

Untersuchung von Hirnholzverbindungen mit eingeklebten Stahlstäben in Brettschichtholz



M-4-10/2017

Maximilian FIEBICH
Institut für Holzbau und Holztechnologie
Technische Universität Graz



Maximilian Fiebich, BSc

Untersuchung von Hirnholzverbindungen mit eingeklebten Stahlstäben in Brettschichtholz

MASTERARBEIT

zur Erlangung des akademischen Grades
Diplom-Ingenieur
Masterstudium Bauingenieurwissenschaften – Konstruktiver Ingenieurbau

Eingereicht an der
Technischen Universität Graz

Betreuer
Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Gerhard Schickhofer
Institut für Holzbau und Holztechnologie

Dipl.-Ing. Dr.techn. Andreas Ringhofer
Institut für Holzbau und Holztechnologie

Graz, September 2017

EIDESSTATTLICHE ERKLÄRUNG AFFIDAVIT

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

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

Datum / Date

Unterschrift / Signature

Danksagung

Danke Danke

Kurzfassung

Die Errichtung von Windenergieanlagen wird durch die Energiewende in Deutschland bereits seit einigen Jahren stark forciert. Dabei liegt der Gedanke nahe, dass die teilweise über 100 m hohen Türme nicht nur erneuerbare Energie produzieren, sondern auch aus einem nachwachsenden und CO₂-neutralen Baustoff, wie Holz, bestehen sollten. Die Firma Green Tower Entwicklungs GmbH hat es sich zum Ziel gesetzt, einen solchen Turm in Holz-Hybridbauweise zu entwickeln. An die Verbindungen der Brettschichtholzträger und Aussteifungselemente, des als räumliches Fachwerk konzipierten Fußteiles dieses Turmes, werden dabei hohe Anforderungen hinsichtlich Tragfähigkeit, Steifigkeit, Ermüdungssicherheit und Wirkungsgrad gestellt. Im Werk vorgefertigte Hirnholz-Anschlüsse mit eingeklebten Gewindestangen, die in luftigen Höhen ohne großen Aufwand zusammengesetzt werden können, bieten dabei beste Voraussetzungen, diese Herausforderungen zu erfüllen. Dies zum Anlass nehmend, wurde das Institut für Holzbau und Holztechnologie mit der Entwicklung bzw. Optimierung einer solchen Verbindungslösung beauftragt, wovon ein wesentlicher Teil den Inhalt der vorliegenden Masterarbeit darstellt. Aufbauend auf einer Literaturrecherche, welche sