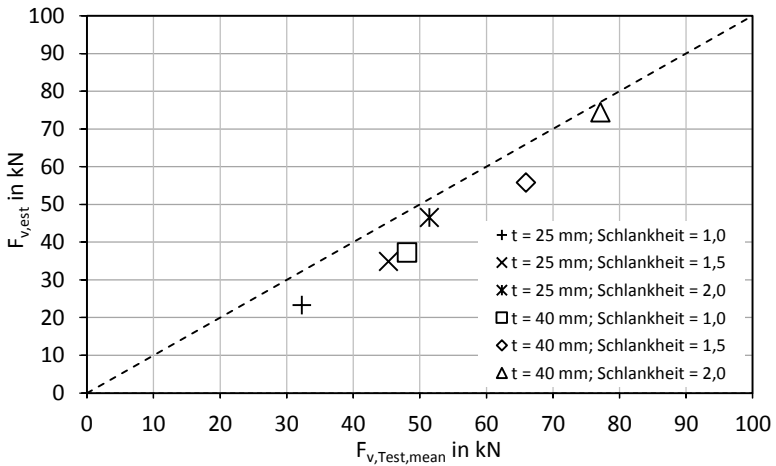


Bild 4-28 Vergleich zwischen den mittleren rechnerischen Tragfähigkeiten und den mittleren experimentellen Tragfähigkeiten bei $\Delta = 12$ mm und $\lambda \leq \lambda_{grenz}$

Das vorgestellte Rechenmodell stellt eine Vereinfachung dar, bei der nur eine idealisierte Querdruckspannungsverteilung und daraus resultierend, nur dieser Versagensmechanismus berücksichtigt wird. Des Weiteren bleiben verschiedene Verformungsbeiträge wie die Druckverformung des BSP und die Biege- und Schubverformung des Kontaktverbinders unberücksichtigt.

Die rechnerischen Tragfähigkeiten liegen stets unterhalb der mittleren experimentellen Tragfähigkeiten (Bild 4-27). Des Weiteren liegen bei Verbindern mit $t = 40$ mm alle Einzelwerte oberhalb der rechnerischen Tragfähigkeit. Dagegen liegen vier von 30 Einzelwerten der 25 mm dicken Verbinder unterhalb der rechnerischen Tragfähigkeit.

In Bild 4-28 wird die gute Übereinstimmung zwischen den mittleren experimentellen Tragfähigkeiten und denen des Rechenmodells (Korrelationskoeffizient 0,99) gezeigt. Im Allgemeinen wird die Tragfähigkeit mit dem Rechenmodell geringfügig unterschätzt. Das Rechenmodell liefert auf Basis der Mittelwerte eine gute Übereinstimmung mit der experimentellen Tragfähigkeit.

4.8.3 Charakteristisches Rechenmodell

In diesem Absatz wird das vorgestellte Rechenmodell so modifiziert, dass damit die charakteristische Abschertragfähigkeit ermittelt werden kann.

Zur Bestimmung der Querdruckfestigkeit des Buchen-FSH wurden spezielle Druckversuche durchgeführt. Die damit ermittelten Festigkeitswerte sind – bezogen auf diese Verbindung – realistischer, als Festigkeitswerte, die mit dem Prüfverfahren nach EN 408 ermittelt wurden. Die Druckfestigkeit rechtwinklig zur Faser wurde in den speziellen Versuchen bei vergleichbaren Verformungsstufen bestimmt, die auch in den Kontaktverbindern aus Buchen-FSH in den Verbindungsversuchen auftraten. Mit dem üblichen Prüfverfahren nach EN 408 wird die Druckfestigkeit rechtwinklig zur Faser bei signifikant geringeren Druckverformungen ermittelt und damit unterschätzt.

Um ein pragmatisches und robustes Bemessungsmodell zu erhalten werden folgende Vereinfachungen und Annahmen getroffen:

1. Die Konstante 0,95 in Gleichung (4-10) wird gestrichen.
2. Es wird die charakteristische Druckfestigkeit des Buchen-FSH aus der abZ bzw. der ETA verwendet. Diese Druckfestigkeit basiert auf dem Standardprüfverfahren nach EN 408.
3. Der geringe Anteil der Querlage an der Tragfähigkeit wird bei der Ermittlung des Verbindungsbeiwerts k_{con} nicht herausgerechnet. Im Rechenmodell werden nur die Längslagen berücksichtigt.

Der Verbindungsbeiwert k_{con} ist die einzige Unbekannte. Er basiert auf charakteristischen Werten und berücksichtigt:

1. Höhere Festigkeitswerte rechtwinklig zur Faser des Kontaktverbinders aus Buchen-FSH als die $f_{c,90,EN408,k}$ -Werte aufgrund von größeren Druckverformungen des Kontaktverbinders.
2. Unterschiedliche Druckspannungsverteilungen rechtwinklig zur Faser des Kontaktverbinders zwischen der realen Situation in einer Verbindung und der Prüfsituation nach EN 408.
3. Den Beitrag mitwirkender Fasern (»mitwirkende Breite«) des Kontaktverbinders in Faserrichtung des Buchen-FSH über die direkte Kontaktfläche der BSP-Längslagen mit dem Kontaktverbinder hinaus.

Vorgehensweise zur Bestimmung des Verbindungsbeiwertes k_{con} auf charakteristischem Niveau

Allgemein können charakteristische Tragfähigkeiten aus Prüfergebnissen nach einem Rechenverfahren nach EN 14358:2013-09 berechnet werden. Im konkreten Fall ist die Problematik, dass sich die 60 Einzelversuchsergebnisse aus zwölf unterschiedlichen Versuchsreihen zusammensetzen. Folglich müsste die charakteristische Tragfähigkeit für alle zwölf Reihen getrennt bestimmt werden und die anzusetzende Anzahl der Einzelversuchsergebnisse wäre mit $n = 5$ unrealistisch niedrig. Die charakteristische Tragfähigkeit würde signifikant unterschätzt werden.

Liegt ein hinreichendes Rechenmodell vor – und dies ist hier der Fall – kann das Verfahren nach EN 14358 unter Berücksichtigung aller 60 Einzelversuchsergebnisse verwendet werden. Hierzu muss lediglich die Eingangsgröße modifiziert werden und mit Hilfe eines Iterationsverfahrens der „richtige“ Verbindungsbeiwert k_{con} ermittelt werden.

Nachfolgend wird die »Parametrische Berechnung« unter Annahme einer logarithmischen Normalverteilung verwendet und entsprechend modifiziert.

Mittelwert der Stichprobe nach Gl. (4-11) und Standardabweichung nach Gl. (4-12):

$$\bar{y} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \ln m_i \quad (4-11)$$

$$s_y = \max \left\{ \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (\ln m_i - \bar{y})^2, 0,05 \right\} \quad (4-12)$$

Der charakteristische Wert der Stichprobe bestimmt sich nach Gl. (4-13):

$$m_k = \exp(\bar{y} - k_s(n) \cdot s_y) \quad \text{mit} \quad k_s(n) = \frac{6,5 \cdot n + 6}{3,7 \cdot n - 3} \quad (4-13)$$

In den Gleichungen (4-11) und (4-12) wird folgende Substitution durchgeführt:

$$m_k \text{ wird substituiert durch } \frac{F_{v,est,j}}{F_{v,Test,j}} = \frac{\text{Rechnerische Tragfähigkeit}}{\text{Experimentelle Tragfähigkeit}}$$

Durch diese Substitution liefert Gleichung (4-13) ein »charakteristisches Festigkeitsverhältnis«. Der Verbindungsbeiwert k_{con} wird EDV-gestützt so lange iterativ verändert, bis sich das charakteristische Festigkeitsverhältnis dem Wert 1,0 annähert. Konkret ergab sich nach der Iteration für die 60 Versuchsergebnisse ein Verbindungsbeiwert $k_{con} = 2,75$. Die Daten zur Berechnung von k_{con} sind dem Anhang zu entnehmen.

Die charakteristische Tragfähigkeit eines symmetrischen querbeanspruchten Kontaktverbinders bei etwa 12 mm Relativverschiebung kann nach Gleichung (4-14) berechnet werden:

$$F_{v,Rk} = \begin{cases} \sum d_0 \cdot 0,8 \cdot f_{c,90,EN408,k} \cdot k_{con} \cdot \frac{t_e}{2} & \text{für } 1,0 \leq \lambda \leq 2,0 \\ \sum d_0 \cdot 0,8 \cdot f_{c,90,EN408,k} \cdot k_{con} \cdot t & \text{für } \lambda > 2,0 \end{cases} \quad (4-14)$$

Mit: $25 \text{ mm} \leq t \leq 40 \text{ mm}$

$t_{e,1} = t_{e,2}$

Achsabstand zwischen zwei hintereinander angeordneten Kontaktverbindern und zwischen der Verbinderachse und dem beanspruchten Rand $\geq 11 \cdot t$

t Verbinderdicke

$\sum d_0$ Summe der Längslagendicke

λ t_e / t

$f_{c,90,EN408,k}$ Charakteristische Querdruckfestigkeit (bestimmt nach EN 408)

k_{con} Modifikationsfaktor für diese Verbindung ($k_{con} = 2,75$)

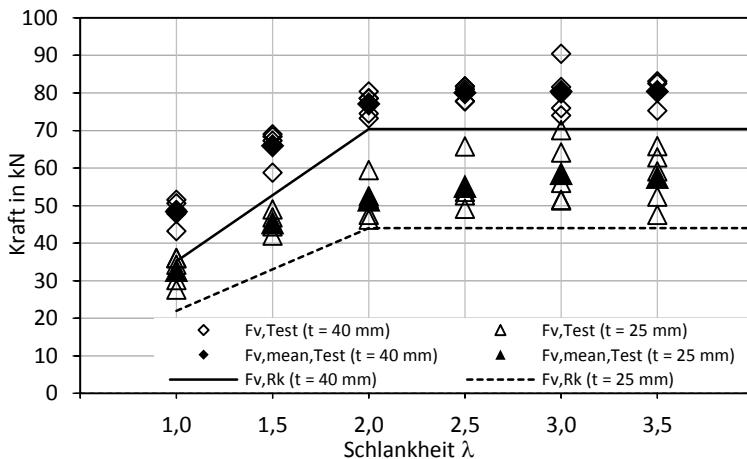


Bild 4-29 Vergleich der charakteristischen Tragfähigkeiten ($F_{v,Rk}$) mit den Einzel- und Mittelwerten der experimentellen Tragfähigkeiten ($F_{v,Test}$)

Aus konstruktiven Gründen sollte für die Ausführung $\lambda \geq 2,0$ gewählt werden. Zu beachten ist, dass dieser Ansatz auf einer Relativverschiebung der Verbindung von 12 mm basiert. Im Gegensatz zu stabförmigen Bauteilen, können bei Flächenbauteilen (hier: zusammengesetzte Scheibe aus BSP) oftmals nur geringe Verschiebungen erreicht werden. Es ist stets zu prüfen, ob die der Tragfähigkeitsberechnung zugrunde liegende Verformung im Bauteil erreicht werden kann. Andernfalls kann die Tragfähigkeit signifikant überschätzt werden. Dieser Sachverhalt wäre jedoch bei allen Verbindungsarten, wie Nägel, Schrauben und Stabdübel (...) zu berücksichtigen und nicht nur bei querbeanspruchten Kontaktverbindern.

Das vorliegende Rechenmodell führt im definierten Anwendungsbereich gegenüber der experimentellen Untersuchung zu konservativen Ergebnissen.

4.9 Mindestabstände und effektive Verbinderanzahl

Der Versuchsaufbau der vorherigen Untersuchung war so konzipiert, dass das Last-Verschiebungsverhalten der Verbinder selbst geprüft wurde und ein sprödes Längsschubversagen des BSP ausgeschlossen war. In einer Verbindungsgruppe muss davon ausgegangen werden, dass die Verbinderabstände in Fugenrichtung das Last-Verschiebungsverhalten signifikant beeinflussen bzw. ein vorzeitiges sprödes Versagen auftreten kann. Um den Mindestabstand zwischen zwei Verbindern oder eines Verbinders zum beanspruchten Rand hin deterministisch zu bestimmen, wurde eine experimentelle Untersuchung in geringem Umfang durchgeführt. Dabei wurden zwei verschiedene Verbinderabstände in jeweils sechs Einzelversuchen experimentell untersucht (Bild 4-30). Das verwendete BSP stammt aus der in Abschnitt 2 vorgestellten Grundgesamtheit. Die Dicke des Kontaktverbinders betrug 40 mm und die Schlankheit 2,5. Die Verbindungen entsprechen den prinzipiellen Angaben aus Abs. 4.2. Den bisherigen Versuchen entsprechend wurden auch hier Druckscherversuche nach DIN EN 26891 durchgeführt. Jedoch war jeder Prüfkörper mit zwei Kontaktverbindern in der Schmalseitenfuge verbunden. Zwei zusätzliche Aussparungen am Anfang

und am Ende der Schmalseitenfuge in denen keine Kontaktverbinder angeordnet wurden, sollten sicherstellen, dass die Schubspannungen im Vorholzbereich der Kontaktverbinder durch die Lasteinleitung nicht signifikant beeinflusst wurden (Bild 4-30).

Ein geringer Verbinderabstand in Fugenrichtung (7,25-t) führte zu einem Längsschubversagen des BSP im Vorholzbereich (Bild 4-30 links), bevor die eigentliche Verbindertragfähigkeit erreicht wurde, was an den Last-Verschiebungskurven in Bild 4-31 erkennbar ist. Während bei Verschiebungen < 5 mm die Kurven eng zusammenliegen, sind bei Verschiebungen > 5 mm signifikante Lastabfälle bei geringem Verbinderabstand zu beobachten. Nach diesem spröden Versagen zeigte die Verbindung eine verringerte Tragfähigkeit (Bild 4-31). Die Resttragfähigkeit nach dem spröden Längsschubversagen bei geringem Verbinderabstand könnte mit dem folgendem Mechanismus erklärt werden: Durch die höhere Schubsteifigkeit der BSP-Längslagen vor dem Schubversagen wird nahezu die gesamte Last über die Hirnholzflächen in die BSP-Längslagen übertragen. Nach deren schlagartigem Schubversagen verbleiben zwei alternative Lastpfade: Ein Teil der Last wird von den Längslagen über Rollschub in die Querlage übertragen. Der andere Teil der Last wird über Querdruck vom Verbinder in die BSP-Querlage übertragen. Die beobachtete Resttragfähigkeit nach dem primären Schubversagen kann damit auf die verbleibende Schubtragfähigkeit der BSP-Querlage zurückgeführt werden.

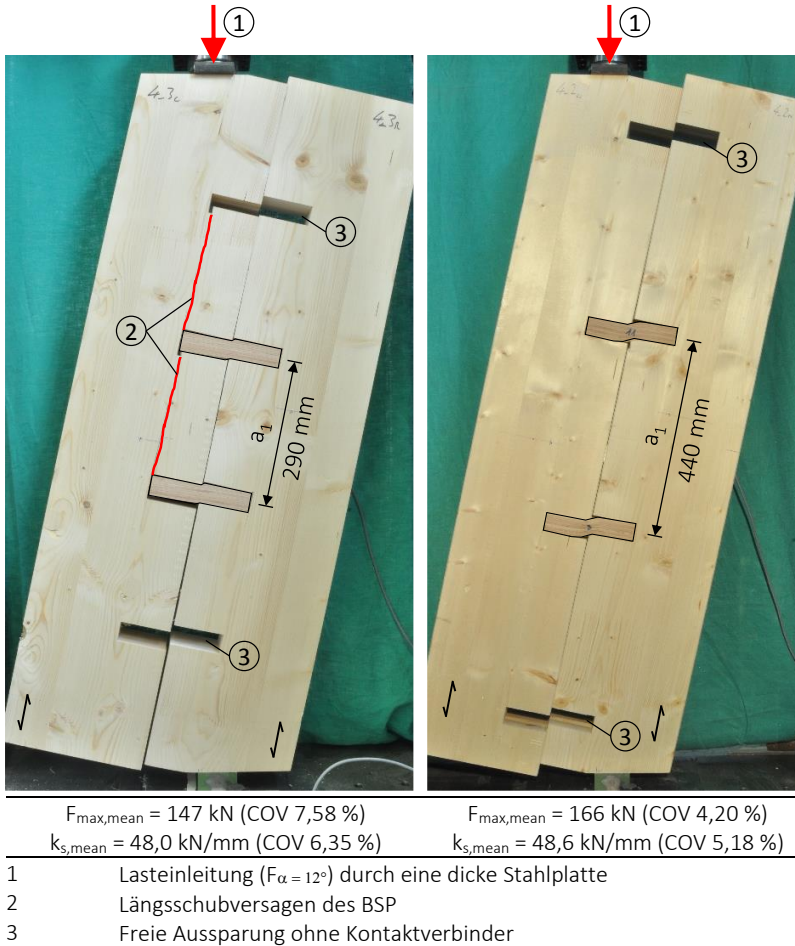


Bild 4-30 Druckscherversuche mit unterschiedlichen Verbinderabständen

Dieses spröde Längsschubversagen des BSP kann weitgehend durch einen größeren Verbinderabstand von 11-t vermieden werden. Dadurch wurde in den meisten Fällen eine Relativverschiebung von 15 mm ohne signifikanten Lastabfall erreicht. Die Verbindung verhält sich duktil und damit „gut-mütig“. Dabei ist der maßgebliche Versagensmechanismus Querdruckversagen des Kontaktverbinders aus Buchen-FSH (Bild 4-30 rechts). Die

Tragfähigkeit der Versuchsreihe mit dem größeren Verbinderabstand lag um +12,9 % höher. Die Verbindungssteifigkeit wurde durch einen größeren Verbinderabstand hingegen kaum beeinflusst (+1,25 %).

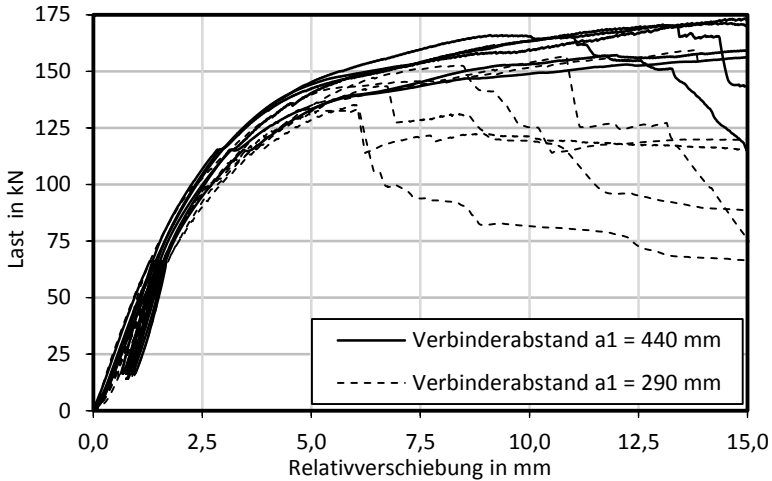


Bild 4-31 Last-Verschiebungskurven für querbeanspruchte Kontaktverbindungen mit unterschiedlichen Verbinderabständen

Wie erwartet erreicht die Tragfähigkeit zweier hintereinander angeordneter Verbinder nicht dasselbe Niveau, als die Summe der beiden Einzeltragfähigkeiten eines Verbinders. (Reihe 40_4: $2 \cdot F_{\max} = 2 \cdot 85,2 \text{ kN} = 170 \text{ kN}$ im Vergleich zu 166 kN in Bild 4-30 rechts). Im konkreten Fall mit zwei Verbindern und einem Abstand von $11 \cdot t$ errechnet sich die wirksame Verbinderanzahl zu $n_{\text{ef}} = 1,95$.

Vor dem Hintergrund, dass in zusammengesetzten Deckenscheiben eine zweistellige Anzahl an hintereinander angeordneter Kontaktverbinder realistisch ist, kann dieser Wert lediglich als erste Näherung angesehen werden. Um den Einfluss der Anzahl hintereinander angeordneter Verbinder in einer Schmalseitenfuge auf die Tragfähigkeit zu untersuchen, wird eine numerische Untersuchung durchgeführt. Hierbei werden sowohl unterschiedliche Last-Verschiebungskurven einzelner Verbinder, als auch Herstellungstoleranzen betrachtet.

Bei Verbindungsmittelgruppen, also bei mehreren hintereinander angeordneten Kontaktverbindern, ist ein ein Achsabstand von mindestens 11-t einzuhalten und eine wirksame Verbindungsmittellanzahl anzusetzen.

4.10 Zusammenfassung

Querbeanspruchte Kontaktverbinder aus Buchen-FSH zeigen ein duktileres Last-Verschiebungsverhalten. Ein mögliches Längsschubversagen des BSP zwischen hintereinander angeordneten Verbindern oder zum beanspruchten Rand hin, kann durch einen minimalen Verbinderabstand von 11-t weitgehend vermieden werden. Liegt die Schlankheit oberhalb der Grenzschlankheit erreichen die Verbindungen hohe Tragfähigkeiten bei vergleichsweise geringen Streuungen.

Mit zunehmender Schlankheit verringern sich die Reaktionskräfte, die rechtwinklig zur Schmalseitenfuge wirken und die beiden BSP auseinander drücken.

Als Grundlage für ein Rechenmodell wurde die Verbindung numerisch mit der Finite-Elemente-Methode untersucht. Sowohl die Last-Verschiebungskurven als auch die Verteilung der Querdruckspannungen zeigte eine gute Übereinstimmung mit der realen Verbindung. Eine zweite numerische Untersuchung zeigte, dass kein nennenswerter Seileffekt auftritt. Auf diesen Grundlagen wurde ein pragmatisches und robustes Rechenmodell zur Berechnung der charakteristischen Abschertragfähigkeit entwickelt.

In der Verbindung erfolgt die Kraftübertragung zwischen dem Kontaktverbinder und dem BSP nahezu ausschließlich über die BSP-Längslagen. Daher werden im vorgeschlagenen Rechenmodell die Summe der Längslagendicke und die Querdrucktragfähigkeit des Kontaktverbinders aus Buchen-FSH verwendet. Die BSP-Querlage wird vernachlässigt.

Kontaktverbinder aus Buchen-FSH sind leistungsfähige und gut kalkulierbare Verbindungen für aussteifende Decken- oder Wandscheiben, in denen eine hohe Tragfähigkeit, Steifigkeit und Robustheit, aber keine Energiedissipation benötigt wird. Zudem verringert die einfache Geometrie die

Wahrscheinlichkeit von Ausführungsfehlern und erlaubt eine kosteneffiziente Herstellung.

Im nächsten Abschnitt wird eine dissipative Stahlblechverbindung vorgestellt, die in BSP-Wandscheiben unter Erdbebeneinwirkung eingesetzt werden kann.

5 Dissipative Kontaktverbindungen für Wandscheiben

5.1 Allgemeines

Verglichen mit anderen Holzbausystemen sind BSP-Elemente aufgrund ihrer hohen Schubtragfähigkeit und Schubsteifigkeit besonders geeignet, um Einwirkungen in Scheibenebene abzutragen und damit Gebäude auszusteißen. Die sehr guten mechanischen Eigenschaften des Flächenwerkstoffs BSP, in Kombination mit einem hohen Vorfertigungsgrad, ermöglichen bei vielen Bauwerken eine Tragstruktur in Holzbauweise, die bisher nur in Stahl- bzw. Massivbauweise wirtschaftlich errichtet werden konnte. Beispiele sind Industrie- und Betriebsgebäude, Ingenieurbauwerke und innerstädtische Gebäude bis zu etwa zehn Stockwerken. Einschränkungen aus Herstellung, Transport und Montage begrenzen jedoch die Elementgröße, sodass Bauteile wie Wand- und Deckenscheiben aus mehreren kleineren BSP-Elementen zusammengesetzt werden müssen, welche dann in den Schmalseitenfugen kraftschlüssig zu verbinden sind (Bild 5-1 links). Bei quasi-statischen oder statischen Einwirkungen stellen diese Schmalseitenfugen eine Schwachstelle dar. Bei Erdbebeneinwirkungen hingegen könnten sich diese „vermeintlichen Schwachstellen“ als außerordentlich nützlich erweisen, sofern hochdissipative Verbindungen verwendet werden.

Erdbebeneinwirkungen stellen an die Bauteile Deckenscheibe und Wandscheibe unterschiedliche Anforderungen. Im Allgemeinen sind bei Deckenscheiben hohe Steifigkeiten und hohe Tragfähigkeiten wünschenswert, um die Lasten möglichst gleichmäßig an die Wandscheiben weiterzuleiten. Wandscheiben hingegen sollen sich möglichst duktil verhalten, um die notwendige Energiedissipation zu gewährleisten. Da sich BSP-Elemente in Scheibenebene vorwiegend elastisch verhalten, werden die Duktilität und die Energiedissipation hauptsächlich durch die Anzahl und die Eigenschaften der Verbindungen bestimmt, sofern in den Schmalseitenfugen – konstruktionsbedingt – nennenswerte Relativverschiebungen auftreten

können. Grundvoraussetzung hierfür ist eine entsprechend drehbare Lagerung der Einzelemente (Bild 5-1 rechts).

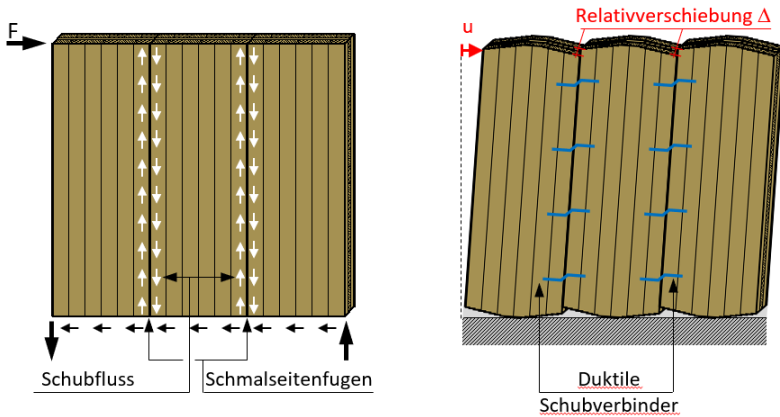


Bild 5-1 Zusammengesetzte Wandscheibe aus BSP als Prinzipdarstellung (links) und mit duktilen Verbindern sowie drehbar gelagerten Einzelementen (rechts). Verankerungen nicht dargestellt

Derzeit werden die bei Erdbebeneinwirkung erforderliche Duktilität und Energiedissipation vorwiegend durch auf Abscheren beanspruchte stiftförmige metallische Verbindungsmittel (nachfolgend Stahlstift genannt), wie beispielsweise Nägel, Schrauben und Klammern, erreicht, sofern diese über die Fließgrenze hinaus beansprucht werden. Sowohl die plastische Lochleibungsverformung des Holzes, als auch die Biegeverformung des Stahlstifts leisten einen Beitrag zur Energiedissipation. Die Last-Verschiebungskurven dieser Verbindungsmittel zeigen unter zyklischer Beanspruchung ein einschnürendes Verhalten, das sog. Pinching (Bild 5-2). Da die von der Kurve eingeschlossene Fläche der dissipierten Energie in einem Belastungszyklus entspricht, verringert sich die Energiedissipation bei jedem Belastungszyklus signifikant. Zusätzlich treten bei definierten Verschiebungsstufen Tragfähigkeitsminderungen ΔF unter wiederholter Beanspruchung auf (Bild 5-2). Für aussteifende Wandscheiben aus BSP wären jedoch Schubverbindungen wünschenswert, die – ähnlich wie reine Stahlverbindungen – über nahezu konstante Hystereseigenschaften verfügen. Ursächlich für das Einschnüren sind nicht reversible plastische

Druckverformungen im Holz unter der Belastung des Stahlstifts, siehe Bild 5-2 (a). Bei umgekehrter Lastrichtung entsteht im Holz eine Lücke im Bereich zwischen den beiden Fließgelenken (FG). Der Stahlstift wird solange nicht durch Holzfasern gestützt, bis dieser die Kontaktfläche des Holzes auf der gegenüberliegenden Seite berührt (Bild 5-2 (b)). Ohne diesen Kontakt entspricht das mechanische Verhalten des Stahlstifts einem beidseitig eingespannten Biegestab. Wird der Stahlstift in der Folge wiederholt und ohne Kontakt mit dem Holz im fugennahen Bereich hin und her gebeugt, beruht die Energiedissipation weit überwiegend auf der plastischen Biegeverformung des Stahlstifts (Bild 5-2 (c)).

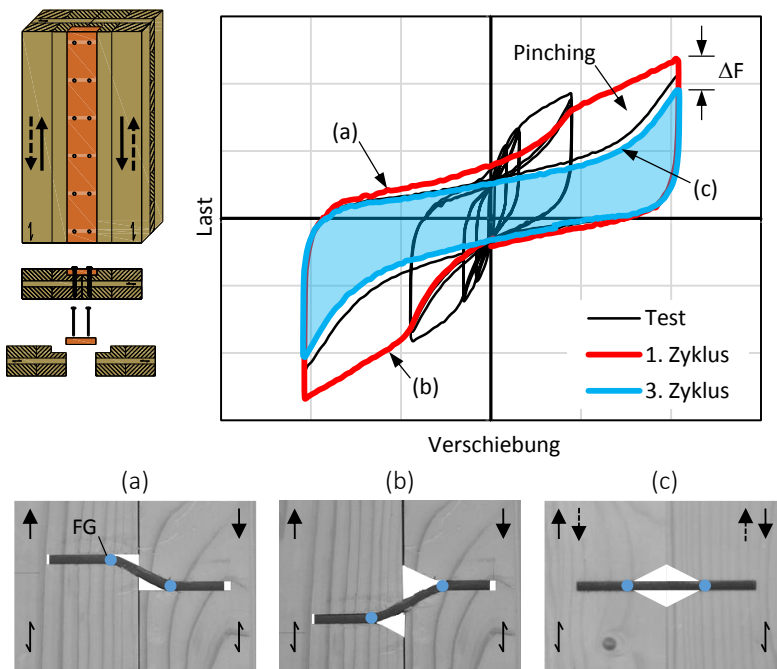


Bild 5-2 Übliche Schubverbindung als einschnittig genagelter Laschenstoß unter Wechselbeanspruchung (links), beispielhafte Last-Verschiebungskurve von schlanken Stahlstiften unter zyklischer Beanspruchung (rechts) und unterschiedliche Deformationsstufen des Stahlstifts (unten (a) bis (c))

Als Konsequenz aus dem beobachteten Verhalten sollte der Anteil an der Energiedissipation aus der Biegeverformung des Stahlstifts maximiert und der Anteil aus plastischer Lochleibungsverformung des Holzes minimiert werden. Im Idealfall sollten nur plastische Biegeverformungen des Stahlstifts auftreten, während die Lochleibungsspannungen im Holz im elastischen Bereich verbleiben.

Für Aussteifungssysteme in Holzbauten existieren jenseits der klassischen Verbindungen spezielle Vorrichtungen, sogenannte U-shaped Flexural Plates (UFP) [29], [30]. Die plastische Hysterese findet bei diesen Vorrichtungen vollständig im Stahlblech statt, was allerdings durch eine Überbemessung des Anschlusses Stahl-Holz erreicht wird (Bild 5-3 (a), (b)). UFP verfügen bei mehreren Belastungszyklen über nahezu konstante Hystereseeigenschaften. In anderen Materialdisziplinen finden sich gleichermaßen interessante Lösungsansätze. So kommen in Aussteifungssystemen im Massivbau »Biegedämpfer« einfachster Bauart zum Einsatz [31], [32]. Das mechanische Prinzip ist ein beidseitig in Stahlbetonwandscheiben eingespannter Biegestab der über die Fließgrenze hinaus rechtwinklig zur Stabachse verschoben wird (Bild 5-3 (c)).

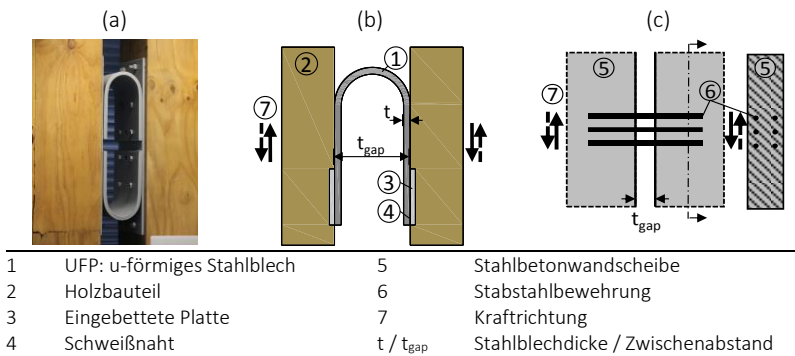


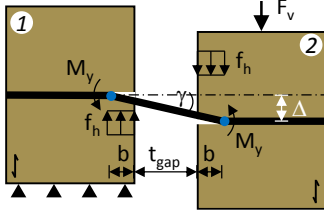
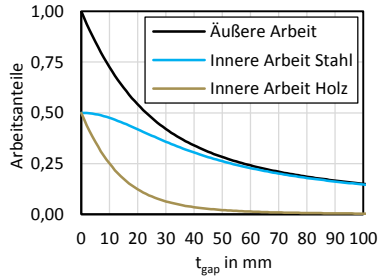
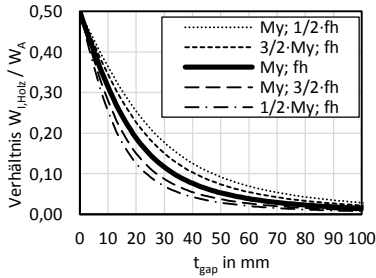
Bild 5-3 Praktisches Anwendungsbeispiel eines UFP (a) [29], Prinzipskizze (b) [30] und Biegedämpfer aus Stabstahl zwischen zwei Stahlbetonwandscheiben mit Zwischenabstand (c) nach [32]

Das Prinzip des Biegedämpfers kann grundsätzlich auf Stahlstifte im Ingenieurholzbau übertragen werden. Um zunächst aufwendige experimentelle Untersuchungen zu vermeiden, soll eine theoretische Vorbetrachtung zeigen, ob das System hinreichend leistungsfähig ist und welche Parameter relevant sind, um die plastische Hysterese auf den Stahlstift zu konzentrieren.

5.2 Energiebetrachtung

Der unterschiedliche Beitrag aus plastischer Biegung des Stahlstiftes und der plastischen Druckverformung des Holzes am gesamtplastischen Verhalten von Stahlstiften lässt sich mit einer Betrachtung der geleisteten Arbeit einordnen. Von einem Versagensmechanismus mit zwei Fließgelenken ($t_e > t_{req}$) wird a priori ausgegangen. Vereinfachend werden starr-plastisches Materialverhalten und „kleine Winkel“ angenommen. Zu beachten ist, dass in dieser Energiebetrachtung (Bild 5-4) zur Erläuterung des grundsätzlichen Wirkprinzips von Stahlstiften von kleinen Verformungen ausgegangen wird. Da ein Seileffekt erst bei größeren Verformungen auftritt, werden in dieser Betrachtung Energieanteile aus dem Seileffekt – obwohl in der realen Verbindung enthalten – nicht berücksichtigt. Da das Verhalten der Stahlblechverbindungen durch das Biegetragverhalten dominiert wird und der Seileffekt bei „glatten“ Stahlblechen von untergeordneter Bedeutung ist, ist der Einfluss vermutlich gering und diese Betrachtung zulässig.

Bild 5-4 links zeigt die idealisierte Verformungsfigur eines Stahlstiftes. Die äußere Arbeit W_A nach Gl. (5-1) entspricht der Summe der inneren Arbeit W_i , die sich aus den beiden Anteilen, plastische Biegung des Stahlstiftes $W_{i,Stahl}$ nach Gl. (5-2) und plastische Lochleibungsverformung des Holzes $W_{i,Holz}$ nach Gl. (5-3) zusammensetzt. Bild 5-4 links zeigt für realistische Zwischenabstände und Festigkeitseigenschaften das Verhältnis des Arbeitsanteils des Holzes zur äußeren Arbeit auf der Basis von M_y und f_h . Um den Einfluss unterschiedlicher Festigkeitseigenschaften auf die Verteilung der inneren Arbeit deutlich zu machen, wurden vier weitere Fälle ausgewertet, in denen die Festigkeitswerte um $\pm 50\%$ verändert wurden.



$$W_A = F_v \cdot \Delta = W_{I, \text{Holz}} + W_{I, \text{Stahl}} \quad (5-1)$$

$$W_{I, \text{Stahl}} = 2 \cdot M_y \cdot \gamma = 2 \cdot M_y \cdot \frac{\Delta}{t_{\text{gap}} + 2 \cdot b} \quad (5-2)$$

$$W_{I, \text{Holz}} = F_v \cdot \frac{\Delta \cdot b}{t_{\text{gap}} + 2 \cdot b} \quad (5-3)$$

Mit: Lochleibungsfestigkeit $f_h = 43,0 \quad \text{N/mm}^2$
 Fließmoment $M_y = 2,7 \cdot 10^5 \quad \text{Nmm}$

Bild 5-4 Arbeitsanteile des Holzes und des Stahls aus innerer Arbeit im Verhältnis zur äußeren Arbeit

Beim Sonderfall ohne Zwischenabstand ($t_{\text{gap}} = 0 \text{ mm}$) beträgt der Arbeitsanteil des Holzes sowie des Stahls stets 50 % der äußeren Arbeit. Bei allen Kurven zeigt sich, dass sich der Arbeitsanteil des Holzes an der äußeren Arbeit mit zunehmendem Zwischenabstand signifikant verringert und sich schließlich asymptotisch der Abszisse annähert. Weiter ist ersichtlich, dass dieser Effekt sowohl durch eine hohe Lochleibungsfestigkeit des Holzes, als auch durch ein niedriges Fließmoment des Stahlstiftes weiter verstärkt wird. Bild 5-4 rechts zeigt die Anteile der inneren Arbeit an der äußeren Arbeit abhängig vom Zwischenabstand. Es zeigt sich, dass bereits geringe Zwischenabstände den Arbeitsanteil des Holzes drastisch reduzieren während der Arbeitsanteil des Stahls weit weniger reduziert wird. In dem konkreten Fall mit $t_{\text{gap}} = 60 \text{ mm}$ erreicht der Arbeitsanteil des Stahls an der gesamten Arbeit der Verbindung bereits 95 %.

Fazit: Den größten Beitrag zur Reduzierung des Arbeitsanteils des Holzes leistet ein planmäßiger Zwischenabstand. Da der Arbeitsanteil des Holzes

auch über das plastische Biegemoment des Stahlstiftes signifikant beeinflusst werden kann, werden die im Ingenieurholzbau üblichen Stahlstifte mit Kreisquerschnitt durch Stahlbleche mit Rechteckquerschnitt, die um die schwache Achse gebogen werden, substituiert. Zum Vergleich: ein 6 mm dickes und 100 mm breites Stahlblech weist bei Biegung um die schwache Achse etwa das gleiche plastische Widerstandsmoment auf, wie ein Stabdübel \varnothing 18 mm. Diese Substitution wird in zweierlei Hinsicht die innere Arbeit des Holzes im Verhältnis zur äußeren Arbeit reduzieren. Erstens: Die Kontaktfläche, über die das Verbindungsmittel Druckspannungen auf das Holz übertragen kann, ist bei gleichem plastischem Widerstandsmoment bei Rechteckquerschnitten um ein Vielfaches größer als bei kreisrunden Stiften (im konkreten Fall: + 460 %). Zweitens: Im Gegensatz zu Stiften mit Kreisquerschnitt sind bei Stiften mit Rechteckquerschnitt die Lochleibungsspannungen vorwiegend faserparallel orientiert. Daher sind signifikant höhere Lochleibungsfestigkeiten bis auf das Niveau der Druckfestigkeit von Holz parallel zur Faser zu erwarten.

Konsequenterweise werden die Erkenntnisse dieser Vorbetrachtung in einer ersten „UFP-ähnlichen“ Verbindung umgesetzt. Der Verbinder besteht aus zwei keilförmig zugeschnittenen Lochleibungsverstärkungen aus Buchen-FSH, in die zwei dünne Stahlbleche mit Zwischenabstand eingelassen sind (Bild 5-5) [17]. Erste Versuche haben gezeigt, dass eine solche Verbindung nahezu konstante Hystereseigenschaften aufweist. Das BSP verhielt sich vollständig elastisch und blieb unbeschädigt. Deshalb könnte der Verbinder nach einem Erdbeben einfach ausgetauscht werden. Im Vergleich mit Stahlstiften ist diese Verbindung noch aufwendig und teuer. Weitere Untersuchungen haben gezeigt, dass bei ausreichendem Zwischenabstand keine Lochleibungsverstärkungen notwendig sind und die Stahlbleche direkt in die BSP-Elemente eingelassen werden können [16]. Der Vorteil von direkt in BSP eingelassenen Stahlblechverbindern ist die einfachere Herstellung der Verbindungen. Auch deshalb wurde diese Verbindung in einer vertieften Studie wissenschaftlich untersucht.

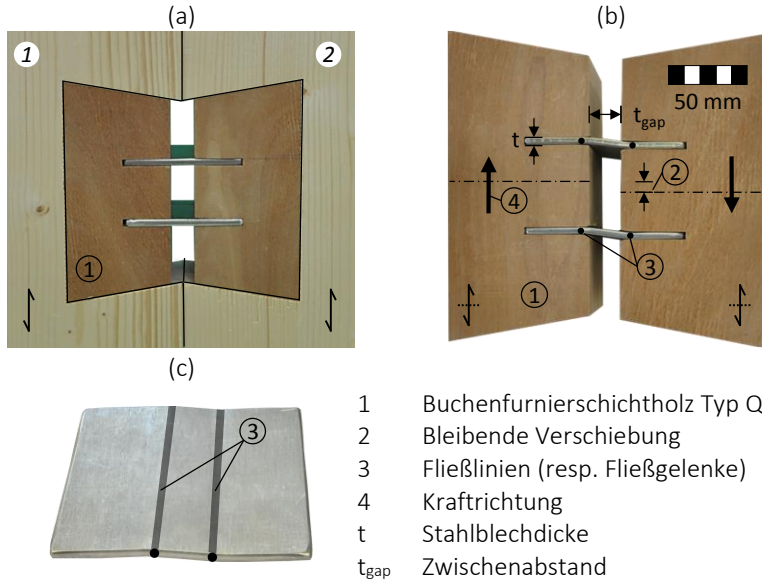


Bild 5-5 Dissipative Stahlblechverbindung mit Lochleibungsverstärkung aus Buchen-FSH zwischen zwei BSP-Elementen (a), deformierter Verbindung im ausgebauten Zustand (b) und Stahlblech mit deutlich ausgebildeten Fließlinien (c) [17]

5.3 Experimentelle Untersuchung

Die wesentlichen Ziele der Untersuchung waren die Bestimmung der Energiedissipation, der verformungsabhängigen Tragfähigkeit sowie der Tragfähigkeitsminderung abhängig vom Zwischenabstand. Weiter sollte eine Grundlage zur Verifizierung des Rechenmodells geschaffen werden.

5.3.1 Material und Methode

Für die Versuchskörper wurde BSP aus Nadelholz nach ETA-11/0210 verwendet, siehe Abschnitt 2. Das BSP wurde in der Nutzungsklasse 1 (mittlerer Feuchtegehalt $\leq 12\%$) konditioniert. Zur Bestimmung der Druckfestigkeit der Längslagen wurden an allen BSP-Elementen insgesamt 96 kleine

fehlerfreie Holzproben im Nahbereich der Verbindungen entnommen (Tabelle 5-1). Sinngemäße Untersuchungen einer anderen Produktionscharge ergaben sehr gute Übereinstimmungen. Dabei wurde zusätzlich der E-Modul ($E_{\text{stat,mean}} = 10800 \text{ N/mm}^2$) bestimmt [16]. In allen Verbindungen wurde warmgewalztes 6 mm dickes Stahlblech (S235JR) verwendet. Drei Zugversuche nach DIN EN ISO 6892-1 ergaben im Mittel eine Streckgrenze f_y von 318 N/mm^2 und eine Zugfestigkeit f_u von 455 N/mm^2 . Die Spannungs-Dehnungsdiagramme sind dem Anhang zu entnehmen. Der Stahl weist eine wesentlich höhere Festigkeit als die nominelle Festigkeit auf. Bei der Bemessung einer Verbindung sind Überfestigkeiten nicht vernachlässigbar, da diese zu einem unplanmäßigen Versagen der Verbindung bzw. des gesamten Bauwerks führen können.

Tabelle 5-1 Eigenschaften der BSP-Längslagen

		COV in %
Druckfestigkeit parallel zur Faser	43,0 N/mm^2	5,52
Rohdichte	432 kg/m^3	10,8
Feuchtegehalt	11,1 %	5,90

Das Prinzip der dissipativen Stahlblechverbindung ist in Bild 5-6 oben dargestellt. Die Stahlbleche wurden passgenau in das BSP eingearbeitet. Der jeweilige Zwischenabstand t_{gap} wurde durch eine Aussparung definiert. Die Stahlbleche binden soweit in das BSP ein, dass sich beim Versagen zwei Fließgelenke einstellen. Auf eine Lagesicherung der Stahlbleche wurde verzichtet. Ein Prüfkörper bestand aus drei BSP-Elementen, die in den beiden Schmalseitenfugen mit je einem Stahlblech verbunden waren. Zwischen den Elementen wurde ein schmaler Spalt vorgesehen, um eine Beeinflussung der Versuchsergebnisse durch Reibung in den Schmalseitenfugen auszuschließen. Die Kraft F wurde in beiden Richtungen auf das mittlere Element parallel zu den Schmalseitenfugen aufgebracht (Bild 5-6 unten).

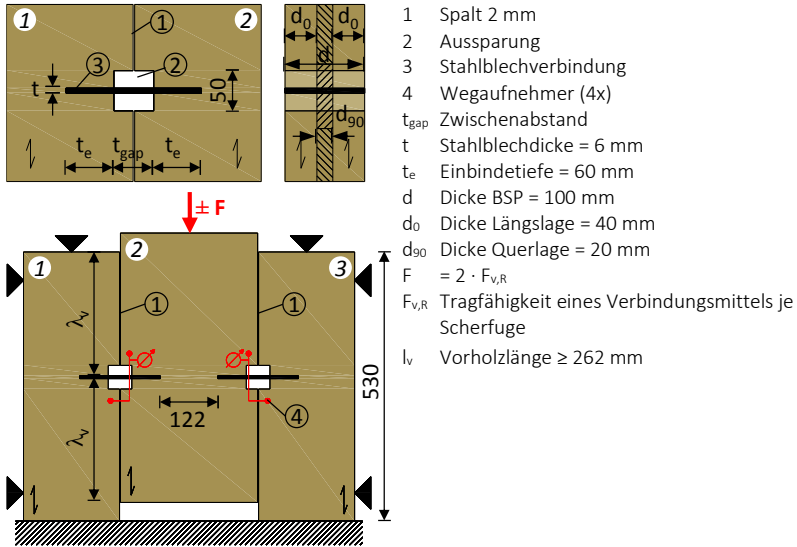


Bild 5-6 Dissipative Stahlblechverbindung (oben) und Versuchsaufbau (unten)

Die Relativverschiebung Δ parallel zur Fuge wurde mit vier induktiven Wegaufnehmern gemessen und deren Mittelwert in den Auswertungen verwendet. Insgesamt wurden sechs Versuchsreihen mit je zwei Einzelversuchen durchgeführt. Dabei variierten die Zwischenabstände: $t_{\text{gap}} = 0, 10, \dots, 50$ mm. Die zyklischen Versuche wurden nach dem Belastungsprotokoll nach DIN EN 12512 durchgeführt. Auf Grundlage einer geschätzten Fließverschiebung $v_y = 3$ mm ergibt sich das Belastungsprotokoll nach Bild 5-7. Die Vorschubgeschwindigkeit wurde auf 12 mm/min festgelegt.

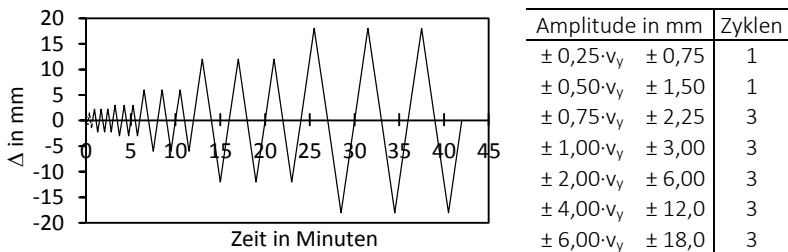


Bild 5-7 Belastungsprotokoll

5.3.2 Ergebnisse

Bild 5-8 und Bild 5-9 zeigen beispielhaft die Last-Verschiebungskurven und die Versagensbilder zweier geprüfter Verbindungen. Bei allen Versuchsreihen trat stets ein planmäßiges Versagen der Stahlbleche mit zwei Fließgelenken ein. Die Fließgelenke liegen – abhängig vom Zwischenabstand – mehr oder weniger weit innerhalb des Holzes (Bild 5-10). In diesem fugennahen Bereich treten plastische Druckverformungen parallel zur Faser in den BSP-Längslagen und rechtwinklig zur Faser in den BSP-Querlagen auf. Mit zunehmendem Zwischenabstand werden die plastischen Druckverformungen auf einen wenige Millimeter breiten Bereich begrenzt. Für $t_{\text{gap}} = 0 \text{ mm}$ tritt ausgeprägtes Einschnüren der Hysteresekurven auf (Bild 5-8). Mit zunehmendem Zwischenabstand wird Einschnüren soweit verringert, bis es bei $t_{\text{gap}} = 50 \text{ mm}$ augenscheinlich vernachlässigbar ist, was an den nahezu deckungsgleichen Kurven erkennbar ist (Bild 5-9). Nach mehreren Belastungszyklen traten bei kleinen Zwischenabständen auch plastische Druckverformungen des Holzes im Bereich des Stahlblechendes auf (Bild 5-10). Dieses „Ausleiern“ der Verbindung zeigt sich auch im Schlupf beim Kraft-Nulldurchgang in der Last-Verschiebungskurve für $t_{\text{gap}} = 0 \text{ mm}$. Mit zunehmendem Zwischenabstand wird Schlupf signifikant verringert (Bild 5-9). Ein sprödes Längsschubversagen des BSP konnte durch die Wahl einer ausreichenden Vorholzlänge verhindert werden. Der planmäßige Spalt von 2 mm in den Schmalseitenfugen schloss sich in keinem Versuch vollständig. Daher kann davon ausgegangen werden, dass keine traglaststeigernden Einflüsse aus Reibung in den Schmalseitenfugen auftraten.

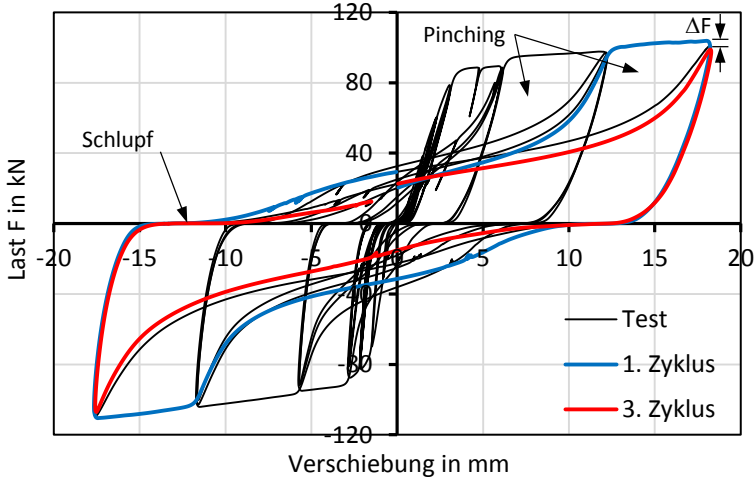


Bild 5-8 Last-Verschiebungskurve für $t_{gap} = 0 \text{ mm}$

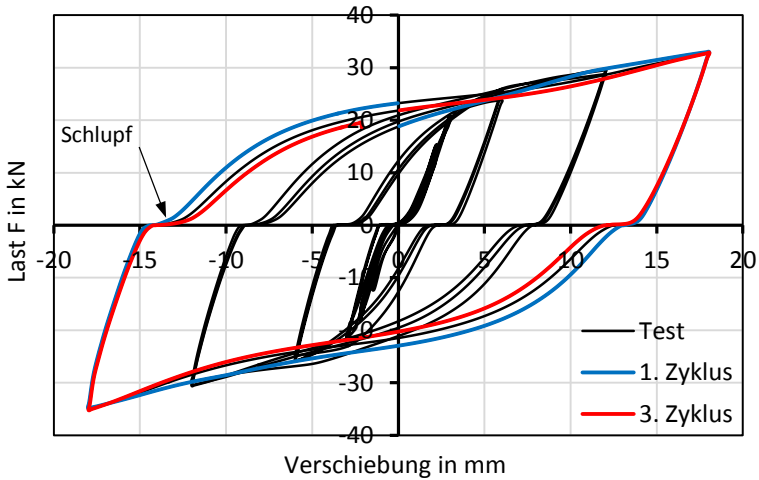


Bild 5-9 Last-Verschiebungskurve für $t_{gap} = 50 \text{ mm}$

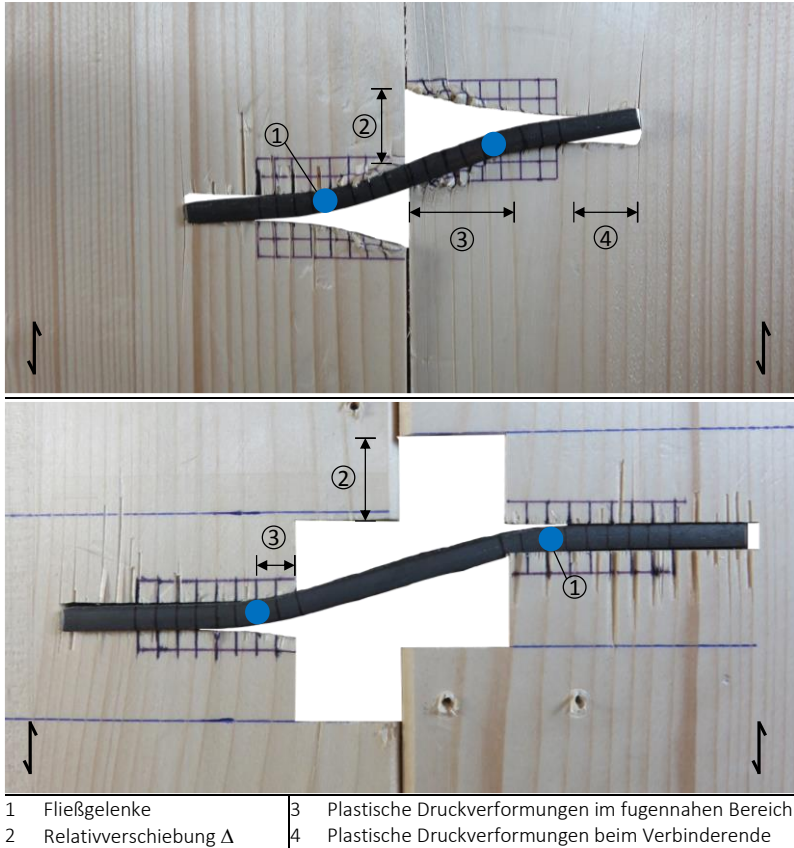


Bild 5-10 Deformierte Verbindungen für $t_{gap} = 0 \text{ mm}$ (oben) und $t_{gap} = 50 \text{ mm}$ (unten)

Tabelle 5-2 zeigt die Versuchsergebnisse als Mittelwerte von zwei Einzelversuchen für $\Delta = 3, 6, 12$ und 18 mm .

Die äquivalenten proportionalen Dämpfungsverhältnisse (kurz: Dämpfungsverhältnis) sind Bild 5-11 und die verschiebungsabhängigen Tragfähigkeiten Bild 5-12 zu entnehmen.

Tabelle 5-2 Versuchsergebnisse als Mittelwerte aus zwei Einzelversuchen

t _{gap} mm	Zyklen bei Δ = 18 mm				Zyklen bei Δ = 12 mm			
	F _{max}	ΔF _{1-3,max}	V _{eq}		F _{max}	ΔF _{1-3,max}	V _{eq}	
	kN	%	%	%	kN	%	%	%
	1. Zykl.		1. Zykl.	3. Zykl.	1. Zykl.		1. Zykl.	3. Zykl.
0	108	4,07	20,4	12,5	101	3,54	24,4	13,3
10	83,9	2,38	24,7	17,3	77,3	1,13	28,2	18,8
20	63,9	1,32	28,0	21,8	58,0	-0,52	30,2	22,5
30	50,5	2,24	31,2	25,8	44,9	-2,06	32,5	26,3
40	40,0	0,78	33,0	28,7	35,0	-2,68	33,0	29,0
50	34,1	0,04	32,2	27,8	29,3	-3,53	31,1	27,5

t _{gap} mm	Zyklen bei Δ = 6 mm				Zyklen bei Δ = 3 mm			
	F _{max}	ΔF _{1-3,max}	V _{eq}		F _{max}	ΔF _{1-3,max}	V _{eq}	
	kN	%	%	%	kN	%	%	%
	1. Zykl.		1. Zykl.	3. Zykl.	1. Zykl.		1. Zykl.	3. Zykl.
0	92,6	3,05	21,3	10,0	82,7	5,39	6,90	2,98
10	69,2	0,51	23,8	15,3	61,8	2,56	10,9	7,10
20	50,3	-3,25	23,6	17,1	43,7	-0,11	8,47	6,08
30	38,3	-4,58	25,3	19,9	33,5	-0,51	9,47	7,50
40	29,5	-5,70	25,0	21,3	26,1	-0,34	8,48	6,89
50	24,1	-6,98	19,1	17,0	19,3	-3,90	2,33	0,62

F_{max} Höchstlast bei definierten Relativverschiebungen

ΔF_{1-3,max} Maximale Tragfähigkeitsminderung vom 1. zum 3. Zyklus

E_d Dissipierte Energie in kNmm

E_p Verfügbare potentielle Energie in kNmm

V_{eq} Äquivalentes proportionales Dämpfungsverhältnis: $v_{eq} = E_d / (2\pi E_p)$

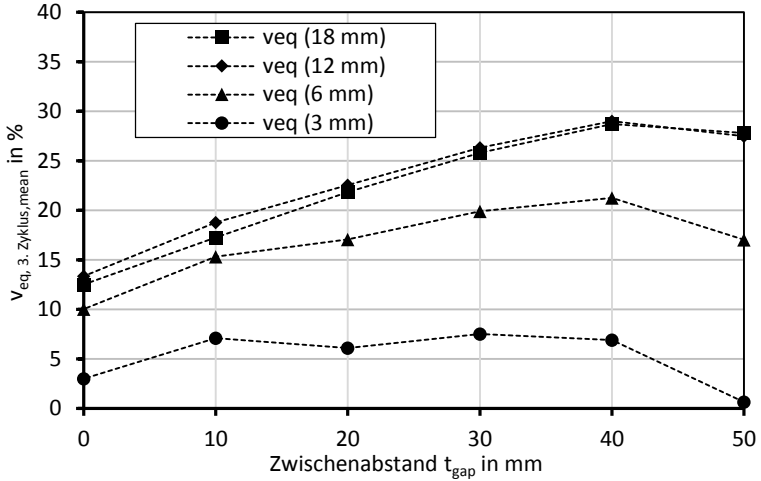


Bild 5-11 Mittelwerte des Dämpfungsverhältnisses im 3. Zyklus

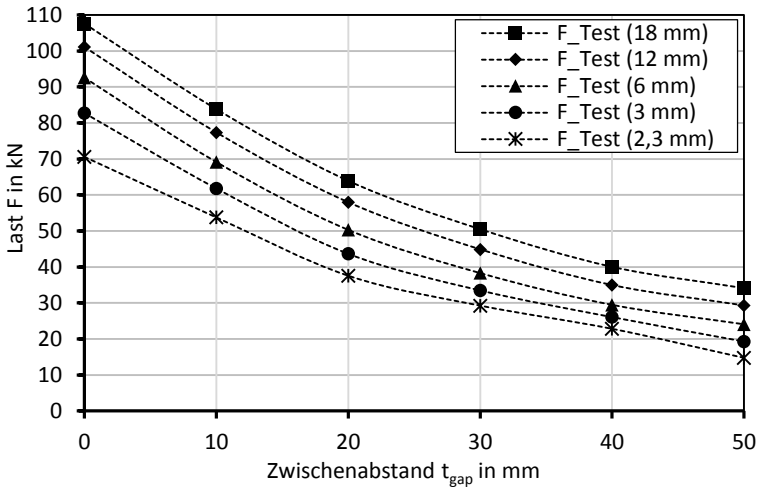


Bild 5-12 Mittelwerte der Tragfähigkeit im 1. Zyklus

5.3.3 Diskussion

Einschnürendes Verhalten / Pinching ist bei der Verbindung mit dem maximalen Zwischenabstand so gering ausgeprägt, dass das Last-Verschiebungsverhalten bei zyklischer Belastung näherungsweise als konstant bezeichnet werden kann. Dies bedeutet, dass die plastische Hysterese nahezu vollständig im Stahlblech stattfindet. Plastische Druckverformungen im BSP wurden soweit minimiert, dass diese keinen signifikanten Einfluss auf das Last-Verschiebungsverhalten haben. Dennoch ist das Dämpfungsverhältnis im dritten Zyklus stets kleiner als im ersten. Dies zeigt, dass Pinching zwar stark minimiert, aber nicht vollständig eliminiert werden konnte. Zunehmendes Pinching bei abnehmendem Zwischenabstand kann auf zunehmende und nicht reversible Druckverformungen im BSP zurückgeführt werden.

Dämpfungsverhältnis: Verbindungen mit $t_{\text{gap}} \geq 20$ mm weisen ein hohes Dämpfungsverhältnis auf. Bei maximaler Relativverschiebung liegt der Mittelwert $v_{\text{eq},3}$ zwischen 21,8 % und 28,7 %. Geschraubte Laschenverbindungen erreichen in den Schmalseitenfugen von BSP bei ähnlichen Amplituden dagegen nur etwa 7 – 8 % [33]. In Bild 5-11 sind die Mittelwerte des Dämpfungsverhältnisses im dritten Zyklus aufgetragen. Es zeigt sich, dass die Energiedissipation sowohl vom Zwischenabstand, als auch von der Relativverschiebung abhängig ist. Mit zunehmendem Zwischenabstand steigt die Energiedissipation an. Ab $t_{\text{gap}} = 40$ mm ist keine Steigerung mehr zu verzeichnen. Unabhängig vom Zwischenabstand verhalten sich alle Verbindungen bis $\Delta \leq 3$ mm näherungsweise elastisch. Im Verschiebungsbereich $\Delta = 3 - 12$ mm nimmt das Dämpfungsverhältnis mit zunehmender Relativverschiebung zu, bis bei $\Delta = 12$ mm das Maximum erreicht ist. Vor dem Hintergrund, dass größere Relativverschiebungen in Bauwerken mit zusammengesetzten Scheiben aus BSP aufgrund von Restriktionen aus der Grenzstockwerksverschiebung ohnehin kaum erreicht werden, sind hohe Dämpfungsraten bei $\Delta \geq 12$ mm in der praktischen Anwendung selten relevant (vgl. Abs.1.5 und DIN EN 1998).

Tragfähigkeitsminderungen ΔF_{1-3} zwischen dem ersten und dritten Zyklus liegen zwischen 4,1 % bei $t_{\text{gap}} = 0$ mm und bei etwa 0 % bei $t_{\text{gap}} \geq 40$ mm.

Die fallweise beobachteten Tragfähigkeitssteigerungen können wahrscheinlich auf Verfestigungseffekte des Stahlblechs bei wiederholter Belastung zurückgeführt werden. Im Gegensatz zu den Stahlblechen weisen Verbindungen mit Stahlstiften mit Kreisquerschnitt ausgeprägte Tragfähigkeitsminderungen auf. Im Vergleich weisen geschraubte BSP-Verbindungen im Mittel Tragfähigkeitsminderungen von etwa 20 % [33] auf und erfüllen damit gerade noch den Grenzwert für ΔF_{1-3} von 20 % nach DIN EN 1998. Durch den Kreisquerschnitt sind Lochleibungsspannungen nicht nur faserparallel orientiert, sondern es treten zusätzlich lokale Querkzug- und Schubspannungen auf, welche die Holzmatrix schädigen und dazu führen, dass die Lochleibungsfestigkeit für kreisrunde Stifte deutlich geringer ist, als die Druckfestigkeit in Faserrichtung. Dadurch und durch die signifikant geringere Kontaktfläche der Stahlstifte im Vergleich zu Blechen mit Rechteckquerschnitt wird bei kreisförmigen Stiften das Holz in einer wesentlich größeren Entfernung von der Scherfuge noch bleibend geschädigt, während bei Blechen eine Schädigung des Holzes auf einen nur wenige Millimeter breiten Bereich in der Nähe der Scherfuge begrenzt bleibt. Der Anteil nicht reversibler plastischer Verformungen im Holz im Vergleich zu reversiblen plastischen Verformungen im Stahl ist daher bei Verbindungen mit kreisrunden Stahlstiften signifikant höher als bei Verbindungen mit Blechen.

Die Tragfähigkeit der Verbindung ist abhängig vom Zwischenabstand und der Relativverschiebung (Bild 5-12). Ein größerer Zwischenabstand führt zu einem größeren Abstand zwischen den Fließgelenken und folglich zu einer geringeren Tragfähigkeit und damit einhergehend zu einem kleineren Bereich, in dem plastische Verformungen im Holz auftreten.

Die Abhängigkeit der Tragfähigkeit von der Relativverschiebung resultiert primär aus dem Fließmoment des Stahlblechs, das nach dem Erreichen der Fließgrenze mit zunehmendem Biegewinkel ansteigt. Das in Zugversuchen am Stahlblech ermittelte Spannungs-Dehnungsdiagramm zeigt im Bereich plastischer Dehnung signifikante Verfestigungseffekte. Größere Biegewinkel führen zu plastischen Dehnungen im Stahlblech und somit zu signifikanten Verfestigungen und in der Konsequenz zu höheren Tragfähigkeiten. Das konstante Hystereseverhalten dieser duktilen Verbindung geht zu Lasten der Tragfähigkeit. Wird bei einem Tragwerk zusätzlich zur Duktilität

eine vergleichsweise hohe Tragfähigkeit erforderlich, sollte diese nicht über einen geringeren Zwischenabstand eingestellt werden, da sich dies nachteilig auf das Hystereseverhalten auswirkt. Wesentlich sinnvoller erscheint es, die geringere Tragfähigkeit bei größeren Zwischenabständen mit einer größeren Anzahl an Verbindungen zu kompensieren, sofern parallel zur Schmalseitenfuge ausreichende Mindestabstände zwischen den Verbindungsstellen vorhanden sind, um ein sprödes Längsschubversagen des BSP zu verhindern. Die Verbindungskosten sind so gering, dass sich diese nicht signifikant auf die Rohbaukosten auswirken werden.

Der jeweilige **Verschiebungsmodul** kann wegen der zyklischen Belastung nur näherungsweise aus den Ergebnissen extrahiert werden. Deshalb wurden monotone Druckscherversuche mit vergleichbaren Stahleigenschaften durchgeführt (Tabelle 5-3). Zum Vergleich: Bei gleicher Konfiguration liegt der mittlere Verschiebungsmodul von querbeanspruchten Kontaktverbindern aus Buchen-FSH bei etwa 48 kN/mm (Abs. 4.9). D.h. die Stahlblechverbindung ohne Zwischenabstand ist signifikant steifer, als ein querbeanspruchter Kontaktverbinder aus Buchen-FSH. Damit eignen sich Stahlblechverbindungen mit $t_{\text{gap}} = 0$ mm für den Einsatz in BSP-Deckscheiben.

Tabelle 5-3 Verschiebungsmoduln K_{ser} für zwei hintereinanderliegende Stahlbleche als Mittelwerte aus je drei Versuchen

t_{gap} in mm	0	10	20	30	40	50
K_{ser} in kN/mm	68,6	55,9	38,4	27,4	17,0	13,0
COV in %	16,7	10,0	19,0	8,00	3,64	1,67

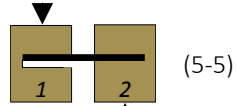
5.4 Analytische und numerische Betrachtung

5.4.1 Berechnung der Abschertragfähigkeit

Das hier vorgestellte Bemessungskonzept orientiert sich an „Verbindungen (...) mit weichen Zwischenschichten“ [34] auf der Grundlage der Theorie nach Johansen [25] für stiftförmige Verbindungsmittel (EYM – European Yield Model), das auf der Annahme starr-plastischen Materialverhaltens beruht. Basierend auf der Druckfestigkeit der BSP-Längslagen parallel zur Faser und dem Fließmoment des Stahlblechs kann die Tragfähigkeit von Stahlblechverbindungen in Abhängigkeit vom Zwischenabstand hergeleitet werden. Der Anteil der Querlage an der Kraftübertragung wird dabei vernachlässigt. Das Modell gibt die Tragfähigkeit wieder, die bei erstmaliger Belastung erreicht wird. Einflüsse wiederholter Beanspruchungen werden im Modell nicht berücksichtigt. Da es sich um eine einschnittige Verbindung handelt, sind grundsätzlich sechs Versagensmechanismen nach den Gl. (5-5) bis (5-10) möglich. Die Tragfähigkeit für den planmäßigen Versagensmechanismus mit zwei Fließgelenken wird nach Gl. (5-10) berechnet und den experimentell ermittelten Tragfähigkeiten gegenübergestellt. Das zugehörige mechanische Modell nach Gl. (5-10) ist in Bild 5-13 dargestellt. Als Lochleibungsfestigkeit wird der Mittelwert der experimentell ermittelten Druckfestigkeit der BSP-Längslagen verwendet ($f_{c,0} = 43,0 \text{ N/mm}^2$ und $\beta = 1$). Das Fließmoment wird sowohl mit der Streckgrenze ($f_y = 318 \text{ N/mm}^2$) als auch mit der Zugfestigkeit ($f_u = 455 \text{ N/mm}^2$) nach Gl. (5-4) berechnet. Dabei wird nach den Regeln der Technischen Mechanik ein voll durchplastizierter Querschnitt angenommen.

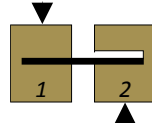
$$M_y = f_y \cdot \frac{b_{\text{Stahlblech}} \cdot t^2}{4} \quad \text{und} \quad M_u = f_u \cdot \frac{b_{\text{Stahlblech}} \cdot t^2}{4} \quad (5-4)$$

$$F_{v,R} = \sum_i d_{0,i} \cdot f_{c,0,i} \cdot t_{e,1}$$



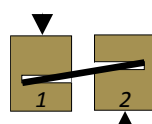
(5-5)

$$F_{v,R} = \sum_i d_{0,i} \cdot f_{c,0,2} \cdot t_{e,2}$$



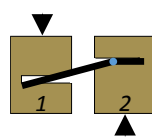
(5-6)

$$F_{v,R} = \sum_i d_{0,i} \cdot f_{c,0,1} \cdot \frac{\beta}{1+\beta} \left[-2 \cdot t_{\text{gap}} - t_{e,1} - t_{e,2} + \sqrt{4 \cdot t_{\text{gap}}^2 + \left(2 + \frac{1}{\beta}\right) \cdot t_{e,1}^2 + (2+\beta) \cdot t_{e,2}^2 + 4 \cdot t_{\text{gap}} \cdot t_{e,1} + 4 \cdot t_{\text{gap}} \cdot t_{e,2} + 2 \cdot t_{e,1} \cdot t_{e,2}} \right]$$



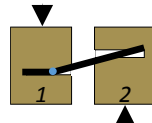
(5-7)

$$F_{v,R} = \sum_i d_{0,i} \cdot f_{c,0,1} \cdot \frac{2 \cdot \beta}{2+\beta} \left[-t_{\text{gap}} - \frac{t_{e,1}}{2} + \sqrt{t_{\text{gap}}^2 + t_{\text{gap}} \cdot t_{e,1} + \frac{t_{e,1}^2}{2} + \frac{t_{e,2}^2}{2 \cdot \beta}} + \frac{2 \cdot M_y}{f_{c,0,1} \cdot \beta \cdot \sum_i d_{0,i}} + \frac{M_y}{f_{c,0,1} \cdot \sum_i d_{0,i}} \right]$$



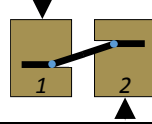
(5-8)

$$F_{v,R} = \sum_i d_{0,i} \cdot f_{c,0,1} \cdot \frac{\beta}{\frac{1}{2} + \beta} \left[-t_{\text{gap}} - \frac{t_{e,2}}{2} + \sqrt{t_{\text{gap}}^2 + \left(\frac{1}{2} + \frac{1}{2} \cdot \beta\right) \cdot t_{e,2}^2 + t_{\text{gap}} \cdot t_{e,2}} + \frac{2 \cdot M_y}{f_{c,0,1} \cdot \sum_i d_{0,i}} + \frac{M_y}{f_{c,0,1} \cdot \beta \cdot \sum_i d_{0,i}} \right]$$



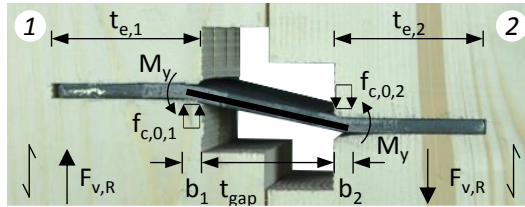
(5-9)

$$F_{v,R} = \sum_i d_{0,i} \cdot f_{c,0,1} \cdot \frac{1}{1+\beta} \left[\sqrt{\beta^2 \cdot t_{\text{gap}}^2 + 4\beta \cdot (\beta+1) \cdot \frac{M_y}{\sum_i d_{0,i} \cdot f_{c,0,1}}} - \beta \cdot t_{\text{gap}} \right]$$



(5-10)

$d_{0,i}$	Dicke der i-ten Längslage	$b_{\text{Stahlblech}}$	Stahlblechbreite
$f_{c,0}$	Druckfestigkeit der BSP-Längslagen parallel zur Faser	β	$f_{c,0,2} / f_{c,0,1}$
M_y	Fließmoment des Stahlblechs	t	Stahlblechdicke
W_{pl}	Plastisches Widerstandsmoment	t_{gap}	Zwischenabstand
$F_{v,R}$	Tragfähigkeit je Stahlblech und Scherfuge	t_e	Einbindtiefe des Stahlblechs



$d_{0,i}$	Dicke der i -ten Längslage
$f_{c,0}$	Druckfestigkeit parallel zur Faser
$M_y, (M_u)$	Fließmoment des Stahlblechs
b	Länge der plastischen Druckverformung = $F_{v,R} / (\sum d_{0,i} \cdot f_{c,0})$

(5-11)

Bild 5-13 Mechanisches Modell der Verbindung mit zwei Fließgelenken

Der Vergleich zeigt eine sehr gute Übereinstimmung der rechnerischen mit den experimentellen Tragfähigkeiten (Bild 5-14). Um die Tragfähigkeit bei Fließbeginn der Verbindung zu berechnen, wird das Fließmoment M_y mit der Streckgrenze f_y berechnet. Der Fließbeginn liegt unabhängig vom Zwischenabstand bei etwa $\Delta = 3$ mm. Bei steigenden Relativverschiebungen steigt der Biegewinkel des Stahlblechs signifikant an. Der Stahl wird soweit gedehnt, dass Verfestigungseffekte auftreten.

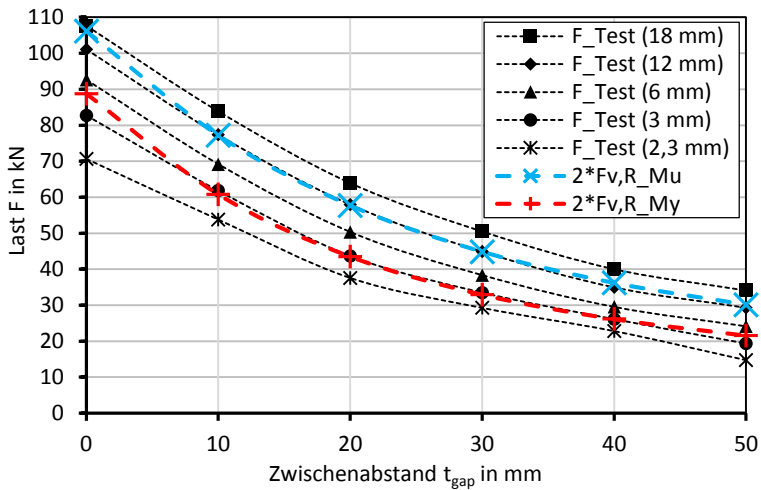


Bild 5-14 Vergleich der rechnerischen mit den experimentell ermittelten Tragfähigkeiten

Die mit M_u ermittelte rechnerische Tragfähigkeit entspricht der tatsächlichen Tragfähigkeit bei $\Delta = 12$ mm. Das verformungsabhängige Tragverhalten kann mit diesem Modell indirekt über das Fließmoment unter Verwendung der Streckgrenze oder der Zugfestigkeit abgebildet werden. Die experimentell ermittelte Tragfähigkeit steigt zwischen $\Delta = 12$ mm und $\Delta = 18$ mm im Mittel um etwa 10 % an. Dies deutet auf das Vorhandensein eines Seileffekts hin. Zwischen dem Stahlblech und der BSP-Oberfläche im eingeschlitzten Bereich können Reibungskräfte entstehen, die durch die Schrägstellung des Stahlblechs bei großen Verschiebungen eine fugenparallele und traglaststeigernde Kraftkomponente bewirken (vgl. Abs. 5.4.5).

Die Mindesteinbindetiefe $t_{e,min}$, bei deren Einhaltung sich zwei Fließgelenke einstellen, entspricht der Länge, bei der der Versagensmechanismus von einem Fließgelenk auf zwei übergeht. Gleichsetzen und Auflösen der entsprechenden Gleichungen liefert die Gleichungen für $t_{e,min}$ (Holz 1 + 2).

Gl. (5-10) = Gl. (5-8) \rightarrow auflösen nach $t_{e,1}$

$$t_{e,min,1} = \left(2 \cdot \beta \cdot \sqrt{\frac{M_y}{\sum_1 d_{0j} \cdot f_{c,0,1}}} + \sqrt{\frac{\sum_1 d_{0j} \cdot f_{c,0,1} \cdot \beta^2 \cdot t_{gap}^2 + 4 \cdot M_y \cdot \beta^2 + 4 \cdot M_y \cdot \beta}{\sum_1 d_{0j} \cdot f_{c,0,1}}} + 2 \cdot \sqrt{\frac{M_y}{\sum_1 d_{0j} \cdot f_{c,0,1}}} - \beta \cdot t_{gap} \right) \cdot \frac{1}{\beta + 1} \quad (5-12)$$

Gl. (5-10) = Gl. (5-9) \rightarrow auflösen nach $t_{e,2}$

$$t_{e,min,2} = \left(2 \cdot \beta \cdot \sqrt{\frac{M_y}{\sum_1 d_{0j} \cdot \beta \cdot f_{c,0,1}}} + \sqrt{\frac{\sum_1 d_{0j} \cdot f_{c,0,1} \cdot \beta^2 \cdot t_{gap}^2 + 4 \cdot M_y \cdot \beta^2 + 4 \cdot M_y \cdot \beta}{\sum_1 d_{0j} \cdot f_{c,0,1}}} + 2 \cdot \beta^2 \cdot \sqrt{\frac{M_y}{\sum_1 d_{0j} \cdot \beta \cdot f_{c,0,1}}} - \beta \cdot t_{gap} \right) \cdot \frac{1}{\beta^2 + \beta} \quad (5-13)$$

Kritik 1: Die Berechnung der Tragfähigkeit und der Mindesteinbindetiefe mit der Druckfestigkeit von fehlerfreiem Holz der BSP-Längslagen ist zunächst kritisch zu hinterfragen. BSP ist i. d. R. aus zwei oder mehr Längslagen aufgebaut und es erscheint unwahrscheinlich, dass alle BSP-Längslagen im Nahbereich einer Verbindung tragfähigkeitsmindernde Holzfehler aufweisen, die die Funktionsfähigkeit der Verbindung signifikant herabsetzen. Da BSP grundsätzlich aus mehreren BSP-Längslagen besteht, ist von einem »Homogenisierungseffekt« auszugehen. Wird weiter die Methodik

zur Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit von stiftförmigen Verbindungsmitteln mit kreisrunden Querschnitten betrachtet, zeigt sich, dass auch hier keine festigkeitsmindernden Holzfehler wie beispielsweise Äste berücksichtigt werden. Dieses Vorgehen kann fallweise zu einer Überschätzung der Verbindungstragfähigkeit und der Duktilität führen.

Kritik 2: Gleichermaßen sind Auswirkungen streuender Festigkeitseigenschaften zu überprüfen. Bild 5-15 zeigt zwei geometrisch identische Stahlblechverbindungen einer Versuchsserie, die im Rahmen von monotonen Druckscherversuchen geprüft wurden. Die Einbindetiefe t_e beträgt 40 mm. Die BSP-Elemente und die Stahlbleche stammen jeweils aus der gleichen Produktionscharge. Die rechnerische Mindesteinbindetiefe auf Basis der mittleren experimentell ermittelten Festigkeitswerte ($f_{c,0,mean}$ und $f_{u,mean}$) berechnet sich nach den Gln. (5-12) bzw. (5-13) zu 37,1 mm und ist kleiner als die vorhandene Einbindetiefe von 40 mm.

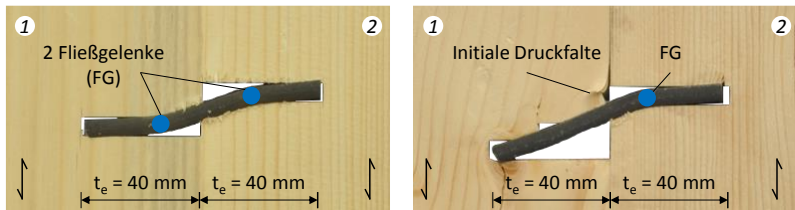


Bild 5-15 Planmäßiges Versagen mit zwei Fließgelenken (links) und Versagen mit einem Fließgelenk (rechts)

Bei der ersten Verbindung (Bild 5-15 links) ist ein planmäßiges Versagen mit zwei Fließgelenken aufgetreten. Bei der zweiten Verbindung stellte sich ein unplanmäßiges Versagen mit nur einem Fließgelenk ein, siehe Bild 5-15 rechts. Erklärt werden kann dies mit den unterschiedlichen Druckfestigkeiten der Hölzer 1 und 2 (hier: $\beta = f_{c,0,2} / f_{c,0,1} = 47,6 / 40,0 = 1,19$), die von jeder BSP-Längslage im Verbindungsbereich durch Druckversuche bestimmt wurden. Weitaus bedeutsamer, als die aufgetretene Tragfähigkeitsreduktion von etwa 12 % ist, dass sich die Hystereseeigenschaften signifikant verschlechtern werden und damit die Eignung für Erdbebenbeanspruchungen.

Die Berechnung der Mindesteinbindetiefe auf Basis von mittleren Festigkeitswerten ist daher nicht hinreichend um den gewünschten Versagensmechanismus sicherzustellen. Im nächsten Absatz wird eine numerische Untersuchung vorgestellt.

5.4.2 Numerische Betrachtung der erforderlichen Einbindetiefe

Die bei zyklischen Beanspruchungen gewünschten Eigenschaften – Duktilität und konstantes Hystereseverhalten – können bei Stahlblechverbindungen unter Einhaltung der zuvor hergeleiteten Mindesteinbindetiefe erreicht werden. Diese wird neben dem Zwischenabstand t_{gap} auch durch die Druckfestigkeit der BSP-Längslagen und der Festigkeit des Stahls bestimmt. Eine niedrige Druckfestigkeit und ein hohes Fließmoment führen zu größeren Mindesteinbindetiefen. Umgekehrt führen eine hohe Druckfestigkeit und ein niedriges Fließmoment zu geringeren Mindesteinbindetiefen.

Sowohl die Druckfestigkeit der BSP-Längslagen, als auch die Streckgrenze und die Zugfestigkeit des Stahlblechs unterliegen gewissen Streuungen. Um den Einfluss streuender Festigkeitseigenschaften auf die erforderliche Mindesteinbindetiefe beurteilen zu können, wurde eine Monte-Carlo-Simulation durchgeführt.

Grundlagen: Im Gegensatz zur experimentell untersuchten Verbindung (Bild 5-16 links), die aus dreilagigem BSP mit zwei 40 mm dicken Längslagen bestand, wird in der Simulation vereinfachend nur eine Längslagenebene berücksichtigt (Bild 5-16 rechts).

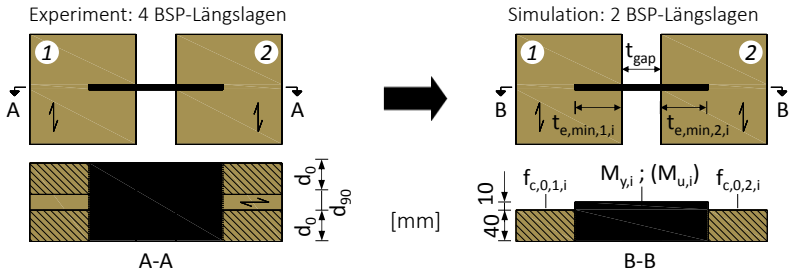


Bild 5-16 Experimentell untersuchte Verbindung (links) und vereinfachtes Modell als Simulationsgrundlage (rechts)

Für jede BSP-Längslage im Holz 1 und Holz 2 werden 10^4 normalverteilte Festigkeitswerte für die Druckfestigkeit parallel zur Faser generiert. Als Basis dienen die experimentell ermittelten Festigkeitswerte aus verschiedenen Versuchsreihen (Abs. 5.3.1 und [16]). Ein durchgeführter Kolmogorov-Smirnov-Test an 192 experimentell ermittelten Druckfestigkeiten zeigte, dass die Druckfestigkeit der BSP-Längslage in Faserrichtung normalverteilt ist (siehe Anhang). Für die Streckgrenze und die Zugfestigkeit des Stahlblechs werden jeweils 10^4 normalverteilte Festigkeitswerte auf Basis der Zugversuche generiert. Für die Stahlfestigkeit wurde ein Variationskoeffizient von 13 % nach [35] und eine Normalverteilung angenommen. Gewiss stellen die Annahmen für die Stahlsimulation eine „grobe“ Näherung dar. Da der Variationskoeffizient vergleichsweise hoch ist und ein hoher Variationskoeffizient in der Simulation zu konservativen $t_{e,min}$ – Werten führt, wird diese Annahme als hinreichend angesehen.

Durch die relativ großen Biegewinkel im Stahlblech der Verbindung, treten im Stahlblech plastische Dehnungen auf, die mit Verfestigungseffekten einhergehen. Die Momententragfähigkeit liegt signifikant über dem Fließmoment der Streckgrenze. Daher ist in der Simulation M_u zu betrachten. Zur Verifizierung der Ergebnisse wurde die Simulation jedoch zusätzlich für M_y durchgeführt (siehe Anhang). Zur Datengenerierung wurde das Programm *Microsoft Excel 2013* verwendet. Die wichtigsten statistischen Kennwerte der Simulationsdaten sind in Tabelle 5-4 zusammengefasst.

Tabelle 5-4 Generierte Simulationsdaten

	$f_{c,0,1}$ N/mm ²	$f_{c,0,2}$ N/mm ²	f_y N/mm ²	f_u N/mm ²	M_y Nmm	M_u Nmm
min	20,8	20,8	159	218	71702	97941
max	65,8	74,7	465	677	209327	304426
mean	43,3	43,4	318	455	143289	204559
s	5,91	5,81	40,8	59,9	18378	26935
COV in %	13,6	13,4	12,8	13,2	12,8	13,2
Median	43,3	43,4	319	455	143378	204607
5%-Quantil	33,6	33,8	251	355	113128	159852
95%-Quantil	53,1	52,9	385	552	173421	248610
98%-Quantil	55,4	55,1	402	580	180984	260793
Anzahl	10 ⁴	10 ⁴	10 ⁴	10 ⁴	10 ⁴	10 ⁴
Verteilung	normal	normal	normal	normal	normal	normal

Simulation: In jedem Rechengang wird aus der Datenbasis je ein Wert für $f_{c,0,1}$, $f_{c,0,2}$ und f_u zufällig ausgewählt und der zu simulierenden Verbindung zugewiesen. Dann werden die Mindesteinbindetiefen für das Holz 1 und Holz 2 nach den Gl. (5-12) und (5-13) berechnet. Für jeden untersuchten Zwischenabstand ($t_{\text{gap}} = 0, 10, \dots, 50$ mm) wurden $2 \cdot 10^4$ Mindesteinbindetiefen sowohl mit M_u als auch mit M_y simuliert.

Ergebnisse: Die Ergebnisse wurden mit dem Programm *IBM® SPSS® Statistics (Version 24)* überprüft. Die Auswertung mit 10^6 Realisationen für $t_{\text{gap}} = 0$ mm ergab keine signifikante Abweichung. Daher wird davon ausgegangen, dass $2 \cdot 10^4$ Realisationen je Zwischenabstand hinreichende Ergebnisse liefern.

Bild 5-17 zeigt beispielhaft die Häufigkeitsverteilung der simulierten Mindesteinbindetiefe bei $t_{\text{gap}} = 50$ mm und M_u . Die Häufigkeitsverteilungen der simulierten Einbindetiefen sind annähernd normalverteilt und können dem Anhang entnommen werden.

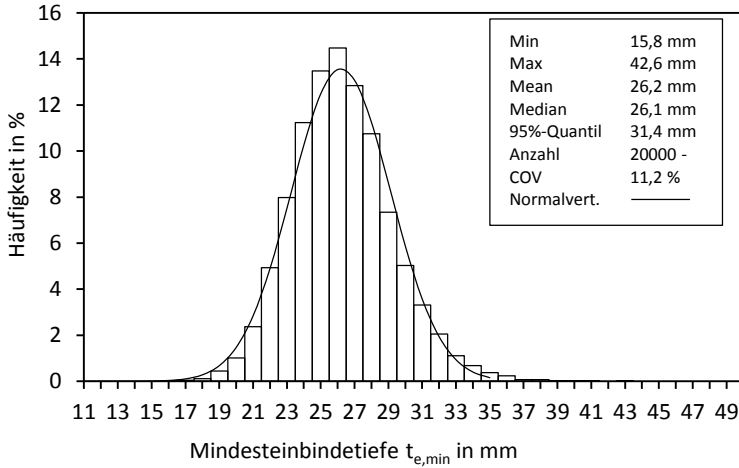


Bild 5-17 Histogramm von $t_{e,min}$ für $t_{gap} = 50$ mm und M_u

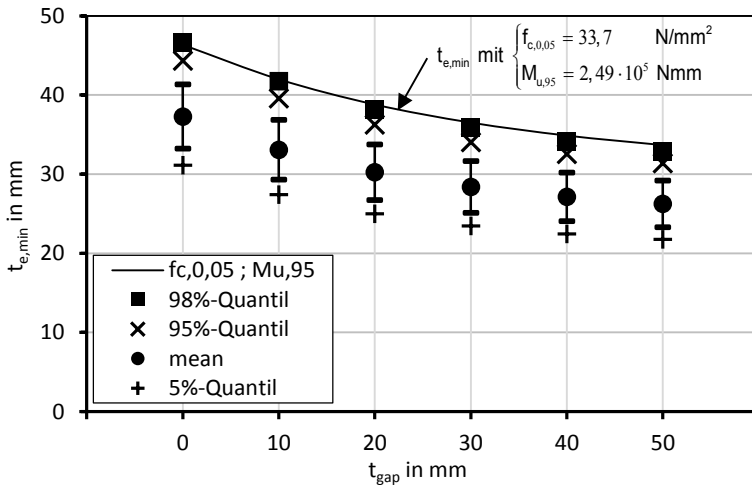


Bild 5-18 Statistische Kennwerte der simulierten Mindesteinbindetiefe für M_u abhängig vom Zwischenabstand

Bild 5-18 zeigt relevante statistische Kennwerte der simulierten Mindesteinbindetiefe für M_u abhängig vom Zwischenabstand. Sinngemäß zu geringeren Tragfähigkeiten bei größerem Zwischenabstand nimmt auch die Mindesteinbindetiefe mit zunehmendem Zwischenabstand ab. Die Variationskoeffizienten der simulierten Mindesteinbindetiefen lagen zwischen 10,9 % bis 11,6 %, was im Diagramm an der gleichmäßig verteilten Standardabweichung ersichtlich wird.

Zusätzlich ist in Bild 5-18 der Verlauf der Mindesteinbindetiefe über die Zwischenabstände aufgetragen, welcher mit dem 5%-Quantil der Druckfestigkeit $f_{c,0,05}$ und dem 95%-Quantil des Fließmoments $M_{u,95}$ nach Tabelle 5-4 ermittelt wurde. Die damit errechnete Einbindetiefe ist stets größer, als das 98%-Quantil der Mindesteinbindetiefe aus der Simulation. Da in einer Stahlblechverbindung bei größeren Relativverschiebungen im Stahlblech plastische Dehnungen erreicht werden, die zur signifikanten Verfestigung im Stahl bis zum Erreichen von f_u führen, wird vorgeschlagen, in den Gln. (5-12) und (5-13) M_y durch $M_{u,95}$ sowie $f_{c,0}$ durch $f_{c,0,05}$ zu substituieren. Für statische Beanspruchungen kann auf diese Weise der Versagensmechanismus mit zwei Fließgelenken je Scherfuge sichergestellt werden. Jedoch bleibt im theoretischen Ansatz eine progressive Schädigung und eine Vergrößerung des Bereichs b resultierend aus zyklischen Beanspruchungen unberücksichtigt. Nach Beendigung der zyklischen Belastung zeigte sich, dass die tatsächliche Länge b der plastischen Verformungen um den Faktor 2 bis 4 (abhängig von der Zyklenanzahl) größer war als der Rechenwert nach den Gln. (5-12) und (5-13). Für zyklische Beanspruchungen ist dies bei der Berechnung von $t_{e,min}$ nach Gln. (5-12) und (5-13) zu berücksichtigen. Die Simulation mit M_y lieferte qualitativ gleiche Ergebnisse.

5.4.3 Verbindungsmittelabstände

Damit die Verbindung voll wirksam und das Rechenmodell zutreffend ist, muss sprödes Längsschubversagen des BSP im Vorholzbereich ausgeschlossen werden. Die Vorholzlänge ist die Länge, die zwischen zwei Stahlblechverbindungen oder zwischen einer Stahlblechverbindung und der dem stirnseitigen Ende des BSP-Elements liegt. Vorangegangene Untersuchungen haben gezeigt, dass dieses Längsschubversagen bei geringem Zwischenabstand und nach mehreren Belastungszyklen auftritt [16], was auf ein progressives Versagen hindeutet (Bild 5-19). Das Längsschubversagen trat stets im Bereich der maximalen Einbindetiefe auf.

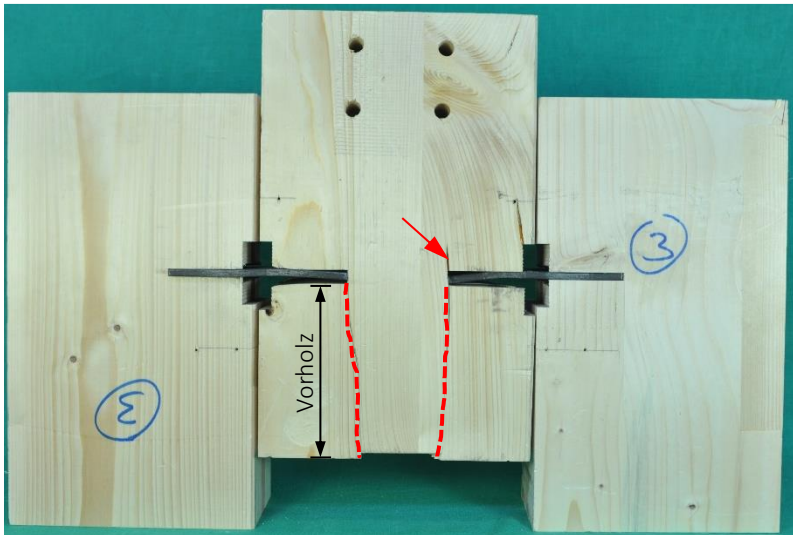


Bild 5-19 Zyklische geprüfte Verbindung mit Längsschubversagen und Querszissen im Vorholzbereich des mittleren Elements [16]

Ursächlich für das Längsschubversagen sind Schubspannungen im Vorholzbereich. Bei geringen Zwischenabständen werden höhere Kräfte durch die Verbindung übertragen, was zu höheren Schubspannungen im BSP-Querschnitt und zu einem Schubversagen führen kann. Begünstigend für dieses

Versagen sind an den Verbindungsmittelenden auftretende Querzugspannungen in den BSP-Längslagen, die beim Erreichen der Querzugfestigkeit zu Quersprüngen führen (Bild 5-20). Die als Bewehrung wirkende BSP-Querlage kann dieses Versagen verzögern, aber nicht verhindern. Diese progressiven Risse reduzieren die effektive Vorholzlänge und damit die Schubtragfähigkeit des BSP. Somit weist der BSP-Querschnitt im Bereich der maximalen Einbindetiefe die geringste Schubtragfähigkeit auf und das Längsschubversagen tritt in diesem Bereich ein.

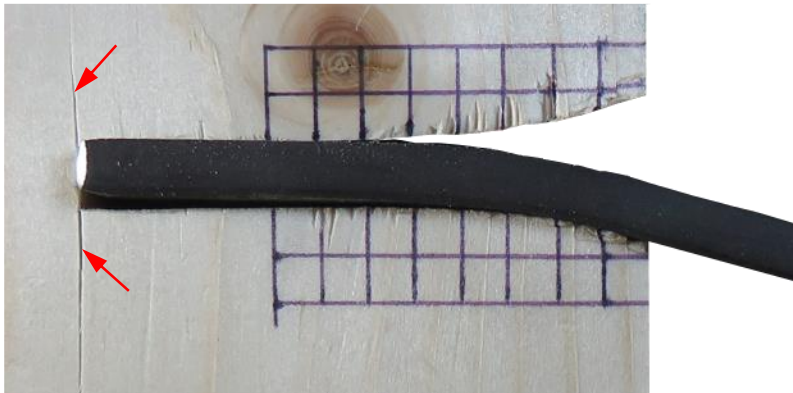


Bild 5-20 Querzugrisse im Bereich der maximalen Einbindetiefe (30_1)

In den zyklischen Versuchen wurde – unter der vereinfachten Annahme – einer konstanten Schubspannungsverteilung im Vorholzbereich eine maximale Schubspannung des Bruttoquerschnitts etwa $2,0 \text{ N/mm}^2$ erreicht. Bei den Versuchen trat in keinem Fall ein Längsschubversagen ein. Daher wird vorgeschlagen, den Mindestabstand auf Basis der Schubfestigkeit des BSP und einer effektiven Vorholzlänge zu ermitteln (Gl. (5-14)). Die Bestimmung der anrechenbaren Vorholzlänge ist aufgrund des nicht-linearen Schubspannungsverlaufes im Vorholzbereich und der progressiven Schädigung durch Quersprüngen und der damit einhergehenden Reduzierung der Schubfläche im BSP nicht trivial und Gegenstand weiterer Untersuchungen. Aufgrund der Interaktion von Schub- und Querzugspannungen sind weitere

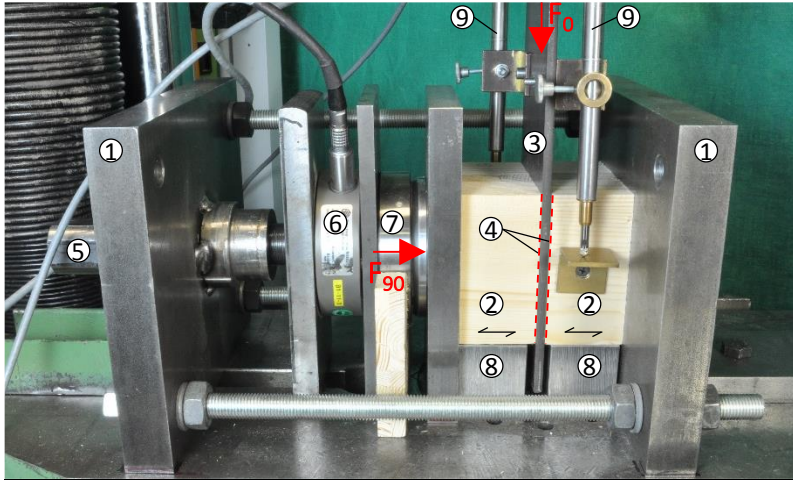
wissenschaftliche Untersuchungen erforderlich, um die effektive Vorholzlänge zu bestimmen. Diese Untersuchungen sind nicht Gegenstand dieser Arbeit.

$$F_{V,R} = \min \left\{ \begin{array}{l} \sum_i d_{0,i} \cdot f_{c,0,1} \cdot \frac{1}{1+\beta} \left(\sqrt{\beta^2 \cdot t_{\text{gap}}^2 + 4\beta \cdot (\beta+1) \frac{M_y}{\sum_i d_{0,i} \cdot f_{c,0,1}}} - \beta \cdot t_{\text{gap}} \right) \\ f_v \cdot A_{\text{ef}} = f_v \cdot d \cdot l_{\text{ef}} \end{array} \right. \quad (5-14)$$

5.4.4 Reibungsversuche

Zur Bewertung des Seileffektes ist die Kenntnis des Haftreibungskoeffizienten im Kontaktbereich Stahlblech-BSP erforderlich. Eine Literaturrecherche ergab, dass keine eindeutige Aussage über die Größe des Haftreibungskoeffizienten für die konkrete Verbindungssituation abgeleitet werden kann. Aus diesem Grund wurden umfangreiche Versuche zur Ermittlung von Reibungskoeffizienten der Stahlblech-BSP-Kontaktfuge durchgeführt. Die Versuche werden in dieser Arbeit nur verkürzt wiedergegeben, da sie lediglich eine Grundlage zur Verifizierung des Seileffektes darstellen. Das Konstruktionsprinzip des Versuchsaufbaus orientiert sich im Wesentlichen an [36] und ist in Bild 5-21 dargestellt. Die Grundkonstruktion besteht aus zwei Stahlblechen die mit vier zugbeanspruchten Gewindestangen verbunden sind. Dazwischen befindet sich der Prüfkörper, bestehend aus zwei BSP-Elementen mit dazwischen angeordnetem Stahlblech, wodurch zwei Reibflächen entstehen. Die Druckspannung rechtwinklig zu diesen Reibflächen, nachfolgend Querdruckspannung genannt, wird vor Versuchsbeginn durch das Andrehen einer weiteren Gewindestange mit Feingewinde erzeugt. Dadurch kann die planmäßige Querdruckspannung vergleichsweise präzise eingestellt werden. Das Integral der Querdruckspannung – die Kraft F_{90} – wird mittels einer Kraftmessdose über die gesamte Versuchszeit aufgezeichnet. Zwischen der Kraftmessdose und der Lasteinleitungsplatte ist eine Kalotte angeordnet, die eine gleichmäßige Kraftübertragung sicherstellen soll. Die BSP-Elemente wurden mit Stahlblöcken unterbaut, so dass die Schwerpunkte der Reibflächen auf der Wirkungslinie der Kraft F_{90} liegen. Die parallel zu den Reibflächen wirkende Kraft F_0 wird mittels einer Universalprüfmaschine in das Stahlblech eingeleitet. Das Stahlblech wurde

im Versuchsverlauf um bis zu 15 mm nach unten verschoben. Die Relativverschiebungen zwischen dem Stahlblech und den BSP-Elementen wurden auf beiden Seiten mit jeweils einem induktiven Wegaufnehmer gemessen und deren Mittelwert in den Auswertungen verwendet. Die Versuche wurden weggesteuert durchgeführt.



- 1 Grundkonstruktion mit 4 Gewindestangen M16 (hier: obere ausgebaut)
 - 2 BSP-Prüfkörper
 - 3 Stahlblech
 - 4 Zwei Reibflächen
 - 5 Gewindestange zur Lastaufbringung rechtwinklig zur Reibungsfläche
 - 6 Kraftmessdose
 - 7 Kalotte
 - 8 Stahlblöcke als Auflager
 - 9 Induktive Wegaufnehmer
- F_0 Durch Prüfmaschine parallel zur Reibfläche aufgebrachte Kraft
 F_{90} Durch Gewindestange rechtwinklig zur Reibfläche aufgebrachte Kraft
-

Bild 5-21 Versuchsaufbau zur Bestimmung des Haftreibungskoeffizienten in Anlehnung an [21]

Die Faserorientierung des BSP im Kontaktbereich mit dem Stahlblech entspricht der Situation in den Verbindungsversuchen. Im Bereich der BSP-Längslagen tritt Reibung über das Hirnholz und im Bereich der BSP-Querlagen parallel zur Faser auf. Um eine Aussage über den Einfluss der Querlage

treffen zu können und damit die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf andere BSP-Querschnittsaufbauten zu ermöglichen, wurden Vergleichsversuche durchgeführt, bei denen die Querlage im Kontaktbereich entfernt wurde.

5.4.4.1 Versuchsdurchführung

Es wurden neun Versuchsreihen mit BSP-Querlage und neun Versuchsreihen ohne BSP-Querlage (oQ) durchgeführt. Dabei wurde sowohl die Querdruckspannung, als auch die Vorschubgeschwindigkeit variiert (Tabelle 5-5). Jeder der 72 Einzelversuche wurde drei Mal wiederholt, so dass insgesamt 216 Reibungsversuche durchgeführt wurden. In den Versuchen wurden Stahlbleche aus derselben Liefercharge der Verbindungen verwendet.

Tabelle 5-5 Versuchsprogramm

Reihe	n	v mm/min	F_{90} kN	$\sigma_{c,90}$ N/mm ²	A_{con} mm ²
1 / oQ 1	5 / 3	10	10 / 8,0	1,0	10 ⁴ / 0,8·10 ⁴
2 / oQ 2	5 / 3	10	30 / 24	3,0	
3 / oQ 3	5 / 3	10	45 / 36	4,5	
4 / oQ 4	5 / 3	40	10 / 8,0	1,0	
5 / oQ 5	5 / 3	40	30 / 24	3,0	
6 / oQ 6	5 / 3	40	45 / 36	4,5	
7 / oQ 7	5 / 3	100	10 / 8,0	1,0	
8 / oQ 8	5 / 3	100	30 / 24	3,0	
9 / oQ 9	5 / 3	100	45 / 36	4,5	
n	Versuchszahl				
v	Vorschubgeschwindigkeit				
F_{90}	Druckkraft rechtwinklig zur Reibfläche				
$\sigma_{c,90}$	Nominelle Querdruckspannung rechtwinklig zur Reibfläche = F_{90}/A_{con}				
A_{con}	Kontaktfläche Stahl-BSP				

5.4.4.2 Auswertung und Ergebnisse

In dieser Untersuchung wird die Reibung, die zwischen den Kontaktflächen von sich berührenden Festkörpern – Stahlblech und BSP – auftritt, betrachtet. Bei Reibung handelt es sich zunächst um einen außerordentlich kom-

plexen Vorgang [37]. Ein vergleichsweise einfacher – und für Ingenieurwendungen hinreichend genauer – Ansatz ist die *Coulombsche Reibung*. Dabei ist die parallel zur Reibfläche wirkende Reibkraft F_R über den Reibbeiwert μ linear von der Normalkraft F_N , die rechtwinklig zur Reibfläche wirkt, abhängig, siehe Gl. (5-15).

$$F_R = \mu \cdot F_N \quad (5-15)$$

Wird dieser Ansatz auf den im Bild 5-21 dargestellten Versuchsaufbau übertragen, kann der Haftreibungskoeffizient (resp. Gleitreibungskoeffizient) nach Gl. (5-16) bestimmt werden. Der Divisor 2 berücksichtigt, dass zwei Reibflächen vorhanden sind.

$$\mu_s = \frac{F_{0,max}}{2 \cdot F_{90}} \quad \text{und} \quad \mu_k = \frac{F_{0,G}}{2 \cdot F_{90}} \quad (5-16)$$

μ_s	Haftreibungskoeffizient
μ_k	Gleitreibungskoeffizient
$F_{0,max}$	Maximale Kraft beim Einsetzen des Reibungsvorgangs
$F_{0,G}$	Kraft, die während des Gleitvorgangs wirkt

Es wird davon ausgegangen, dass die Kraft F_{90} und somit die Spannung $\sigma_{c,90}$ über den Versuchszeitraum nicht konstant bleibt. Zwar wird der nominelle Wert nach Tabelle 5-5 zu Versuchsbeginn nahezu exakt eingestellt, jedoch nimmt die Querdruckspannung im weiteren Versuchsablauf ab. Somit handelt es sich bei der Querdruckspannung um eine zeitabhängige Größe und deshalb wird der Reibungskoeffizient ebenfalls in Abhängigkeit von der Zeit berechnet ($F_{0(t)}$ und $F_{90(t)}$).

In den Ergebnissen des ersten Durchlaufs können grundsätzlich zwei Kurven unterschieden werden. Zum einen kontinuierliches Gleiten (Bild 5-22) und ein Gleiten mit Stick-Slip-Effekt (Bild 5-23). Kontinuierliches Gleiten trat in etwa 8 % der Versuche auf, wobei bei 5 von 6 Versuchen die Prüfgeschwindigkeit bei 100 mm/min lag. Der Zusammenhang zwischen der Vorschubgeschwindigkeit und dem Auftreten des Stick-Slip-Effekts ist aus der Literatur bekannt. Überschreitet die Vorschubgeschwindigkeit einen kritischen Wert, kann das Auftreten eines Stick-Slip-Effekts vermieden werden [24].

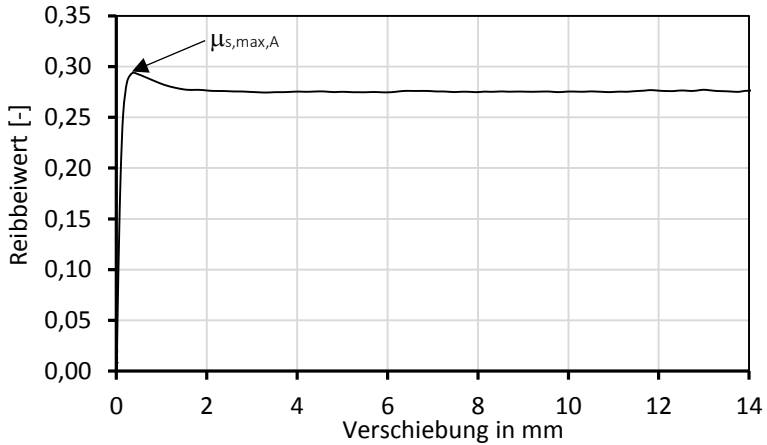


Bild 5-22 Kontinuierliches Gleiten (Versuch 6_1-1). Reibbeiwert μ über der Verschiebung aufgetragen in Anlehnung an [21]

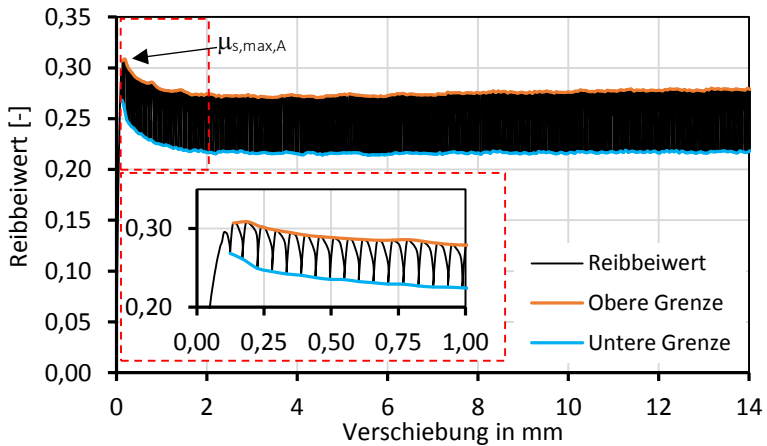


Bild 5-23 Stick-Slip-Effekt (Versuch 5_5-1). Reibbeiwert μ über der Verschiebung aufgetragen in Anlehnung [21]

Für die sägezahnförmige Kurve in Bild 5-23 wurde rechnerisch eine obere und eine untere Grenzkurve ermittelt und in das Diagramm eingetragen.

Fallweise steigen die Kurven mit zunehmender Verformung an oder es waren Sprünge wesentlich ausgeprägter, als hier dargestellt. Mehrheitlich zeigt sich aber ein Verlauf, der nach dem Erreichen des maximalen Reibungskoeffizienten $\mu_{s,max,A}$ absinkt und sich asymptotisch einem nahezu konstanten Wert annähert (Bild 5-23).

Aufgrund der geringen Verschiebungen in den Stahlblech-Verbindungen wird der maximale Haftreibungskoeffizient $\mu_{s,max,A}$ im Anfangsbereich der Kurve als der für die Verbindung relevanteste Wert angesehen und in diesem Abschnitt diskutiert. Im Anhang sind alle ausgewerteten Haft- und Gleitreibungskoeffizienten vertafelt:

$\mu_{s,max,A}$	maximaler Haftreibungskoeffizient im Anfangsbereich der Kurve
$\mu_{s,max,G}$	maximaler Haftreibungskoeffizient der gesamten Kurve
$\mu_{s,mean,G}$	mittlerer Haftreibungskoeffizient über die gesamte Kurve
$\mu_{k,mean,G}$	mittlerer Gleitreibungskoeffizient über die gesamte Kurve
$\mu_{k,mean,E}$	mittlerer Gleitreibungskoeffizient über die Kurve ≥ 6 mm

BSP-Elemente mit Querlage im ersten Durchlauf

Bild 5-24 zeigt die maximalen Haftreibungskoeffizienten im Anfangsbereich der jeweiligen Einzelversuche mit vorhandener BSP-Querlage, also dem BSP-Aufbau, der auch in den Verbindungsversuchen verwendet wurde. Die Datenpunkte sind zur besseren Lesbarkeit etwas versetzt angeordnet. Aus dieser Grafik lässt sich keine eindeutige Aussage über eine Korrelation zwischen der Querdruckspannung und dem Haftreibungskoeffizienten treffen. Bild 5-25 zeigt, dass der Haftreibungskoeffizient bei Querdruckspannungen von 1 N/mm² und 3 N/mm² mit zunehmender Prüfgeschwindigkeit abnimmt. Bei einer weiteren Erhöhung der Geschwindigkeit auf 100 mm/min tritt keine signifikante Änderung mehr auf. Bei einer Querdruckspannung von 4,5 N/mm² ist der Haftreibungskoeffizient von der Prüfgeschwindigkeit unabhängig.

Die im Mittel größten Haftreibungskoeffizienten werden bei einer Querdruckspannung von 1 N/mm² und einer Prüfgeschwindigkeit von 10 mm/min erreicht. Der Mittelwert der Haftreibungskoeffizienten im Anfangsbereich über alle Versuche beträgt 0,364 (COV 14,5 %).

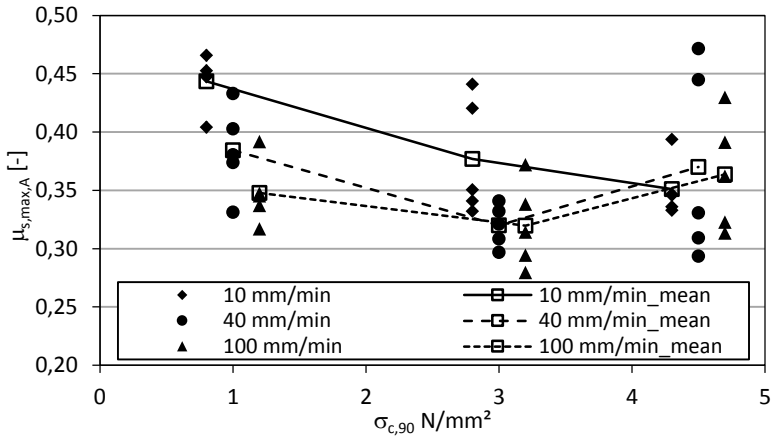


Bild 5-24 Maximaler Haftreibungskoeffizient im Anfangsbereich der Kurve $\mu_{s,max,A}$ über der nominellen Querdruckspannung [21]

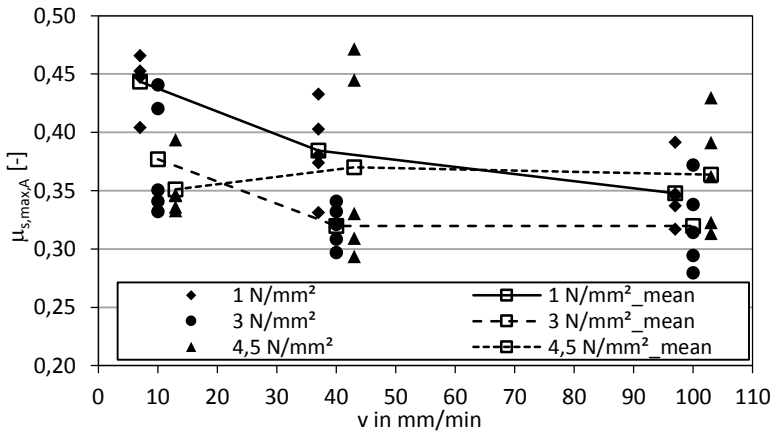


Bild 5-25 Maximaler Haftreibungskoeffizient im Anfangsbereich der Kurve $\mu_{s,max,A}$ über der Prüfgeschwindigkeit [21]

BSP-Elemente ohne Querlage im ersten Durchlauf

Bild 5-26 und Bild 5-27 zeigen für die BSP-Elemente ohne Querlage die Haftreibungskoeffizienten über der Querdruckspannung und der Prüfgeschwindigkeit sinngemäß zum vorangegangenen Absatz.

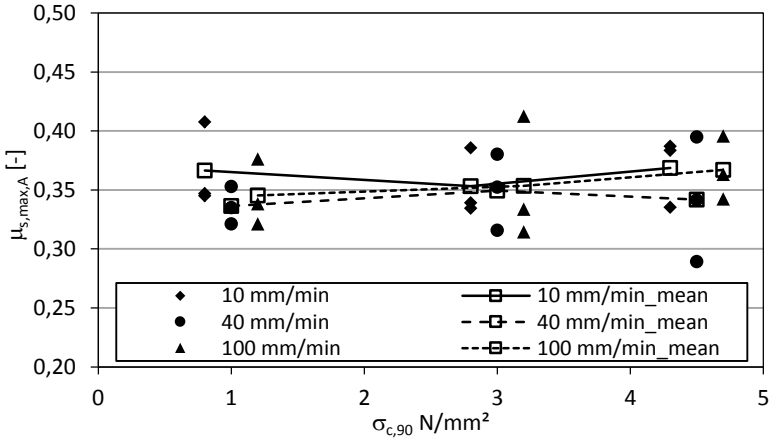


Bild 5-26 Maximaler Haftreibungskoeffizient im Anfangsbereich der Kurve $\mu_{s,max,A}$ über der nominellen Querdruckspannung [21]

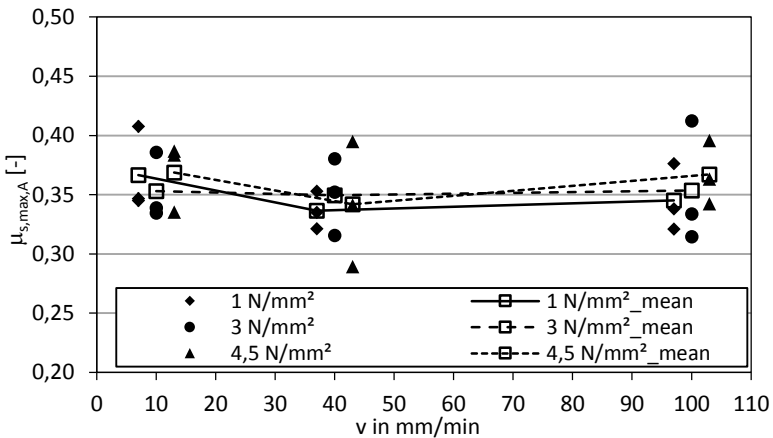


Bild 5-27 Maximaler Haftreibungskoeffizient im Anfangsbereich der Kurve $\mu_{s,max,A}$ über der Prüfgeschwindigkeit [21]

Im Vergleich mit Reibungsversuchen mit vorhandener BSP-Querlage zeigt sich, dass die Streuungen wesentlich geringer sind. Der Mittelwert der Haftreibungskoeffizienten im Anfangsbereich über alle Versuche beträgt 0,354 (COV 8,89 %).

Veränderung des Reibbeiwerts bei mehreren Durchläufen

Unter zyklischer Beanspruchung wird das Stahlblech einer solchen Verbindung mehrfach in der Aussparung hin und her geschoben. Um eine qualitative Aussage über den Einfluss wiederholter Reibung auf den Haftreibungskoeffizienten treffen zu können, wurden mit jedem Prüfkörper drei aufeinanderfolgende Versuche durchgeführt.

Für BSP mit Querlage sind in Bild 5-28 die Veränderungen der Mittelwerte der Haftreibungskoeffizienten vom 1. auf den 3. Durchlauf in Abhängigkeit von der Prüfgeschwindigkeit aufgetragen. Positive Werte entsprechen einer Abnahme und negative Werte einer Zunahme. Es zeigt sich, dass der Haftreibungskoeffizient bei Querdruckspannungen von 1 N/mm² und 3 N/mm² bei mehreren Zyklen abnimmt. Bei einer Querdruckspannung von 4,5 N/mm² ist ein Ansteigen des Reibungskoeffizienten zu beobachten. Weiter zeigt sich, dass mit zunehmender Prüfgeschwindigkeit der Haftreibungskoeffizient weniger stark abnimmt.

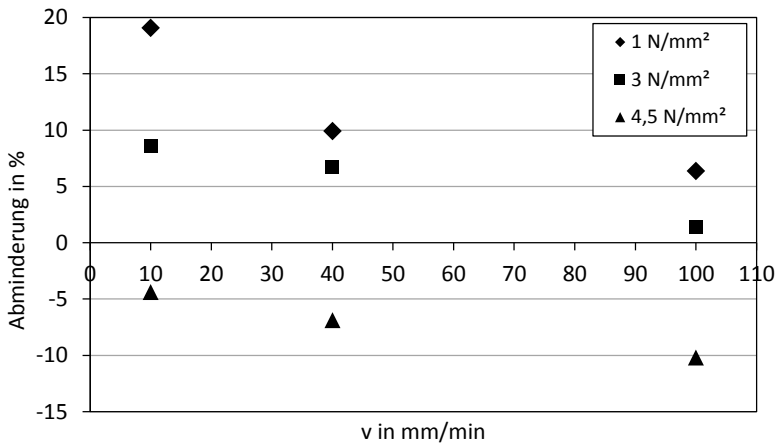


Bild 5-28 Veränderung des Haftreibungskoeffizient $\mu_{s,max,A}$ von BSP mit Querlage des 3. Durchlaufs mit dem 1. Durchlauf [21]

Gleitreibung

Gleitreibung kann in Stahlblechverbindungen von Bedeutung sein, wenn sich die Stahlbleche in der BSP-Aussparung nennenswert verschieben. Obwohl in den durchgeführten Verbindungsversuchen nur geringe Relativverschiebungen von wenigen Millimetern zwischen Stahlblech und BSP zu beobachten waren, wird dennoch auf die Gleitreibungsergebnisse eingegangen. Bild 5-29 zeigt die ermittelten Gleitreibungskoeffizienten für BSP mit Querlage im ersten Durchlauf. Die Gleitreibungskoeffizienten wurden aus dem Mittelwert der oberen und unteren Grenze über den gesamten Versuch gebildet (vgl. Bild 5-23). Zum Vergleich wurden die Gleitreibungskoeffizienten bei einer Verschiebung > 6 mm ($\mu_{k,mean,E}$) ausgewertet. Die Ergebnisse weichen um weniger als 6 % voneinander ab und werden nicht weiter betrachtet.

Bei einer Querdruckspannung von $4,5$ N/mm² werden im Mittel höhere Gleitreibungskoeffizienten erreicht, als bei geringeren Querdruckspannungen. Diese Steigerung geht mit einer signifikanten Zunahme der Streuung einher. Im Mittel über alle Versuche wurde ein Gleitreibungskoeffizient $\mu_{k,mean,G} = 0,275$ (COV 24,9 %) erreicht.

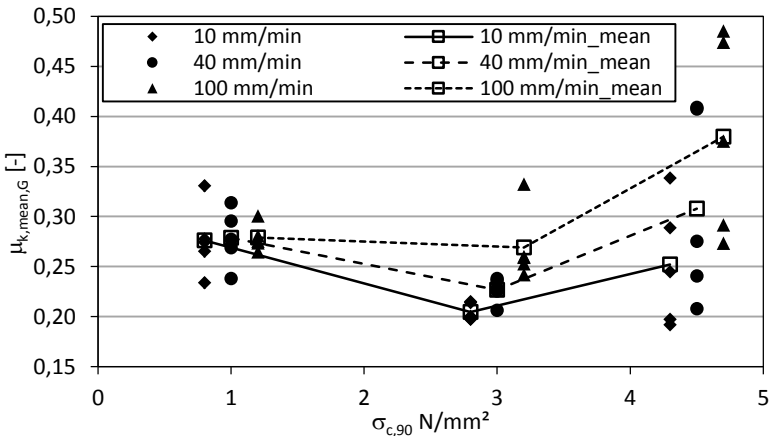


Bild 5-29 Maximaler Gleitreibungskoeffizient $\mu_{k,mean,G}$ über der nominellen Querdruckspannung [21]

Im Vergleich dazu steigt der Gleitreibbeiwert bei den Versuchen ohne Querlage mit zunehmender Prüfgeschwindigkeit um etwa 25 % an.

5.4.4.3 Diskussion und Schlussfolgerungen

Die Aufzeichnungen der Kraftmessdose zeigten, dass sich die Anpresskraft über den Versuchszeitraum um 20 % bis 30 % verringerte. Folglich ist die Spannung $\sigma_{c,90}$ nur als nominelle Spannung zu Versuchsbeginn anzusehen, die sich im Versuchsverlauf reduziert. Die Auswirkungen dieses Spannungsverlusts auf den Reibungskoeffizienten werden als gering angesehen, weil dieser stets aus $F_0(t)$ und $F_{90}(t)$ zeitabhängig mit der Messrate von 5 Hz berechnet wird.

In den Verbindungsversuchen wurde im fugennahen Kontaktbereich der Stahlblech-BSP-Verbindung die Druckfestigkeit parallel zur Faser des BSP in Höhe von etwa 43 N/mm² erreicht. Die maximale Querdruckspannung, die mit dem Versuchsaufbau auf die Prüfkörper aufgebracht werden konnte, betrug 4,5 N/mm². Folglich können Querdruckspannungen in den tatsächlichen Verbindungen um den Faktor 10 über den geprüften liegen. Die durchgeführten Reibungsversuche decken nur vergleichsweise niedrige Querdruckspannungsbereiche ab.

Dennoch zeigt der Vergleich dieser experimentellen Untersuchung mit ausgewählten Literaturquellen, dass die Haftreibungskoeffizienten hinreichend übereinstimmen, sofern auch vergleichbare Querdruckspannungen appliziert wurden (vgl. $\mu_s = 0,2$ bis $\mu_s = 0,1$ [38], [39], [40]).

Der Haftreibungskoeffizient unterliegt nennenswerten Einflüssen. Variiert die Holzfeuchte oder die Stahloberfläche, dann verändern sich die Reibungskoeffizienten signifikant. In [36] wird für eine vergleichbare Einbausituation μ_s zwischen 0,4 bis > 1,0 angegeben.

Sowohl die experimentelle Untersuchung, als auch die Literaturrecherche haben gezeigt, dass Reibung in Stahlblech-Holz-Verbindungen von vielen unterschiedlichen Faktoren, wie beispielsweise der Holzfeuchte, Oberflächenbeschaffenheit des Stahlblechs und Faserorientierung des Holzes,

Querdruckspannung, Prüfgeschwindigkeit (...) abhängig sind. Zudem unterliegen diese Einflüsse in realen Bauteilen signifikanten Streuungen und sind nur schwer zu differenzieren.

Die Versuche zeigen aber, dass Reibbeiwerte im Bereich zwischen 0,25 bis 0,35 realistisch sind. Deshalb sind die ermittelten Reibungsbeiwerte als Näherungswerte anzusehen.

5.4.5 Seileffekt

Mit dem vorgestellten Rechenmodell wird die Abschertragfähigkeit der Verbindung, basierend auf der Biegetragfähigkeit des Stahlstifts, am unverformten System berechnet. Das Tragverhalten von abscherbeanspruchten Stahlstiften wird jedoch durch einen weiteren, verformungsabhängigen Mechanismus, dem sogenannten »Seileffekt«, beeinflusst. Dieser wird im Rechenmodell nicht berücksichtigt. Der traglaststeigernde Seileffekt tritt nur dann auf, wenn der Stahlstift einen Auszieh Widerstand aufweist und sich die Verbindung nennenswert verformt. Im verformten Zustand weist der Stahlstift eine Schrägstellung zwischen den beiden Fließgelenken auf, wodurch eine positive Normalkraft (Zugkraft) im Verbindungsmittel durch ein „Einhängen“ entsteht. Diese Zugkraft wirkt sich über zwei unterschiedliche Mechanismen traglaststeigernd aus (Bild 5-30):

1. Fugenparallele Kraftkomponente ($\Delta F_{V,R}$) aus der Zugkraft durch Schrägstellung des Verbindungsmittels.
2. Reibungskraft ($\mu \cdot F_{ax}$) in der Schmalseitenfuge, da die Zugkraft im Stahlblech die beiden BSP-Elemente zusammenzieht.

Stahlstifte, die über eine ausgeprägte Axialtragfähigkeit verfügen, sind beispielsweise Rillennägel und Vollgewindeschrauben. Letztere werden in modernen Konstruktionen geneigt angeordnet, was mechanisch gesehen den zuvor beschriebenen 1. Mechanismus ausnutzt. Obwohl Stahlblechen zunächst keine planmäßige Axialtragfähigkeit zugeordnet werden kann, kann nicht a priori davon ausgegangen werden, dass durch Reibung in der Kontaktfuge zwischen dem Stahlblech und dem BSP keine nennenswerten Rei-

bungskräfte entstehen. Systematische Untersuchungen von Versuchsdaten von Stabdübelverbindungen haben gezeigt, dass trotz der glatten Oberfläche Reibungskräfte entstehen, die das mechanische Verhalten signifikant beeinflussen [41].

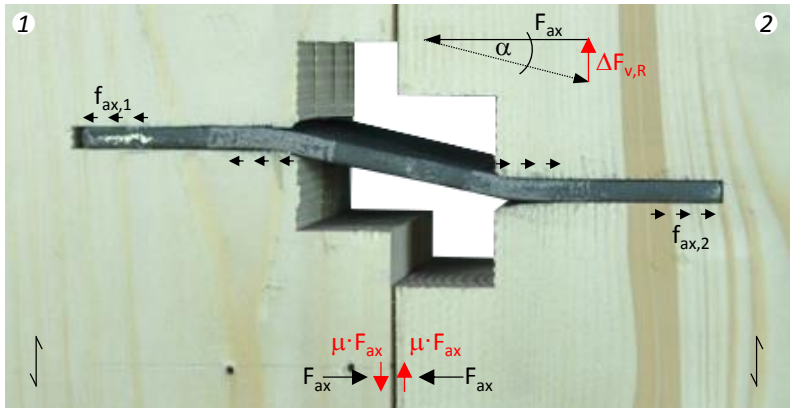


Bild 5-30 Möglicher Seileffekt an einer Stahlblechverbindung

Bei quasi-statischen Beanspruchungen stellt der Seileffekt eine Tragfähigkeitsreserve dar. Bei Erdbebeneinwirkungen hingegen muss diese Tragfähigkeitssteigerung als sogenannte »Überfestigkeit« berücksichtigt werden, um beispielsweise eine Unterbemessung von Verankerungen zu vermeiden. Vor diesem Hintergrund wird der Seileffekt bei Stahlblechverbindungen untersucht und verifiziert.

In den durchgeführten Verbindungsversuchen wurde der 2. Mechanismus des Seileffekts konstruktiv durch eine 2 mm Fuge zwischen den BSP-Elementen ausgeschlossen. Die Last-Verschiebungskurven der Versuche können nur traglaststeigernde Einflüsse aus dem 1. Mechanismus enthalten.

Mit einer numerischen Untersuchung wird dieser Mechanismus beispielhaft an der Verbindung mit 40 mm Zwischenabstand näher untersucht. Das FE-Modell basiert auf Abs. 5.5.3 und soll hier zunächst als gegeben angesehen werden.

Numerische Betrachtung des Mechanismus 1:

Mit einer FE-Berechnung wird das Last-Verschiebungsverhalten einer Verbindung (2 Stahlbleche; $t_{\text{gap}} = 40 \text{ mm}$) für Reibbeiwerte zwischen Stahlblech und BSP in einem Bereich von 0,01 bis 0,6 bestimmt (Bild 5-31). Die Schmalseitenfuge zwischen den BSP-Elementen ist reibungsfrei.

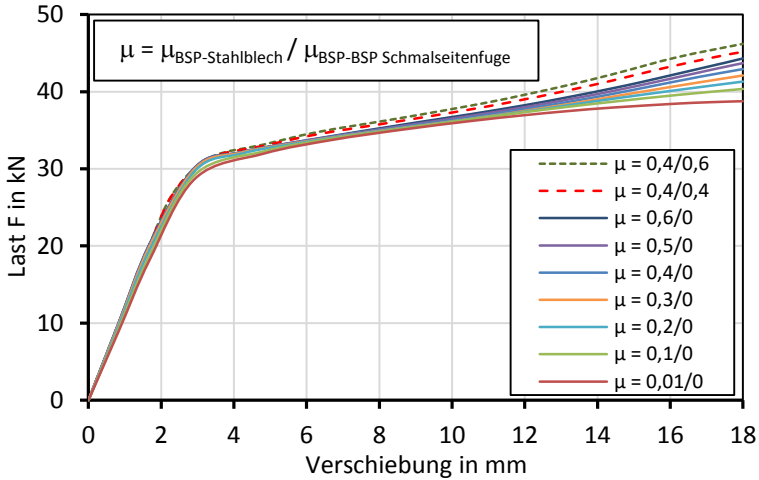


Bild 5-31 Numerisch generierte Last-Verschiebungskurven für eine Verbindung mit $t_{\text{gap}} = 40 \text{ mm}$ und zwei Stahlblechen in Anlehnung an [21]

Tabelle 5-6 Einfluss des Reibungskoeffizienten bei $\Delta = 12 \text{ mm}$ und $\Delta = 18 \text{ mm}$ Relativverschiebung in Anlehnung [21]

Reibungskoeffizient μ	$\Delta = 12 \text{ mm}$		$\Delta = 18 \text{ mm}$	
	$F_{V,R}$ kN	$+\Delta F_{V,R}$ ($\mu \sim 0$) %	$F_{V,R}$ kN	$+\Delta F_{V,R}$ ($\mu \sim 0$) %
0,01	37,0	-	38,8	-
0,1	37,4	1,06	40,4	4,13
0,2	37,4	1,24	41,3	6,59
0,3	37,5	1,49	42,1	8,63
0,4	37,7	2,09	42,9	10,8
0,5	38,0	2,79	43,7	12,8
0,6	38,2	3,49	44,3	14,3

Tabelle 5-6 gibt für verschiedene Reibbeiwerte die Tragfähigkeiten bei $\Delta = 12$ mm und $\Delta = 18$ mm wieder.

Bei Relativverschiebungen bis 12 mm ist kein nennenswerter Seileffekt feststellbar. Erst ab größeren Verschiebungen wird das Last-Verschiebungsverhalten durch Reibung beeinflusst. Bei $\Delta = 18$ mm und Reibungsbeiwerten zwischen 0,3 und 0,5 beträgt der traglaststeigernde Einfluss aus dem 1. Mechanismus zwischen 8,6 % und 12,8 %. Die experimentelle Untersuchung des Reibbeiwerts von Stahlblech ergab im Mittel Werte zwischen 0,35 bis 0,40. Der traglaststeigernde Einfluss beträgt dafür etwa 10 %.

Die rechnerische Abschertragfähigkeit stimmte für $\Delta = 12$ mm sehr genau mit der experimentell ermittelten Tragfähigkeit überein. Bei $\Delta = 18$ mm liegt die experimentell ermittelte Tragfähigkeit im Mittel um etwa 10 % über der rechnerischen. Vor diesem Hintergrund erscheinen die FE-Ergebnisse plausibel. Die in Abs. 5.4.1 getätigte Vermutung, dass ein Seileffekt vorhanden ist, konnte bestätigt werden.

Somit ist auch bei „glatten“ Stahlblechen eine Axialtragfähigkeit vorhanden, welche sich bei großen Verschiebungen signifikant auf das Tragverhalten auswirken kann. Diese Erkenntnis deckt sich mit Ergebnissen für „glatte“ Stabdübel [41].

Abschätzung des 2. Mechanismus:

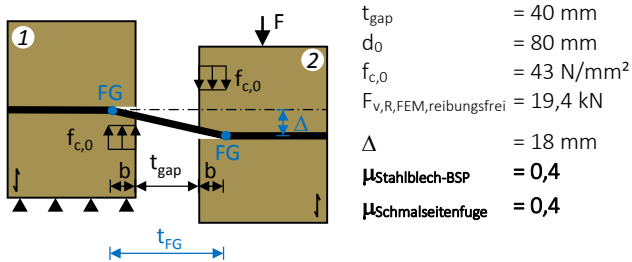
Bei einer realen Verbindung haben die BSP-Elemente in der Schmalseitenfuge direkten Kontakt. Da zuvor nachgewiesen wurde, dass diese Stahlbleche eine Axialtragfähigkeit aufweisen und bei großen Verschiebungen nennenswerte Zugkräfte im Stahlblech auftreten, wird in der Realität noch der traglaststeigernde Effekt aus dem 2. Mechanismus auftreten.

Um den traglaststeigernden Effekt aus Reibung in der Schmalseitenfuge zu überprüfen, wurde eine zusätzliche FE-Berechnung durchgeführt. Hierfür wurde in dem Modell mit einem Reibbeiwert zwischen Stahlblech und BSP von $\mu = 0,4$ zusätzlich Reibung in der Schmalseitenfuge mit einem Reibbeiwert von 0,4 und 0,6 simuliert. In Bild 5-31 sind diese Kurven ergänzend aufgetragen. Bei $\Delta = 18$ mm ergibt sich aus dem 1. + 2. Mechanismus eine

Tragfähigkeitssteigerung von + 14,3 % bzw. + 19,2 % verglichen mit dem reibungsfreien Modell.

Ergänzend wird dieser Wert analytisch überprüft.

Beispielrechnung pro Stahlblech:



Bereich plastischer Druckverformungen nach Gl. (5-11):

$$b = (19,4 \cdot 10^3) / (80 \cdot 43) = 5,64 \text{ mm}$$

$$\text{Abstand der Fließgelenke: } t_{FG} = t_{\text{gap}} + 2 \cdot b = 40 + 2 \cdot 5,64 = 51,3 \text{ mm}$$

Der laststeigernde Anteil aus dem 1. Mechanismus wird für den Reibbeiwert Stahlblech-BSP 0,4 und $\Delta = 18 \text{ mm}$ berechnet:
 $\Delta F_{v,R} = 19,4 \cdot 10,8 \% = 2,10 \text{ kN}$

Mittels Strahlensatz kann die Zugkraft im Stahlblech berechnet werden:

$$F_{ax} = \Delta F_{v,R} \cdot t_{FG} / \Delta = 2,10 \cdot 51,3 / 18 = 5,99 \text{ kN}$$

Damit ergibt sich für da konkrete Beispiel ein laststeigernder Einfluss aus dem 2. Mechanismus – Reibung in der Schmalseitenfuge – zu:

$$\mu_{\text{Schmalseitenfuge}} \cdot F_{ax} = 0,4 \cdot 5,99 = 2,40 \text{ kN}$$

Tabelle 5-7 Abschertragfähigkeit zuzüglich der traglaststeigernden Anteile aus dem 1. und 2. Mechanismus des Seileffekts für $\Delta = 18 \text{ mm}$ bezogen auf ein Stahlblech

$F_{v,R}$ Ohne Seileffekt	$+ \Delta F_{v,R}$ Seileffekt 1. Mechanismus		$\mu \cdot F_{ax}$ Seileffekt 2. Mechanismus	$F_{v,R,tot}$ Seileffekt 1. und 2. Mechanismus
19,4 kN	+2,10 kN	= 21,5 kN	+2,4 kN	= 23,9 kN
100 %		+ 10,8 %		+ 23,2 %

Verglichen mit dem numerischen Modell wird der Seileffekt hier mit + 23,2 % (vgl. + 14,3 %) etwas überschätzt. Diese Abschätzungen zeigen, dass die Tragfähigkeit von Stahlblechverbindungen bei Kontakt der BSP-Elemente in der Schmalseitenfuge durch den Seileffekt signifikant ansteigt.

Schlussfolgerungen

Bei Stahlblechverbindungen ist ein traglaststeigernder Seileffekt zu erwarten, sofern nennenswerte Relativverschiebungen auftreten. Dabei interagieren der 1. + 2. Mechanismus in Abhängigkeit vom jeweiligen Reibbeiwert und der Relativverschiebung. Vor dem Hintergrund, dass Stockwerksverschiebungen in Bauwerken reglementiert und begrenzt sind und in der Folge nur geringe Relativverschiebungen in den Schmalseitenfugen erreicht werden, wird vorgeschlagen, in statischen Lastfällen den Seileffekt zu vernachlässigen. Das analytische Rechenmodell zur Berechnung der Abschertragfähigkeit liefert hinreichend genaue Ergebnisse.

Bei Erdbebeneinwirkungen hingegen muss die Traglaststeigerung durch den Seileffekt berücksichtigt werden, sofern große Verschiebungen in den Schmalseitenfugen zu erwarten sind. Dies hat Auswirkungen auf Verankerungen von Wand und Deckenscheiben, welche aufgrund dieser Überfestigkeit überdimensioniert werden müssen. Im Mittel sind Überfestigkeiten von weniger als 20 % zu erwarten.

5.5 Verbindungsverhalten nach einem Erdbeben

Im Ingenieurholzbau werden viele verschiedene Verbindungsmittel hinsichtlich ihrer Eignung bei Erdbeben untersucht. Der Schwerpunkt liegt in der Regel auf abscherbeanspruchten Stahlstiften, wie Nägel, Klammern und Schrauben. Mit diesen Stahlstiften werden neben Zug- und Schubankeranschlüssen primär die Beplankungen mit den Rippen von Holztafeln kraftschlüssig verbunden. Wird bei der Bemessung sichergestellt, dass sich zwei Fließgelenke je Scherfuge ausbilden, was durch eine ausreichend große Schlankheit erreicht werden kann, können sich Holztafelbauwerke duktil verhalten und sind grundsätzlich für Erdbeben geeignet. Allerdings verfügen Holztafelwände über eine vergleichsweise geringe Schubsteifigkeit in Scheibenebene. Als Konsequenz können bei einem starken Erdbeben und ebensolchen Horizontalkräften bei Holztafelwänden nennenswerte Schubverformungen (Bild 5-32 links) auftreten (vgl. Abs. 1.5). Diese großen Schubverformungen können zunächst auch als positiv angesehen werden, denn die duktilen Stahlstifte dissipieren dann nennenswerte Anteile der ins Bauwerk eingetragenen Erdbebenenergie.

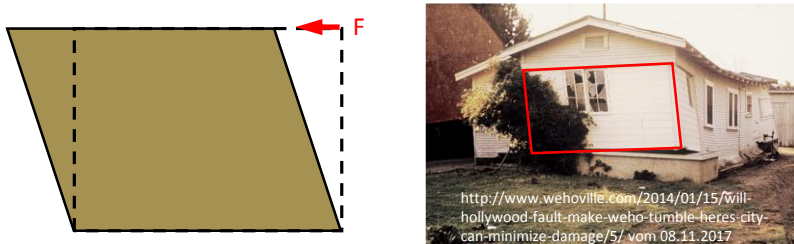


Bild 5-32 Prinzipdarstellung einer schubverformten Wandscheibe in Holztafelbauweise (links) und einstöckiges Gebäude in Holztafelbauweise nach einem Erdbeben (rechts) [42]

Bei hinreichender erdbebentechnischer Auslegung verfügt ein solches Gebäude nach einem starken Erdbeben noch über eine ausreichende Resttragfähigkeit. Ausreichend bedeutet hierbei, dass Bewohner nach einem starken Erdbeben das Gebäude sicher verlassen können oder dass das Gebäude bei zeitnahen Nachbeben geringerer Intensität noch ausreichend

tragfähig bleibt – Resttragfähigkeit. Jedoch ist das Gebäude dann so deformiert, dass der **Rückbau alternativlos** sein wird (Bild 5-32 rechts).

Im Gegensatz dazu sind zusammengesetzte Scheiben aus BSP in ihrer Ebene vergleichsweise schubsteif – mit entsprechend geringen Schubverformungen. Die auftretende Horizontalverformung einer solchen Wandscheibe ist vordringlich auf die »Starrkörper-Rotation«, also die Verdrehung der Einzelemente zurückzuführen. Der Verformungsmechanismus von zusammengesetzten Wandscheiben aus BSP ist damit konträr zu Wandscheiben in Holztafelbauweise. Für beide Bauweisen gilt die triviale Feststellung, dass das Verformungsverhalten unter Horizontalbeanspruchung maßgeblich von der Steifigkeit der Verbindungsmittel abhängt. Bedingt durch die hohe Schubsteifigkeit der Einzelemente kann sich ein BSP-Gebäude nach einem Erdbeben wieder in die Ausgangsposition zurückverformen – **Selbstzentrierung**. Dabei müssen ausreichend hohe Auflasten auf die Wandscheiben wirken, damit die Rückstellkraft neben Reibungswiderständen auch den Widerstand von plastisch verformten Verbindungsmitteln überwinden kann. Versuche an Bauwerken aus BSP, bei denen mittels Rütteltischen Erdbebeneinwirkungen erzeugt wurden haben gezeigt, dass sich das geprüfte BSP-Bauwerk nach dem Erdbeben durch die Vertikallasten wieder selbst zentriert [43]. Das Bauwerk steht nach einem Erdbeben annähernd in seiner Ausgangslage. Damit ist der **Rückbau** eines BSP-Gebäudes nach einem Starkbebenereignis **nicht a priori alternativlos**.

Aus diesem neuen Sachverhalt heraus, stellt sich die grundsätzliche Frage, ob abscherbeanspruchte und plastisch verformte Stahlbleche noch für weitere zukünftige Erdbeben planmäßig eingesetzt werden können oder ob diese ersetzt werden müssen, wie das bei Stahlstiften mit Kreisquerschnitt der Fall ist.

Um diese Frage für dissipative Stahlblechverbindungen mit Zwischenabstand hinreichend beantworten zu können, wurde eine experimentelle und eine numerische Untersuchung durchgeführt. Diese beiden Untersuchungen wurden im Rahmen der Masterarbeit von Öniz [21] durchgeführt.

5.5.1 Vorbetrachtung

Für die experimentelle Untersuchung von mechanischen Verbindungsmitteln unter zyklischer Beanspruchung kann auf verschiedene Regelwerke, wie die ISO CD21581 oder EN 12512, zurückgegriffen werden. Dabei unterscheiden sich im Wesentlichen die Belastungsprotokolle. In dieser Arbeit wird ausschließlich das Prüfverfahren nach EN 12512 angewendet.

Die beiden wesentlichen Beurteilungskriterien für die Erdbebentauglichkeit der Verbindungen sind die Energiedissipationsfähigkeit und Tragfähigkeitsminderung bei mehreren Zyklen. Vermindert sich die Tragfähigkeit vom 1. auf den 3. Zyklus einer Verformungsstufe um weniger als 20 %, kann von der Eignung der Verbindung für ein singuläres Erdbebenereignis ausgegangen werden. In der Literatur sind weitere Annäherungen zu finden, nach denen eine Verbindung für ein singuläres Erdbeben bewertet werden kann. Nachfolgend wird ein kurzer Überblick gegeben:

Pocanschi et al. [32; S.388] kommen u. a. nach Laborversuchen von Baukörpern zu dem Ergebnis, dass bei der Kapazitätsbemessung das Tragwerk insgesamt vier Beanspruchungszyklen mit maximaler Verschiebung $u_{\max} = n_s \cdot u_F$ (dabei sind n_s = Verschiebeduktilität der Verbindung resp. des Tragwerks und u_F = Fließverschiebung) ertragen muss. Die Abnahme der Verbindungstragfähigkeit muss dabei unter 20 % liegen.

Kelly et al. [29] sind der Meinung, dass auf UFP (siehe Bild 5-3) mindestens 100 Belastungszyklen ohne Schädigung und Verschlechterung der Dissipationseigenschaften aufgebracht werden können. Da keine Angaben über die Verschiebungsamplituden gemacht werden, kann diese Aussage nicht validiert und berücksichtigt werden.

Malhotra [44] beschäftigte sich mit dem »cyclic-demand-Spektrum«. Dabei soll die maximale Anzahl der Zyklen mithilfe verschiedener Eingangswerte, wie Gebäudedämpfung, Eigenperiode und ortsbezogene Parameter (z.B. Beschleunigungszeitverlauf) angenähert werden. Dies soll dem Umstand, dass sowohl die Erdbeben, als auch die baulichen Strukturen verschieden sind, gerecht werden. Die dissipativen Stahlblechverbindungen werden all-

gemein entwickelt, ohne spezifische Besonderheiten, wie Gebäudekonfiguration oder Standorte zu berücksichtigen. Deshalb wird diese Annäherung nicht weiter verfolgt.

Da Beschleunigungszeitverläufe von Erdbeben grundsätzlich stochastisch sind und deren Auswirkungen mit der jeweiligen Gebäudecharakteristik interagieren stellen Erdbeben stets Einzelereignisse dar. Jedoch ist verallgemeinernd bekannt, dass hohe bis maximale Beschleunigungswerte nur bei wenigen Zyklen auftreten. So zeigten Knödel und Hrabowski [45] in einer Untersuchung, die auf Ergebnissen von Bachmann [46] fußt, dass bei europäischen Erdbeben nur etwa 5 bis 7 Zyklen mit annähernd maximaler Beschleunigung auftreten. Sie kommen zu dem Ergebnis, dass in einer Simulation 10 maximal ungünstige Zyklen als ausreichend für ein Erdbebenereignis angesehen werden können.

Anhand dieser Literaturlauswahl wird deutlich, dass Erdbebentauglichkeit von mechanischen Verbindungsmitteln stets für ein singuläres Erdbebenereignis bewertet wird. Tritt in der Realität dann ein starkes Erdbeben ein, wird fallweise entschieden, wie mit einem beschädigten Bauwerk resp. Verbindungen umzugehen ist.

5.5.2 Experimentelle Untersuchung

Bei einem starken Erdbeben werden die Stahlblechverbindungen mit Zwischenabstand über die Elastizitätsgrenze hinaus verformt. Um die verbleibende Energiedissipationskapazität zu bestimmen, welche benötigt wird, um schwächeren Nachbeben und weiteren stärkeren Hauptbeben zu widerstehen, wird das Belastungsprotokoll nach EN 12512 (Bild 5-7) auf jeden Prüfkörper aus Abs. 5.3 5-fach angewendet. Konkret bedeutet dies, dass auf die Verbindungen 30 Belastungszyklen aufgebracht werden, bei denen die Relativverschiebung $\Delta \geq 12 \text{ mm}$ ($\Delta_{\max} = 18 \text{ mm}$) beträgt. Wird nach Abs. 1.5 angenommen, dass die maximale Relativverschiebung in der Schmalseitenfuge 12 mm beträgt, entsprechen 30 Zyklen mit $\Delta \leq 12 \text{ mm}$ nach Knödel und Hrabowski [45] theoretisch drei europäischen Erdbeben. Eine Verbindung (50_1) wurde dem 10-fachen Belastungsprotokoll mit 60

Belastungszyklen mit $\Delta \geq 12$ mm ausgesetzt, was sinngemäß sechs europäischen Erdbeben entsprechen würde. Vor dem Hintergrund einer angenommenen Wiederkehrperiode von 450 Jahren, was eine Überschreitungswahrscheinlichkeit von 10 % in 50 Jahren bedeutet, erscheint dieser Ansatz mehr als hinreichend um die grundsätzliche Funktionsfähigkeit der Verbindung bei drei europäischen Erdbeben nachzuweisen.

Abweichend von Abs. 5.3 wurde ab einer Verschiebung von $0,75 \cdot v_y$ die Prüfgeschwindigkeit aus prüfwirtschaftlichen Erwägungen heraus auf 36 mm/min verdreifacht. Nach jedem der fünf Durchläufe (DL) steuert die Prüfmaschine wieder die geometrische Ausgangsposition ($\Delta = 0$) vor der Erstbelastung an.

In Abs. 5.3 werden nur die Ergebnisse des ersten Belastungsprogramms diskutiert. In diesem Abschnitt sollen schwerpunktmäßig die Verringerung der Energiedissipation bzw. die Veränderungen in den Last-Verschiebungskurven bei n-fachem Belastungsprogramm betrachtet werden. Anhand dieser Kriterien soll die Tauglichkeit der Verbindung für mehrere Erdbeben eingeordnet werden.

Brettsperrholz: Nach dem DL 5 wurde der Bereich b der plastischen Druckverformung der BSP-Längslagen gemessen. Die Messung erfolgte in 5 mm – Schritten, weshalb die getroffenen Schlussfolgerungen als qualitativ anzusehen sind. Bild 5-33 zeigt, dass sich die Länge der plastischen Verformung mit zunehmendem Zwischenabstand immer weiter reduziert. Ab $t_{\text{gap}} \geq 40$ mm sind keine nennenswerten Unterschiede mehr zu verzeichnen. Im Vergleich zur Ausgangsbreite (= Schlitzbreite 6 mm) der Aussparung ist bei $t_{\text{gap}} \geq 40$ mm die akkumulierte Aufweitung nach dem DL 5 vergleichsweise gering – und damit das „Ausleiern“ bei vielen Belastungszyklen. Wichtige Erkenntnis ist, dass der größte Teil der aufgetretenen Aufweitung im DL 1 auftritt. In den folgenden vier Durchläufen ist der Zuwachs nahezu vernachlässigbar. Bild 5-33 oben rechts zeigt weiter, dass die Querlage nahezu im elastischen Bereich verbleibt. Dies liegt an dem um mehr als eine Größenordnung geringeren E-Modul.

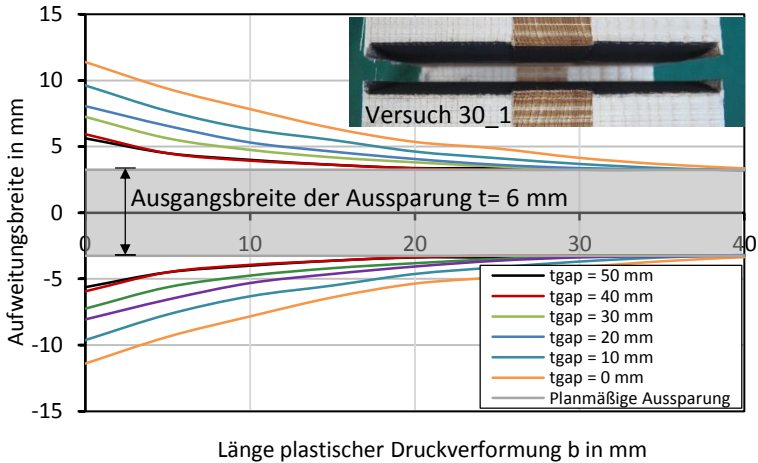


Bild 5-33 Gemessene Länge plastischer Druckverformungen der BSP-Längslage und plastische BSP-Verformung im Querschnitt [21]

Diese Beobachtungen bestätigen die Feststellung aus Abs. 5.4.1, dass der nach Gl. (5-11) ermittelte Bereich plastischer Verformungen b nur für die Erstbelastung gilt und die Mindesteinbindetiefe $t_{e,min}$ für zyklische Beanspruchungen erhöht werden muss. Die geringen Aufweitungen bei Zwischenabständen $t_{gap} \geq 40$ mm lassen eine vergleichsweise geringe Abminderung der Energiedissipation bei mehreren Durchläufen erwarten.

Last-Verschiebungskurven: Um den Einfluss des Zwischenabstands auf die Veränderung des Last-Verschiebungsverhaltens bei vielen Belastungszyklen deutlich zu machen, werden beispielhaft die Last-Verschiebungskurven mit kleinem und großem Zwischenabstand qualitativ verglichen.

Bild 5-34 zeigt die Last-Verschiebungskurven aller 5 Durchläufe bei $t_{gap} = 40$ mm. Die Reduzierung der mechanischen Eigenschaften ist vom DL 1 auf DL 2 am ausgeprägtesten. Von DL 2 auf DL 5 bleibt das Last-Verschiebungsverhalten nahezu stabil. Diese Feststellung korreliert mit der Beobachtung aus dem vorherigen Absatz, dass die wesentlichen plastischen Druckverformungen (vgl. Bild 5-33) bereits im DL 1 aufgetreten sind. Danach weiteten sich die plastischen Druckverformungen nur noch wenig aus, weshalb sich die mechanischen Eigenschaften in der Folge nicht mehr

nennenswert verschlechtern. Innerhalb der einzelnen Durchläufe sind nur geringe Tragfähigkeitsminderungen und nahezu kein Pinching feststellbar. Das Last-Verschiebungsverhalten ist als weitestgehend stabil zu bezeichnen. Dem entgegen steht das Last-Verschiebungsverhalten bei geringen Zwischenabständen, was beispielhaft an der Verbindung mit $t_{\text{gap}} = 10$ mm gezeigt wird.

Aus Gründen der Übersichtlichkeit werden in Bild 5-35 nur die Kurven von DL 1 und DL 5 verglichen. Innerhalb des DL 1 ist ausgeprägtes Pinching zu beobachten. Bei großen Relativverschiebungen sind Tragfähigkeitsminderungen sowohl innerhalb eines Durchlaufs, als auch vor dem Hintergrund der Vielzahl an Zyklen bei mehreren Durchläufen als gering einzustufen. Der qualitative Vergleich des Flächeninhalts des DL 1 und DL 5 macht bereits klar, dass sich die Energiedissipation bei mehreren Durchläufen signifikant verringern wird. Eine Verbindung mit geringem Zwischenabstand kann, wenn überhaupt, nur bei Verschiebungsstufen > 10 mm bei multiplen Erdbeben als bedingt einsatzfähig angesehen werden.

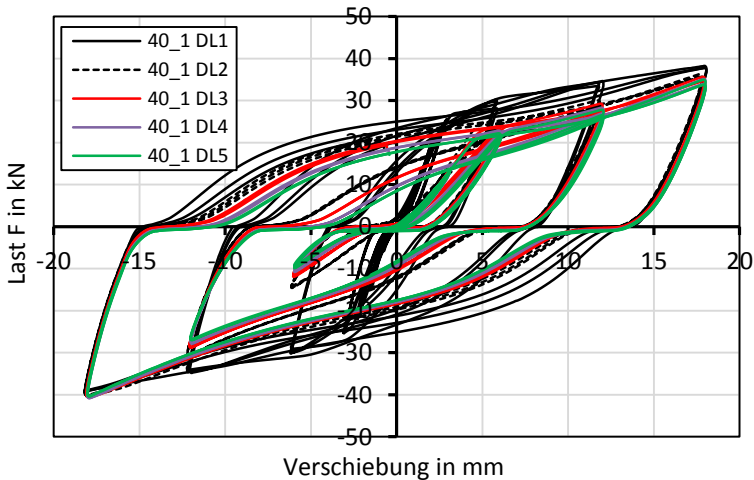


Bild 5-34 Last-Verschiebungskurven der Verbindung 40_1 über 5 DL

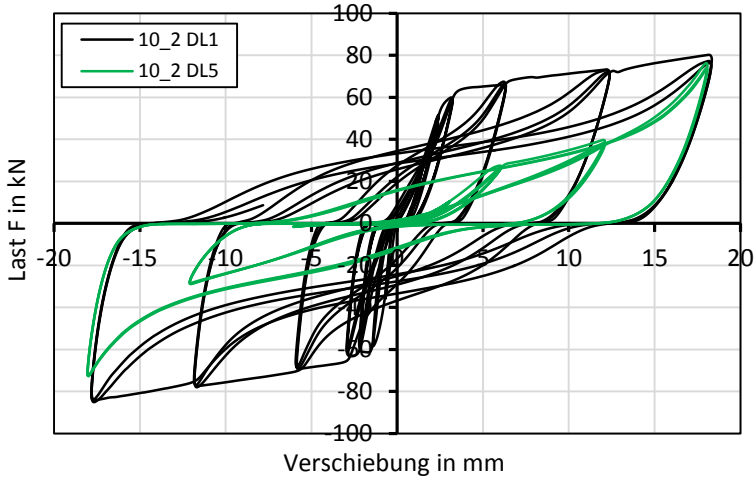


Bild 5-35 Last-Verschiebungskurven der Verbindung 10_2 des DL 1 und DL 5

Ergebnisse Tragfähigkeitsminderung: Bereits aus der qualitativen Betrachtung der Last-Verschiebungskurven wird ersichtlich, dass die planmäßige Funktionsfähigkeit der Verbindung bei kleinen Verschiebungen und mehreren Belastungszyklen nicht gegeben ist. Deshalb werden nachfolgend nur Verschiebungen $\geq 2 \cdot v_y = 6 \text{ mm}$ diskutiert. Die zuvor gezeigten Last-Verschiebungskurven machen deutlich, dass sich die Tragfähigkeiten innerhalb eines Zyklus bzw. Durchlaufs nur unwesentlich unterscheiden. Deshalb dienen als Basis für diese Betrachtung die gemittelten Tragfähigkeiten aus drei Zyklen (Druck und Zug) einer Verschiebungsstufe und zwei Einzelversuchen (Bild 5-36). Bei den kleineren Verschiebungsstufen von 6 mm und 12 mm zeigt sich, dass signifikante Tragfähigkeitsminderungen vom DL 1 auf den DL 2 auftreten. Dies kann damit begründet werden, dass bei der Erstbelastung der Verbindung im DL 1 plastische Längsdruckverformungen im fugennahen Bereich b direkt unter dem Stahlblech entstehen. Bei $\Delta = 18 \text{ mm}$ werden diese maximal. Durch diese plastisch verformten Bereiche vergrößert sich der Lichtabstand der Verbindung um $2 \cdot b$. Dadurch vergrößert sich in den Folgedurchläufen bei Verschiebungen $< 18 \text{ mm}$ der Hebelarm zwischen den beiden Fließgelenken signifikant ($t_{\text{gap,DL } 2} = t_{\text{gap,DL } 1} + 2 \cdot b_{\text{DL } 1}$). Des-

halb können die Verbindungen in den Folgedurchläufen nicht die Tragfähigkeit aus dem ersten Durchlauf erreichen, sofern die Relativverschiebung unter der Maximalverschiebung von 18 mm liegt. Bei der Maximalverschiebung von 18 mm treten vor allem ab $t_{\text{gap}} > 20$ mm kaum mehr nennenswerte Tragfähigkeitsminderungen nach dem DL 1 auf, da sich das Stahlblech beim Erreichen der Maximalverschiebung wieder vollständig an das Holz anlegt und damit nahezu der Zustand der Erstbelastung erreicht wird.

Bei allen Verschiebungsstufen ist zu beobachten, dass mit zunehmendem Zwischenabstand die Tragfähigkeitsminderung vom DL 1 auf den DL 2 immer geringer ausfällt. Dies begründet sich dadurch, dass mit zunehmendem Zwischenabstand der Einfluss des Holzes auf das Last-Verschiebungsverhalten immer unbedeutender wird.

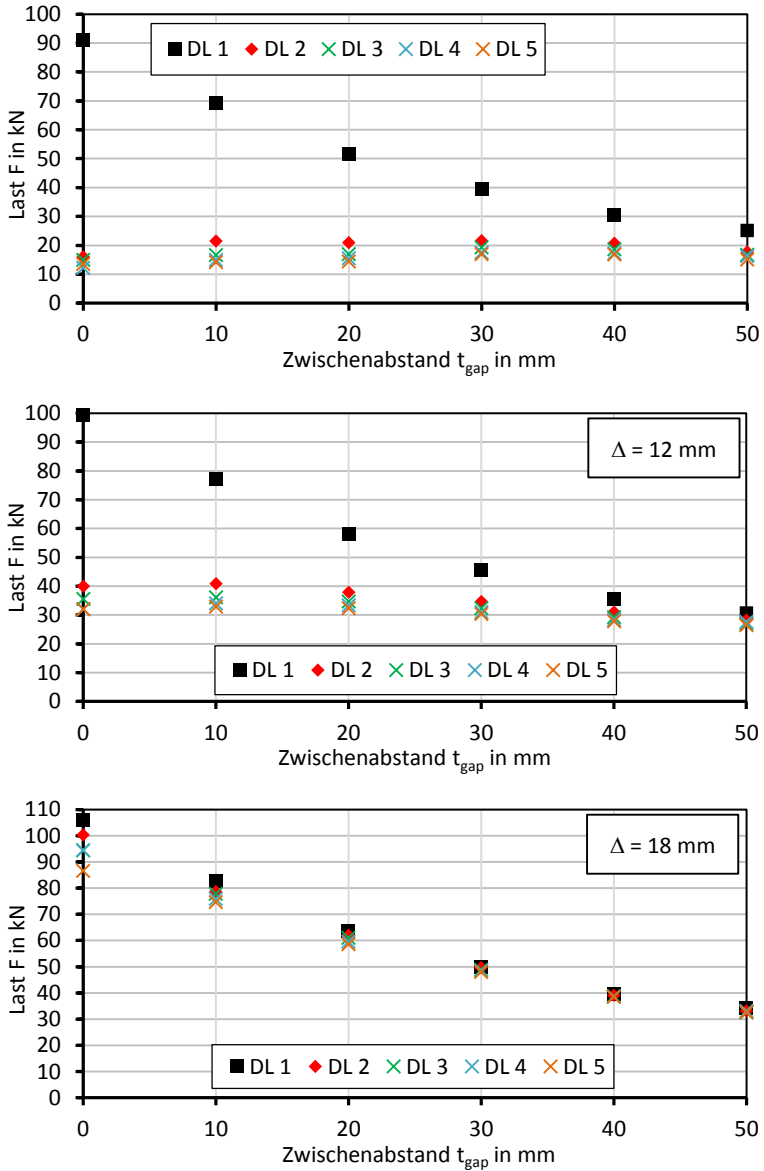


Bild 5-36 Mittelwerte der Tragfähigkeit über alle 5 DL bei unterschiedlichen Verschiebungsstufen [21]

Bild 5-37 zeigt die prozentuale Abminderung der Mittelwerte vom DL 1 auf den DL 2 und vom DL 1 auf den DL 5. Die sowohl in der Prüfnorm EN 12512, als auch in der Bemessungsnorm DIN EN 1998 definierte Grenze von 20 % ist als gestrichelte Linie ins Diagramm eingezeichnet worden. Anhand dieser Grenze werden die aufgetretenen Tragfähigkeitsminderungen eingeordnet. Es ist zu erkennen, dass die 20 %-Grenze, selbst nach dem DL 5, bei einer Verschiebung von 18 mm in keinem Fall erreicht wird. Sobald ein planmäßiger Zwischenabstand vorgesehen wird, wird sogar die 10 %-Grenze unterschritten. Bei der nächstkleineren Verschiebungsstufe wird die 20 %-Grenze für die Zwischenabstände ≥ 40 mm nahezu eingehalten. Nahezu, weil bei $t_{\text{gap}} = 40$ mm im DL 5 die Tragfähigkeitsminderung mit 22 % etwas über 20 %-Grenze liegt. Bei kleineren Verschiebungen wird diese Grenze nicht mehr eingehalten.

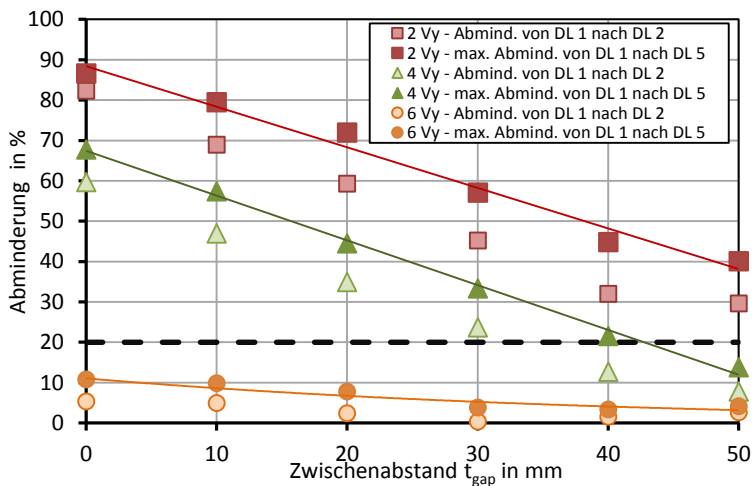


Bild 5-37 Mittelwerte der Tragfähigkeitsminderung [21]

Allerdings sollte hier zur Einordnung noch eines bemerkt werden: Die 20 %- Grenze stellt angesichts der Vielzahl an Belastungszyklen sicher eine sehr „scharfe“ Grenze dar, welche konventionelle Stahlstifte fallweise nicht einmal im DL 1 einhalten!

Energiedissipation: Zur Beurteilung der Energiedissipationsfähigkeit der Verbindung bei mehreren Durchläufen wird jeweils der Mittelwert des Dämpfungsverhältnisses aus drei Zyklen einer Verformungsstufe und zwei Einzelversuchen herangezogen. Im ersten von drei Belastungszyklen ist das Dämpfungsverhältnis stets größer als in den beiden folgenden. Bei $t_{\text{gap}} \leq 20$ mm ist diese Abweichung ausgeprägter, da Pinching ebenfalls ausgeprägter auftritt. Bei $t_{\text{gap}} \geq 30$ mm weichen die Dämpfungsverhältnisse zwischen dem 1. auf den 3. Zyklus nicht mehr signifikant voneinander ab. Da die Dämpfungsverhältnisse bei kleinen Zwischenabständen ohnehin für Erdbebeneinwirkung zu gering sind, wird die Verwendung von Mittelwerten als hinreichend angesehen. Wird im Versuchsverlauf erstmalig eine größere Verschiebungsstufe angesteuert, ist der Flächeninhalt – und damit das Dämpfungsverhältnis – im ersten Halbzyklus kleiner, als in den Halbzyklen der beiden Folgezyklen einer Verschiebungsstufe. Bild 5-38 zeigt, dass im Bereich positiver Verschiebung die Differenz im Flächeninhalt (gelb) im konkreten Fall etwa 10 % beträgt. Da diese Differenz nur im ersten von 6 Halbzyklen auftritt, wird weiterhin der Mittelwert über alle 6 Halbzyklen gebildet, wodurch der Fehler minimiert wird.

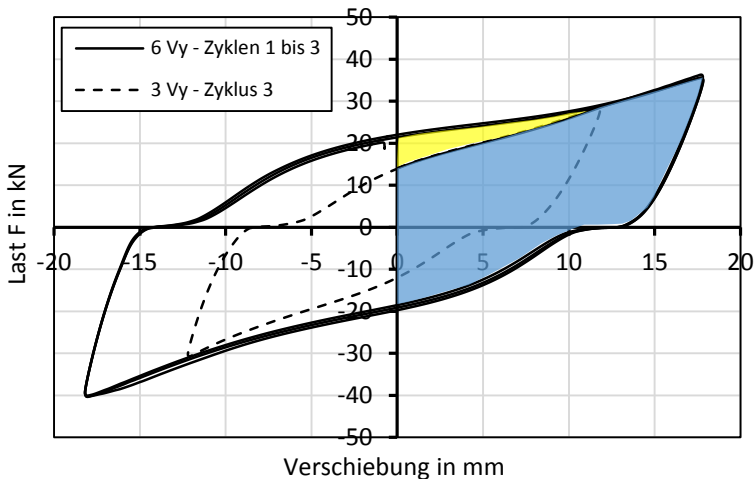


Bild 5-38 Geringerer Flächeninhalt im ersten Halbzyklus einer größeren Verschiebungsstufe (Versuch 40_1; DL 2) [21]

Diese beiden systematischen Auffälligkeiten werden im Weiteren nicht explizit betrachtet, sondern werden über die Mittelwertbildung geglättet.

Bei den betrachteten Verschiebungsstufen steigt das Dämpfungsverhältnis mit zunehmendem Zwischenabstand an, bis es bei $t_{\text{gap}} = 40$ mm das Maximum erreicht.

Die größte Verringerung des Dämpfungsmaßes ist erwartungsgemäß vom DL 1 auf den DL 2 zu beobachten. Erwartungsgemäß, weil dies an den bereits diskutierten Last-Verschiebungskurven erkennbar war. Das Dämpfungsmaß ist im Gegensatz zur Tragfähigkeit aber nicht als stabil anzusehen, sondern es reduziert sich mit jedem Durchlauf (Bild 5-39). Zwar erreichen die Last-Verschiebungskurven in den Durchläufen annähernd das vorherige Tragfähigkeitsniveau, jedoch schnüren sich die Kurven in jedem Durchlauf etwas mehr ein. Dieses Pinching führt zu einer fortschreitenden Reduzierung des Dämpfungsverhältnisses.

Bild 5-39 zeigt, dass das Dämpfungsverhältnis bei kleinen Verschiebungsstufen ($2 \cdot v_y$) ab dem zweiten Durchlauf auf < 10 % abfällt. Bei größeren Verschiebungsstufen beträgt das Dämpfungsverhältnis für $t_{\text{gap}} \geq 40$ mm bei $4 \cdot v_y$ etwa 20 % und bei $6 \cdot v_y$ etwa 25 %.

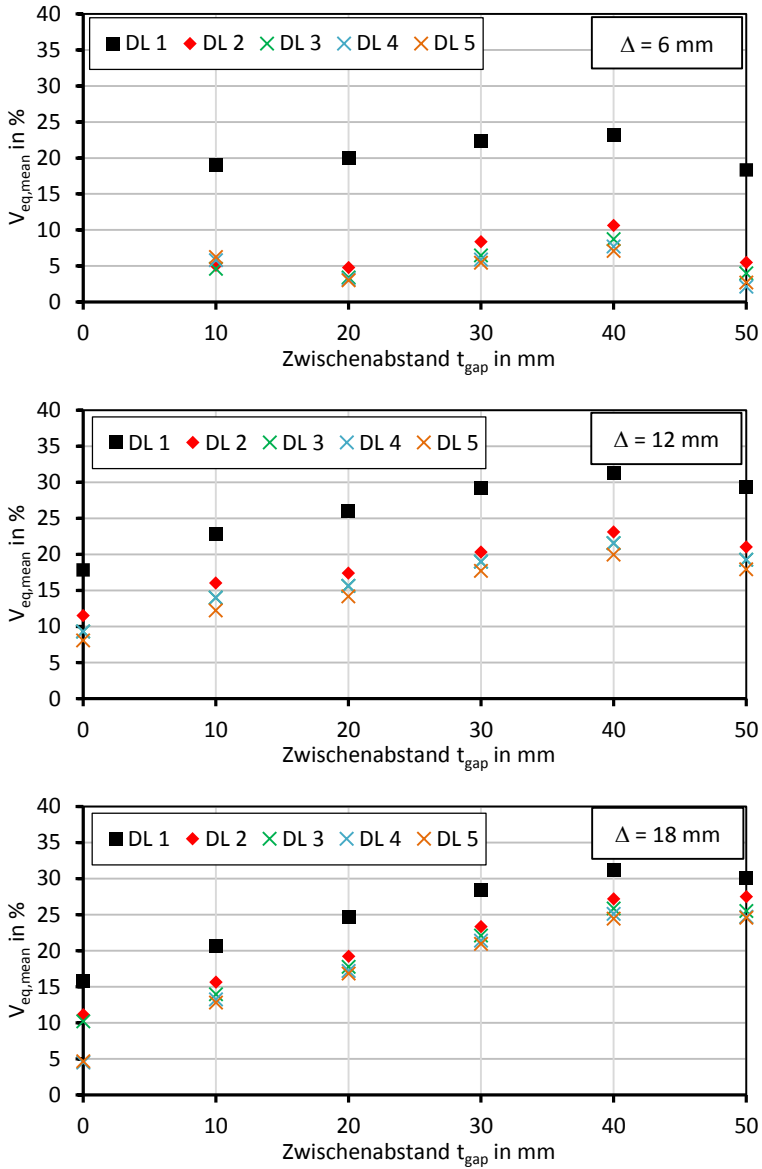


Bild 5-39 Mittelwerte des Dämpfungsverhältnisses über alle 5 DL bei unterschiedlichen Verschiebungsstufen [21]

Schlussfolgerungen aus der experimentellen Betrachtung

Die experimentelle Untersuchung hat ergeben, dass Stahlblechverbindungen **nahezu stabile Hystereseeigenschaften** auch bei vielen Belastungszyklen aufweisen, sofern sie über einen ausreichend großen Zwischenabstand verfügen. Deren Funktionsfähigkeit ist auch bei mehreren europäischen Erdbeben durch die experimentelle Untersuchung grundsätzlich bestätigt worden. Allerdings müssen bei Folgebeben ausreichend große Relativverschiebungen in den Schmalseitenfugen erreicht werden, um ausreichend viel Energie zu dissipieren.

Verbindungen mit kleinen Zwischenabständen können bei Erstbelastung deutlich mehr absolute Energie dissipieren und erreichen wesentlich höhere Tragfähigkeiten, als Verbindungen mit großen Zwischenabständen. Bei Verbindungen mit kleinen Zwischenabständen verändern sich die mechanischen Eigenschaften bei zyklischer Beanspruchung aufgrund der plastischen Druckverformungen im Holz bereits nach dem ersten Zyklus signifikant. Deren Hystereseverhalten ist nicht stabil, sondern ausgeprägt degressiv. Die höhere Tragfähigkeit der Verbindung führt bei einem Erdbeben auch zu signifikant höheren Verankerungskräften der Zug- und Schubanker, die die aussteifende Wandscheiben beispielsweise mit der Bodenplatte verbinden. Damit eine solche Verbindung überhaupt wirksam werden kann, müssen massive Verankerungen im Bauwerk realisiert werden, was in weiten Teilen weder wirtschaftlich noch realistisch ist.

Eine Verbindung mit einem Zwischenabstand von 50 mm wurde dem 10-fachen Belastungsprotokoll nach EN 12512 (10 DL) ausgesetzt. Das mittlere Dämpfungsmaß ist ab dem DL 4 etwa konstant (Bild 5-40 oben). Im DL 10 wird bei einer Verschiebung von 18 mm noch ein Dämpfungsverhältnis von etwa 25 % erreicht! Im Vergleich dazu erreichen übliche Verbindungen mit Stahlstiften bereits im dritten Belastungszyklus eines Durchlaufs Dämpfungsverhältnisse von nur etwa 12 % bis 19 % und das bei Verschiebungen von mehr als 25 mm [33]. Die Last-Verschiebungskurven in Bild 5-40 unten zeigen eine für mechanische Holzverbindungen ungewöhnlich geringe Veränderung bei ungewöhnlich vielen Zyklen.

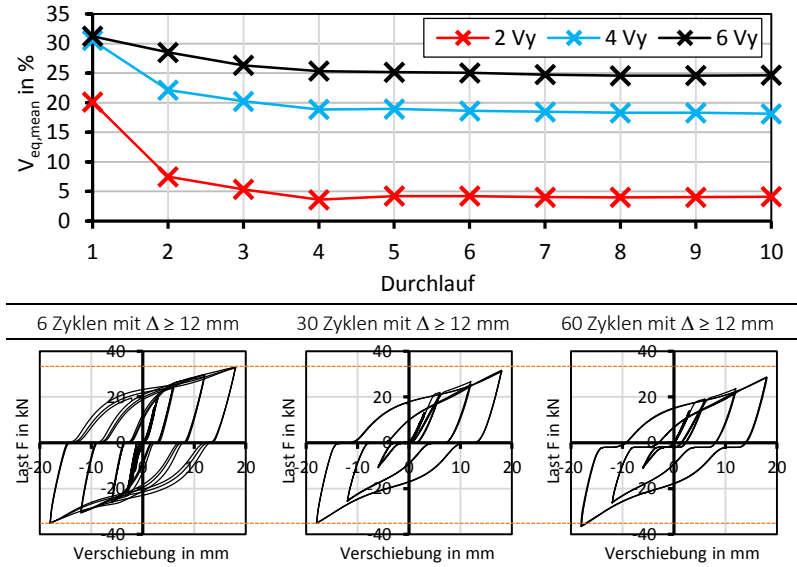


Bild 5-40 Verbindung 50_1. Mittelwerte des Dämpfungsverhältnisses über 10 DL [21] (oben) mit zugehörigen Last-Verschiebungskurven (unten)

Bei realen Erdbeben können weder die Zeitpunkte, in denen maximale Verschiebungen auftreten, noch deren Häufigkeit oder deren Amplitude verlässlich vorhergesagt werden. Vor diesem Hintergrund erscheint es weitaus bedeutender, dass eine Verbindung über quasi-stabile Hystereseigenschaften verfügt, als über anfängliche „Spitzenwerte“ bei Energiedissipation und Tragfähigkeit. Weiter ist zu berücksichtigen, dass diese dissipativen Stahlblechverbindungen in den Schmalseitenfugen von BSP-Elementen nur wirksam sein können, wenn die Zug- und Schubverankerungen der Wandscheiben bei Erdbebenbeanspruchung nicht versagen. Dazu müssen diese Verankerungen überdimensioniert werden. Hierbei sind auch Überfestigkeiten der dissipativen Verbindungen zu berücksichtigen.

Die **Stahlbleche** wurden nach den Versuchen ausgebaut und visuell untersucht. Bild 5-41 zeigt ein solches Stahlblech mit deutlich ausgeprägten Fließbereichen. Diese Fließbereiche – auf integrierte Fließlinien – laufen

über die gesamte Plattentiefe durch. Folglich hat die geringere Bettungssteifigkeit der Querlage bei diesem BSP-Querschnittsaufbau auch bei vielen Belastungszyklen keinen Einfluss auf den Verlauf der Fließlinien. Augenscheinlich konnte kein Anzeichen für ein Ermüdungsversagen festgestellt werden.

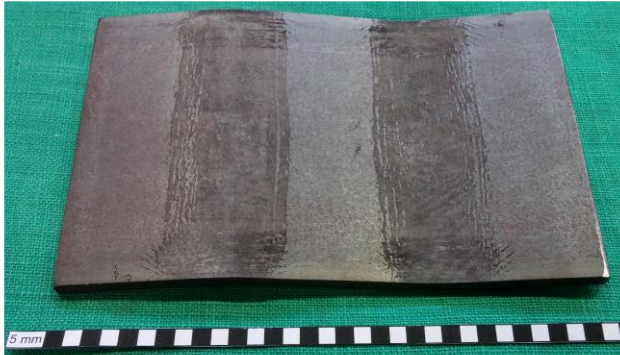


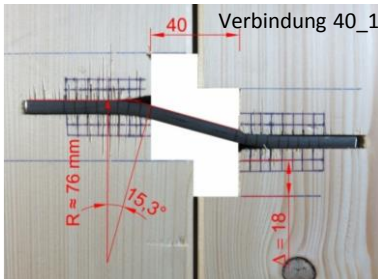
Bild 5-41 Geprüftes Stahlblech der Verbindung mit $t_{gap} = 40 \text{ mm}$ [21]

5.5.3 Numerische Untersuchung

Die Lebensdauer des Stahlblechs wird im Wesentlichen durch die Größe der plastischen Dehnungen im Stahlblech, die Zyklenanzahl und die Materialeigenschaften des Stahlblechs bestimmt. Die einzige Unbekannte ist die plastische Stahldehnung. Bild 5-42 zeigt ein plastisch verformtes Stahlblech in einer Verbindung. Das Integral der Dehnung wird über die gesamte Länge des Fließbereichs zu etwa 4 % ermittelt. Die so ermittelte Dehnung entspricht nicht der maximal auftretenden plastischen Dehnung, da die Krümmung des Stahlblechs im Fließbereich nicht konstant ist. Folglich ist die plastische Dehnung ebenfalls nicht konstant.

Um eine Lebensdauerabschätzung treffen zu können, werden die plastischen Dehnungen im Stahlblech mittels einer numerischen Untersuchung ermittelt. Hierfür wird ein 3D-Volumenmodell mit Hilfe des Finite-Elemente-Programms *ANSYS 16.2* mit der Simulationsumgebung *Workbench* angefertigt. Aufgrund der hohen Rechenzeiten wurde der Großrechner

HC3 des KIT verwendet. Als Grundlage für diese Betrachtung wird die numerische Untersuchung von Öniz [21] herangezogen. Detaillierte Angaben sind dem Anhang zu entnehmen. Dennoch werden einige Grundzüge und ausgewählte Ergebnisse hier dargestellt.



$$\kappa = \frac{2\varepsilon}{t} : \varepsilon = \frac{t}{2R} = \frac{6}{2 \cdot 76} = 0,04 \quad (5-17)$$

Bild 5-42 Abschätzung der mittleren Dehnung über die plastische Länge [21]

Die numerische Untersuchung beschränkt sich nur auf Verbindungen mit großen Zwischenabständen, da sich diese bereits in den ersten Überlegungen als für Erdbeben besonders geeignet erwiesen haben. Deren Last-Verschiebungsverhalten wird maßgeblich durch das Stahlblech bestimmt. Es ist damit offensichtlich, dass in der Modellierung besonderes Augenmerk auf die Stahlmodellierung gelegt werden muss. Zugversuche an Stahlblechproben haben ergeben, dass ein deutlicher Verfestigungsbereich im σ - ε -Diagramm erkennbar ist. Um eine möglichst realitätsnahe Modellierung zu erhalten, muss das nichtlineare plastische Verhalten des Stahlblechs im FE-Modell berücksichtigt werden.

Die Materialeigenschaften von Holz sind wegen der Anisotropie bereits sehr komplex. Abhängig von der Faserrichtung sind unterschiedliche Steifigkeiten und Festigkeiten sowie sprödes und duktiler Verhalten zu unterscheiden. Zusätzlich ist der Holzwerkstoff BSP aus mehreren Lagen, und diese wiederum aus mehreren Einzelbrettern zusammengesetzt, was die Komplexität weiter erhöht. Jede Klebefuge stellt im Modell ein Kontaktproblem mit unbekanntem Parametern dar. Vereinfachend wird angenommen, dass die Klebflächen einen starren Verbund gewährleisten. Deshalb werden die einzelnen Bretter einer Lage zu einem „Brett“ zusammengefasst. Nachfolgender FE-Analyse liegen also einige Vereinfachungen zu

Grunde. Zur Begrenzung der Druckfestigkeit der BSP-Längslagen wird eine „Streckgrenze von 43 N/mm^2 “ festgelegt. Dieser Wert wurde in Versuchen als mittlere Druckfestigkeit bestimmt.

Das grundlegende Ziel dieser Verbindung ist es, den Einfluss des Holzes auf das Last-Verschiebungsverhalten zu verringern. Deshalb werden hier auch nur die Zwischenabstände 30 mm, 40 mm und 50 mm untersucht. Um die Modellierung möglichst realitätsnah zu halten, wurden die Aussparungen im BSP, entsprechend den realen Verbindungen, um 0,5 mm (= 6,5 mm) größer ausgeführt. Für die Ermüdungsbetrachtung im Folgeabschnitt 5.5.4 werden für jede Verschiebungsstufe drei Zyklen simuliert. Für sonstige Auswertungen wird nur ein Zyklus berechnet, da die Rechenzeiten sonst nicht mehr darstellbar wären.

Zur Verifizierung des Modells werden die Last-Verschiebungskurven verglichen.

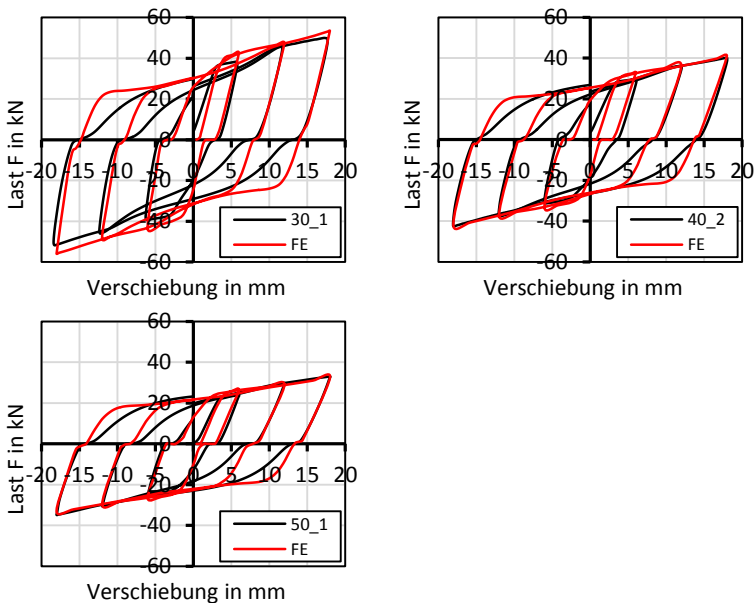


Bild 5-43 Vergleich der Last-Verschiebungskurven aus dem Versuch und dem FE-Modell für verschiedene Zwischenabstände und bezogen auf eine Verbindung bestehend aus zwei Stahlblechen (in Anlehnung an [21])

Bild 5-43 zeigt die Last-Verschiebungskurven aus den Versuchen für die Last F (2 Stahlbleche) und die numerisch ermittelten Kurven. Die Kurven aus der FE-Berechnung nach [21] wurden mit dem Faktor zwei hochskaliert, da im FE-Modell nur ein Stahlblech betrachtet wurde. Die Versuchskurven werden nur für einen Zyklus der Verschiebungsstufen 6 mm, 12 mm und 18 mm dargestellt, um die Diagramme übersichtlich zu halten.

Der Vergleich der Last-Verschiebungskurven zeigt für Zwischenabstände ≥ 30 mm eine hinreichende bis gute Übereinstimmung. Der Grund dafür ist, dass, wie zuvor beschrieben, die komplexen mechanischen Eigenschaften von Holz im FE-Modell nicht hinlänglich abgebildet werden können. Konkret zeigt sich dies darin, dass die Bereiche, in denen plastische Lochleibungsverformungen auftreten, im Modell unterschätzt werden, siehe Bild 5-44. So beträgt der Bereich plastischer Lochleibungsverformungen im Modell etwa 6 bis 10 mm und in der realen Verbindung etwa 20 bis 25 mm. Dadurch wird im Modell der Abstand der Fließbereiche (resp. Fließgelenke) unterschätzt. Der kürzere Hebelarm zwischen den Fließgelenken führt zu einer höheren Steifigkeit, was sich im Last-Verschiebungsdiagramm besonders im elastischen Bereich bemerkbar macht. Jedoch führt die Unterschätzung der Lochleibungsverformungen auch dazu, dass die Fließbereiche enger konzentriert sind. Folglich sind die plastischen Krümmungen im Stahlblech auf einen kleineren Bereich konzentriert und die plastischen Dehnungen im Stahlblech werden mit dem FE-Modell überschätzt. Dies ist in Folgeabschnitt 5.5.4 zu berücksichtigen.

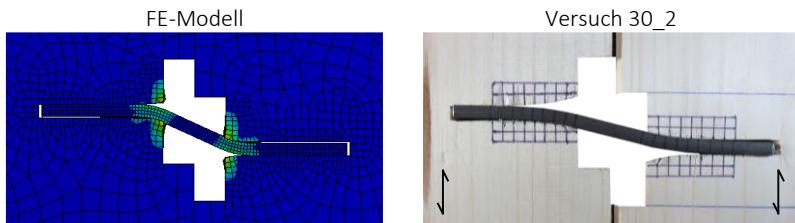


Bild 5-44 Vergleich des Bereichs der Lochleibungsverformungen [21]

Das FE-Modell bildet bei kleinen Zwischenabständen die reale Verbindung nur ungenügend ab, da der Einfluss des Holzes auf den Last-Verschiebungs-

kurve zunimmt. Jedoch widersprechen Stahlblechverbindungen mit kleinem Zwischenabstand ohnehin der Grundidee der Verbindung: **Minimierung des Einflusses des Holzes auf das Last-Verschiebungsverhalten durch große Zwischenabstände.**

Fazit: Das Last-Verschiebungsverhalten von FE-Modell und Versuch nähert sich mit zunehmendem Zwischenabstand soweit an, dass ab $t_{\text{gap}} \geq 30$ mm eine hinreichende bis gute Übereinstimmung vorliegt. Deshalb können die plastischen Dehnungen, die beim Erreichen der Verschiebungsstufen ausgelesen werden, für die nachfolgende Lebensdauerbetrachtung verwendet werden.

5.5.4 Low-Cycle-Fatigue

Im Ingenieurholzbau sind, ebenso wie im gesamten Konstruktiven Ingenieurbau, gelegentlich Ermüdungsprobleme zu betrachten. In der Regel handelt es sich hierbei um »High-Cycle-Fatigue (HCF)«, das durch große Lastspielzahlen ($> 10^5$) gekennzeichnet ist, wobei die Dehnungen im elastischen Bereich verbleiben (bspw. Kranbahnträger).

Im Gegensatz hierzu treten in den Stahlblechen der dissipativen Stahlblechverbindungen große plastische Dehnungen auf, und das bei wesentlich geringere Lastspielzahlen, als bei HCF. Dieses »Low-Cycle-Fatigue (LCF)« genannte Versagen, ist ein Versagen des Stahlblechs, welches durch große plastische Dehnungen und kleine Lastspielzahlen ($< 10^4$ bis 10^5) charakterisiert ist (Kurzzeitfestigkeit) und zu einer verkürzten Lebensdauer führen kann.

Um ein mögliches LCF-Versagen bei den Stahlblechen zu verifizieren, werden die plastischen Dehnungen des Stahlblechs mittels FE-Berechnung abgeschätzt und mit einem für das verwendete Stahlblech angepassten Coffin-Manson-Modell beurteilt. Mit dem empirisch entwickelten Potenzsatz nach Coffin-Manson kann die Anzahl der Zyklen bis zum Versagen bei einer bestimmten plastischen Dehnung abgeschätzt werden. Hierbei wird die plastische Dehnungs-Wöhlerlinie unter Vernachlässigung der elastischen Dehnungen betrachtet [47]. Die Kurve der plastischen Dehnungs-

amplitude nach Gl. (5-18) kann im doppellogarithmischen Maßstab näherungsweise als Gerade dargestellt werden (Bild 5-45). Als Ermüdungsduktilitätskoeffizient wird die wahre Bruchdehnung nach Gl. (5-19) verwendet, wobei die Bruchfläche an den Zugproben bestimmt wurde.

$$\frac{\Delta \varepsilon_{pl}}{2} = \varepsilon_{a,p} = \varepsilon'_f \cdot (2 \cdot N)^c = (2^c \cdot \varepsilon'_f) \cdot N^c \quad (5-18)$$

$$\varepsilon_{\text{wahr,Bruch}} = \ln \left(\frac{A_0}{A_{\text{Bruch}}} \right) = \ln \left(\frac{119,8}{54,0} \right) = 0,797 \quad (5-19)$$

$\Delta \varepsilon_{pl}/2 = \varepsilon_{a,p}$ Plastische Dehnungsamplitude

ε'_f Ermüdungsduktilitätskoeffizient ($\approx \varepsilon_{\text{wahr,Bruch}}$)

c Ermüdungsduktilitätsexponent, bei duktilen Werkstoffen gilt:
 $-0,7 \leq c \leq -0,5$

N Anzahl der Zyklen bis zum Versagen

$A_0; A_{\text{Bruch}}$ Zugprobenquerschnitt zu Versuchsbeginn; Zugprobenquerschnitt im Bruchzustand

In [48] wird für den Ermüdungsduktilitätsexponenten sowohl ein Bereich, als auch ein Schätzwert von $c = -0,6$ empfohlen. Der Auswertung liegt dieser Schätzwert zu Grunde (Bild 5-45). Ergänzend werden die Dehnungs-Wöhlerlinien für alle Exponenten im Diagramm dargestellt.

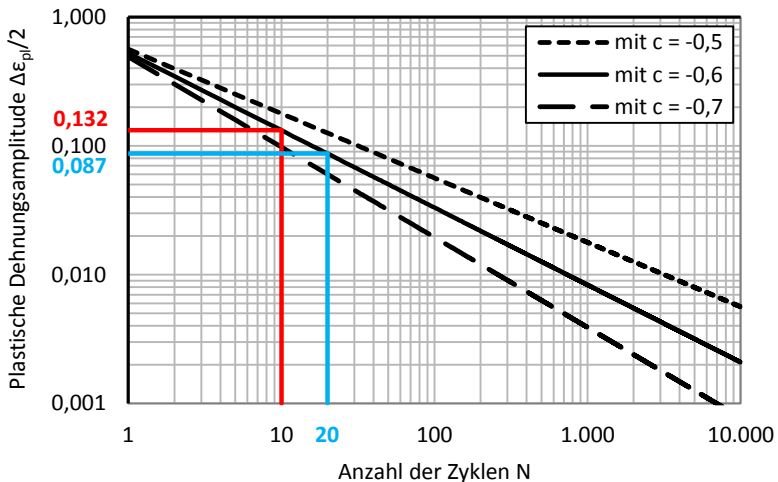


Bild 5-45 Dehnungs-Wöhlerlinie nach Coffin-Manson in Anlehnung an [21]

In Abs. 5.5.1 und 5.5.2 wurde argumentiert, dass bei einem Erdbeben etwa 10 Zyklen mit maximaler Dehnungsamplitude auftreten. Aus Bild 5-45 folgt, dass für $N = 10$ die plastische Dehnungsamplitude $\leq 13,2\%$ sein muss, um ein LCF-Versagen zu vermeiden. Für zwei Erdbeben bzw. $N = 20$ beträgt der entsprechende Grenzwert der plastischen Dehnungsamplitude $8,7\%$.

Bild 5-46 zeigt die numerisch ermittelte plastische Vergleichsdehnung eines modellierten Stahlblechs unter Ausnutzung der Symmetrie bei maximaler Verschiebung von 18 mm und einen Zwischenabstand von 40 mm. Die ermittelte plastische Dehnung beträgt $8,2\%$ (entspricht $N = 22$) und ist damit kleiner, als die Grenzdehnung von $8,7\%$ bei $N = 20$. Sinngemäß ergibt sich für diese Verbindung bei einer maximalen Relativverschiebung von 12 mm die plastische Grenzdehnung zu $5,7\%$ und daraus abgeleitet eine Lebensdauer $N = 40$.

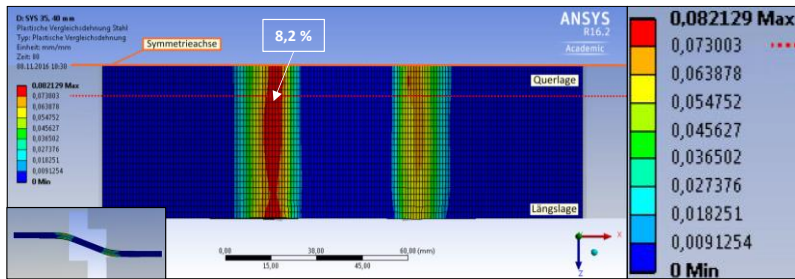


Bild 5-46 Plastische Vergleichsdehnung für $t_{gap} = 40\text{ mm}$ und $\Delta = 18\text{ mm}$ [21]

Tabelle 5-8 Plastische Vergleichsdehnungen in % aus der FE-Analyse [21]

		t_{gap} in mm:	30	40	50
Δ in mm	4- v_y	12,0	7,0	5,7	4,9
	6- v_y	18,0	9,1	8,2	7,1

Tabelle 5-8 gibt für weitere Zwischenabstände die plastischen Dehnungen aus dem FE-Modell wieder. Es ist ersichtlich, dass die plastischen Dehnungen mit zunehmendem Zwischenabstand abnehmen. Für die Verbindung mit $t_{gap} = 50\text{ mm}$ ergeben sich nach dem Coffin-Manson-Modell 28 Zyklen für $\Delta = 18\text{ mm}$ und 53 Zyklen für $\Delta = 12\text{ mm}$. Zum Vergleich: Im Versuch

wurden auf die Verbindung 50_1 insgesamt 30 Zyklen mit $\Delta = 18$ mm aufgebracht (bzw. $N = 60$ bei $\Delta \geq 12$ mm), ohne dass LCF-Versagen auftrat.

Die Plausibilität der numerisch ermittelten plastischen Dehnungen kann im Vergleich mit den händisch rückgerechneten Dehnungen (Bild 5-42) bestätigt werden. Bei der durchgeführten Lebensdauerabschätzung wurde weder eine Schadensakkumulation bei den kleineren Dehnungsamplituden, noch die Verfestigung des Stahlblechs betrachtet.

Im numerischen Modell werden die plastischen Lochleibungsverformungen im Holz im Vergleich mit den Versuchen unterschätzt. In der Konsequenz bedeutet dies, dass die plastischen Dehnungen im FE-Modell überschätzt werden. Diese überschätzte plastische Dehnung führt im Coffin-Manson-Modell zu einer unterschätzten Lebensdauer und somit zu einem konservativen Ergebnis. Aus diesem Grund wird die durchgeführte Betrachtung als hinreichend angesehen, um die Gefahr von LCF grundsätzlich zu bewerten.

Auswirkungen unterschiedlicher Bettungseigenschaften: In den Untersuchungen von Schmidt [16] wurde eine dissipative Stahlblechverbindung mit Lochleibungsverstärkung aus Buchen-FSH und einem Zwischenabstand von 40 mm und einer Stahlblechdicke von 6 mm untersucht (vgl. Bild 5-5). Obwohl die Eigenschaften dieses Stahlblechs nicht verifiziert wurden, liefert folgender Vergleich zumindest qualitative Erkenntnisse (Bild 5-47).

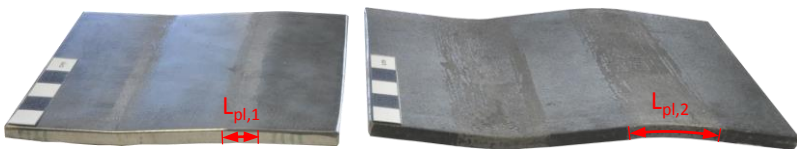


Bild 5-47 Verformte Stahlbleche aus Verbindungen mit $t_{gap} / t = 40 / 6$ mm. Eingebettet in Buchen-FSH (links) [16] und in BSP (rechts)

Die Länge des Fließbereichs $L_{pl,1}$ beträgt bei Bettung in Buchen-FSH nur wenige Millimeter, so dass eindeutig eine Fließlinie zu erkennen ist. Hingegen ist die Länge des Fließbereichs $L_{pl,2}$ beim Bettung in aus BSP wesentlich größer und es handelt sich eher um einen Fließbereich, als um eine klar definierte Fließlinie. Dies kann auf die signifikant höhere Druckfestigkeit des

Werkstoffes Buchen-FSH zurückgeführt werden. In der Konsequenz bedeutet dies, dass – bei gleicher Relativverschiebung der Verbindung – bei hoher Lochleibungsfestigkeit des Bettungswerkstoffes die Krümmung auf eine kleine Länge im Stahlblech beschränkt bleibt und die plastischen Dehnungen im Stahlblech dementsprechend höher sind, als bei der Bettung in BSP.

Schlussfolgerung: Der durchgeführte Abgleich der numerisch ermittelten plastischen Dehnungen im Stahlblech mit dem erstellten Coffin-Manson-Modell zeigt, dass bei ausreichend großen Zwischenabständen bei mindestens zwei aufeinanderfolgenden Erdbeben kein LCF-Versagen des Stahlblechs zu erwarten ist. Wird zudem die Stockwerksverschiebung begrenzt, so dass maximal 12 mm Relativverschiebung auftreten, steigt die Lebensdauer des Stahlblechs signifikant an.

Die plastischen Dehnungen im Stahlblech sind u. a. abhängig vom Zwischenabstand, dem plastischen Moment des Stahlblechs und der Druckfestigkeit der zu verbindenden Holzbauteile. Hier sind jedoch weitere Forschungsbemühungen wünschenswert um hinreichend Daten zur weiteren Einordnung zu erhalten.

Die Tatsache, dass plastische Dehnungen mit zunehmendem Zwischenabstand abnehmen, zeigt, dass große Zwischenabstände nicht nur die plastischen Lochleibungsverformungen im Holz verringern, sondern auch die potentielle Lebensdauer des Stahlblechs erhöhen.

Weitere Untersuchungen hinsichtlich der Schadensakkumulation wären, besonders für Stahlblechverbindungen mit Lochleibungsverstärkungen, wünschenswert.

5.5.5 Zusammenfassung

Dissipative Stahlblechverbindungen mit Zwischenabstand zeichnen sich durch eine hohe Energiedissipation, geringe Tragfähigkeitsminderungen und damit durch ein stabiles Hystereseverhalten aus.

Das vorgestellte Rechenmodell zeigt eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen. Konstruktive Regeln zur Sicherstellung eines duktilen Versagens wurden hergeleitet und mit einer Monte-Carlo-Simulation

verifiziert. In den hergeleiteten Gleichungen für die Tragfähigkeit und die Mindesteinbindetiefe sind noch keine Anpassungsfaktoren für unterschiedliche Teilsicherheitsbeiwerte von Stahl und Holz berücksichtigt. In den Bemessungsgleichungen wird sprödes Längsschubversagen des BSP nicht berücksichtigt. Dieses Versagen ist bei zu geringen Abständen der Stahlbleche untereinander und zum Rand hin möglich und kann durch ausreichende Mindestabstände vermieden werden [16]. Hierbei ist der obere Quantilwert des Fließmoments $M_{u,95}$ zu berücksichtigen.

Bei der Berechnung der Abschertragfähigkeit ist zu unterscheiden zwischen statischer bzw. quasi-statischer Beanspruchung oder Erdbebenbeanspruchung. In beiden Fällen ist zunächst zu untersuchen, welche Relativverschiebungen in der Fuge erreicht werden können. Dies hängt u. a. von der Elementbreite, der Steifigkeit von Verankerungen und von Grenzstockwerksverschiebungen ab. Bei quasi-statischer Beanspruchung sind für die Bemessung die 5%-Quantilwerte der Festigkeit anzusetzen. Davon abhängig kann die Tragfähigkeit mit M_y oder M_u berechnet werden. Ein möglicher Seileffekt könnte rechnerisch berücksichtigt werden. Für die Erdbebenbemessung sind Überfestigkeiten des Stahlblechs und aus dem Seileffekt zwingend zu berücksichtigen.

Die dissipativen Stahlblechverbindungen mit Zwischenabstand können nach einem starken Erdbeben im Gebäude verbleiben und sind bei weiteren Erdbeben funktionsfähig, sofern ausreichend große Relativverschiebungen in den Schmalseitenfugen auftreten können. Bei einem solchen Gebäude müssten dann, neben den Sekundärbauteilen, nur die Verankerungspunkte überprüft und gegebenenfalls ersetzt werden.

6 Versuche an Wandscheiben

6.1 Allgemeines

Das Verhalten der entwickelten Kontaktverbindungen kann nicht *a priori* auf zusammengesetzte BSP-Scheiben extrapoliert werden, da die Auswirkungen von Systemeinflüssen aus Auflast, Reibung, Gruppeneffekten u. a., nicht hinreichend abgeschätzt werden können. Deshalb war das wesentliche Ziel dieser Wandscheibenversuche, die Funktionsfähigkeit der entwickelten Kontaktverbindungen in zusammengesetzten BSP-Scheiben grundsätzlich nachzuweisen.

Weiter soll, unabhängig von der eingesetzten Verbindungstechnik in den Schmalseitenfugen, eine grundsätzliche Frage betreffend BSP-Wandscheiben betrachtet werden. Die übliche Bauweise für BSP-Gebäude ist die Geschoss- oder Plattform-Bauweise (Bild 6-1 links). Dabei sind die Wände stockwerkshoch und die Decken liegen auf den Wänden auf. Die Wände des nächsten Stockwerks werden wiederum auf der unteren Decke aufgelagert. Aus Schallschutzgründen werden Decke und Wand mit dünnen Schallschutzlagern aus Elastomer entkoppelt. Unter horizontalen Aussteifungslasten werden sowohl die Elastomerbänder, als auch die Deckenscheiben auf Querdruck belastet (Bild 6-1 rechts).

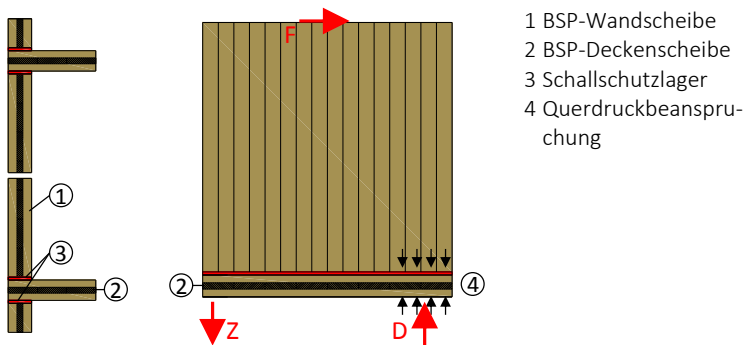


Bild 6-1 Übliche Lagersituation in Plattform-Bauweise mit Schallschutzlagern (links) und postuliertes Querdruckversagen (Mitte)

Es wird postuliert, dass sich ein solches Wandsystem durch die weiche Lagerungssituation aus querdruckbeanspruchtem BSP und Elastomerlagern unter Horizontallast massiv verdrehen wird (Rocking). Die Konsequenz hieraus wird sein, dass die hohen mechanischen Eigenschaften der BSP-Wandscheibe gar nicht genutzt werden können, da der größte Verformungsanteil an der Grenzstockwerksverschiebung (inter-storey drift) auf die weiche Lagerung zurückzuführen ist. Mit anderen Worten, die BSP-Elemente und deren Schmalseitenfugenverbindungen können nicht planmäßig wirksam werden und in der Folge werden Steifigkeit, Tragfähigkeit und bei Erdbeben auch die Energiedissipation überschätzt. Um dies experimentell nachzuweisen, werden die Wandscheibenprüfkörper am Wandfuß und -kopf jeweils mit einem Elastomerband und einem BSP-Deckenstreifen geprüft.

6.2 Material und Methode

Die Versuche wurden mit dem Karlsruher Wandscheibenprüfstand durchgeführt [49]. Aufgrund der Erfahrungen vorangegangener Forschungsarbeiten wurde der Maschinentisch vor der Versuchsdurchführung mit zusätzlichen Ankerpunkten am Betonfundament befestigt, so dass der Einfluss der Nachgiebigkeit des Maschinentischs auf die Versuche minimiert wird (Bild 6-2).



Bild 6-2 Karlsruher Wandprüfstand mit eingebauter Wandscheibe [49]

Es werden zwei Versuchsreihen – eine monotone (W1) und ein zyklische (W2) – mit je drei Einzelversuchen durchgeführt. Für die monotone Wandscheibenprüfung des querbeanspruchten Kontaktverbinders aus Buchen-FSH wurde das Belastungsprotokoll in Anlehnung an DIN EN 594 angewendet. Aus montage-technischen Gründen wurde die keilförmige Variante des querbeanspruchten Kontaktverbinders KV4 ($t_e = 100$ mm) aus Abs. 3.2 verwendet. In jeder der drei Schmalseitenfugen wurden drei Kontaktverbinder symmetrisch angeordnet. Die Vorholzlänge beträgt stets 545 mm. Eine drehbare Zugverankerung wurde mit schrägen Vollgewindeschrauben an einem Wandfußpunkt befestigt. Die horizontale Schubkraft wurde am gegenüberliegenden Wandfußpunkt durch einen Schubwinkel über direkten Kontakt abgetragen (Bild 6-3 links).

Die Wandscheiben mit dissipativen Stahlblechverbindungen wurden in Anlehnung an das Belastungsprotokoll nach DIN EN 12512 geprüft. Dabei wurde die Fließverschiebung am Wandkopf auf 20 mm geschätzt. Die beiden Belastungsprotokolle sind dem Anhang zu entnehmen. Bei den zyklischen Versuchen wurden in jeder der drei Schmalseitenfugen sieben Stahlbleche symmetrisch angeordnet ($t_{\text{gap}} = 50$ mm; $t_e = 60$ mm und $t = 6$ mm). Die Befestigung der Wandscheiben erfolgte sinngemäß zum vorherigen Absatz für wechselnde Belastungsrichtungen (Bild 6-3 rechts).

Entsprechend den Verbindungsversuchen wurde dreilagiges BSP mit 100 mm Dicke (40-20-40 mm) nach ETA-11/0210 verwendet. Die mittlere Brutorohdichte betrug 455 kg/m^3 (COV 2,65 %) und stimmte mit der Grundgesamtheit aus Abschnitt 2 sehr gut überein. Deshalb wurde auf weitere Werkstoffuntersuchungen am BSP verzichtet. Zur Simulation der üblichen Stockwerksbauweise und der Lagerung zwischen zwei Deckenscheiben wurden „BSP-Deckenstreifen“ am Wandfuß und -kopf angeordnet. Zwischen den Wandelementen und den „BSP-Deckenstreifen“ wurden Schallschutzlager vom Typ Regufoam 570 mit der Dicke von 12,5 mm und einer Breite von 100 mm angeordnet. Diese wurden von der Firma BSW GmbH aus Bad Berleburg dankenswerter Weise zur Verfügung gestellt. Die BSP-Deckenstreifen wurden mit um 45° geneigten Vollgewindeschrauben 8×300 mm durch die Elastomerstreifen hindurch mit den BSP-Wandelementen verbunden (nicht dargestellt). Der Lasteinleiter aus Stahl wurde gleichermaßen mit Schrauben 8×140 mm befestigt. Aus der

Lasteinleitung resultiert eine Auflast von 1,3 kN/m auf jede Wandscheibe. Beim jeweils dem dritten Versuch jeder Reihe wurde eine planmäßige Auflast von 10 kN/m auf die Wandscheiben aufgebracht. Die Position und Bezeichnungen der Wegaufnehmer sind Bild 6-4 zu entnehmen. Alle Versuche wurden über den Kolbenweg weggesteuert durchgeführt.

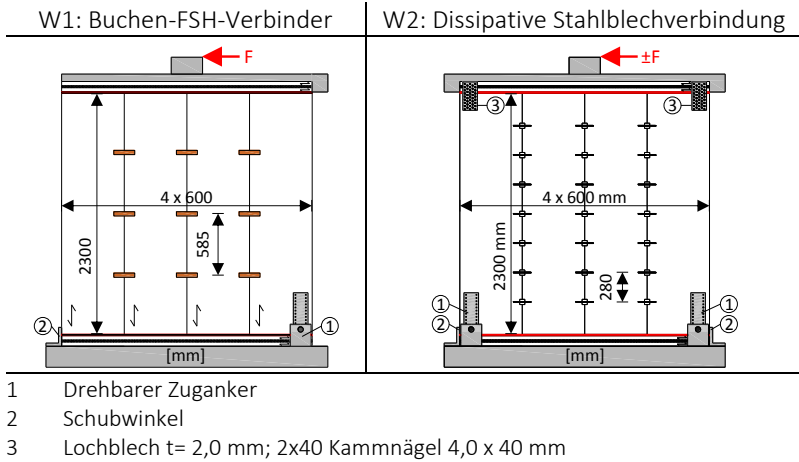


Bild 6-3 Konfiguration der beiden Prüfreihen

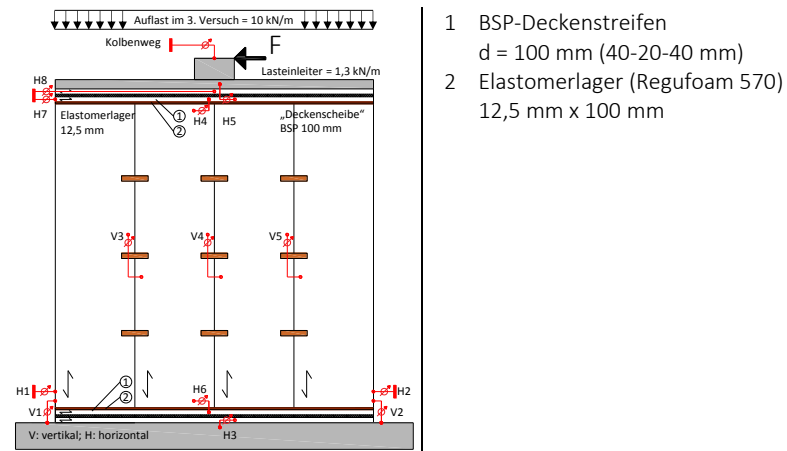
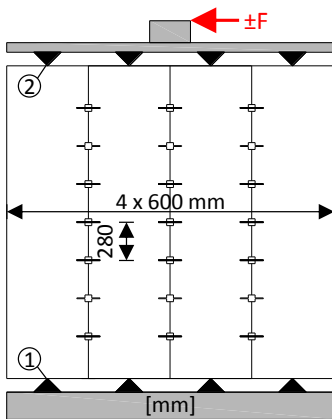


Bild 6-4 Wandscheibenversuch mit Bezeichnung der Wegaufnehmer (ohne Verankerungen)

Im Rahmen eines zusätzlichen Tastversuchs wurde eine weitere Wandscheibenprüfung durchgeführt. Dabei sollten die Auswirkungen einer drehbaren Lagerung der BSP-Einzelemente (pin-support) auf die Energiedissipation von Stahlblechverbindungen, und damit eine mögliche Alternative zu der – in der Baupraxis – üblichen Lagerungssituation, aufgezeigt werden. Dabei wurden in jeder Schmalseitenfuge nur fünf Stahlbleche angeordnet.

W1: Buchen-FSH-Verbinder

W2: Dissipative Stahlblechverbindung



- 1 „Drehbare“ Verankerung jedes Einzelements
- 2 „Drehbare“ Lasteinleitung jedes Einzelements
- 5 Stahlbleche in jeder Schmalseitenfuge

Bild 6-5 Idealisierte Darstellung der Lagerungssituation (links) und reale Umsetzung (rechts)

6.3 Ergebnisse

Querbeanspruchter Kontaktverbinder – Monotone Versuche

Die Versuche wurden bei etwa 120 mm Kolbenweg (1) beendet (Bild 6-6). In Bild 6-6 sind drei weitere Kurven dargestellt, u.a. die Aufzeichnung des Wegaufnehmers H8. Dessen Kurve verläuft steiler als die des Kolbenwegs,

da beim Kolbenweg auch die Nachgiebigkeit des Prüfrahmens in der Messung enthalten ist. Aus diesem Grund ist der Kolbenweg zur Beurteilung des Wandverhaltens ungeeignet. Zum besseren Verständnis des Wandverhaltens dienen die Aufzeichnungen von H8 ((2) Wandkopf mit Slip) und zwei daraus rechnerisch abgeleiteten Kurven. Eine dieser rechnerischen Kurven, basiert auf dem Wegaufnahme H8 abzüglich der Verschiebung zwischen Maschinentisch und unterem Deckenstreifen (H8-H3: (3) Wandkopf ohne Slip). Mit der vierten Kurve soll der Einfluss der weichen Lager-situation („Rocking“) herausgerechnet werden. Dazu wird entsprechend der Wandgeometrie die Auswirkung der Verdrehung auf die Wandkopfverschiebung auf Basis der Aufzeichnungen von V1 und V2 ermittelt und bei der Kurve „H8-H3“ ((4) Wandkopfverschiebung ohne Lagereinfluss) berücksichtigt. Obwohl die so ermittelte BSP-Kopfverschiebung lediglich als Näherung anzusehen ist, ist die Kurve geeignet das Verhalten der zusammengesetzten BSP-Scheibe ohne Lagerungseinfluss aus Schallschutz- und Deckenstreifen abzuschätzen.

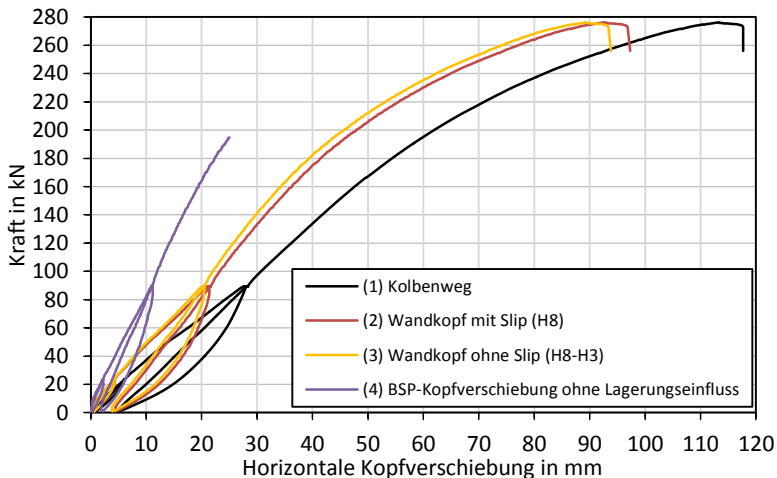


Bild 6-6 W1_2. Last-Verschiebungskurven bezogen auf den Wandkopf

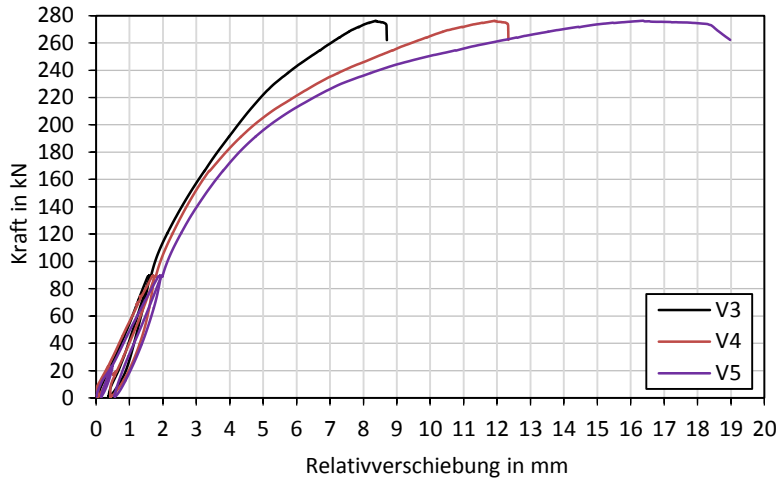


Bild 6-7 W1_2. Ungleichmäßige Relativverschiebungen in den Schmalseitenfugen



Bild 6-8 W1_2. Konzentration der Relativverschiebungen auf die erste Schmalseitenfuge neben dem zugbeanspruchten Zuganker

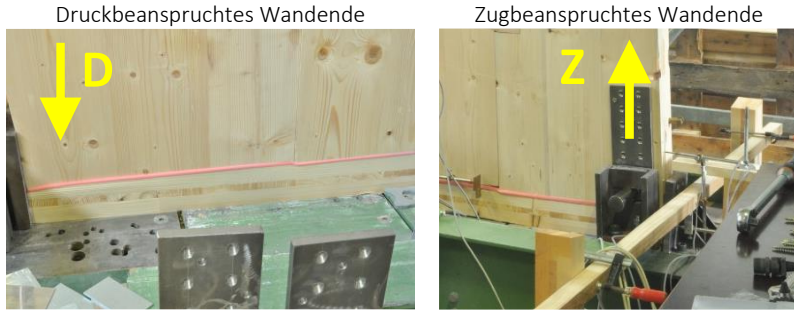


Bild 6-9 Detailsituation der weichen Lagerung. Querdruckversagen des „BSP-Deckenstreifens“ und massive Stauchung des Elastomerstreifens (links) und „Starrkörper“-Verdrehung des BSP-Elements (rechts)

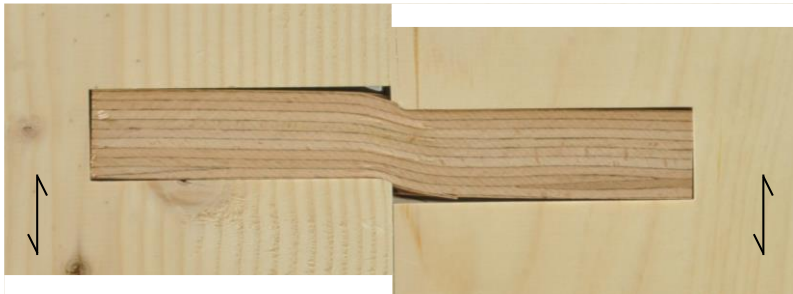


Bild 6-10 W1_2. Planmäßiges Versagen des querbeanspruchten Kontaktverbinders

Tabelle 6-1 Vergleich der Tragfähigkeiten von Reihe W1

Kurve:	(3)	(4)		
	F_{\max} kN	F_{\max} kN	F_u kN	$F_{\text{est}(\Delta = 6 \text{ mm})}$ kN
W1_1	91,7	177	264	-
W1_2	116	195	276	-
W1_3	111	194	273	-
Mean	106	188	271	186

Dissipative Stahlblechverbinder – Zyklische Versuche

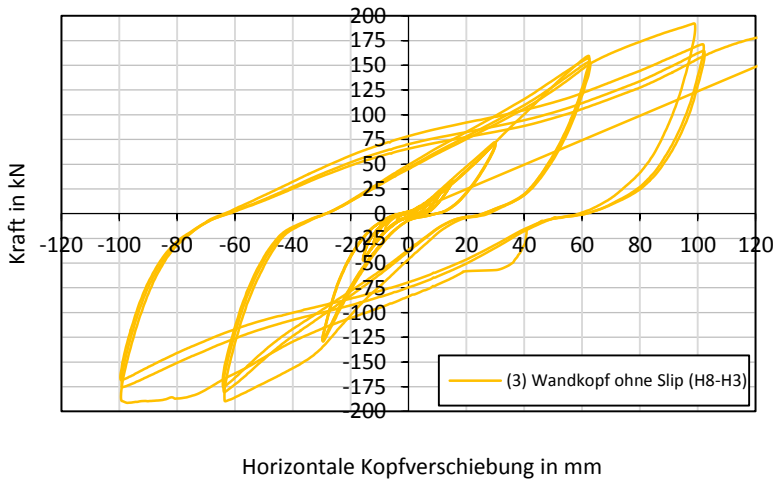


Bild 6-11 W2_1. Last-Verschiebungskurve bezogen auf den Wandkopf (sieben Stahlbleche je Schmalseitenfuge)



Bild 6-12 W2_1. Planmäßiges Versagen der dissipativen Stahlblechverbinding. Plastisch verformtes Stahlblech mit deutlich ausgeprägten Fließlinien und kleinen Bereichen plastischer Druckverformungen im BSP

Bild 6-12 zeigt ein plastisch verformtes Stahlblech bei einer Relativverschiebung von mehr als 20 mm. Es sind zwei klar definierte Fließlinien im Stahlblech zu erkennen. Die plastischen Druckverformungen im BSP sind minimal. Es zeigt sich, dass sich die Schmalseitenfuge um wenige Millimeter geöffnet hat.

Bild 6-13 zeigt das Last-Verschiebungsverhalten des Tastversuchs.

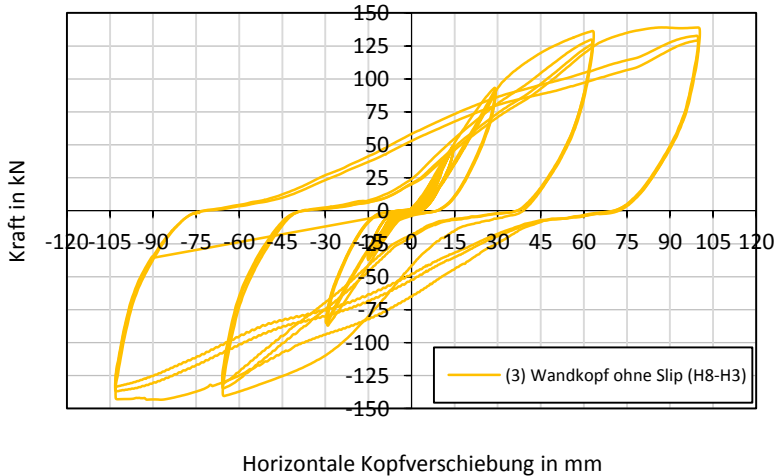


Bild 6-13 *W2_Tastversuch. Last-Verschiebungskurve bezogen auf den Wandkopf (fünf Stahlbleche je Schmalseitenfuge)*

6.4 Diskussion

Querbeanspruchter Kontaktverbinder – monotone Versuche

Aus den Last-Verschiebungskurven wurden die Maximalkräfte sowie verformungsabhängige Kräfte ausgelesen (Tabelle 6-1). Der Mittelwert der gemessenen Höchstlasten beträgt $F_{u,mean} = 271 \text{ kN}$ und ist für eine zusammengesetzte BSP-Scheibe dieser Dicke durchaus beachtlich. Allerdings wurde F_u bei – für Bauwerke – unrealistisch großen Wandkopfverschiebungen gemessen. Diese Höchstlast stellt aufgrund der großen Verformungen keine „Tragfähigkeit“ dar. Zur Bestimmung der Tragfähigkeit wird die Verformungsgrenze von $h/100$ als realistisch angesehen. Damit beträgt die

maximale horizontale Wandkopfverschiebung $u_{\max} = 25$ mm. Die bei dieser Verschiebung ermittelte Tragfähigkeit (Kurve: (3) Wandkopf ohne Slip) beträgt im Mittel 106 kN und liegt damit um mehr als 60 % unter der gemessenen Höchstlast! Die Lagersituation ist so weich, dass sehr große Wandkopfverschiebungen nötig sind, um die BSP-Wandscheibe selbst in einen mechanischen Versagenszustand zu bringen.

Damit ist nachgewiesen, dass die klassische Plattform-Bauweise in Kombination mit Schallschutzlagern, die mechanischen Eigenschaften des »Systems Wandscheibe« soweit herab setzt, dass das Potential von BSP in Scheibenebene nahezu ungenutzt bleibt.

Um das Verhalten der BSP-Wandscheiben zumindest näherungsweise zu bestimmen, wird der Verformungsanteil aus der „weichen Lagerungssituation“ herausgerechnet (Kurve: (4) BSP-Kopfverschiebung ohne Lagerungseinfluss). Die in Relation stehende Kraft beträgt im Mittel 188 kN und liegt um 77 % höher, als bei der Betrachtung „(3) Wandkopf ohne Slip“, also bei weicher Lagerung.

Aus den Verbindungsversuchen soll nun die rechnerische Tragfähigkeit der Wandscheibe bei $u_{\max} = 25$ mm ermittelt werden. Es soll angenommen werden, dass sich die Wandkopfverschiebung nur aus der Elementverdrehung, also unter Annahme einer unendlichen Schubsteifigkeit des BSP-Elements, zusammensetzt. D.h. der gesamte Verformungsanteil setzt sich aus den Relativverschiebungen der drei Schmalseitenfugen zusammen. Bei gegebenen Abmessungen und einer Elementbreite von 600 mm ergibt sich bei $u_{\max} = h / 100 = 25$ mm eine maximale Relativverschiebung in der Schmalseitenfuge von $\Delta_{\max} = 6$ mm. Aus den Verbindungsversuchen KV6 ergibt sich bei $\Delta = 6$ mm die Verbindungstragfähigkeit zu 186 kN (Tabelle A2; linear hochskaliert). Dieser Wert stimmt sehr gut mit der Tragfähigkeit aus der korrigierten Last-Verschiebungskurve (4) überein (vgl. 188 kN).

Bild 6-7 zeigt, dass die Relativverschiebungen in den Schmalseitenfugen und folglich die Beanspruchungen der Kontaktverbinder divergieren. Dies kann mit der Lagersituation erklärt werden, da der Zuganker am rechten BSP-Element sehr steif ist und das Verhalten des rechten BSP-Elementes beeinflusst. Bild 6-8 und Bild 6-9 zeigt eine verformte Wandscheibe mit

verdrehten BSP-Einzelementen sowie die Schmalseitenfuge, bei der die maximalen Relativverschiebungen in der Schmalseitenfuge auftraten. Das Eindringen des Schallschutzlagers, das Verdrehen der BSP-Einzelemente, sowie die drehbare Zugverankerung unter Last zeigt Bild 6-9. In allen Fällen trat ein planmäßiges Versagen der querbeanspruchten Kontaktverbinder aus Buchen-FSH auf, was zeigt Bild 6-10.

Ein signifikanter Einfluss der Auflast auf die Versuchsergebnisse konnte nicht identifiziert werden, da vermutlich die weichen Elastomerstreifen diesen Einfluss neutralisieren.

Dissipative Stahlblechverbinder – Zyklische Versuche

Die Wandscheiben weisen ein duktileres Verhalten auf und erreichen große Wandkopfverschiebungen, weit über die Verschiebungsgrenzen von Regelwerken hinaus, ohne signifikanten Lastabfall (Bild 6-11). Bei dem Grenzwert $u_{\max, \text{Erdbeben}} = h / 50 = 50 \text{ mm}$ zeigt der Last-Verschiebungskurve ebenfalls einen nennenswerten Flächeninhalt und damit eine signifikante Energiedissipation. Sowohl die Last-Verschiebungskurven, als auch die plastisch verformte Stahlblechverbindung zeigen, dass die Verbindung in BSP-Wandscheiben voll funktionsfähig ist (Bild 6-12). Jedoch treten bei kleineren Wandkopfverschiebungen keine nennenswerten Verschiebungen in den Schmalseitenfugen auf. Deshalb können sich die Stahlbleche nicht plastisch verformen und die Wandscheibe ist bei kleinen Verschiebungen nicht duktil.

Auch bei diesen Versuchen zeigte sich, dass die Relativverschiebungen in den Schmalseitenfugen nicht gleichmäßig verteilt sind. Abhängig von der Belastungsrichtung ist stets die Verschiebung am größten, die am nächsten zum zugbeanspruchten Zuganker liegt. Daher ist in den Versuchsergebnissen ein Einfluss aus dem Versuchsaufbau enthalten.

In der Realität werden die Verankerungen ebenfalls einen wesentlichen Einfluss auf das Last-Verschiebungsverhalten haben. Deshalb sind BSP-Wandscheiben für Erdbebeneinwirkungen stets ganzheitlich zu betrachten und zu modellieren. Der Last-Verschiebungskurve aus dem Tastversuch mit näherungsweise „punktförmiger“ Lagerung der Einzelemente zeigt einen sehr gleichmäßigen Verlauf. Es konnte auch hier festgestellt werden,

dass die Relativverschiebungen in den drei Schmalseitenfugen aufgrund der Nachgiebigkeit der Zuganker nicht gleichmäßig verteilt war. Jedoch bildeten sich bei allen Stahlblechen zwei Fließlinien aus.

Zusammengesetzte Wandscheiben mit Punktlagerung der Einzelemente haben grundsätzlich den Vorteil, dass das Last-Verschiebungsverhalten nicht durch Sekundäreinflüsse wie weiche Lagerungen durch Schallschutzlager und BSP-Deckenstreifen verändert wird. Mit anderen Worten, das mechanische System einer solchen Scheibe ist klarer definiert. Ganz besonders bei der erdbebensicheren Auslegung von hohen BSP-Gebäuden wären solche Eigenschaften äußerst wünschenswert. Der Einfluss einer solchen Lagerung auf die Selbstzentrierung von BSP-Gebäuden ist unerforscht.

Aus diesem Grund sind hier weitere Forschungsbemühungen sinnvoll und wünschenswert. Bei Erfolg könnte auf diesem Wege die Grundlage für eine Alternative zur üblichen Plattform-Bauweise geschaffen werden.

6.5 Zusammenfassung

Die entwickelten Kontaktverbindungen sind in zusammengesetzten BSP-Scheiben funktionsfähig.

Die querdruckbeanspruchten Deckenscheiben und Schallschutzlager bei der üblichen »Plattform-Bauweise« setzen die mechanischen Eigenschaften der BSP-Wandscheibe drastisch herab. Als Konsequenz können im SLS größere Verformungen und in der Konsequenz nicht akzeptable Schäden auftreten. Im ULS kann die rechnerische Tragfähigkeit der Wandscheibe nicht erreicht werden, da zuvor die normative Restriktionen aus Grenzstockwerksverschiebungen erreicht werden. Im Erdbebenfall kann die Energie-dissipation signifikant überschätzt werden. Insbesondere die Schallschutzlager am Wandfuß haben einen wesentlichen Einfluss auf die Tragsicherheit. Dies gilt zunächst unabhängig von der eingesetzten Verbindungstechnik in den Schmalseitenfugen. Diese Problemstellung muss sowohl im Einzelfall in der Praxis, als auch allgemein in zukünftigen Forschungsvorhaben berücksichtigt werden.

Die übliche Plattform-Bauweise in Kombination mit Schallschutzlagern kann die mechanischen Eigenschaften des „Systems Wandscheibe“ so weit herabsetzen, dass die positiven Werkstoffeigenschaften des BSP in Scheibenebene bedeutungslos sind und ungenutzt bleiben. Die punktförmige Lagerung könnte ein geeigneter Ansatz zur effizienten Nutzung von BSP in Scheibenebene und zum erdbebensicheren Bauen mit BSP sein.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Ziel der vorliegenden Arbeit war es, Kontaktverbindungen für zusammengesetzte Wand- und Deckenscheiben aus Brettsperreholzelementen unter Scheibenbeanspruchung wissenschaftlich zu erforschen, um die Lücke zwischen der hohen Leistungsfähigkeit des Brettsperreholzes in Scheibenebene und der niedrigen Leistungsfähigkeit der eingesetzten Verbindungstechnik zu schließen oder zumindest signifikant zu verringern. Für diese Längsschubverbindungen wurden vier grundlegende Ziele definiert:

1. Hohe mechanische Eigenschaften für statische Beanspruchungen
2. Hohe Energiedissipation und stabiles Hystereseverhalten für Erdbebenbeanspruchungen
3. Duktiles und robustes Bauteilverhalten
4. Herstellung mit modernen CNC-Abbundanlagen

Die nachfolgende Zusammenfassung zeigt, dass diese Ziele für Kontaktverbindungen für Decken- und Wandscheiben erreicht wurden. Durch deren duktilen Verhalten sind Lastumlagerungen in Bauteilen möglich, was die Konstruktion von robusten Tragsystemen mit einem hohen Widerstand gegenüber einem progressiven Versagen ermöglicht.

Verbindungen für Deckenscheiben

Am Beispiel von acht verschiedenen Kontaktverbindungen wurde gezeigt, dass Kontaktverbindungen durchweg hohe mechanische Eigenschaften erreichen. Unter Einbeziehung weiterer Kriterien, wie beispielsweise Duktilität, Herstellbarkeit und Wirtschaftlichkeit wurden »querbeanspruchte Kontaktverbinder« als besonders leistungsfähig identifiziert. Diese wurden theoretisch, experimentell und numerisch untersucht. Es konnte ein pragmatisches Bemessungsmodell zur Tragfähigkeitsberechnung hergeleitet werden, welches auf einem mechanischen Ansatz unter Nutzung charakteristischer Festigkeitswerte beruht. Zur Verifizierung wurden zusätzliche Versuche zur Bestimmung der verformungsabhängigen Querdruckfestigkeit von Buchen-FSH durchgeführt. Durch eine Finite-Elemente-Berechnung konnte die im Bemessungsmodell angenommene Spannungsverteilung qualitativ bestätigt und ein nennenswerter Seileffekt ausgeschlossen werden. Die geringe Streuung der Tragfähigkeit in den Versuchen führt zu

einer vergleichsweise hohen charakteristischen Tragfähigkeit des einzelnen Verbinders.

Um die Tragfähigkeit einer Verbindungsmittelgruppe zu bestimmen, ist die wirksame Verbindungsmittelanzahl hintereinander angeordneter Verbindender noch zu untersuchen. Erste Untersuchungen mittels einer Monte-Carlo-Simulation auf Basis künstlich generierter Last-Verschiebungskurven und angenommenen Fertigungstoleranzen zeigen, dass im Grenzzustand der Tragfähigkeit keine signifikanten Abminderungen bei Verbindergruppen zu erwarten sind.

Dissipative Verbindungen für Wandscheiben

Die erforschten Stahlblechverbindungen zeichnen sich besonders durch das stabile Hystereseverhalten aus, was im Ingenieurholzbau bisher nur aufwendige Spezialvorrichtungen wie beispielsweise UFP erreichen.

Die Verbindung wurde theoretisch, experimentell und numerisch untersucht. Zur Ermittlung der Abschertragfähigkeit wurde das, im Ingenieurholzbau etablierte, starr-plastische Rechenmodell für Stahlstifte nach Johansen [25] erweitert. Es wurde nachgewiesen, dass ein traglaststeigernder Seileffekt auch bei glatten Stahlblechen auftritt. Mittels Finite-Elemente-Berechnungen und dem Vergleich mit Versuchsergebnissen konnte ein möglicher Seileffekt in Abhängigkeit vom Reibbeiwert Stahlblech-BSP quantifiziert werden. Hierzu wurden umfangreiche experimentelle Untersuchungen zur Ermittlung des Reibbeiwertes Stahlblech-BSP durchgeführt. Damit wurde die Grundlage geschaffen, dass aus dem Seileffekt resultierende »Überfestigkeiten« bei der Erdbebenbemessung von Verankerungen berücksichtigt werden können. Der Einfluss streuender Festigkeiten des Stahlblechs und des BSP auf die Mindesteinbindetiefe wurde mittels mehrerer Monte-Carlo-Simulationen verifiziert. Daraus konnten konkrete Anwendungsregeln abgeleitet werden, die die Berechnung der Mindesteinbindetiefe unter Berücksichtigung dieser Streuungen ermöglichen.

Das selbstzentrierende Verhalten von Gebäuden mit zusammengesetzten Wandscheiben aus BSP und das stabile Hystereseverhalten dieser neuartigen Verbindung eröffnen die Frage, ob die Stahlblechverbindungen nach einem Erdbeben auch planmäßig für weitere Erdbeben eingesetzt werden können. Experimentelle Untersuchungen haben gezeigt, dass diese Verbindungen auch bei mehreren zyklischen Lastprotokollen funktionsfähig sind. Sie könnten nach einem Erdbeben grundsätzlich in einem Gebäude verbleiben und auch bei mehreren Erdbeben funktionsfähig sein, sofern ausreichende Relativverschiebungen in den Schmalseitenfugen auftreten. Die Gefahr eines Low-Cycle-Fatigue-Versagens des Stahlblechs konnte durch eine numerische Untersuchung für mindestens zwei europäische Bemessungsbeben ausgeschlossen werden.

Spezielle Aussparungen erlauben es, das mechanische Verhalten der Stahlblechverbindungen so zu beeinflussen, dass nahezu kein Pinching und keine Tragfähigkeitsminderungen mehr auftreten. Diese robuste und kosteneffiziente Verbindung liefert eine hohe Energiedissipation, ist einfach herzustellen und zu bemessen. Das mechanische Verhalten gleicht eher einer reinen Stahlverbindung, als einer Holzverbindung.

Verhalten von Wandscheiben

Für **alle Verbindungen**, nicht nur für die hier vorgestellten Kontaktverbindungen, gilt der triviale Grundsatz, dass von lokaler Duktilität und Funktionalität der Verbindungen nicht a priori die auf Systemduktilität und die Systemfunktionalität eines Bauteils geschlossen werden kann! Deshalb wurde die Funktionsfähigkeit der Verbindungen in Bauteilen in Rahmen von Wandscheibenversuchen nachgewiesen. Hierbei gibt es zwei wesentliche Erkenntnisse: Erstens, die Kontaktverbindungen sind in einer zusammengesetzten Scheibe aus BSP funktionsfähig. Zweitens, Schallschutzlager am Wandfuß und -kopf können, insbesondere bei Erdbeben, das mechanische Verhalten des Systems »Wandscheibe« derart verändern, dass Schmalseitenverbindungen keinen nennenswerten Beitrag zur Energiedissipation leisten. Der Grund dafür ist, dass durch die weiche Lagerung die Grenzstockwerksverschiebung erreicht wird, ohne dass nennenswerte Relativverschiebungen der Verbindungen auftreten.

Um sowohl dem Schallschutz, als auch der Standsicherheit gerecht zu werden, könnte ein Wechsel von der bisher üblichen »plattform-Bauweise« hin zur »balloon-Bauweise« mit speziellen Auflagern eine vielversprechende Alternative sein. Der Einfluss dieser speziellen Lagerungen bei der »balloon-Bauweise« auf die Selbstzentrierung von BSP-Gebäuden ist zu erforschen.

Durch diese Arbeit wird der Raum für weitere Forschungsarbeit aufgespannt:

Die wirksame Verbindungsmittelanzahl von Kontaktverbindungen ist zu untersuchen. Erste numerische Untersuchungen haben gezeigt, dass die wirksame Verbindungsmittelanzahl im Grenzzustand der Tragfähigkeit nahezu der tatsächlichen Verbinderanzahl entspricht – es sind nur geringste Abminderungen zu erwarten. Voraussichtlich kann angenommen werden: $n_{ef} = n$. Dies trifft nicht für den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit zu. Hier treten nennenswerte Abminderungen auf, welche den Verschiebungsmodul einer Verbindergruppe drastisch herabsetzen. Bei der wirksamen Verbindungsmittelanzahl ist zwischen dem Grenzzustand der Tragfähigkeit und der Gebrauchstauglichkeit zwingend zu unterscheiden. Dieser Sachverhalt sollte in Zukunft bei vorgebohrten stiftförmigen Verbindungsmitteln betrachtet werden.

Das Potential von Kontaktverbindungen ist bei weitem nicht ausgeschöpft. Am Beispiel von dissipativen Stahlblechverbindungen wurde gezeigt, dass die Verbindung durch eine spezielle Aussparungsgeometrie ein mehrstufiges Last-Verschiebungsverhalten erreichen kann. Dies kommt der »passiven Tragverhaltenskontrolle« aus dem Erdbebeningenieurwesen bereits sehr nahe und öffnet ein weites Feld für die anwendungsorientierte Holzbauforschung. Der Schwerpunkt zukünftiger Forschung in diesem Bereich sollte deshalb unter der Überschrift stehen: **Von der Verbindung zum Bausystem.**

Literaturverzeichnis

- [1] Brandner, R.; Flatscher, E.; Ringhofer, A.; Schickhofer, E.; Thiel, A. (2016): Cross laminated timber (CLT): overview and development. *European Journal of Wood and Wood Products* 74, S. 331-351.
- [2] Ebner, Gerd (2017): Brettsper Holz in Europa – BSP-Produktion verdoppelt sich bis 2020. 13.06.2017. *Holzkurier.com*.
- [3] Statistisches Bundesamt (2016). Wanderungssaldo BRD nach Kreisen von 2011-2013. https://www.demografieportal.de/SharedDocs/Informieren/DE/ZahlenFakten/Wanderungssaldo_Kreise.html. 05.12.2017.
- [4] Hosser, D.; Richter, E.; Kampmeier, B. (2013): Konstruktiver Brandschutz nach den Eurocodes. *Beton-Kalender 2013, Lebensdauer und Instandsetzung – Brandschutz*. Hrsg.: Bergmeister, K.; Fingerlos, F.; Wörner, JD. Ernst & Sohn GmbH & Co.KG. Published by Ernst & Sohn GmbH & Co.KG.
- [5] Winter, S.; Haas, J. (2016): The Kampa Building Innovation Center – a high-rise ‘real timber’ building. *Proceedings of the World Conference on Timber Engineering WCTE 2016*. Vienna, Austria.
- [6] Schmidt, T.; Blaß, H.J. (2015): Längsschubverbindungen in den Schmalseiten von Brettsper Holzelementen. 21. Internationales Holzbau-Forum. Bd. 1: Garmisch-Partenkirchen, 02-04.12.2015. Forum Holzbau, Biel.
- [7] Starossek, U. (2005): Progressiver Kollaps von Bauwerken. *Beton- und Stahlbetonbau, Sonderdruck, Heft 4*, Pages 3-15.
- [8] Tannert, T. (2015): Geschraubte Schubverbindungen in Brettsper Holz. 21. Internationales Holzbau-Forum. Bd. 1: Garmisch-Partenkirchen, 02-04.12.2015. Forum Holzbau, Biel.
- [9] Hashemi, A.; Zarnani, P.; Valadbeigi, A.; Masoudnia, R.; Quenneville, P. (2016): Seismic Resistant Timber Walls with New Resilient Slip Friction Damping Devices. *Proceedings of the International Network on Timber Engineering Research 2016*. Graz, Austria.

- [10] Scotta, R.; Pozza, L.; Trutalli, D.; Marchi, L.; Ceccotti, A. (2015): Dissipative connections for squat or scarcely jointed CLT buildings. Experimental tests and numerical validation. Proceedings of the International Network on Timber Engineering Research 2015. Šibenik, Croatia.
- [11] Polastri, A.; Giongo, I.; Piazza, M. (2017): An Innovative Connection System for Cross-Laminated Timber Structures. *Structural Engineering International*, Vol 27, No. 24, pp. 501-511. doi.org/10.2749/222137917X14881937844649
- [12] Blaß, H.J.; Enders-Comberg, M. (2012): *Fachwerkträger für den industriellen Holzbau*. Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, Band 22. KIT Scientific Publishing.
- [13] Stecher, E.; Kögl, J.; Beikircher, W. (2014): Mechanical behavior of dove-tail connections for Cross Laminated Timber Wall Elements. Proceedings of the World Conference on Timber Engineering WCTE 2014. Quebec City, Canada.
- [14] Schmidt, T.; Blaß, H.J. (2016): Contact joints in engineered wood products. Proceedings of the World Conference on Timber Engineering WCTE 2016. Vienna, Austria.
- [15] Gavric, I.; Fragiaco, M.; Popovski, M.; Ceccotti, A. (2014): Behaviour of Cross-Laminated Timber Panels under Cyclic Loads. In *Materials and Joints in Timber Structures*, Bd. 9, Heidelberg, Springer, 2014, pp. 689 - 702.
- [16] Schmidt, T. (2016): Schubverbindungen für zusammengesetzte Brettsperrholzscheiben. *Karlsruher Tage 2016 - Holzbau „Forschung für die Praxis“*. Hrsg.: Görlacher, R. Karlsruhe, 06.-07.10.2016. KIT Scientific Publishing, S. 33-48.
- [17] Schmidt, T. (2016): Kontaktverbindungen zur Längsschubübertragung in den Schmalseiten von Brettsperrholzelementen. *Doktorandenkolloquium Holzbau „Forschung und Praxis“*. Stuttgart, 01.-02.03.2016. Universität Stuttgart
- [18] Schmidt, T.; Blaß, H.J.: (2017): Dissipative joints for CLT shear walls. Proceedings of the International Network on Timber Engineering Research 2017. Kyoto, Japan.

-
- [19] Schmidt, T.; Blaß, H.J.: (2017): Dissipative Stahlblechverbindungen für aussteifende Wandscheiben aus Brettspertholz. Bautechnik 94 (11), S.790-803. Ernst und Sohn. doi:10.1002/bate.201700062.
- [20] Mahler, P. (2016): Experimentelle und numerische Untersuchungen zur Tragfähigkeit von Kontaktverbindungen in Brettspertholz. Unveröffentlichte Masterarbeit, Karlsruhe 24.07.2016. Karlsruher Institut für Technologie -Holzbau und Baukonstruktionen
- [21] Öniz, S. (2016): Dissipative Stahlblechverbindungen für Brettspertholz unter wiederholter zyklischer Belastung. Unveröffentlichte Masterarbeit, Karlsruhe 16.11.2016. Karlsruher Institut für Technologie -Holzbau und Baukonstruktionen
- [22] Blaß, H.J.; Sandhaas, C. (2016): Ingenieurholzbau – Grundlagen der Bemessung. KIT Scientific Publishing, S. 125.
- [23] Hankinson R.L. (1921): Investigation of crushing strength of spruce at varying angles of grain. Air Service In-form Circular III; No. 259, US Air Service, Washington DC.
- [24] McKenzie, W. (1968): The Frictional Behaviour of Wood. Wood Science and Technology, 2, pp. 139-152.
- [25] Johansen, K.W. (1949): Theory of timber connections. International Association for Bridge and Structural Engineering, Vol.9, P. 249-262.
- [26] Heimeshoff, B.; Baderschneider, F. (1978): Einspannung von Holzstützen durch Verguss im Betonfundament. Untersuchungsstufe I. Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktionen, Technische Universität München. IRB Verlag. Stuttgart
- [27] Heimeshoff, B.; Eglinger, W. (1981): Einspannung von Holzstützen durch Verguss im Betonfundament. Untersuchungsstufe I. Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktionen, Technische Universität München. IRB Verlag. Stuttgart.
- [28] Betonkalender 1972 Teil I. Tragfähigkeitsnachweis bei beliebiger Form der Druckzone. S.909 ff.

- [29] Kelly, J.M.; Skinner, R.I.; Heine, A.J. (1972): Mechanisms of Energy Absorption in Special Devices for use in Earthquake Resistant Structures. Bulletin of the New Zealand Society for Earthquake Engineering, 5 (3).
- [30] Iqbal, A.; Pampanin, S.; Buchanan (2007): Improved Seismic Performance of LVL Post-tensioned Walls Coupled with UFP devices. 8th Pacific Conference on Earthquake Engineering. Singapore, 5-7 December 2007.
- [31] Dimitrov, N.; Pocanschi A. (1985): Wandscheiben mit dynamischer Anpassungsfähigkeit für Bauten in Erdbebengebieten. Bauingenieur, Bd. 60.
- [32] Pocanschi A.; Phocas M.C. (2003): Kräfte in Bewegung – Die Techniken des erdbebensicheren Bauens. Teubner Verlag Juli 2003.
- [33] Gavric, I.; Fragiaco, M.; Ceccotti, A. (2015): Cyclic behavior of typical screwed connections for cross-laminated (CLT) structures. European Journal of Wood and Wood Products 73, S. 179–191.
- [34] Blaß, H.J.; Laskewitz B. (2003): Tragfähigkeit von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln und Zwischenschichten. Bauen mit Holz 105 (2003) H. 1 S. 26 - 35, H. 2 S. 30 - 34.
- [35] Sadowski, A.J.; Rotter, J.M.; Reinke, Th.; Ummenhofer, Th. (2015): Statistical analysis of the material properties of selected structural carbon steels. Structural Safety, Vol. 53, P. 26-35.
- [36] Möhler, K.; Herröder, W.: (1979): Obere und untere Reibbeiwerte von sägerauhem Fichtenholz. Holz als Roh- und Werkstoff 37. S. 275-283, Springer-Verlag.
- [37] Popov, V. (2015): Kontaktmechanik und Reibung – Von der Nanotribologie bis zur Erdbebendynamik. Springer Vieweg, Berlin.
- [38] Koubek, R.; Dedicova, K. (2014): Friction of wood on steel. Masterthesis. Linnaeus University, Faculty of Technology, Sweden.
- [39] Murase, Y. (1984): Friction of Wood Sliding on Various Materials. Kyushu University, Fukuoka, Japan.

-
- [40] Lemoine, T.J.; McMillin, C.W.; Manwiller, F.G. (1970): Coefficient of Friction of Dry Slash Pine and Southern Red Oak on Three Tension-Grip Facings, *Wood Science*, 2(3).
- [41] Blaß, H.J.; Sandhaas, C.; Meyer, N.: (2017): Steel-to-Timber Connections: Failure of Laterally Loaded Dowel-Type Fasteners. Proceedings of the International Network on Timber Engineering Research 2017. Kyoto, Japan.
- [42] Walter, B.; Fritzen, K. (2009): Erdbebenbeanspruchung bei Holztragwerken. *Bauen mit Holz*. H. 2 S. 32-39.
- [43] Ceccotti, A.; Sandhaas, C.; Okabe, M.; Yasumura, M.; Minowa, C.; Kawai, N.: (2013): SOFIE project – 3D shaking table test on a seven-storey full-scale cross-laminated timber building. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics* 42 , P.2003-2021. Wiley Online Library. doi:10.1002/eqe.2309.
- [44] Malhotra, P.K. (2002): Cyclic-demand spectrum. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 31 (7), pp. 1441-1457, DOI: 10.1002/eqe.171.
- [45] Knödel, P.; Hrabowski, J. (2012): Yield Limit vs. Behaviour Factor in Seismic Design. Proceedings Nordic Steel Conference NSCC, pp. 147-155.
- [46] Bachmann, H. (2002): Erdbebensicherung von Bauwerken. Basel, Birkhäuser, 2. Auflage.
- [47] Campbell, F.C. (2008): Elements of Metallurgy and Engineering Alloys. Hrsg. ASM International.
- [48] Haibach, E. (2006): Betriebsfestigkeit – Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung. Springer Verlag.
- [49] Schädle, P. (2012): Innovative Wandbausysteme aus Holz unter Erdbebeneinwirkungen. *Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau*, Band 19. KIT Scientific Publishing.
- [50] Ummenhofer, T.; Knödel, P.; Rohr, K. (2016): Vorlesungsskript „Stahlwerkstoffe, Schweißtechnik und Ermüdung“. Teilmodul: Werkstoffe. *Karlsruher Institut für Technologie KIT, Stahl- und Leichtbau, Karlsruhe*.

Zitierte Normen und Zulassungen

DIN EN 1995-1-1:2010-12 Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-1: Allgemeines – Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau

DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08 Nationaler Anhang Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-1: Allgemeines – Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau

DIN EN 1998-1:2010-12 Eurocode 8: Auslegung von Bauwerken gegen Erdbeben – Teil 1: Grundlagen, Erdbebeneinwirkungen und Regeln für Hochbauten

DIN EN 26891:1991 Holzbauwerke – Verbindungen mit mechanischen Verbindungsmitteln

DIN EN 12512:2005-12 Holzbauwerke – Prüfverfahren – Prüfung von Anschlüssen mit mechanischen Verbindungsmitteln

DIN EN 13183-2:2002-07 Feuchtegehalt eines Stückes Schnittholz – Teil 2: Schätzung durch elektrisches Widerstands-Messverfahren

DIN EN 408:2012-10 Holzbauwerke – Bauholz für tragende Zwecke und Brettschichtholz – Bestimmung einiger physikalischer und mechanischer Eigenschaften

DIN EN 383:2007-03 Holzbauwerke – Prüfverfahren – Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit und Bettungswerte für stiftförmige Verbindungsmittel

E DIN EN 14358:2013-09 Holzbauwerke – Berechnung der charakteristischen 5%-Quantile und Mittelwerte für Erstprüfung und werkseigene Produktionskontrolle

SIA 260 / 2003 Grundlagen der Projektierung von Tragwerken

ETA-11/0210 Massives plattenförmiges Holzbauelement zur Verwendung als tragendes Bauteil in Bauwerken. (Gültigkeit: 20.09.2011 bis 05.07.2016)

Z-9.1-838 Furnierschichtholz aus Buche zur Ausbildung stabförmiger und flächiger Tragwerke "Platte BauBuche S" und "Platte BauBuche Q". (Gültigkeit: 23.06.2016 bis 21.09.2018)

Bezeichnungen

a	Schweißnahtdicke
a_1	Abstand der Kontaktverbinder in Richtung der Schmalseitenfuge
$a_{3,t}$	Abstand zwischen Kontaktverbinder und Hirnholzende in der Schmalseitenfuge
AbZ	Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung
A_{ef}	Effektive Schubfläche
BSP / CLT	Brettsperrholz
BSH	Brettschichtholz
Buchen-FSH	Buchenfurnierschichtholz (Typ S = ohne Querlagen; Typ Q = mit Querlagen)
b	Elementbreite / Länge der plastischen Druckverformung
COV	Variationskoeffizient
d	Dicke des BSP
d_0	Dicke der BSP-Längslage
d_{90}	Dicke der BSP-Querlage
D_x	Steifigkeit des BSP-Querschnitts in Richtung der Schmalseitenfuge
$D_{x,LL}$	Längslagensteifigkeit
$D_{x,QL}$	Querlagensteifigkeit
DL	Durchlauf
D	Druckkraft
E	Elastizitätsmodul (kurz: E-Modul)
E_{stat}	Statischer E-Modul
E_{dyn}	Dynamischer E-Modul
E_0	E-Modul parallel zur Faser
E_{90}	E-Modul rechtwinklig zur Faser
EYM	European Yield Model
E_d	Dissipierte Energie
E_p	Potentielle Energie
F	Kraft

Bezeichnungen

F_0	Kraft parallel zur Schmalseitenfuge
F_{90}	Kraft rechtwinklig zur Schmalseitenfuge
F_α	Kraft unter einem Winkel
F_{ax}	Axialzugkraft im Kontaktverbinder
f_{ax}	Ausziehparameter zu F_{ax}
F_{max}	Höchstlast
F_v	Abschertragfähigkeit
$\Delta F_{v,R}$	Fugenparallele Komponente der Axialzugkraft
$\Delta F_{1-3,max}$	Maximale Tragfähigkeitsminderung vom 1. zum 3. Zyklus
$F_{v,est}$	Rechnerische Tragfähigkeit
F_u	Größte im Versuch gemessene Last, unabhängig von der Verschiebung
FG	Fließgelenk
FP	Fließplateau
$f_{c,0}$	Druckfestigkeit parallel zur Faser
$f_{c,0,05}$	5%-Quantil der Druckfestigkeit parallel zur Faser
$f_{c,90}$	Druckfestigkeit rechtwinklig zur Faser
$f_{c,90,EN 408}$	Druckfestigkeit rechtwinklig zur Faser ermittelt nach EN 408
$f_{c,90,\Delta=5\text{ mm}}$	Druckfestigkeit rechtwinklig zur Faser ermittelt bei 5 mm Verschiebung
$f_{c,\alpha}$	Druckfestigkeit unter einem Kraft-Faser-Winkel
f_h	Lochleibungsfestigkeit
$f_{v,k}$	Charakteristische Schubfestigkeit
f_m	Biegefestigkeit
f_y	Streckgrenze Stahl
f_u	Zugfestigkeit Stahl
FE	Finite Elemente
G	Schubmodul
h	Stockwerkshöhe
HCF	High Cycle Fatigue
KFW	Kraft-Faser-Winkel
KV	Kontaktverbindung

k_s	Verschiebungsmodul / Verbindungssteifigkeit aus Erstbelastung
$k_{s,WB}$	Verschiebungsmodul / Verbindungssteifigkeit aus Wiederbelastung
K_{ser}	Verschiebungsmodul / Verbindungssteifigkeit
K_{con}	Verbindungsbeiwert
L_{pl}	Länge des Fließbereichs
LCF	Low Cycle Fatigue
\square_v	Vorholzlänge
M_y	Fließmoment
M_u	Fließmoment ermittelt mit der Zugfestigkeit des Stahlblechs
$M_{u,95}$	95%-Quantil des Fließmoments ermittelt mit der Zugfestigkeit des Stahlblechs
MW; Mean	Mittelwert
MIN	Minimalwert
MAX	Maximalwert
n	Tatschliche Verbindungsmittelanzahl / Anzahl der Versuche
n_{ef}	Wirksame Verbindungsmittelanzahl
N	Anzahl von Belastungszyklen
q_v	Vertikale Linienlast
s	Standardabweichung
SLS	Serviceability Limit State (Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit)
$s_{v,0}$	Schubfluss parallel zur Schmalseitenfuge
t	Verbinderdicke
t_v	Verzahnungstiefe
t_e	Einbindetiefe
$t_{e,1}$	Einbindetiefe im Holz 1
$t_{e,2}$	Einbindetiefe im Holz 2
$t_{e,min}$	Mindesteinbindetiefe
t_{req}	Erforderliche Einbindetiefe
t_{gap}	Zwischenabstand
u	Horizontale Stockwerksverschiebung (=Wandkopfverschiebung)

Bezeichnungen

U_{\max}	Maximalwert der Stockwerksverschiebung
U_{\max}	Grenzstockwerksverschiebung
ULS	Ultimate Limit State (Grenzzustand der Tragfähigkeit)
\ddot{u}	Überstand
VM	Versagensmechanismus
v_y	Fließverschiebung
v_{eq}	Äquivalentes proportionales Dämpfungsverhältnis
v	Querdehnzahl
W_A	Äußere Arbeit
W_I	Innere Arbeit
W_{pl}	Plastisches Widerstandsmoment
Z	Zugkraft
α	Winkel
γ	Verdrehungswinkel
Δ	Relativverschiebung der Schmalseitenfuge
Δ	Relativverschiebung in der Schmalseitenfuge
Δ_{\max}	Maximalwert der Relativverschiebung in der Schmalseitenfuge
ε_c	Stauchung
λ	Schlankheit
λ_{grenz}	Grenzschlankheit
μ	Reibbeiwert
μ_s	Reibbeiwert (static friction)
μ_k	Reibbeiwert (kinematic friction)
ρ	Rohdichte
$\sigma_{c,90}$	Querdruckspannung

Anhang

Anhang zu Abschnitt 3

Tabelle A1 Versuchsergebnisse der Reihen KV1, KV2 und KV3

Kontaktverbindung KV1							
Versuch Nr.	F _{max} kN	Δ _(Fmax) mm	F _(1,2 mm) kN	F _(6 mm) kN	F _(12 mm) kN	F _(15 mm) kN	k _s kN/mm
1	111	1,29	108	76,2	81,8	89,1	250
2	107	1,46	98	59,3	46,2	45,2	91,0
3	120	1,59	109	10,9	-	-	102
4	126	1,44	116	88,8	-	-	-
5	126	2,41	118	103	94,6	90,3	154
6	127	1,42	119	18,0	-	-	157
Mean	120	1,60	111	59,4	74,2	74,9	151
COV in %	7,49	25,4	7,25	63,6	33,8	34,4	41,7

Kontaktverbindung KV2							
Versuch Nr.	F _{max} kN	Δ _(Fmax) mm	F _(1,2 mm) kN	F _(6 mm) kN	F _(12 mm) kN	F _(15 mm) kN	k _s kN/mm
1	145	1,59	130	42,6	-	-	199
2	128	2,83	99,5	80,5	66,3	61,7	142
3	148	3,17	121	31,1	-	-	122
4	185	2,15	157	28,3	-	-	325
5	173	2,05	143	50,4	35,7	-	277
6	147	2,66	74,2	90,6	-	-	58,1
Mean	154	2,41	121	53,9	51,0	61,7	187
COV in %	13,5	24,0	24,8	48,2	42,4	-	53,6

Kontaktverbindung KV3							
Versuch Nr.	F _{max} kN	Δ _(Fmax) mm	F _(1,2 mm) kN	F _(6 mm) kN	F _(12 mm) kN	F _(15 mm) kN	k _s kN/mm
1	118	6,92	80,9	113	83,3	68,1	-
2	117	6,52	73,0	115	-	-	-
3	122	12,8	46,9	101	121	110	38,5
4	105	8,04	41,0	98,9	-	-	33,6
5	97	10,8	35,9	91,4	87,8	52,0	34,7
6	106	13,7	45,6	96,6	104	103	40,0
Mean	111	9,81	53,9	103	99,1	83,2	36,7
COV in %	8,74	31,4	34,2	9,18	17,3	33,2	8,31

Tabelle A2 Versuchsergebnisse der Reihen KV4, KV5 und KV6

Kontaktverbindung KV4							
Versuch Nr.	F _{max} kN	Δ(F _{max}) mm	F _(1,2 mm) kN	F _(6 mm) kN	F _(12 mm) kN	F _(15 mm) kN	k _s kN/mm
1	166	11,0	55,7	149	155	115	51,2
2	156	15,0	55,6	139	153	156	48,1
3	170	13,4	51,5	148	166	144	46,4
4	173	14,9	61,8	147	168	173	51,1
5	159	15,0	51,4	140	157	159	45,1
6	171	14,5	56,9	152	167	170	49,5
Mean	166	14,0	55,5	146	161	153	48,6
COV in %	4,20	11,4	6,99	3,58	4,34	14,0	5,18

Kontaktverbindung KV5							
Versuch Nr.	F _{max} kN	Δ(F _{max}) mm	F _(1,2 mm) kN	F _(6 mm) kN	F _(12 mm) kN	F _(15 mm) kN	k _s kN/mm
1	153	15,0	44,9	130	150	153	43,2
2	168	14,9	43,8	136	162	167	45,8
3	154	15,0	58,1	140	151	154	52,3
4	160	15,0	38,3	135	155	160	39,3
5	164	15,0	43,3	136	159	164	44,5
6	144	11,1	42,5	129	119	128	39,1
Mean	157	14,3	45,1	134	149,1	154	44,0
COV in %	5,47	11,0	14,9	3,22	10,5	9,20	11,1

Kontaktverbindung KV6							
Versuch Nr.	F _{max} kN	Δ(F _{max}) mm	F _(1,2 mm) kN	F _(6 mm) kN	F _(12 mm) kN	F _(15 mm) kN	k _s kN/mm
1	136	13,7	54,5	119	132	136	49,9
2	150	13,8	54,2	123	146	143	48,2
3	145	12,1	44,4	126	145	140	51,9
4	144	15,0	54,2	124	139	144	50,1
5	158	13,3	54,3	130	156	148	48,0
6	138	12,9	69,7	121	135	120	59,2
Mean	145	13,5	55,2	124	142	138	51,2
COV in %	5,59	7,11	14,7	3,06	5,96	7,27	8,08

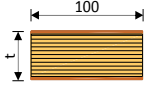
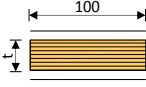
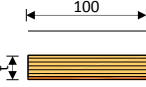
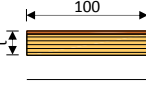
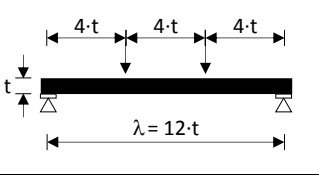
Tabelle A3 Versuchsergebnisse der Reihen KV7 und KV8

Kontaktverbindung KV7							
Versuch Nr.	F_{\max} kN	$\Delta_{(F_{\max})}$ mm	$F_{(1,2 \text{ mm})}$ kN	$F_{(6 \text{ mm})}$ kN	$F_{(12 \text{ mm})}$ kN	$F_{(15 \text{ mm})}$ kN	k_s kN/mm
1	163	11,1	64,2	147	162	156	42,9
2	139	9,92	60,5	127	134	115	49,7
3	126	13,9	25,9	81,6	122	125	17,5
4	175	15,0	30,7	110	168	175	20,5
5	146	12,5	25,8	103	143	142	19,0
6	177	12,8	40,3	115	174	160	24,5
Mean	154	12,5	41,3	113,8	151	145	29,0
COV in %	13,3	14,7	41,8	19,41	13,7	15,7	47,5


Kontaktverbindung KV8							
Versuch Nr.	F_{\max} kN	$\Delta_{(F_{\max})}$ mm	$F_{(1,2 \text{ mm})}$ kN	$F_{(6 \text{ mm})}$ kN	$F_{(12 \text{ mm})}$ kN	$F_{(15 \text{ mm})}$ kN	k_s kN/mm
1	116	21,1	19,0	32,2	53,1	64,7	16,5
2	110	21,8	21,3	36,6	57,8	69,6	16,7
3	128	18,9	20,9	37,6	58,9	71,6	17,7
Mean	118	20,6	20,4	35,5	56,6	68,6	17,0
COV in %	7,82	7,29	6,09	8,14	5,40	5,18	3,64

Anhang zu Abschnitt 4

Tabelle A4 Ergebnisse der Versuche an Buchen-FSH-Lamellen

	Reihe 40 mm	Reihe 25 mm	20 mm	20 mm				
	Symmetrisch beidseitige Decklagen	Symmetrisch ohne Decklagen	Decklage in der Biegezug- zone	Decklage in der Biegedruck- zone				
								
Nr.:	f_m N/mm ²	ρ kg/m ³	f_m N/mm ²	ρ kg/m ³	f_m N/mm ²	ρ kg/m ³	f_m N/mm ²	ρ kg/m ³
1	111	769	128	751	134	781	114	777
2	130*	790	128	768	128	831	106	804
3	112	780	141	821	144	806	102	825
4	135	787	148	786	-	-	-	-
5	116	774	123	746				
6	108	785	105	829				
7	111	790	-	-				
8	113*	804	-	-				
9	100	796	-	-				
10	134*	787	-	-				
Mean	117	786	129	784	135	806	107	802
COV in %	10,1	1,31	11,8	4,47	6,03	3,09	5,52	2,98

* Schubversagen

 Decklage

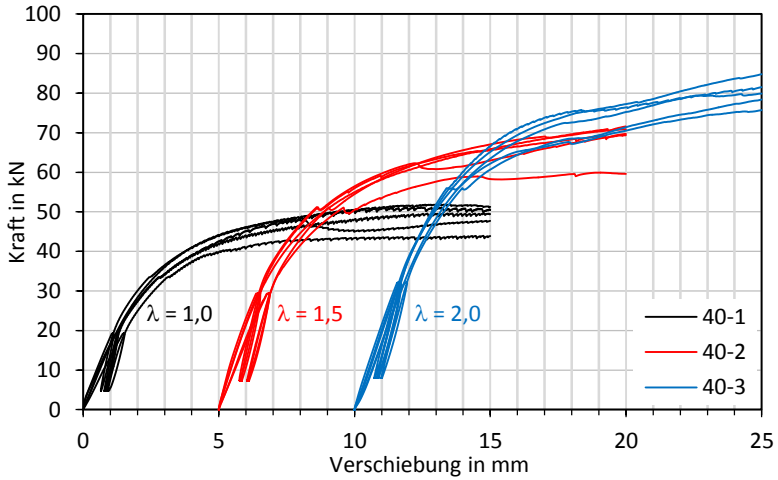


Bild A1 Last-Verschiebungskurven der Gruppe 1
(Reihen 40_1, 40_2 und 40_3)

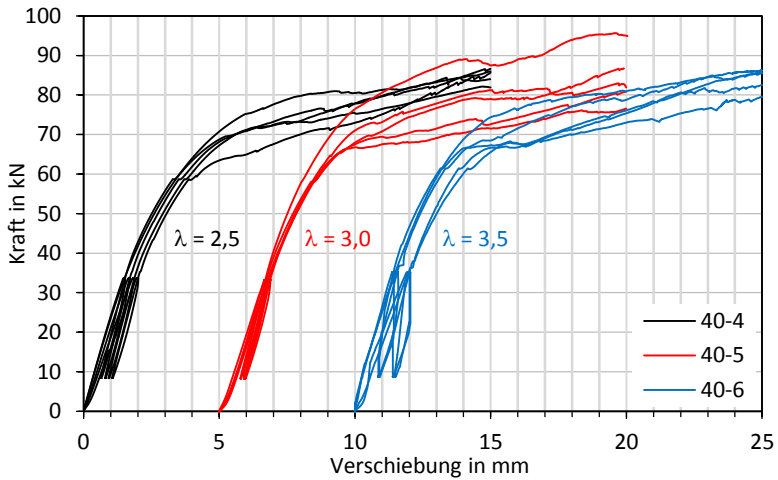


Bild A2 Last-Verschiebungskurven der Gruppe 2
(Reihen 40_4, 40_5 und 40_6)

Tabelle A5 Versuchsergebnisse der Reihe 40_1 ($\lambda = 1,0$)

Versuch Nr.	F _{max} kN	V(F _{max}) mm	F _(1,2 mm) kN	F _(6 mm) kN	F _(12 mm) kN	F _(15 mm) kN	k _s kN/mm	
							Erstbelastung	Wiederbelastung
1	47,9	8,02	19,1	46,2	45,9	47,7	15,9	-
2	49,6	13,6	19,0	44,0	48,8	49,4	15,4	30,8
3	51,8	13,4	20,9	46,0	51,6	51,3	16,6	31,5
4	43,9	14,7	15,9	40,8	43,3	43,9	13,3	23,4
5	51,1	11,9	17,9	45,1	50,6	50,4	14,6	30,0
Mean	48,9	12,3	18,6	44,4	48,0	48,5	15,2	28,9
COV in %	6,45	21,2	10,0	4,98	7,14	6,02	8,41	12,9

Tabelle A6 Versuchsergebnisse der Reihe 40_2 ($\lambda = 1,5$)

Versuch Nr.	F _{max} kN	V(F _{max}) mm	F _(1,2 mm) kN	F _(6 mm) kN	F _(12 mm) kN	F _(15 mm) kN	k _s kN/mm	
							Erstbelastung	Wiederbelastung
1	71,6	15,0	24,8	58,2	68,4	71,6	18,6	-
2	69,4	15,0	26,6	59,7	66,0	69,4	19,7	30,2
3	69,7	15,0	25,4	58,8	67,4	69,7	19,2	30,5
4	59,9	14,1	21,4	53,4	58,9	59,6	16,3	26,2
5	70,9	15,0	20,5	58,4	69,0	70,9	16,3	27,3
Mean	68,3	14,8	23,7	57,7	65,9	68,2	18,0	28,6
COV in %	6,99	2,81	11,2	4,25	6,25	7,19	8,92	7,45

Tabelle A7 Versuchsergebnisse der Reihe 40_3 ($\lambda = 2,0$)

Versuch Nr.	F _{max} kN	V(F _{max}) mm	F _(1,2 mm) kN	F _(6 mm) kN	F _(12 mm) kN	F _(15 mm) kN	k _s kN/mm	
							Erstbelastung	Wiederbelastung
1	79,9	15,0	20,5	67,8	78,6	79,9	18,9	-
2	84,8	15,0	24,1	69,4	80,5	84,8	19,8	27,3
3	81,5	15,0	23,3	70,9	78,6	81,5	20,2	27,7
4	78,4	15,0	20,8	64,4	74,5	78,4	18,3	25,3
5	75,7	15,0	25,4	65,2	73,3	75,7	19,5	26,4
Mean	80,1	15,0	22,8	67,5	77,1	80,1	19,4	26,7
COV in %	4,24	0,00	9,25	4,10	3,93	4,24	3,97	4,00

Tabelle A8 Versuchsergebnisse der Reihe 40_4 ($\lambda = 2,5$)

Versuch Nr.	F_{\max} kN	$V_{(F_{\max})}$ mm	$F_{(1,2 \text{ mm})}$ kN	$F_{(6 \text{ mm})}$ kN	$F_{(12 \text{ mm})}$ kN	$F_{(15 \text{ mm})}$ kN	k_s kN/mm	
							Erstbelastung	Wiederbelastung
1	84,3	13,8	27,7	75,2	81,8	84,0	21,6	-
2	86,0	15,0	28,4	70,9	81,8	86,0	22,6	28,1
3	85,6	15,0	19,3	65,0	77,8	85,6	18,5	26,3
4	86,6	15,0	25,2	71,0	81,0	86,6	20,8	27,5
5	82,1	14,7	22,5	71,2	77,9	81,9	19,2	26,4
Mean	84,9	14,7	24,6	70,7	80,1	84,8	20,5	27,1
COV in %	2,08	3,44	15,3	5,20	2,57	2,23	8,19	3,20

Tabelle A9 Versuchsergebnisse der Reihe 40_5 ($\lambda = 3,0$)

Versuch Nr.	F_{\max} kN	$V_{(F_{\max})}$ mm	$F_{(1,2 \text{ mm})}$ kN	$F_{(6 \text{ mm})}$ kN	$F_{(12 \text{ mm})}$ kN	$F_{(15 \text{ mm})}$ kN	k_s kN/mm	
							Erstbelastung	Wiederbelastung
1	83,0	14,7	21,3	73,1	81,6	81,9	21,1	-
2	86,7	14,9	20,5	70,8	79,9	86,7	20,9	26,7
3	95,6	14,6	22,4	80,6	90,5	95,0	23,2	29,5
4	76,6	15,0	23,7	67,5	74,0	76,6	20,9	26,4
5	80,9	15,0	21,4	69,4	76,0	80,9	20,4	26,9
Mean	84,6	14,8	21,9	72,3	80,4	84,2	21,3	27,4
COV in %	8,52	1,09	5,63	7,01	7,93	8,36	5,11	5,15

Tabelle A10 Versuchsergebnisse der Reihe 40_6 ($\lambda = 3,5$)

Versuch Nr.	F_{\max} kN	$V_{(F_{\max})}$ mm	$F_{(1,2 \text{ mm})}$ kN	$F_{(6 \text{ mm})}$ kN	$F_{(12 \text{ mm})}$ kN	$F_{(15 \text{ mm})}$ kN	k_s kN/mm	
							Erstbelastung	Wiederbelastung
1	86,3	15,0	29,5	76,3	83,2	86,3	21,4	-
2	79,6	15,0	23,3	67,7	75,4	79,6	19,0	50,0
3	82,6	15,0	20,5	66,8	80,6	82,6	19,0	28,0
4	85,6	15,0	29,3	71,6	82,6	85,6	21,6	30,8
5	85,8	15,0	31,5	67,8	80,3	85,8	23,7	42,5
Mean	84,0	15,0	26,8	70,0	80,4	84,0	20,9	37,8
COV in %	3,39	0,00	17,4	5,66	3,84	3,39	9,47	27,1

Tabelle A11 Versuchsprogramm der Reihe 25

Reihe	λ	t_e in mm
25_1	1	25
25_2	1,5	37,5
25_3	2	50
25_4	2,5	62,5
25_5	3	75
25_6	3,5	87,5

Tabelle A12 Mittelwerte der Versuchsergebnisse ($t = 25$ mm)

Reihe	λ	F_{\max} kN	COV %	k_s kN/mm	COV %	$k_{s,WB}$ kN/mm	COV %	$F_{(1,2\text{ mm})}$ kN	$F_{(6\text{ mm})}$ kN	$F_{(12\text{ mm})}$ kN
1	1	32,9	11,4	16,9	43,8	29,7	14,1	17,6	31,4	32,3
2	1,5	46,3	4,85	22,9	20,5	32,4	17,7	24,3	41,7	45,3
3	2	52,5	9,30	18,5	10,6	24,8	10,6	24,0	47,5	51,4
4	2,5	55,4	11,7	18,8	9,55	25,5	8,15	23,5	49,5	54,2
5	3	58,7	14,0	23,2	10,3	28,2	12,1	28,6	52,8	53,8
6	3,5	57,7	13,2	21,0	15,3	24,2	4,21	25,3	51,5	50,2

$F_{\max} \cong F_{(\Delta=15\text{ mm})}$

k_s Verschiebungsmodul aus Erstbelastung

$k_{s,WB}$ Verschiebungsmodul aus Wiederbelastung

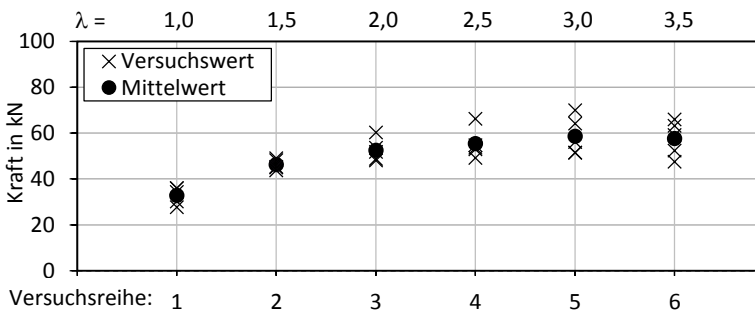


Bild A3 Maximale Tragfähigkeiten der Reihen (25 mm)

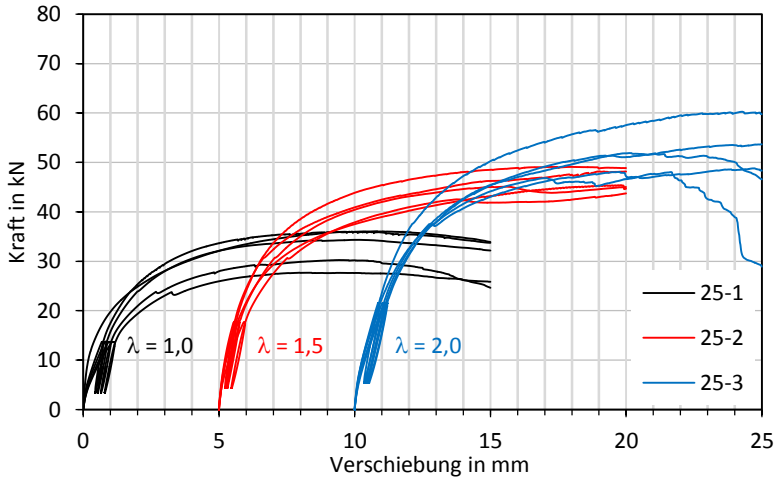


Bild A4 Last-Verschiebungskurven der Gruppe 1
(Reihen 25_1, 25_2 und 25_3)

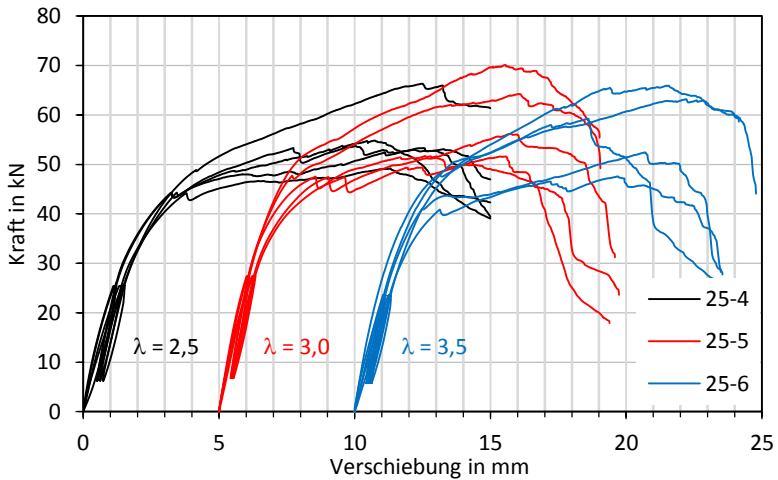


Bild A5 Last-Verschiebungskurven der Gruppe 2
(Reihen 25_4, 25_5 und 25_6)

Tabelle A13 Versuchsergebnisse der Reihe 25_1 ($\lambda = 1,0$)

Versuch Nr.	F _{max} kN	V(F _{max}) mm	F _(1,2 mm) kN	F _(6 mm) kN	F _(12 mm) kN	F _(15 mm) kN	k _s kN/mm	
							Erstbelastung	Wiederbelastung
1	36,1	10,8	21,1	33,5	35,9	33,9	29,6	-
2	36,0	9,90	19,5	34,6	35,4	33,7	17,0	35,2
3	34,3	10,2	17,9	33,1	33,7	32,2	14,6	30,7
4	30,2	9,41	15,8	29,0	29,1	24,6	12,5	27,1
5	27,7	7,97	13,9	26,9	27,3	25,9	11,0	25,9
Mean	32,9	9,66	17,6	31,4	32,3	30,1	16,9	29,7
COV in %	11,4	11,1	16,2	10,5	12,0	14,9	43,8	14,1

Tabelle A14 Versuchsergebnisse der Reihe 25_2 ($\lambda = 1,5$)

Versuch Nr.	F _{max} kN	V(F _{max}) mm	F _(1,2 mm) kN	F _(6 mm) kN	F _(12 mm) kN	F _(15 mm) kN	k _s kN/mm	
							Erstbelastung	Wiederbelastung
1	45,4	14,8	23,7	39,0	44,5	44,7	22,1	-
2	49,1	13,0	26,5	45,4	49,1	48,9	26,3	36,8
3	48,2	14,0	26,8	42,5	46,9	48,2	28,5	37,6
4	45,1	10,6	23,5	42,0	43,9	45,0	21,3	29,1
5	43,7	15,0	20,8	39,6	42,1	43,7	16,4	26,0
Mean	46,3	13,5	24,3	41,7	45,3	46,1	22,9	32,4
COV in %	4,85	13,2	10,2	6,16	6,02	4,93	20,5	17,7

Tabelle A15 Versuchsergebnisse der Reihe 25_3 ($\lambda = 2,0$)

Versuch Nr.	F _{max} kN	V(F _{max}) mm	F _(1,2 mm) kN	F _(6 mm) kN	F _(12 mm) kN	F _(15 mm) kN	k _s kN/mm	
							Erstbelastung	Wiederbelastung
1	51,9	10,1	25,0	47,0	51,2	46,6	19,5	-
2	48,8	14,7	22,6	44,8	47,6	48,3	17,0	23,6
3	60,3	14,3	27,0	52,4	59,5	59,8	21,3	28,7
4	53,7	15,0	21,6	47,5	52,5	53,7	16,4	23,1
5	48,1	11,7	23,6	45,8	46,4	28,9	18,1	23,7
Mean	52,5	13,1	24,0	47,5	51,4	47,5	18,5	24,8
COV in %	9,30	16,4	8,83	6,21	10,1	24,4	10,6	10,6

Tabelle A16 Versuchsergebnisse der Reihe 25_4 ($\lambda = 2,5$)

Versuch Nr.	F_{\max} kN	$V_{(F_{\max})}$ mm	$F_{(1,2 \text{ mm})}$ kN	$F_{(6 \text{ mm})}$ kN	$F_{(12 \text{ mm})}$ kN	$F_{(15 \text{ mm})}$ kN	k_s kN/mm	
							Erstbelastung	Wiederbelastung
1	66,3	12,5	20,8	54,1	65,8	61,4	18,3	-
2	54,8	10,7	25,8	48,9	51,8	39,0	20,7	28,0
3	53,7	10,0	22,0	50,3	52,9	47,0	16,4	23,7
4	53,0	12,2	25,2	48,0	52,8	39,3	20,5	26,6
5	49,2	11,3	23,8	46,4	47,8	42,3	18,1	24,0
Mean	55,4	11,4	23,5	49,5	54,2	45,8	18,8	25,5
COV in %	11,7	8,92	8,97	5,87	12,6	20,2	9,55	8,15

Tabelle A17 Versuchsergebnisse der Reihe 25_5 ($\lambda = 3,0$)

Versuch Nr.	F_{\max} kN	$V_{(F_{\max})}$ mm	$F_{(1,2 \text{ mm})}$ kN	$F_{(6 \text{ mm})}$ kN	$F_{(12 \text{ mm})}$ kN	$F_{(15 \text{ mm})}$ kN	k_s kN/mm	
							Erstbelastung	Wiederbelastung
1	70,1	10,5	29,3	60,2	67,6	-	24,7	-
2	56,1	10,8	30,0	50,6	53,3	-	25,3	31,1
3	64,2	11,0	29,9	57,0	62,2	-	24,7	31,0
4	51,6	10,4	26,6	47,3	45,1	-	20,3	24,9
5	51,4	8,01	27,1	49,0	40,9	-	20,8	25,5
Mean	58,7	10,1	28,6	52,8	53,8	-	23,2	28,2
COV in %	14,0	12,0	5,58	10,4	20,9	-	10,3	12,1

Tabelle A18 Versuchsergebnisse der Reihe 25_6 ($\lambda = 3,5$)

Versuch Nr.	F_{\max} kN	$V_{(F_{\max})}$ mm	$F_{(1,2 \text{ mm})}$ kN	$F_{(6 \text{ mm})}$ kN	$F_{(12 \text{ mm})}$ kN	$F_{(15 \text{ mm})}$ kN	k_s kN/mm	
							Erstbelastung	Wiederbelastung
1	59,2	8,56	30,2	54,9	32,5	-	26,3	-
2	65,9	11,5	26,2	57,0	64,5	-	20,5	24,7
3	63,2	12,2	21,9	54,8	62,9	-	18,6	24,1
4	47,6	9,69	23,0	45,1	42,4	-	18,2	22,9
5	52,4	10,7	25,2	45,5	48,9	-	21,1	25,2
Mean	57,7	10,5	25,3	51,5	50,2	-	21,0	24,2
COV in %	13,2	13,7	12,8	11,1	27,1	-	15,3	4,21

Grundlagen der numerischen Untersuchung nach [20]

Die numerische Untersuchung zur Visualisierung der Spannungsverteilung in querbeanspruchten Kontaktverbindern aus Buchen-FSH basiert der Masterarbeit von Mahler [20]. Dabei wurde eine Kontaktverbindung mit einer Dicke von 40 mm und einer Schlankheit von 3,5 mit der Software Ansys APDL 16.2 untersucht. Die einzelnen BSP-Lagen wurden als orthotropes Material modelliert. Tabelle A19 und Tabelle A20 zeigen die gewählten elastischen Eigenschaften, die zu einer positiv definiten Steifigkeitsmatrix führen. Die Eigenschaften in radialer und tangentialer Richtung sind identisch.

Tabelle A19 Mechanische Eigenschaften des BSP

Lage	E_x N/mm ²	E_y N/mm ²	E_z N/mm ²	G_{yz} N/mm ²	G_{xz} N/mm ²	G_{xy} N/mm ²	ν_{xy} -	ν_{xz} -	ν_{yz} -
Außen	700	14000	700	875	87,5	875	0,024	0,42	0,48
Innen	14000	700	700	87,5	875	875	0,48	0,48	0,42

Lage	σ_{+x} N/mm ²	σ_{-x} N/mm ²	σ_{+y} N/mm ²	σ_{-y} N/mm ²	σ_{+z} N/mm ²	σ_{-z} N/mm ²	τ_{xy} N/mm ²	τ_{xz} N/mm ²	τ_{yz} N/mm ²
Außen	3	3	25	25	3	3	5	2	5
Innen	25	25	3	3	3	3	5	5	2

Tabelle A20 Mechanische Eigenschaften des Verbinders aus Buchen-FSH

E_x N/mm ²	E_y N/mm ²	E_z N/mm ²	G_{yz} N/mm ²	G_{xz} N/mm ²	G_{xy} N/mm ²	ν_{xy} -	ν_{xz} -	ν_{yz} -
18000	800	800	100	1000	1000	0,48	0,42	0,48

σ_{+x} N/mm ²	σ_{-x} N/mm ²	σ_{+y} N/mm ²	σ_{-y} N/mm ²	σ_{+z} N/mm ²	σ_{-z} N/mm ²	τ_{xy} N/mm ²	τ_{xz} N/mm ²	τ_{yz} N/mm ²
100	100	20	20	20	20	13	13	8

Zur Berücksichtigung der plastischen Deformation könnten für jede der drei Hauptrichtungen bilineare Materialmodelle definiert werden. Der Beginn der plastischen Deformation ist dabei über Zug, Druck und Schub in jeder der drei Richtungen definiert. Da im verwendeten FE-Code nur identische Zug- und Druckeigenschaften möglich sind, wurden die Druckeigenschaften als maßgebend definiert. Die im Modell erreichten Zugspannungen blieben unterhalb der Plastizitätsgrenze. D. h. es trat kein unrealistisches Materialverhalten unter Zugbeanspruchung auf. Die Tangentensteifigkeit für Zug und Druck wurde sehr klein gewählt.

Für die Verbinder aus Buchen-FSH wurde dasselbe Materialmodell mit unterschiedlichen Steifigkeits- und Festigkeitseigenschaften verwendet.

Für das BSP und die Kontaktverbinder wurden SOLID45-3D-Elemente mit 8 Knoten verwendet. Es wurde eine reduzierte Integration durchgeführt, um Schubversteifungseffekte zu kompensieren. Als Kontaktelement wurde das CONTA173 und als Target-Element das TARGE170 (FKN 0,15) verwendet. Der Haftreibungskoeffizient in den Kontaktbereichen wurde zwischen 0,0 und 0,4 variiert. Zwischen 0,2 und 0,4 gibt es im Ergebnis kaum Variationen.

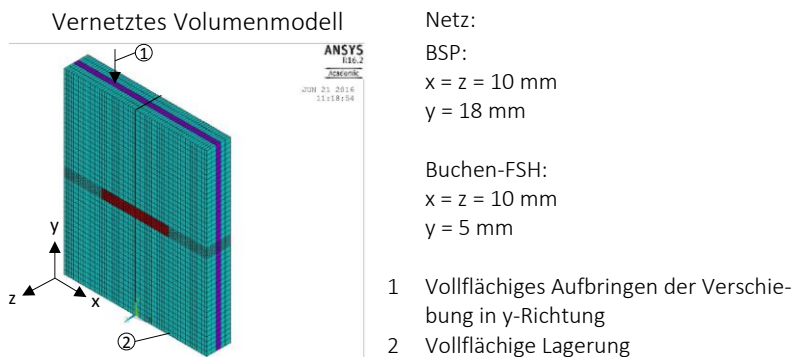


Bild A6

Modellierter Prüfkörper mit FE-Netz [20]

Ergänzungen zur Herleitung des Rechenmodells für querbeanspruchte Kontaktverbinder

$$\sum M = 0 \Leftrightarrow F_{v,a} \cdot 0,4 \cdot (t_e - x) - F_{v,b} \cdot (t_e - 0,4 \cdot x) + F_{v,R} \cdot t_e + M = 0 \quad (\text{A-1})$$

$$\sum V = 0 \Leftrightarrow F_{v,a} + F_{v,R} = F_{v,b} \quad (\text{A-2})$$

(A-2) in (A-1) und (A-3) in (A-2):

$$F_{v,a} = \frac{3 \cdot F_{v,R} \cdot x}{3 \cdot t_e} + \frac{5 \cdot M}{3 \cdot t_e} \quad (\text{A-3})$$

$$F_{v,b} = \frac{5 \cdot M}{3 \cdot t_e} + \frac{2 \cdot F_{v,R} \cdot x}{3 \cdot t_e} + F_{v,R} \quad (\text{A-4})$$

Annahme Plastizierung: $\sigma_{c90,a} = \sigma_{c90,b}$

$$\frac{F_{v,a}}{0,8 \cdot (t_e - x) \cdot \sum d_0} = \frac{F_{v,b}}{0,8 \cdot x \cdot \sum d_0} \Leftrightarrow F_{v,a} \cdot x = F_{v,b} \cdot (t_e - x) \quad (\text{A-5})$$

(A-2) in (A-5):

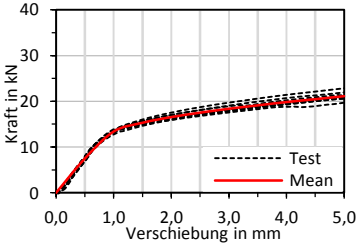
$$2 \cdot F_{v,a} \cdot x = F_{v,a} \cdot t_e + F_{v,R} \cdot t_e - F_{v,R} \cdot x$$

$$\frac{10 \cdot M \cdot x}{3 \cdot t} + \frac{4 \cdot F_{v,R} \cdot x^2}{3 \cdot t} = \frac{2 \cdot F_{v,R} \cdot x \cdot t_e}{3 \cdot t} + \frac{5 \cdot M \cdot t_e}{3 \cdot t} + \frac{F_{v,R} \cdot t_e^2 \cdot 3}{3 \cdot t} - \frac{F_{v,R} \cdot x \cdot t_e}{3 \cdot t}$$

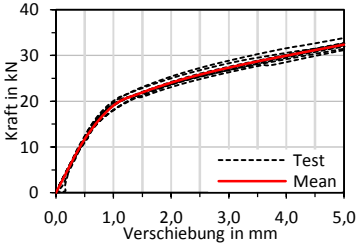
$$x^2 + x \cdot \left(\frac{5 \cdot M}{2 \cdot F_{v,R}} + \frac{t_e}{4} \right) = \frac{5 \cdot M \cdot t_e}{4 \cdot F_{v,R}} + \frac{3}{4} \cdot t_e^2$$

$$\left(x + \left(\frac{5 \cdot M}{4 \cdot F_{v,R}} + \frac{t_e}{8} \right) \right)^2 = \frac{5 \cdot M \cdot t_e}{4 \cdot F_{v,R}} + \frac{3}{4} \cdot t_e^2 + \frac{25 \cdot M^2}{16 \cdot F_{v,R}^2} + \frac{5 \cdot M \cdot t_e}{16 \cdot F_{v,R}} + \frac{t_e^2}{64} \quad (\text{A-6})$$

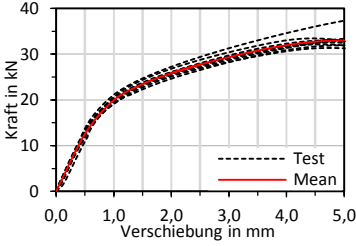
$$x = - \left(\frac{5 \cdot M}{4 \cdot F_{v,R}} + \frac{t_e}{8} \right) + \sqrt{\left(\frac{5 \cdot M}{4 \cdot F_{v,R}} \right)^2 + \frac{25 \cdot M \cdot t_e}{16 \cdot F_{v,R}} + \left(\frac{7}{8} \cdot t_e \right)^2}$$



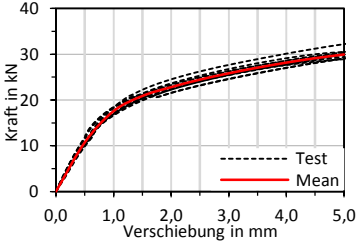
S0



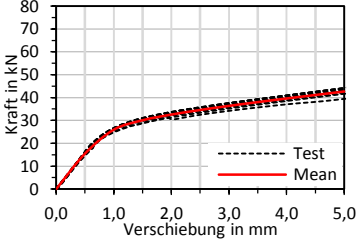
S5



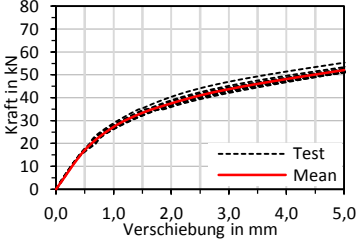
S10



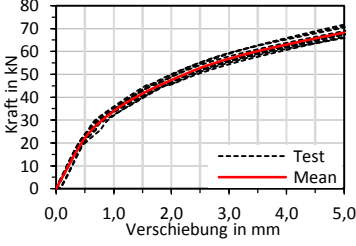
S15



S5-5

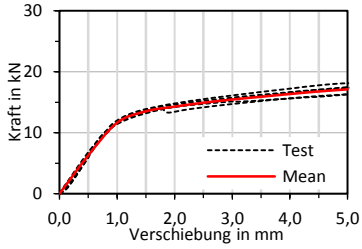


S10-10

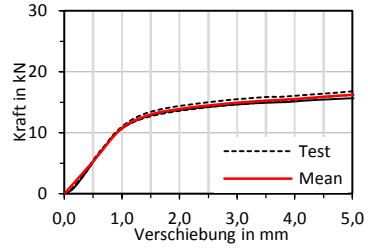


S15-15

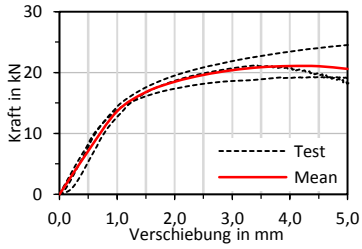
Bild A7 Last-Verschiebungskurven der Reihe S



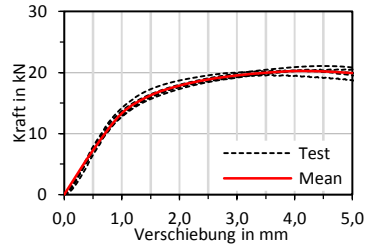
H0



H0LL



H5



H5LL

Bild A8 Last-Verschiebungskurven der Reihe H

Tabelle A21 Versuchsergebnisse der Reihe S0, S5, S10 und S15 (von links nach rechts)

Nr.	ρ kg/m ³	E_{90} N/mm ²	k_s kN/mm	$f_{c,90,EM08}$ N/mm ²	$f_{c,90,A-5mm}$ N/mm ²	ρ kg/m ³	E_{90} N/mm ²	k_s kN/mm	$f_{c,90,EM08}$ N/mm ²	$f_{c,90,A-5mm}$ N/mm ²	ρ kg/m ³	E_{90} N/mm ²	k_s kN/mm	$f_{c,90,EM08}$ N/mm ²	$f_{c,90,A-5mm}$ N/mm ²	ρ kg/m ³	E_{90} N/mm ²	k_s kN/mm	$f_{c,90,EM08}$ N/mm ²	$f_{c,90,A-5mm}$ N/mm ²
1	809	701	17516	14,9	22,0	816	-	26292	21,5	33,8	807	-	23830	22,0	33,3	770	-	23306	20,5	30,1
2	812	694	17354	15,2	22,9	782	-	34118	18,8	31,5	805	-	26173	22,3	32,5	768	-	19726	19,6	29,1
3	779	664	16595	14,4	20,7	804	-	25404	20,5	32,6	806	-	25911	23,1	32,8	773	-	18703	20,9	29,9
4	780	635	15876	14,3	19,7	809	-	23813	22,0	32,6	796	-	23439	21,7	31,3	787	-	19648	21,1	30,4
5	800	629	15730	15,3	21,3	795	-	23560	20,9	32,7	811	-	25063	22,1	31,9	764	-	22251	20,5	28,9
6	779	665	16637	14,8	21,2	793	-	20736	20,9	31,2	809	-	24912	22,3	32,9	783	-	21748	20,9	30,5
7	777	683	17077	14,4	21,0	796	-	22749	20,9	31,9	805	-	26523	23,3	37,3	762	-	18329	19,9	29,1
8	779	673	16824	14,6	21,2	797	-	21228	20,9	32,2	800	-	23178	21,3	31,9	762	-	19020	20,3	29,9
9	784	652	16299	14,4	20,8	802	-	22979	20,9	32,7	801	-	24278	22,4	32,9	767	-	18301	20,9	29,4
10	778	613	15325	14,1	20,5	808	-	23681	21,1	32,6	806	-	24742	21,9	33,3	798	-	20532	22,3	32,2
Mean	788	661	16523	14,6	21,1	800	-	24456	20,8	32,4	805	-	24805	22,2	33,0	773	-	20156	20,7	29,9
COV %	1,75	4,34	4,34	2,73	4,03	1,21	-	15,5	3,95	2,28	0,553	-	4,63	2,72	5,03	1,56	-	8,69	3,46	3,28

Tabelle A22 Versuchsergebnisse der Reihe S5-5, S10-10, S15-15 (von links nach rechts)

Nr.	ρ kg/m ³	E_{50} N/mm ²	k_s kN/mm	$f_{c,50,EN108}$ N/mm ²	$f_{c,50,A-5mm}$ N/mm ²	ρ kg/m ³	E_{50} N/mm ²	k_s kN/mm	$f_{c,50,EN108}$ N/mm ²	$f_{c,50,A-5mm}$ N/mm ²	ρ kg/m ³	E_{50} N/mm ²	k_s kN/mm	$f_{c,50,EN108}$ N/mm ²	$f_{c,50,A-5mm}$ N/mm ²
1	805	31875	29,9	44,1	759	-	33241	30,2	51,4	788	-	49874	33,3	67,5	
2	779	28067	28,3	39,3	777	-	29787	33,5	52,5	787	-	46542	39,2	71,0	
3	790	31128	29,4	42,8	779	-	30182	33,8	51,2	788	-	35590	45,4	68,9	
4	793	31259	28,7	42,0	777	-	34253	34,8	55,3	791	-	44334	42,1	71,7	
5	808	31945	29,4	43,2	762	-	31962	34,3	53,3	787	-	41683	38,2	66,4	
6	799	31485	28,5	42,9	768	-	27265	33,9	51,0	781	-	36460	45,6	70,4	
7	797	31676	29,5	44,2	761	-	29000	33,6	51,2	794	-	44403	37,5	67,3	
8	800	30170	27,8	41,6	777	-	29228	33,5	51,0	785	-	30861	45,3	65,9	
9	794	31795	29,9	43,7	776	-	31305	34,4	52,6	787	-	39604	39,4	66,2	
10	792	30510	29,0	42,8	774	-	29399	34,7	51,2	795	-	44338	38,3	67,4	
Mean	796	30991	29,0	42,7	771	-	30562	33,7	52,1	788	-	41369	40,4	68,3	
COV%	1,03	3,82	2,43	3,34	1,00	-	6,94	3,91	2,68	0,525	-	13,9	10,1	3,08	

Tabelle A23 Versuchsergebnisse der Reihe H0, H0_{LL}, H5, H5_{LL} (von links nach rechts)

Nr.	ρ kg/m ³	E_{50} N/mm ²	k_s kN/mm	$f_{c,50,EN108}$ N/mm ²	$f_{c,50,A-5mm}$ N/mm ²	ρ kg/m ³	E_{50} N/mm ²	k_s kN/mm	$f_{c,50,EN108}$ N/mm ²	$f_{c,50,A-5mm}$ N/mm ²	ρ kg/m ³	E_{50} N/mm ²	k_s kN/mm	$f_{c,50,EN108}$ N/mm ²	$f_{c,50,A-5mm}$ N/mm ²
1	761	522	13046	12,9	16,3	763	-	12990	11,8	13,0	757	-	17675	16,7	24,5
2	747	549	13722	13,6	18,1	789	-	12753	13,2	16,8	789	-	16407	15,7	18,2
3	759	541	13524	13,0	16,3	786	-	12415	12,4	16,2	771	-	16332	15,6	19,1
4	757	555	13887	13,4	17,4	759	-	12689	12,5	15,6	-	-	-	-	-
5	765	557	13927	13,0	17,5	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
Mean	758	545	13621	13,2	17,1	778	-	12619	12,7	16,2	772	-	16804	16,0	20,6
COV%	0,887	2,63	2,41	4,75	2,12	-	1,42	3,53	2,55	2,08	-	4,49	3,71	16,6	1,82

Tabelle A24 Ermittlung des charakteristischen Verbindungsbeiwertes k_{con}

Versuch Nr.	λ	F_{Test} kN	F_{Pretek} kN	F_{Pretek} / F_{Test}	$\ln(F_{Pretek} / F_{Test})$	\bar{y}	$(\ln(i) - \bar{y})^2$	
40_1	1,0	1	47,9	35,2	1,36	0,308	0,22	0,008
		2	48,8	35,2	1,39	0,327	0,22	0,011
		3	51,6	35,2	1,47	0,382	0,22	0,026
		4	43,3	35,2	1,23	0,206	0,22	0,000
		5	50,6	35,2	1,44	0,363	0,22	0,020
40_2	1,5	1	68,4	52,8	1,30	0,259	0,22	0,001
		2	66,0	52,8	1,25	0,223	0,22	0,000
		3	67,4	52,8	1,28	0,243	0,22	0,000
		4	58,9	52,8	1,11	0,108	0,22	0,013
		5	69,0	52,8	1,31	0,268	0,22	0,002
40_3	2,0	1	78,6	70,4	1,12	0,110	0,22	0,012
		2	80,5	70,4	1,14	0,133	0,22	0,008
		3	78,6	70,4	1,12	0,110	0,22	0,012
		4	74,5	70,4	1,06	0,057	0,22	0,027
		5	73,3	70,4	1,04	0,040	0,22	0,033
40_4	2,5	1	81,8	70,4	1,16	0,149	0,22	0,005
		2	81,8	70,4	1,16	0,150	0,22	0,005
		3	77,8	70,4	1,10	0,099	0,22	0,015
		4	81,0	70,4	1,15	0,140	0,22	0,007
		5	77,9	70,4	1,11	0,101	0,22	0,014
40_5	3,0	1	81,6	70,4	1,16	0,147	0,22	0,005
		2	79,9	70,4	1,13	0,126	0,22	0,009
		3	90,5	70,4	1,28	0,251	0,22	0,001
		4	74,0	70,4	1,05	0,050	0,22	0,029
		5	76,0	70,4	1,08	0,077	0,22	0,021
40_6	3,5	1	83,2	70,4	1,18	0,167	0,22	0,003
		2	75,4	70,4	1,07	0,068	0,22	0,024
		3	80,6	70,4	1,14	0,135	0,22	0,007
		4	82,6	70,4	1,17	0,159	0,22	0,004
		5	80,3	70,4	1,14	0,131	0,22	0,008
25_1	1,0	1	36,1	22,0	1,64	0,495	0,22	0,075
		2	36,0	22,0	1,64	0,492	0,22	0,074
		3	34,3	22,0	1,56	0,444	0,22	0,050
		4	30,2	22,0	1,37	0,316	0,22	0,009
		5	27,7	22,0	1,26	0,230	0,22	0,000
25_2	1,5	1	44,5	33,0	1,35	0,299	0,22	0,006
		2	49,1	33,0	1,49	0,396	0,22	0,031
		3	46,9	33,0	1,42	0,351	0,22	0,017
		4	45,1	33,0	1,37	0,312	0,22	0,008
		5	42,1	33,0	1,28	0,243	0,22	0,000
25_3	2,0	1	51,9	44,0	1,18	0,165	0,22	0,003
		2	47,6	44,0	1,08	0,077	0,22	0,021
		3	59,5	44,0	1,35	0,302	0,22	0,006
		4	52,5	44,0	1,19	0,177	0,22	0,002
		5	46,4	44,0	1,05	0,052	0,22	0,029
25_4	2,5	1	65,8	44,0	1,49	0,402	0,22	0,033
		2	54,8	44,0	1,25	0,219	0,22	0,000
		3	53,7	44,0	1,22	0,199	0,22	0,000
		4	52,8	44,0	1,20	0,181	0,22	0,002
		5	49,2	44,0	1,12	0,111	0,22	0,012
25_5	3,0	1	70,1	44,0	1,59	0,465	0,22	0,060
		2	56,1	44,0	1,27	0,243	0,22	0,000
		3	64,2	44,0	1,46	0,378	0,22	0,024
		4	51,6	44,0	1,17	0,159	0,22	0,004
		5	51,4	44,0	1,17	0,155	0,22	0,004
25_6	3,5	1	59,2	44,0	1,35	0,296	0,22	0,006
		2	65,9	44,0	1,50	0,404	0,22	0,033
		3	62,9	44,0	1,43	0,357	0,22	0,018
		4	47,6	44,0	1,08	0,078	0,22	0,020
		5	52,4	44,0	1,19	0,174	0,22	0,002

Charakteristisches Festigkeitsverhältnis = 0,999999 $k_{con} = 2,75$ mit: $k_s = 1,808$

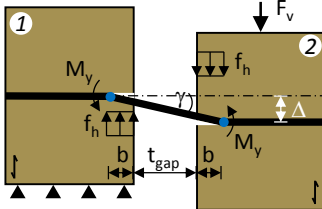
Anhang zu Abschnitt 5

Herleitung der an einer Stahlstift-Verbindung geleisteten Arbeit

Annahmen:

- Es werden „kleine Verformungen“ und folglich „kleine“ Winkel angenommen.
- Es werden nur Arbeitsanteile aus der Abschertragfähigkeit berücksichtigt. Arbeitsanteile aus Reibung (Seileffekt) bleiben unberücksichtigt.
- Fließmoment $M_y = 2,70 \cdot 10^5$ Nmm und Lochleibungsfestigkeit $f_h = 43$ N/mm²

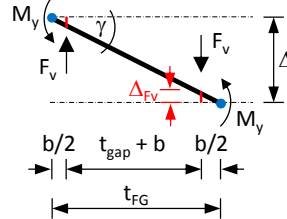
Definitionen am Stahlstift



Geometrische Beziehungen:

$$\gamma = \frac{\Delta}{t_{FG}} \quad \Delta_{F_v} = \frac{\Delta \cdot b}{t_{FG} \cdot 2} \quad \frac{\Delta}{t_{FG}} = \frac{\Delta_{F_v}}{b/2}$$

Freigeschnittener Bereich zwischen den beiden Fließgelenken



Äußere Arbeit:

$$W_A = F_v \cdot \Delta = W_{I, \text{Holz}} + W_{I, \text{Stahl}}$$

Innere Arbeit aus

1. Fließmoment:

$$W_{I, \text{Stahl}} = 2 \cdot M_y \cdot \gamma = 2 \cdot M_y \cdot \frac{\Delta}{t_{gap} + 2 \cdot b}$$

2. Lochleibungsverformung:

$$W_{I, \text{Holz}} = 2 \cdot F_v \cdot \Delta_{F_v} = F_v \cdot \frac{\Delta \cdot b}{t_{FG}} = F_v \cdot \frac{\Delta \cdot b}{t_{gap} + 2 \cdot b}$$

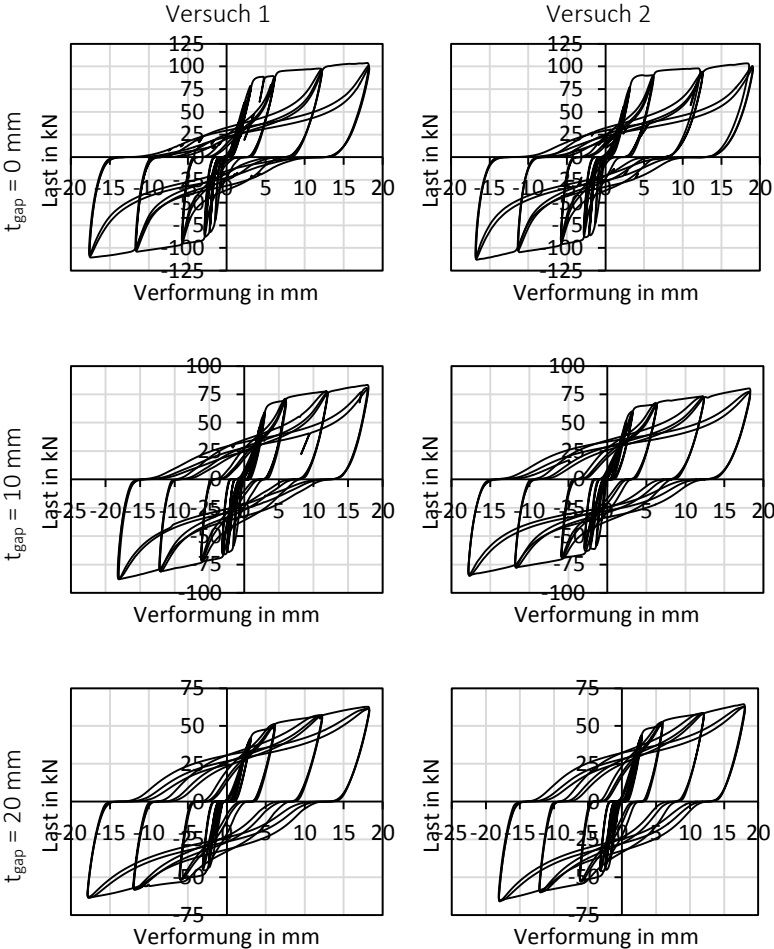


Bild A9 Last-Verschiebungskurven für $t_{\text{gap}} = 0 \text{ mm}$ bis 20 mm

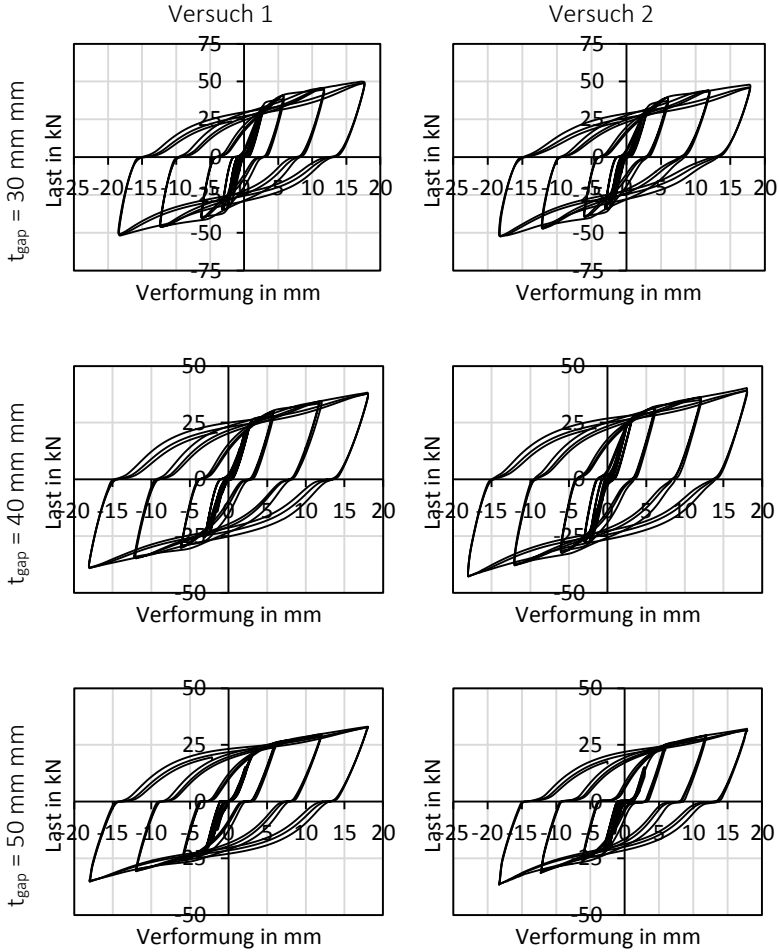


Bild A10 Last-Verschiebungskurven für $t_{\text{gap}} = 30 \text{ mm}$ bis 50 mm

Tabelle A25 Tragfähigkeitsminderung von Versuch 1 und 2 bei $t_{gap} = 0$ mm

Δ	Z.	Versuch 1						Versuch 2					
		1. Halbzyklus			2. Halbzyklus			1. Halbzyklus			2. Halbzyklus		
		F_{max}	$V_{(Fmax)}$	$\Delta F_{1-3,max}$	F_{max}	$V_{(Fmax)}$	$\Delta F_{1-3,max}$	F_{max}	$V_{(Fmax)}$	$\Delta F_{1-3,max}$	F_{max}	$V_{(Fmax)}$	$\Delta F_{1-3,max}$
mm		kN	mm	%	kN	mm	%	kN	mm	%	kN	mm	%
2,25	1	59,4	2,26		-82,6	-2,09		54,5	2,34		-86,0	-1,99	
	2	60,2	2,28	-1,40	-76,4	-2,15	9,42	55,5	2,35	-2,16	-79,0	-2,03	10,4
	3	60,2	2,30		-74,8	-2,14		55,7	2,38		-77,1	-2,04	
3,00	1	78,6	3,04		-87,6	-2,74		76,6	3,14		-88,2	-2,60	
	2	76,8	3,08	3,86	-81,1	-2,82	8,25	77,3	3,14	0,568	-81,5	-2,77	8,88
	3	75,6	3,09		-80,4	-2,82		76,2	3,15		-80,3	-2,77	
6,00	1	89,4	5,92		-95,0	-5,58		90,3	4,72		-95,7	-5,55	
	2	88,6	6,13	2,17	-91,4	-5,65	3,85	90,1	6,18	1,49	-93,0	-5,75	4,71
	3	87,5	6,16		-91,3	-5,67		89,0	6,18		-91,2	-5,73	
12,0	1	97,7	11,7		-104	-11,5		97,8	11,9		-105	-11,1	
	2	97,2	12,2	2,23	-103	-11,6	3,82	94,2	12,5	4,08	-103	-11,3	4,05
	3	95,5	12,2		-100	-11,6		93,8	12,5		-100	-11,3	
18,0	1	104	18,1		-110	-17,4		103	18,3		-113	-16,6	
	2	101	18,2	4,68	-109	-17,5	3,10	101	19,0	4,62	-112	-16,7	3,90
	3	98,9	18,2		-107	-17,5		98,6	19,1		-109	-16,7	

Tabelle A26 Tragfähigkeitsminderung von Versuch 1 und 2 bei $t_{gap} = 10$ mm

Δ	Z.	Versuch 1						Versuch 2					
		1. Halbzyklus			2. Halbzyklus			1. Halbzyklus			2. Halbzyklus		
		F_{max}	$V_{(Fmax)}$	$\Delta F_{1-3,max}$	F_{max}	$V_{(Fmax)}$	$\Delta F_{1-3,max}$	F_{max}	$V_{(Fmax)}$	$\Delta F_{1-3,max}$	F_{max}	$V_{(Fmax)}$	$\Delta F_{1-3,max}$
mm		kN	mm	%	kN	mm	%	kN	mm	%	kN	mm	%
2,25	1	41,9	2,22		-64,0	-2,29		47,8	2,37		-61,3	-1,68	
	2	45,6	2,20	-7,61	-60,3	-2,39	5,88	51,6	2,39	-7,04	-57,3	-2,16	7,92
	3	45,1	2,21		-60,3	-2,40		51,2	2,41		-56,5	-2,15	
3,00	1	58,2	2,95		-66,1	-2,96		59,9	3,13		-63,1	-2,70	
	2	59,3	2,94	-0,646	-63,8	-3,16	4,33	59,5	3,21	1,57	-61,1	-2,91	5,00
	3	58,5	2,97		-63,2	-3,16		59,0	3,21		-59,9	-2,90	
6,00	1	69,3	5,90		-72,2	-6,02		65,9	6,06		-69,3	-5,73	
	2	71,2	5,91	-1,27	-72,0	-6,12	2,33	67,5	6,20	-1,04	-69,1	-5,82	2,01
	3	70,2	5,94		-70,5	-6,13		66,6	6,26		-67,9	-5,78	
12,0	1	77,6	11,8		-81,1	-12,1		73,3	12,2		-77,4	-11,6	
	2	77,4	11,8	1,77	-81,1	-12,0	0,575	73,0	12,2	1,58	-77,9	-11,7	0,57
	3	76,2	11,9		-80,6	-12,1		72,1	12,3		-76,9	-11,7	
18,0	1	83,3	17,7		-87,9	-18,0		80,2	18,1		-84,1	-17,7	
	2	80,6	17,6	4,83	-87,1	-17,9	-0,060	77,3	18,2	4,76	-85,0	-17,7	0,00
	3	79,3	17,8		-88,0	-18,1		76,4	18,2		-84,1	-17,7	

Tabelle A27 Tragfähigkeitsminderung von Versuch 1 und 2 bei $t_{gap} = 20 \text{ mm}$

Δ	Z.	Versuch 1						Versuch 2					
		1. Halbzyklus			2. Halbzyklus			1. Halbzyklus			2. Halbzyklus		
		F_{max}	$V(F_{max})$	$\Delta F_{1-3,max}$	F_{max}	$V(F_{max})$	$\Delta F_{1-3,max}$	F_{max}	$V(F_{max})$	$\Delta F_{1-3,max}$	F_{max}	$V(F_{max})$	$\Delta F_{1-3,max}$
mm	kN	mm	%	kN	mm	%	kN	mm	%	kN	mm	%	
2,25	1	30,3	2,25		-43,5	-2,25		31,5	2,17		-45,0	-2,33	
	2	30,9	2,25	-1,07	-41,6	-2,31	5,65	34,0	2,16	-6,23	-42,7	-2,42	6,04
	3	30,6	2,25		-41,1	-2,31		33,4	2,15		-42,3	-2,42	
3,00	1	40,7	3,00		-45,4	-2,87		42,6	2,90		-45,9	-3,04	
	2	41,9	3,03	-2,32	-44,5	-3,04	2,84	43,9	2,87	-2,53	-45,4	-3,13	1,59
	3	41,7	3,05		-44,1	-3,06		43,7	2,90		-45,2	-3,19	
6,00	1	48,6	5,97		-50,8	-5,85		50,1	5,80		-51,9	-6,07	
	2	51,1	6,04	-5,35	-51,8	-5,93	-1,31	52,5	5,87	-5,03	-52,9	-6,03	-1,31
	3	51,2	6,06		-51,4	-5,92		52,6	5,90		-52,6	-6,06	
12,0	1	56,6	12,1		-57,7	-11,8	-0,279	58,2	11,8		-59,4	-11,9	
	2	57,1	11,9	-1,05	-58,3	-11,8		58,7	11,8	-0,567	-60,0	-12,0	-0,185
	3	57,2	12,1		-57,8	-11,8		58,5	11,9		-59,5	-11,9	
18,0	1	62,8	18,1		-63,4	-17,7		64,4	17,9		-65,3	-18,0	
	2	61,7	18,2	2,31	-63,6	-17,7	0,719	63,1	18,0	2,68	-65,9	-17,9	-0,419
	3	61,3	18,2		-62,9	-17,7		62,7	18,0		-65,5	-18,0	

Tabelle A28 Tragfähigkeitsminderung von Versuch 1 und 2 bei $t_{gap} = 30 \text{ mm}$

Δ	Z.	Versuch 1						Versuch 2					
		1. Halbzyklus			2. Halbzyklus			1. Halbzyklus			2. Halbzyklus		
		F_{max}	$V(F_{max})$	$\Delta F_{1-3,max}$	F_{max}	$V(F_{max})$	$\Delta F_{1-3,max}$	F_{max}	$V(F_{max})$	$\Delta F_{1-3,max}$	F_{max}	$V(F_{max})$	$\Delta F_{1-3,max}$
mm	kN	mm	%	kN	mm	%	kN	mm	%	kN	mm	%	
2,25	1	26,0	2,18		-32,9	-2,34		25,4	2,27		-32,8	-2,24	
	2	27,3	2,13	-4,66	-31,8	-2,41	4,70	25,8	2,23	-0,386	-32,1	-2,26	3,37
	3	27,2	2,11		-31,3	-2,41		25,5	2,24		-31,7	-2,28	
3,00	1	33,4	2,81		-34,8	-3,03		31,4	2,92		-34,3	-2,89	
	2	33,8	2,81	-1,43	-34,7	-3,17	1,03	32,2	2,95	-2,40	-34,1	-3,03	0,779
	3	33,9	2,81		-34,5	-3,19		32,2	2,98		-34,0	-3,02	
6,00	1	38,3	5,68		-39,4	-6,10		37,1	5,84		-38,6	-5,93	
	2	40,6	5,64	-6,94	-40,3	-6,13	-2,41	39,3	5,88	-6,73	-39,6	-5,94	-2,27
	3	40,9	5,64		-40,3	-6,16		39,5	5,84		-39,5	-5,96	
12,0	1	44,5	11,5		-46,0	-12,2		43,3	11,9		-45,7	-11,9	
	2	45,8	11,6	-3,00	-46,2	-12,2	-0,211	44,2	11,9	-1,73	-47,1	-12,0	-3,31
	3	45,9	11,5		-46,1	-12,3		44,1	11,8		-47,2	-12,0	
18,0	1	50,0	17,3		-51,8	-18,2		47,9	17,7		-52,3	-18,1	
	2	49,1	17,5	2,23	-51,3	-18,3	1,74	46,2	17,7	4,60	-52,3	-18,2	0,387
	3	48,9	17,5		-50,9	-18,3		45,7	17,7		-52,1	-18,3	

Tabelle A29 Tragfähigkeitsminderung von Versuch 1 und 2 bei $t_{gap} = 40$ mm

Δ	Z.	Versuch 1						Versuch 2					
		1. Halbzyklus			2. Halbzyklus			1. Halbzyklus			2. Halbzyklus		
		F_{max}	$V_{(Fmax)}$	$\Delta F_{1-3,max}$	F_{max}	$V_{(Fmax)}$	$\Delta F_{1-3,max}$	F_{max}	$V_{(Fmax)}$	$\Delta F_{1-3,max}$	F_{max}	$V_{(Fmax)}$	$\Delta F_{1-3,max}$
mm		kN	mm	%	kN	mm	%	kN	mm	%	kN	mm	%
2,25	1	21,1	2,22		-22,0	-2,30		21,2	2,32		-26,9	-2,21	
	2	21,3	2,19	-0,237	-21,6	-2,30	0,181	21,6	2,32	-1,70	-26,3	-2,23	2,98
	3	21,2	2,20		-22,0	-2,30		21,6	2,33		-26,1	-2,25	
3,00	1	25,5	2,93		-25,4	-3,08		25,9	3,01		-27,6	-2,79	
	2	25,5	2,92	0,235	-25,3	-3,10	0,670	26,5	3,03	-2,51	-27,5	-2,97	0,254
	3	25,5	2,92		-25,2	-3,11		26,5	3,03		-27,5	-2,97	
6,00	1	28,1	5,83		-29,1	-6,12		29,6	5,94		-31,3	-5,82	
	2	29,9	5,83	-7,71	-30,0	-6,14	-3,81	31,4	5,95	-7,61	-32,2	-5,92	-3,64
	3	30,3	5,81		-30,2	-6,17		31,8	5,89		-32,4	-5,90	
12,0	1	33,5	11,7		-34,1	-12,2		35,0	11,9		-37,2	-12,0	
	2	34,3	11,8	-3,39	-34,6	-12,2	-1,97	36,0	12,0	-3,69	-37,8	-11,9	-1,68
	3	34,6	12,0		-34,8	-12,0		36,3	11,9		-37,8	-12,0	
18,0	1	38,3	18,0		-39,1	-18,0		40,3	18,0		-42,6	-17,9	
	2	37,8	18,0	1,27	-39,1	-18,0	0,505	39,3	18,0	1,61	-42,7	-18,0	-0,272
	3	37,8	18,0		-38,9	-18,0		39,6	17,2		-42,7	-17,9	

Tabelle A30 Tragfähigkeitsminderung von Versuch 1 und 2 bei $t_{gap} = 50$ mm

Δ	Z.	Versuch 1						Versuch 2					
		1. Halbzyklus			2. Halbzyklus			1. Halbzyklus			2. Halbzyklus		
		F_{max}	$V_{(Fmax)}$	$\Delta F_{1-3,max}$	F_{max}	$V_{(Fmax)}$	$\Delta F_{1-3,max}$	F_{max}	$V_{(Fmax)}$	$\Delta F_{1-3,max}$	F_{max}	$V_{(Fmax)}$	$\Delta F_{1-3,max}$
mm		kN	mm	%	kN	mm	%	kN	mm	%	kN	mm	%
2,25	1	14,2	2,24		-18,2	-2,26		6,28	2,18		-20,3	-2,30	
	2	15,4	2,22	-8,18	-18,0	-2,22	2,03	7,01	2,16	-11,4	-19,6	-2,27	4,67
	3	15,3	2,23		-17,9	-2,22		6,99	2,12		-19,4	-2,28	
3,00	1	20,0	3,02		-21,7	-3,00		13,0	2,88		-22,6	-3,09	
	2	20,9	3,02	-4,04	-21,3	-2,98	1,79	15,1	2,91	-16,7	-22,1	-3,07	3,34
	3	20,8	2,99		-21,3	-2,98		15,2	2,87		-21,9	-3,05	
6,00	1	23,8	6,01		-24,9	-5,99		23,0	5,91		-24,8	-6,14	
	2	25,5	6,02	-9,03	-25,8	-5,95	-4,63	24,7	5,92	-9,29	-25,8	-6,16	-4,99
	3	26,0	6,03		-26,0	-5,97		25,2	5,89		-26,0	-6,16	
12,0	1	28,8	12,0		-29,9	-12,0		27,9	11,9		-30,6	-12,2	
	2	29,6	12,1	-3,48	-30,5	-11,9	-2,60	28,9	11,9	-4,91	-31,3	-12,2	-3,15
	3	29,8	12,0		-30,7	-12,0		29,2	11,9		-31,5	-12,2	
18,0	1	33,1	18,0		-34,9	-18,0		32,2	17,8		-36,3	-18,3	
	2	32,9	18,0	0,511	-35,1	-18,0	-0,949	31,6	17,8	1,38	-36,5	-18,3	-0,775
	3	32,9	18,1		-35,3	-17,9		31,7	17,8		-36,6	-18,3	

Tabelle A31 Dämpfungsverhältnis bei $t_{\text{gap}} = 0 \text{ mm}$

Δ mm	Z.	Ed		Ep		Veq		Veq,mean		Ed		Ep		Veq		Veq,mean		Ed		Ep		Veq		Veq,mean	
		kNmm	kNmm	kNmm	kNmm	%	%	kNmm	kNmm	%	%	kNmm	kNmm	kNmm	kNmm	%	%	kNmm	kNmm	%	%	kNmm	kNmm	%	%
2,25	1	13,2	67,1	3,14	86,3	9,48	51,4	10,7	63,8	2,67	10,7	63,8	2,67	58,5	85,4	10,9	58,5	85,4	10,9	2,03	12,2	80,3	2,42	5,10	
	2	8,21	68,6	1,90	82,0	1,92	9,91	7,91	65,2	1,93	7,91	65,2	1,93	9,82	78,5	1,99	9,82	78,5	1,99	3,35	27,9	113	3,94	6,05	
	3	6,10	69,2	1,40	79,9	1,60	8,02	6,17	66,3	1,48	6,17	66,3	1,48	23,9	111	3,43	23,9	111	3,43	10,78	77,5	114	10,78	6,05	
3,00	1	29,2	119	3,89	120	9,19	69,3	28,2	120	3,74	28,2	120	3,74	400	266	24,0	400	266	24,0	3,35	27,9	113	3,94	6,05	
	2	26,1	118	3,50	114	3,61	25,9	27,4	121	3,59	27,4	121	3,59	23,9	111	3,43	23,9	111	3,43	10,78	77,5	114	10,78	6,05	
	3	19,6	117	2,67	113	3,08	21,9	20,6	120	2,73	20,6	120	2,73	400	266	24,0	400	266	24,0	3,35	27,9	113	3,94	6,05	
6,00	1	277	265	16,6	393	23,6	393	282	213	21,0	282	213	21,0	400	266	24,0	400	266	24,0	13,8	214	267	12,7	15,9	
	2	192	271	11,3	203	12,5	203	196	279	11,2	196	279	11,2	179	261	10,9	179	261	10,9	13,8	214	267	12,7	15,9	
	3	157	270	9,28	173	10,6	173	160	275	9,24	160	275	9,24	400	266	24,0	400	266	24,0	13,8	214	267	12,7	15,9	
12,0	1	825	573	22,9	983	26,2	983	836	580	22,9	836	580	22,9	944	583	25,8	944	583	25,8	17,5	580	583	15,8	18,5	
	2	579	591	15,6	578	15,4	578	606	589	16,4	606	589	16,4	494	567	13,9	494	567	13,9	17,5	580	583	15,8	18,5	
	3	469	583	12,8	488	13,4	488	490	588	13,3	490	588	13,3	1247	939	21,1	1247	939	21,1	17,5	580	583	15,8	18,5	
18,0	1	1136	937	19,3	1302	21,6	1302	1160	947	19,5	1160	947	19,5	841	932	14,4	841	932	14,4	15,8	841	932	14,4	16,1	
	2	857	915	14,9	844	14,1	844	909	956	15,1	909	956	15,1	725	907	12,7	725	907	12,7	15,8	841	932	14,4	16,1	
	3	716	902	12,6	699	11,9	699	755	940	12,8	755	940	12,8	1247	939	21,1	1247	939	21,1	15,8	841	932	14,4	16,1	

Tabelle A32 Dämpfungsverhältnis bei $t_{gap} = 10 \text{ mm}$

Δ	Z.	1. Set			2. Set			3. Set			4. Set			5. Set		
		E_d kNmm	E_p kNmm	$V_{eq,mean}$ %	E_d kNmm	E_p kNmm	V_{eq} %	$V_{eq,mean}$ %	E_d kNmm	E_p kNmm	V_{eq} %	$V_{eq,mean}$ %	E_d kNmm	E_p kNmm	V_{eq} %	$V_{eq,mean}$ %
mm	1	9,50	46,5	3,25	61,6	73,2	13,4	13,2	56,7	3,70	55,5	51,4	17,2			
	2	14,4	50,1	4,57	20,3	72,0	4,50	19,8	61,8	5,11	19,5	61,9	5,01	8,82		
	3	11,4	49,8	3,66	17,6	72,3	3,89	14,5	61,8	3,74	16,3	60,9	4,25			
3,00	1	35,9	85,8	6,67	82,9	97,8	13,5	47,8	93,9	8,10	82,3	85,0	15,4			
	2	39,9	87,3	7,28	49,0	101	7,75	50,9	95,5	8,49	52,9	89,0	9,46	11,0		
	3	33,6	86,8	6,16	42,6	99,8	6,80	42,6	94,6	7,16	45,3	87,0	8,28			
6,00	1	250	205	19,4	364	217	26,7	266	200	21,2	346	198	27,8			
	2	216	210	16,4	246	220	17,8	234	209	17,8	241	201	19,1	21,3		
	3	179	208	13,7	210	216	15,4	197	208	15,1	210	196	17,0			
12,0	1	743	458	25,8	909	489	29,6	749	447	26,6	868	449	30,7			
	2	610	457	21,2	641	487	20,9	639	446	22,8	624	456	21,8	24,0		
	3	510	453	17,9	563	488	18,4	540	442	19,4	549	450	19,4			
18,0	1	1070	739	23,0	1274	792	25,6	1085	726	23,8	1227	742	26,3			
	2	904	711	20,3	945	781	19,2	939	702	21,3	940	751	19,9	20,6		
	3	778	704	17,6	863	795	17,3	809	696	18,5	733	746	15,6			

Tabelle A33 Dämpfungsverhältnis bei $t_{\text{gap}} = 20 \text{ mm}$

Δ	Z.	1. Versuch			2. Versuch			3. Versuch			4. Versuch			5. Versuch		
		Ed kNmm	Ep kNmm	Ve _{q,mean} %	Ed kNmm	Ep kNmm	Ve _q %	Ed kNmm	Ep kNmm	Ve _{q,mean} %	Ed kNmm	Ep kNmm	Ve _q %	Ed kNmm	Ep kNmm	Ve _{q,mean} %
mm	1	6,31	34,2	2,94	21,6	49,0	7,00	6,26	34,2	2,92	30,4	52,5	9,22			
	2	5,42	34,8	2,48	7,56	48,1	2,50	7,93	36,7	3,44	10,3	51,7	3,16			5,01
	3	4,23	34,4	1,96	6,20	47,4	2,08	5,96	35,9	2,64	8,52	51,3	2,65			
3,00	1	20,1	61,1	5,23	46,3	65,1	11,3	23,3	61,7	6,00	49,7	69,9	11,3			
	2	28,9	63,6	7,23	28,2	67,6	6,64	31,8	63,1	8,02	33,5	71,0	7,50			8,41
	3	22,4	63,5	5,62	23,9	67,5	5,63	26,5	63,3	6,67	29,0	72,1	6,40			
6,00	1	173	145	19,0	257	149	27,5	183	145	20,1	275	158	27,7			
	2	178	154	18,3	189	154	19,6	182	154	18,8	209	160	20,8			22,4
	3	155	155	15,9	168	152	17,5	159	155	16,4	185	159	18,5			
12,0	1	596	342	27,7	689	341	32,2	614	344	28,4	725	355	32,5			
	2	545	339	25,6	542	343	25,1	559	347	25,6	574	360	25,4			27,1
	3	478	345	22,1	484	342	22,5	487	349	22,2	520	355	23,3			
18,0	1	945	568	26,5	1032	560	29,3	964	576	26,6	1087	586	29,5			
	2	863	561	24,5	846	562	24,0	884	568	24,8	900	591	24,2			25,1
	3	762	557	21,8	763	558	21,8	781	564	22,1	801	588	21,7			

Tabelle A34 Dämpfungsverhältnis bei $t_{\text{gap}} = 30 \text{ mm}$

Δ mm	Zi	1			2			3			4			5			6				
		E_d kNmm	E_p kNmm	V_{eq} %	$V_{\text{eq,mean}}$ %	E_d kNmm	E_p kNmm	V_{eq} %	$V_{\text{eq,mean}}$ %	E_d kNmm	E_p kNmm	V_{eq} %	$V_{\text{eq,mean}}$ %	E_d kNmm	E_p kNmm	V_{eq} %	$V_{\text{eq,mean}}$ %	E_d kNmm	E_p kNmm	V_{eq} %	$V_{\text{eq,mean}}$ %
2,25	1	4,96	28,3	2,79		21,9	38,5	9,04		4,80	28,8	2,65		18,8	36,7	8,15		8,97	36,2	3,95	5,12
	2	7,09	29,0	3,89	3,29	9,75	38,3	4,05	5,46	6,59	28,8	3,65	3,07	7,40	36,2	3,26		7,40	36,2	3,26	
	3	5,75	28,6	3,20		7,83	37,8	3,29		5,25	28,6	2,92		40,9	49,6	13,1		40,9	49,6	13,1	
3,00	1	18,7	46,9	6,34		40,1	52,7	12,1		18,1	45,9	6,29		28,8	51,5	8,89		28,8	51,5	8,89	10,0
	2	25,4	47,5	8,52	7,41	29,7	55,0	8,59	9,43	24,7	47,6	8,26	7,23	25,6	51,3	7,93		25,6	51,3	7,93	
	3	22,1	47,6	7,38		26,2	55,0	7,58		21,5	48,0	7,13		208	115	28,9		208	115	28,9	
6,00	1	147	109	21,5		221	120	29,3		145	108	21,3		171	118	23,2		171	118	23,2	24,4
	2	151	114	21,0	20,4	183	124	23,5	24,7	150	115	20,6	20,2	157	118	21,2		157	118	21,2	
	3	136	115	18,7		165	124	21,2		135	116	18,5		490	257	30,4		490	257	30,4	
12,0	1	507	257	31,4		603	279	34,3		490	257	30,4		502	283	28,3		502	283	28,3	29,4
	2	483	266	28,9	28,8	518	281	29,3	30,2	470	263	28,5	28,2	469	284	26,2		469	284	26,2	
	3	434	264	26,2		479	282	27,0		422	260	25,8		937	473	31,5		937	473	31,5	
18,0	1	844	432	31,1		957	472	32,3		801	424	30,1		821	476	27,4		821	476	27,4	27,9
	2	790	429	29,3	29,1	832	469	28,2	28,5	749	410	29,1	28,6	737	476	24,7		737	476	24,7	
	3	720	428	26,8		734	467	25,0		679	405	26,7									

Tabelle A35 Dämpfungsverhältnis bei $t_{\text{exp}} = 40 \text{ mm}$

Δ mm	Z.	1. Set			2. Set			3. Set			4. Set		
		E_d kNmm	E_p kNmm	V_{eq} %	$V_{eq,mean}$ %	E_d kNmm	E_p kNmm	V_{eq} %	$V_{eq,mean}$ %	E_d kNmm	E_p kNmm	V_{eq} %	$V_{eq,mean}$ %
2,25	1	-1,05	23,5	-0,710	0,640	3,99	25,3	2,51	0,640	5,89	24,6	3,82	4,06
	2	-1,01	23,3	-0,691		0,015	24,9	0,010		7,11	25,0	4,52	
	3	-1,78	23,3	-1,21		-0,949	25,3	-0,598		6,06	25,1	3,84	
3,00	1	7,42	37,4	3,16	3,98	18,9	39,1	7,70	5,76	18,4	38,9	7,53	8,67
	2	11,3	37,1	4,85		12,6	39,1	5,10		25,1	40,1	10,0	
	3	9,20	37,2	3,94		11,0	39,2	4,47		21,5	40,1	8,53	
6,00	1	102	82,1	19,8	19,6	147	89,1	26,3	22,5	132	87,8	23,9	23,5
	2	113	87,0	20,6		124	92,3	21,4		142	93,3	24,2	
	3	101	88,1	18,2		117	93,2	20,0		132	93,7	22,4	
12,0	1	370	197	30,0	28,7	440	208	33,7	30,8	433	209	33,0	31,4
	2	360	202	28,4		394	211	29,8		433	215	32,0	
	3	364	208	27,8		381	209	29,0		398	217	29,2	
18,0	1	685	344	31,7	30,1	753	351	34,1	30,7	735	363	32,2	31,9
	2	643	340	30,1		675	351	30,6		715	354	32,2	
	3	608	339	28,5		598	349	27,2		667	340	31,2	

Tabelle A36 Dämpfungsverhältnis bei $t_{\text{gap}} = 50 \text{ mm}$

Δ	Zi	1. Set			2. Set			3. Set			4. Set			5. Set			
		E_d kNmm	E_p kNmm	V_{eq} %	$V_{\text{eq,mean}}$ %	E_d kNmm	E_p kNmm	V_{eq} %	$V_{\text{eq,mean}}$ %	E_d kNmm	E_p kNmm	V_{eq} %	$V_{\text{eq,mean}}$ %	E_d kNmm	E_p kNmm	V_{eq} %	$V_{\text{eq,mean}}$ %
mm	1	-2,17	15,8	-2,18	3,01	20,6	2,33	0,364	6,85	0,847	2,02	23,4	1,37	2,02	23,4	1,37	
	2	-2,40	17,1	-2,24	-1,89	20,0	-1,50	-0,165	7,57	-0,348	-2,33	22,2	-1,67	-2,33	22,2	-1,67	-0,694
	3	-2,66	17,1	-2,47	-2,17	19,9	-1,74	-0,253	7,42	-0,542	-2,49	22,1	-1,79	-2,49	22,1	-1,79	
3,00	1	1,54	30,2	0,81	11,0	32,5	5,38	-1,19	18,7	-1,01	9,08	35,0	4,13	9,08	35,0	4,13	
	2	4,36	31,6	2,20	4,93	31,8	2,47	-0,531	21,9	-0,386	1,28	33,9	0,602	1,28	33,9	0,602	1,71
	3	2,56	31,1	1,31	3,42	31,6	1,72	-1,27	21,8	-0,932	0,803	33,3	0,384	0,803	33,3	0,384	
6,00	1	77,4	71,6	17,2	118	74,4	25,2	50,4	68,1	11,8	107	76,1	22,3	107	76,1	22,3	
	2	96,2	76,8	19,9	102	76,8	21,2	77,1	73,1	16,8	88,5	79,4	17,7	88,5	79,4	17,7	18,7
	3	87,1	78,4	17,7	94,8	77,6	19,4	69,4	74,1	14,9	80,9	80,1	16,1	80,9	80,1	16,1	
12,0	1	334	173	30,7	384	179	34,1	297	165	28,6	363	186	31,0	363	186	31,0	
	2	341	178	30,4	350	182	30,6	305	171	28,3	334	192	27,7	334	192	27,7	28,3
	3	321	180	28,4	333	184	28,9	288	173	26,4	317	193	26,2	317	193	26,2	
18,0	1	616	298	32,9	668	314	33,9	567	286	31,6	639	332	30,6	639	332	30,6	
	2	594	296	31,9	617	315	31,1	546	281	30,9	589	334	28,1	589	334	28,1	27,8
	3	561	297	30,1	544	316,2	27,4	517	282	29,1	519	335	24,6	519	335	24,6	

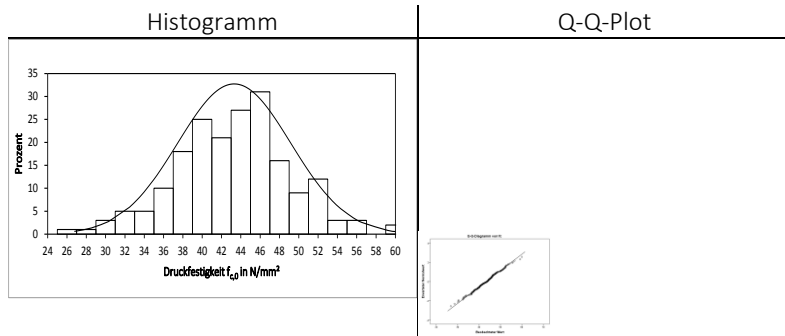
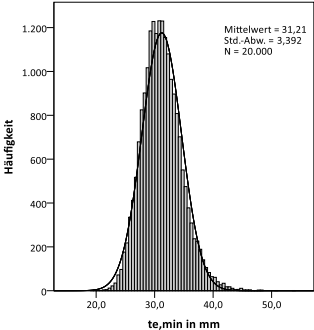
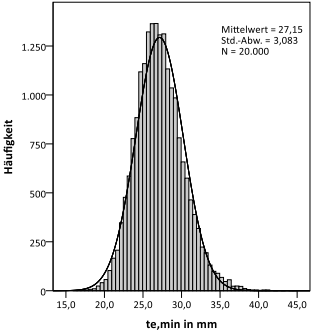


Bild A11 Häufigkeitsverteilung (links) und Quantile-Quantile-Plot der experimentell ermittelten Längsdruckfestigkeiten

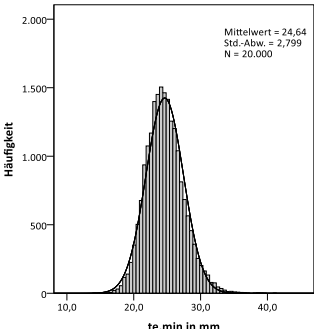
$t_{\text{gap}} = 0 \text{ mm}$



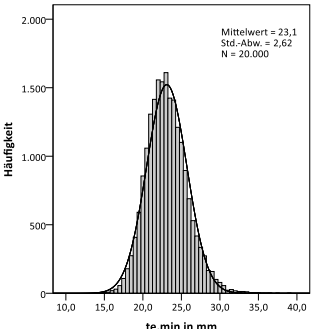
$t_{\text{gap}} = 10 \text{ mm}$



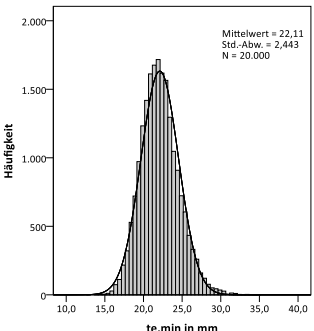
$t_{\text{gap}} = 20 \text{ mm}$



$t_{\text{gap}} = 30 \text{ mm}$



$t_{\text{gap}} = 40 \text{ mm}$



$t_{\text{gap}} = 50 \text{ mm}$

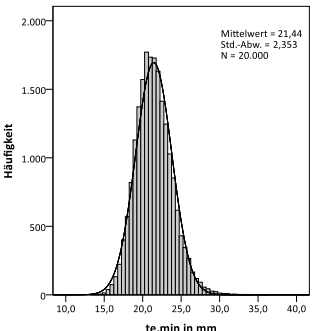
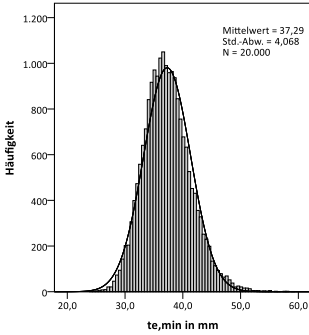
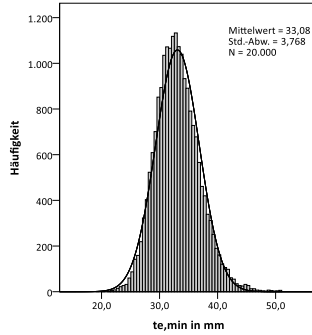


Bild A12 Histogramme der simulierten Mindesteinbindetiefen in mm für M_y (— normal)

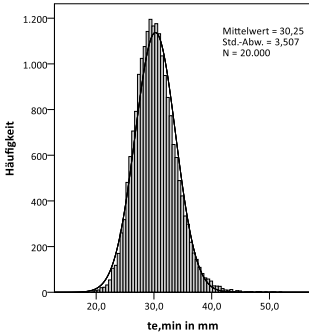
$t_{\text{gap}} = 0 \text{ mm}$



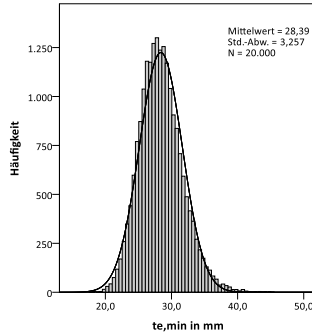
$t_{\text{gap}} = 10 \text{ mm}$



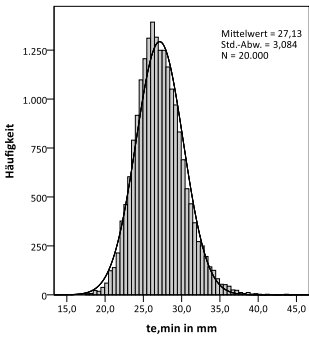
$t_{\text{gap}} = 20 \text{ mm}$



$t_{\text{gap}} = 30 \text{ mm}$



$t_{\text{gap}} = 40 \text{ mm}$



$t_{\text{gap}} = 50 \text{ mm}$

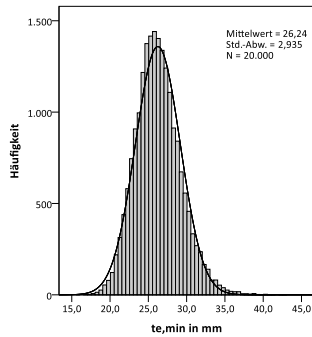


Bild A13 Histogramme der simulierten Mindesteinbindetiefen in mm für M_u (— normal)

Reibung

Nomenklatur:

X_Y-Z

X = Reihe 1, 2..9

Y = Versuch Nr.: 1, 2..5; oQ 1, 2, 3

Z = Durchlauf 1, 2 ,3

oQ = ohne Querlage

Bezeichnungen:

$\mu_{s,max,A}$ maximaler Haftreibbeiwert im Anfangsbereich der Kurve

$\mu_{s,max,G}$ maximaler Haftreibbeiwert der gesamten Kurve

$\mu_{s,mean,G}$ mittlerer Haftreibbeiwert über die gesamte Kurve

$\mu_{k,mean,G}$ mittlerer Gleitreibbeiwert über die gesamte Kurve

$\mu_{k,mean,E}$ mittlerer Gleitreibbeiwert über die Kurve ≥ 6 mm

Tabelle A37 Reibungskoeffizienten der Reihe 1 – Durchlauf 1 - 3

Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
1_1-1	0,466	0,466	0,385	0,331	0,306
1_1-2	0,363	0,363	0,320	0,278	0,270
1_1-3	0,341	0,341	0,295	0,254	0,249
1_2-1	0,453	0,453	0,431	0,274	0,264
1_2-2	0,403	0,422	0,398	0,206	0,200
1_2-3	0,408	0,408	0,374	0,184	0,180
1_3-1	0,448	0,448	0,409	0,265	0,246
1_3-2	0,404	0,404	0,370	0,222	0,219
1_3-3	0,357	0,375	0,347	0,205	0,203
1_4-1	0,404	0,404	0,360	0,234	0,225
1_4-2	0,370	0,370	0,317	0,214	0,210
1_4-3	0,339	0,343	0,306	0,204	0,202
1_5-1	0,447	0,447	0,409	0,277	0,268
1_5-2	0,414	0,415	0,375	0,236	0,233
1_5-3	0,349	0,366	0,333	0,233	0,232

Tabelle A38 Reibungskoeffizienten der Reihe 1 – Durchlauf 1

Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
1_1-1	0,466	0,466	0,385	0,331	0,306
1_2-1	0,453	0,453	0,431	0,274	0,264
1_3-1	0,448	0,448	0,409	0,265	0,246
1_4-1	0,404	0,404	0,360	0,234	0,225
1_5-1	0,447	0,447	0,409	0,277	0,268
Min	0,404	0,404	0,360	0,234	0,225
Max	0,466	0,466	0,431	0,331	0,306
Mean	0,444	0,444	0,399	0,276	0,262
s	0,023	0,023	0,027	0,035	0,030
COV in %	5,24	5,24	6,79	12,7	11,3

Tabelle A39 Reibungskoeffizienten der Reihe 2 – Durchlauf 1 - 3

Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
2_1-1	0,350	0,350	0,325	0,215	0,206
2_1-2	0,318	0,318	0,281	0,199	0,197
2_1-3	0,294	0,294	0,252	0,199	0,197
2_2-1	0,441	0,441	0,422	0,200	0,187
2_2-2	0,410	0,418	0,395	0,168	0,168
2_2-3	0,374	0,389	0,361	0,158	0,156
2_3-1	0,341	0,357	0,314	0,197	0,186
2_3-2	0,350	0,359	0,344	0,201	0,199
2_3-3	0,353	0,357	0,338	0,193	0,190
2_4-1	0,420	0,427	0,403	0,214	0,214
2_4-2	0,420	0,420	0,397	0,194	0,190
2_4-3	0,395	0,395	0,374	0,171	0,169
2_5-1	0,332	0,357	0,314	0,197	0,186
2_5-2	0,331	0,334	0,301	0,167	0,165
2_5-3	0,307	0,307	0,288	0,157	0,156

Tabelle A40 Reibungskoeffizienten der Reihe 2 – Durchlauf 1

Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
2_1-1	0,350	0,350	0,325	0,215	0,206
2_2-1	0,441	0,441	0,422	0,200	0,187
2_3-1	0,341	0,357	0,314	0,197	0,186
2_4-1	0,420	0,427	0,403	0,214	0,214
2_5-1	0,332	0,357	0,314	0,197	0,186
Min	0,332	0,350	0,314	0,197	0,186
Max	0,441	0,441	0,422	0,215	0,214
Mean	0,377	0,386	0,356	0,205	0,196
s	0,050	0,044	0,053	0,009	0,013
COV in %	13,3	11,3	14,8	4,37	6,72

Tabelle A41 Reibungskoeffizienten der Reihe 3 – Durchlauf 1 - 3

Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
3_1-1	0,336	0,336	0,279	0,245	0,239
3_1-2	0,309	0,309	0,253	0,218	0,215
3_1-3	0,312	0,312	0,233	0,204	0,202
3_2-1	0,333	0,367	0,355	0,289	0,290
3_2-2	0,362	0,389	0,363	0,294	0,296
3_2-3	0,370	0,395	0,368	0,297	0,298
3_3-1	0,394	0,421	0,406	0,338	0,341
3_3-2	0,396	0,411	0,399	0,316	0,320
3_3-3	0,385	0,417	0,395	0,308	0,312
3_4-1	0,347	0,351	0,330	0,192	0,185
3_4-2	0,361	0,361	0,347	0,169	0,166
3_4-3	0,368	0,368	0,337	0,160	0,158
3_5-1	0,346	0,360	0,347	0,197	0,192
3_5-2	0,392	0,392	0,361	0,181	0,179
3_5-3	0,397	0,397	0,372	0,165	0,162

Tabelle A42 Reibungskoeffizienten der Reihe 3 – Durchlauf 1

Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
3_1-1	0,336	0,336	0,279	0,245	0,239
3_2-1	0,333	0,367	0,355	0,289	0,290
3_3-1	0,394	0,421	0,406	0,338	0,341
3_4-1	0,347	0,351	0,330	0,192	0,185
3_5-1	0,346	0,360	0,347	0,197	0,192
Min	0,333	0,336	0,279	0,192	0,185
Max	0,394	0,421	0,406	0,338	0,341
Mean	0,351	0,367	0,343	0,252	0,249
s	0,025	0,033	0,046	0,062	0,066
COV in %	7,00	8,86	13,3	24,7	26,6

Tabelle A43 Reibungskoeffizienten der Reihe 4 – Durchlauf 1 - 3

Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
4_1-1	0,331	0,331	0,297	0,238	0,232
4_1-2	0,300	0,307	0,295	0,233	0,230
4_1-3	0,297	0,299	0,287	0,230	0,228
4_2-1	0,433	0,433	0,362	0,295	0,286
4_2-2	0,385	0,385	0,345	0,258	0,251
4_2-3	0,341	0,344	0,319	0,247	0,242
4_3-1	0,380	0,380	0,334	0,269	0,261
4_3-2	0,333	0,333	0,317	0,249	0,248
4_3-3	0,327	0,327	0,314	0,238	0,237
4_4-1	0,403	0,403	0,338	0,277	0,272
4_4-2	0,357	0,371	0,329	0,236	0,233
4_4-3	0,361	0,365	0,309	0,225	0,223
4_5-1	0,374	0,400	0,374	0,314	0,311
4_5-2	0,384	0,402	0,373	0,311	0,314
4_5-3	0,404	0,404	0,379	0,284	0,278

Tabelle A44 Reibungskoeffizienten der Reihe 4 – Durchlauf 1

Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
4_1-1	0,331	0,331	0,297	0,238	0,232
4_2-1	0,433	0,433	0,362	0,295	0,286
4_3-1	0,380	0,380	0,334	0,269	0,261
4_4-1	0,403	0,403	0,338	0,277	0,272
4_5-1	0,374	0,400	0,374	0,314	0,311
Min	0,331	0,331	0,297	0,238	0,232
Max	0,433	0,433	0,374	0,314	0,311
Mean	0,384	0,389	0,341	0,279	0,272
s	0,038	0,037	0,030	0,029	0,030
COV in %	9,76	9,63	8,65	10,2	10,9

Tabelle A45 Reibungskoeffizienten der Reihe 5 – Durchlauf 1 - 3

Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
5_1-1	0,297	0,297	0,277	0,238	0,239
5_1-2	0,310	0,310	0,308	0,236	0,232
5_1-3	0,306	0,306	0,303	0,221	0,219
5_2-1	0,321	0,321	0,308	0,225	0,221
5_2-2	0,312	0,312	0,290	0,216	0,213
5_2-3	0,300	0,300	0,279	0,199	0,197
5_3-1	0,341	0,341	0,309	0,236	0,233
5_3-2	0,310	0,310	0,304	0,226	0,225
5_3-3	0,314	0,317	0,313	0,220	0,218
5_4-1	0,332	0,332	0,282	0,206	0,199
5_4-2	0,276	0,276	0,246	0,191	0,189
5_4-3	0,268	0,268	0,259	0,180	0,177
5_5-1	0,308	0,308	0,274	0,228	0,232
5_5-2	0,310	0,310	0,286	0,211	0,210
5_5-3	0,302	0,306	0,288	0,201	0,200

Tabelle A46 Reibungskoeffizienten der Reihe 5 – Durchlauf 1

Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
5_1-1	0,297	0,297	0,277	0,238	0,239
5_2-1	0,321	0,321	0,308	0,225	0,221
5_3-1	0,341	0,341	0,309	0,236	0,233
5_4-1	0,332	0,332	0,282	0,206	0,199
5_5-1	0,308	0,308	0,274	0,228	0,232
Min	0,297	0,297	0,274	0,206	0,199
Max	0,341	0,341	0,309	0,238	0,239
Mean	0,320	0,320	0,290	0,227	0,225
s	0,018	0,018	0,017	0,013	0,016
COV in %	5,51	5,51	5,86	5,60	6,99

Tabelle A47 Reibungskoeffizienten der Reihe 6 – Durchlauf 1 - 3

Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
6_1-1	0,294	0,294	0,276	0,275	0,275
6_1-2	0,265	0,265	0,264	0,263	0,263
6_1-3	0,251	0,251	0,251	0,249	0,249
6_2-1	0,445	0,509	0,453	0,409	0,382
6_2-2	0,507	0,508	0,492	0,364	0,358
6_2-3	0,509	0,512	0,502	0,346	0,351
6_3-1	0,471	0,524	0,482	0,407	0,363
6_3-2	0,471	0,522	0,463	0,421	0,346
6_3-3	0,511	0,512	0,509	0,347	0,351
6_4-1	0,309	0,318	0,291	0,208	0,205
6_4-2	0,353	0,353	0,308	0,192	0,189
6_4-3	0,320	0,321	0,314	0,181	0,179
6_5-1	0,331	0,332	0,312	0,240	0,239
6_5-2	0,376	0,376	0,336	0,237	0,235
6_5-3	0,385	0,387	0,364	0,224	0,224

Tabelle A48 Reibungskoeffizienten der Reihe 6 – Durchlauf 1

Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
6_1-1	0,294	0,294	0,276	0,275	0,275
6_2-1	0,445	0,509	0,453	0,409	0,382
6_3-1	0,471	0,524	0,482	0,407	0,363
6_4-1	0,309	0,318	0,291	0,208	0,205
6_5-1	0,331	0,332	0,312	0,240	0,239
Min	0,294	0,294	0,276	0,208	0,205
Max	0,471	0,524	0,482	0,409	0,382
Mean	0,370	0,395	0,363	0,308	0,293
s	0,082	0,112	0,097	0,095	0,077
COV in %	22,2	28,3	26,7	30,7	26,4

Tabelle A49 Reibungskoeffizienten der Reihe 7 – Durchlauf 1 - 3

Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
7_1-1	0,337	0,337	0,321	0,301	0,300
7_1-2	0,333	0,356	0,342	0,318	0,322
7_1-3	0,329	0,357	0,343	0,316	0,321
7_2-1	0,345	0,345	0,313	0,273	0,271
7_2-2	0,351	0,351	0,311	0,262	0,261
7_2-3	0,316	0,342	0,307	0,255	0,252
7_3-1	0,317	0,317	0,310	0,265	0,262
7_3-2	0,314	0,318	0,310	0,261	0,261
7_3-3	0,313	0,313	0,304	0,252	0,254
7_4-1	0,392	0,392	0,341	0,281	0,274
7_4-2	0,363	0,364	0,327	0,265	0,261
7_4-3	0,344	0,358	0,324	0,254	0,251
7_5-1	0,347	0,347	0,319	0,275	0,275
7_5-2	0,335	0,335	0,309	0,270	0,270
7_5-3	0,326	0,333	0,311	0,269	0,270

Tabelle A50 Reibungskoeffizienten der Reihe 7 – Durchlauf 1

Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
7_1-1	0,337	0,337	0,321	0,301	0,300
7_2-1	0,345	0,345	0,313	0,273	0,271
7_3-1	0,317	0,317	0,310	0,265	0,262
7_4-1	0,392	0,392	0,341	0,281	0,274
7_5-1	0,347	0,347	0,319	0,275	0,275
Min	0,317	0,317	0,310	0,265	0,262
Max	0,392	0,392	0,341	0,301	0,300
Mean	0,348	0,348	0,321	0,279	0,277
s	0,027	0,027	0,012	0,013	0,014
COV in %	7,87	7,87	3,79	4,83	5,11

Tabelle A51 Reibungskoeffizienten der Reihe 8 – Durchlauf 1 - 3

Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
8_1-1	0,372	0,374	0,358	0,332	0,338
8_1-2	0,380	0,409	0,391	0,358	0,364
8_1-3	0,425	0,425	0,401	0,359	0,363
8_2-1	0,314	0,314	0,301	0,260	0,260
8_2-2	0,307	0,323	0,298	0,248	0,248
8_2-3	0,299	0,319	0,293	0,230	0,231
8_3-1	0,279	0,279	0,271	0,242	0,245
8_3-2	0,278	0,288	0,278	0,238	0,237
8_3-3	0,272	0,272	0,265	0,230	0,230
8_4-1	0,338	0,338	0,309	0,259	0,259
8_4-2	0,320	0,320	0,312	0,259	0,258
8_4-3	0,311	0,314	0,304	0,254	0,253
8_5-1	0,294	0,294	0,271	0,253	0,256
8_5-2	0,270	0,279	0,265	0,221	0,219
8_5-3	0,268	0,280	0,263	0,235	0,234

Tabelle A52 Reibungskoeffizienten der Reihe 8 – Durchlauf 1

Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
8_1-1	0,372	0,374	0,358	0,332	0,338
8_2-1	0,314	0,314	0,301	0,260	0,260
8_3-1	0,279	0,279	0,271	0,242	0,245
8_4-1	0,338	0,338	0,309	0,259	0,259
8_5-1	0,294	0,294	0,271	0,253	0,256
Min	0,279	0,279	0,271	0,242	0,245
Max	0,372	0,374	0,358	0,332	0,338
Mean	0,320	0,320	0,302	0,269	0,272
s	0,037	0,037	0,036	0,036	0,038
COV in %	11,5	11,7	11,9	13,4	13,9

Tabelle A53 Reibungskoeffizienten der Reihe 9 – Durchlauf 1 - 3

Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
9_1-1	0,362	0,431	0,401	0,375	0,387
9_1-2	0,409	0,442	0,418	0,376	0,382
9_1-3	0,389	0,438	0,411	0,371	0,375
9_2-1	0,391	0,483	0,474	0,474	0,371
9_2-2	0,451	0,455	0,449	0,332	0,334
9_2-3	0,422	0,444	0,438	0,326	0,328
9_3-1	0,430	0,541	0,487	0,485	0,410
9_3-2	0,503	0,510	0,503	0,381	0,385
9_3-3	0,505	0,511	0,504	0,372	0,372
9_4-1	0,323	0,357	0,322	0,273	0,280
9_4-2	0,322	0,365	0,337	0,287	0,290
9_4-3	0,332	0,367	0,341	0,284	0,288
9_5-1	0,313	0,358	0,326	0,291	0,298
9_5-2	0,339	0,376	0,348	0,295	0,300
9_5-3	0,357	0,378	0,348	0,299	0,303

Tabelle A54 Reibungskoeffizienten der Reihe 9 – Durchlauf 1

Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
9_1-1	0,362	0,431	0,401	0,375	0,387
9_2-1	0,391	0,483	0,474	0,474	0,371
9_3-1	0,430	0,541	0,487	0,485	0,410
9_4-1	0,323	0,357	0,322	0,273	0,280
9_5-1	0,313	0,358	0,326	0,291	0,298
Min	0,313	0,357	0,322	0,273	0,280
Max	0,430	0,541	0,487	0,485	0,410
Mean	0,364	0,434	0,402	0,380	0,349
s	0,048	0,080	0,079	0,099	0,057
COV in %	13,3	18,5	19,6	26,1	16,3

Tabelle A55 Reibungskoeffizienten der Reihen oQ 1 bis oQ 3 – Durchlauf 1 – 3

Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
oQ 1_1-1	0,345	0,380	0,347	0,281	0,282
oQ 1_1-2	0,370	0,398	0,373	0,280	0,278
oQ 1_1-3	0,370	0,399	0,359	0,279	0,275
oQ 1_2-1	0,408	0,410	0,381	0,268	0,262
oQ 1_2-2	0,402	0,430	0,395	0,257	0,252
oQ 1_2-3	0,415	0,452	0,417	0,263	0,260
oQ 1_3-1	0,347	0,380	0,364	0,257	0,254
oQ 1_3-2	0,347	0,388	0,364	0,239	0,234
oQ 1_3-3	0,363	0,377	0,346	0,223	0,217
Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
oQ 2_1-1	0,335	0,355	0,338	0,269	0,268
oQ 2_1-2	0,359	0,376	0,366	0,270	0,269
oQ 2_1-3	0,371	0,371	0,349	0,266	0,267
oQ 2_2-1	0,339	0,379	0,348	0,208	0,203
oQ 2_2-2	0,356	0,371	0,345	0,189	0,187
oQ 2_2-3	0,353	0,353	0,325	0,186	0,185
oQ 2_3-1	0,386	0,398	0,338	0,231	0,223
oQ 2_3-2	0,357	0,357	0,311	0,216	0,214
oQ 2_3-3	0,358	0,362	0,305	0,205	0,205
Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
oQ 3_1-1	0,384	0,461	0,383	0,320	0,324
oQ 3_1-2	0,430	0,474	0,397	0,321	0,325
oQ 3_1-3	0,397	0,405	0,391	0,310	0,314
oQ 3_2-1	0,387	0,408	0,386	0,261	0,255
oQ 3_2-2	0,380	0,405	0,374	0,243	0,241
oQ 3_2-3	0,393	0,393	0,363	0,233	0,233
oQ 3_3-1	0,335	0,345	0,333	0,259	0,246
oQ 3_3-2	0,328	0,328	0,312	0,221	0,219
oQ 3_3-3	0,329	0,331	0,317	0,213	0,211

Tabelle A56 Reibungskoeffizienten der Reihen oQ 4 bis oQ 6 – Durchlauf 1 - 3

Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
oQ 4_1-1	0,353	0,406	0,385	0,355	0,362
oQ 4_1-2	0,396	0,420	0,404	0,365	0,366
oQ 4_1-3	0,393	0,419	0,403	0,359	0,360
oQ 4_2-1	0,321	0,323	0,310	0,270	0,275
oQ 4_2-2	0,322	0,334	0,310	0,247	0,246
oQ 4_2-3	0,324	0,324	0,308	0,235	0,236
oQ 4_3-1	0,335	0,380	0,357	0,294	0,298
oQ 4_3-2	0,409	0,419	0,387	0,314	0,312
oQ 4_3-3	0,368	0,429	0,379	0,305	0,304
Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
oQ 5_1-1	0,380	0,433	0,412	0,385	0,389
oQ 5_1-2	0,402	0,427	0,417	0,377	0,380
oQ 5_1-3	0,419	0,430	0,422	0,378	0,381
oQ 5_2-1	0,316	0,355	0,325	0,288	0,287
oQ 5_2-2	0,344	0,352	0,340	0,281	0,282
oQ 5_2-3	0,359	0,374	0,340	0,274	0,274
oQ 5_3-1	0,352	0,469	0,389	0,289	0,290
oQ 5_3-2	0,451	0,479	0,466	0,269	0,271
oQ 5_3-3	0,426	0,472	0,448	0,261	0,264
Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
oQ 6_1-1	0,395	0,467	0,428	0,369	0,368
oQ 6_1-2	0,452	0,452	0,419	0,382	0,395
oQ 6_1-3	0,430	0,446	0,424	0,365	0,368
oQ 6_2-1	0,341	0,384	0,360	0,326	0,336
oQ 6_2-2	0,365	0,396	0,383	0,323	0,326
oQ 6_2-3	0,382	0,411	0,386	0,321	0,326
oQ 6_3-1	0,289	0,317	0,310	0,279	0,274
oQ 6_3-2	0,308	0,320	0,313	0,266	0,266
oQ 6_3-3	0,294	0,309	0,302	0,258	0,259

Tabelle A57 Reibungskoeffizienten der Reihen oQ 7 bis oQ 9 – Durchlauf 1 - 3

Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
oQ 7_1-1	0,376	0,481	0,454	0,452	0,461
oQ 7_1-2	0,451	0,489	0,478	0,467	0,472
oQ 7_1-3	0,463	0,496	0,486	0,466	0,471
oQ 7_2-1	0,338	0,363	0,346	0,306	0,312
oQ 7_2-2	0,364	0,401	0,380	0,347	0,354
oQ 7_2-3	0,381	0,432	0,399	0,363	0,370
oQ 7_3-1	0,321	0,323	0,308	0,299	0,296
oQ 7_3-2	0,327	0,331	0,322	0,304	0,309
oQ 7_3-3	0,322	0,322	0,316	0,290	0,288
Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
oQ 8_1-1	0,412	0,505	0,484	0,470	0,464
oQ 8_1-2	0,460	0,487	0,474	0,391	0,396
oQ 8_1-3	0,427	0,478	0,454	0,401	0,403
oQ 8_2-1	0,334	0,406	0,379	0,346	0,349
oQ 8_2-2	0,383	0,417	0,389	0,354	0,360
oQ 8_2-3	0,366	0,408	0,385	0,342	0,349
oQ 8_3-1	0,314	0,348	0,334	0,310	0,317
oQ 8_3-2	0,374	0,377	0,356	0,331	0,336
oQ 8_3-3	0,363	0,387	0,363	0,332	0,337
Reihe	$\mu_{s,max,A}$	$\mu_{s,max,G}$	$\mu_{s,mean,G}$	$\mu_{k,mean,G}$	$\mu_{k,mean,E}$
oQ 9_1-1	0,396	0,534	0,524	0,521	0,424
oQ 9_1-2	0,471	0,522	0,482	0,393	0,371
oQ 9_1-3	0,462	0,509	0,471	0,401	0,368
oQ 9_2-1	0,342	0,445	0,408	0,390	0,407
oQ 9_2-2	0,407	0,464	0,430	0,393	0,399
oQ 9_2-3	0,395	0,453	0,428	0,371	0,372
oQ 9_3-1	0,363	0,442	0,407	0,391	0,406
oQ 9_3-2	0,400	0,469	0,437	0,413	0,423
oQ 9_3-3	0,427	0,477	0,448	0,411	0,420

Grundlagen der numerischen Untersuchung nach [21]

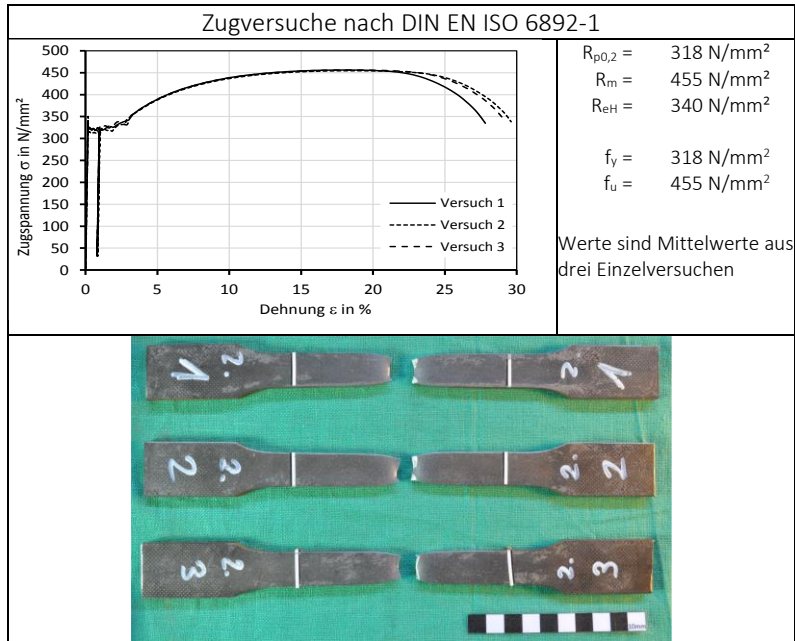


Bild A 14 Ingenieurmäßige Spannungs-Dehnungsdiagramme von drei Zugproben an 6 mm dickem Stahlblech S235 JR (oben) und Zugproben nach dem Versuch (unten) [21]

Im FE-Modell werden die „wahren“ Spannungs-Dehnungs-Beziehungen verwendet. Hierfür werden die „ingenieurmäßigen“ Spannungs-Dehnungs-Beziehungen in „wahre“ umgerechnet [50].

$$\varepsilon_{\text{wahr}} = \ln(1 + \varepsilon_{\text{ing}}) \quad (\text{A-7})$$

$$\sigma_{\text{wahr}} = \sigma_{\text{ing}} (1 + \varepsilon_{\text{ing}}) \quad (\text{A-8})$$

$$\varepsilon_{\text{wahr,Bruch}} = \ln\left(\frac{A_0}{A_{\text{Bruch}}}\right) \quad (\text{A-9})$$

$$\sigma_{\text{wahr,Bruch}} = \frac{F_{\text{Bruch}}}{A_{\text{Bruch}}} \quad (\text{A-10})$$

$$\varepsilon_{\text{wahr,elastisch}} = \frac{\sigma_{\text{wahr}}}{E} \quad \text{mit } E \approx 200000 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{A-11})$$

Die Umrechnungen nach den Gln. (A-7) bis (A-11) sind in Tabelle A 58 zusammengefasst. Die wahren Spannungs-Dehnungs-Beziehungen werden ab der Fließgrenze ins FE-Modell implementiert (kursive Werte in Tabelle A 58). Bild A 15 zeigt die grafische Auswertung beider Kurven.

Tabelle A 58 Ingenieurmäßige, wahre und plastische Dehnungen sowie zugehörige Spannungen [21]

ϵ_{ing}	σ_{ing}	ϵ_{wahr}	σ_{wahr}	$\epsilon_{wahr,plastisch}$
0,0000	0	0,0000	0	0,0000
0,0016	320	0,0016	321	0,0000
0,0148	320	0,0147	325	0,0131
0,0410	373	0,0402	388	0,0382
0,0670	409	0,0649	436	0,0627
0,1050	438	0,0998	484	0,0974
0,1643	455	0,1521	530	0,1495

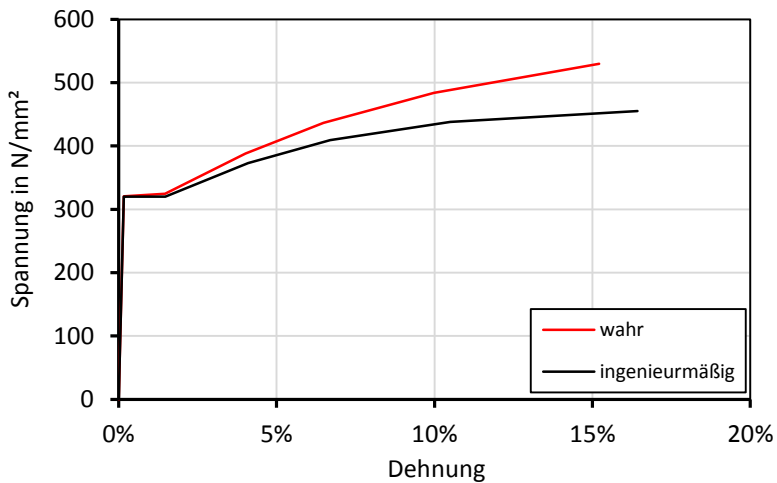


Bild A 15 Vergleich der ingenieurmäßigen und wahren Spannungs-Dehnungs-Beziehungen bis zum Erreichen der ingenieurmäßigen Zugspannung [21]

Materialmodelle:**Stahl:**

- Materialmodell: Isotrope Elastizität mit wahrer Spannungs-Dehnungs-Beziehung
- Verfestigungsmechanismus: Multilineare kinematische Verfestigung (Kursiv gedruckte Werte in Tabelle A 58)
- Festigkeit: Zug- und Druck-Streckgrenze mit max. Zug- und Druck-Festigkeit

BSP:

- Materialmodell: Orthotrope Elastizität (Tabelle A 59)

Tabelle A 59 Elastizitätskonstanten und Festigkeiten nach [21]

Lage	E_x N/mm ²	E_y N/mm ²	E_z N/mm ²	G_{yz} N/mm ²	G_{xz} N/mm ²	G_{xy} N/mm ²	ν_{xy} -	ν_{xz} -	ν_{yz} -
Längs	550	11000	550	690	69	690	0,024	0,42	0,48
Quer	11000	550	550	69	690	690	0,48	0,024	0,42

Lage	σ_{+x} N/mm ²	σ_{-x} N/mm ²	σ_{+y} N/mm ²	σ_{-y} N/mm ²	σ_{+z} N/mm ²	σ_{-z} N/mm ²	τ_{xy} N/mm ²	τ_{xz} N/mm ²	τ_{yz} N/mm ²
Längs	1	-5	50	-43	1	-5	10	10	10
Quer	50	-43	1	-5	1	-5	10	10	10

Vernetzung:*Tabelle A60 Minimale Kantenlängen*

Richtung	Stahlblech			BSP-Längslage			BSP-Längslage		
	x	y	z	x	y	z	x	y	z
	1	1	8	8	8	8	8	8	5

Ein feineres Netz führte zu keiner nennenswerten Verbesserung der Ergebnisse.

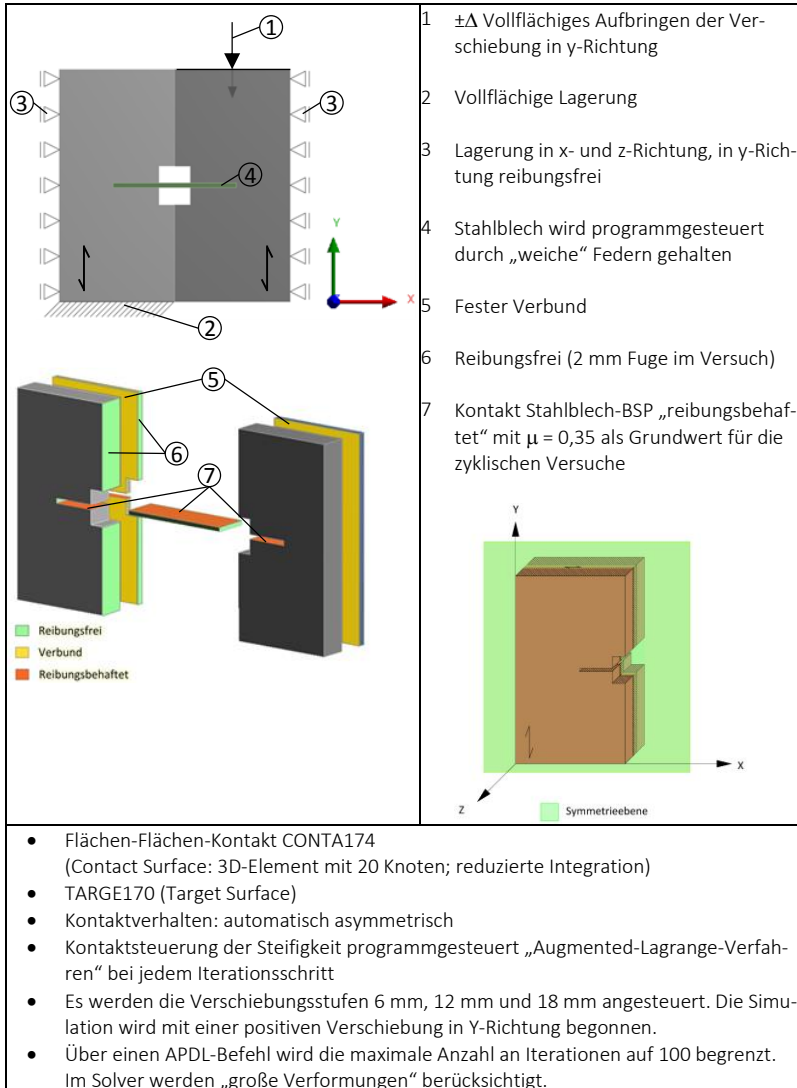


Bild A16 Zusammenfassung FE-Modell: Lagerungsbedingungen (oben links), Kontaktbedingungen (Mitte links), Symmetrieebene (Mitte rechts) und allgemeine Angaben (unten) [21]

Anhang zu Abschnitt 6

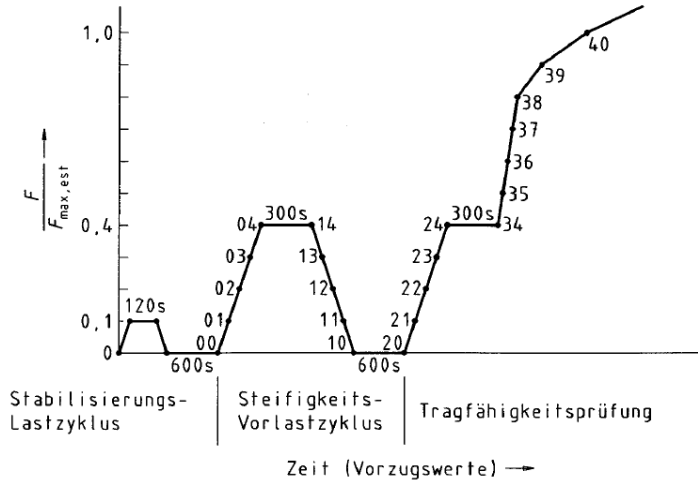


Bild A17 Belastungsprotokoll der monotonen Wandscheibenversuche aus DIN EN 594

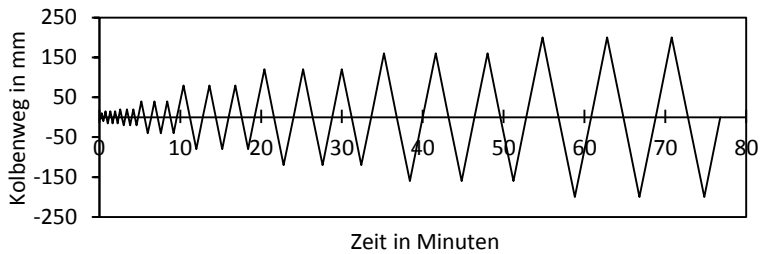


Bild A18 Belastungsprotokoll der zyklischen Wandscheibenversuche

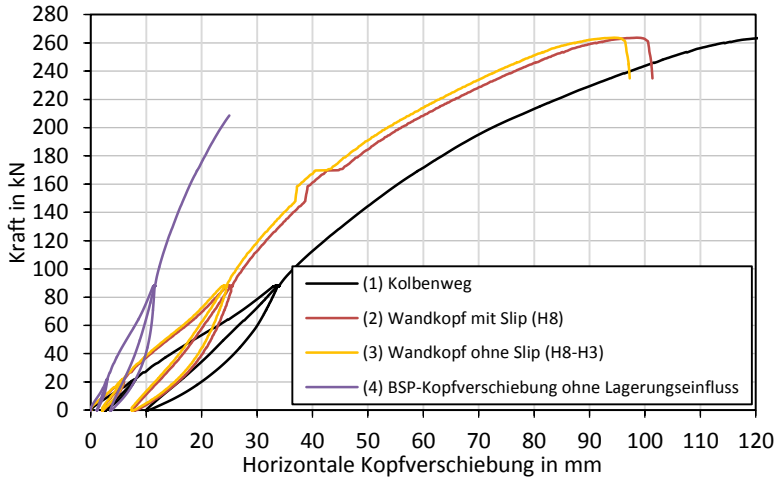


Bild A19 W1_1. Last-Verschiebungskurven bezogen auf den Wandkopf

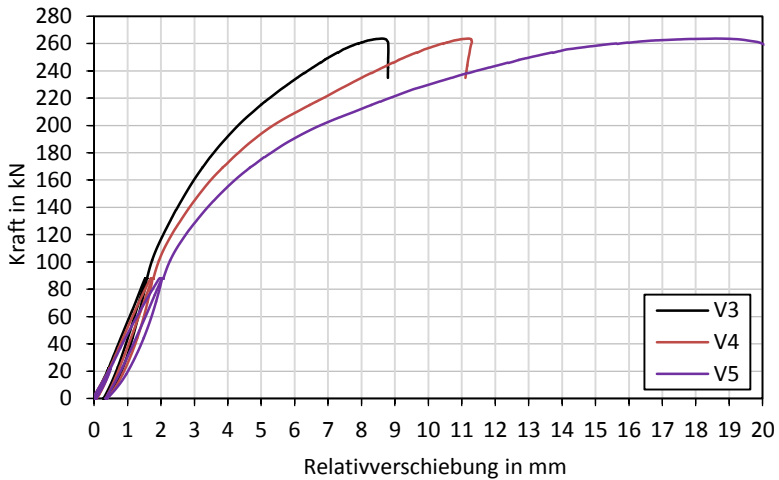


Bild A20 W1_1. Ungleichmäßige Relativverschiebungen in den Schmalseiten-fugen

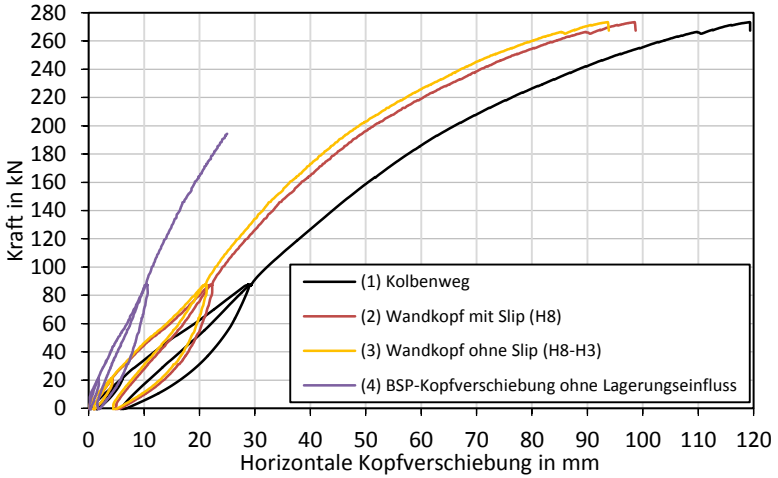


Bild A21 W1_3. Last-Verschiebungskurven bezogen auf den Wandkopf

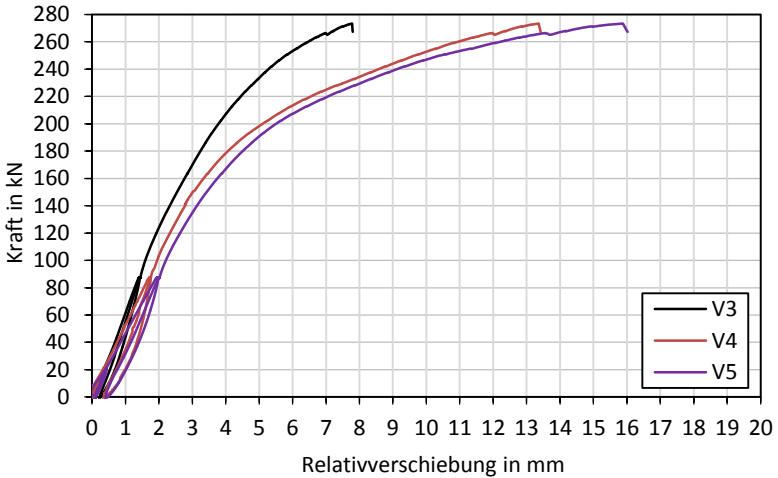


Bild A22 W1_3. Ungleichmäßige Relativverschiebungen in den Schmalseitenfugen

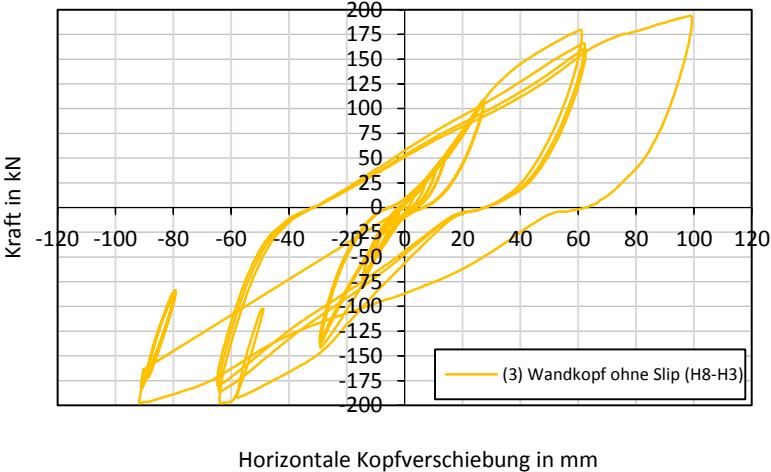


Bild A23 W2_2. Last-Verschiebungskurve bezogen auf den Wandkopf

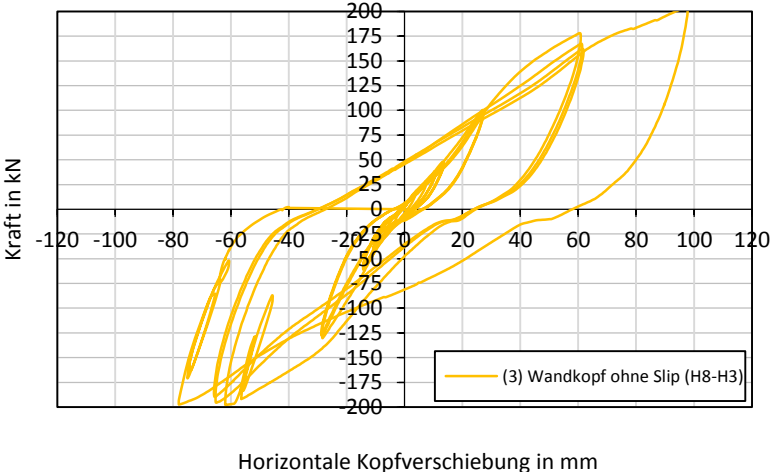


Bild A24 W2_3. Last-Verschiebungskurve bezogen auf den Wandkopf

Brettsperrholzelemente sind aufgrund ihrer hohen Schubtragfähigkeit und Schubsteifigkeit, verglichen mit anderen Holzbausystemen, besonders geeignet, um Einwirkungen in Scheibenebene abzutragen und damit Gebäude auszusteifen. Gleichwohl weisen heute gebräuchliche Verbindungstechniken vergleichsweise geringe Tragfähigkeits- und Steifigkeitswerte auf. Die technisch mögliche Aussteifungswirkung von Brettsperrholz lässt sich daher nur eingeschränkt ausnutzen. Um diese Einschränkung zu überwinden wurden leistungsfähige und kosteneffiziente Kontaktverbindungen entwickelt. Das zukünftige Anwendungsfeld dieser Verbindungen wird bei Wohn- und Geschäftsgebäuden mit bis zu zehn Stockwerken im innerstädtischen Bereich gesehen. Aufgrund der sehr hohen mechanischen Leistungsfähigkeit und Energiedissipation können diese Kontaktverbindungen einen Beitrag leisten, um die Brettsperrholzbauweise als ökologisches, ökonomisches und zukunftsweisendes Bausystem am Markt zu etablieren. Das Potential dieser Verbindungen ist noch nicht erschöpft und es besteht weiterer Forschungsbedarf.

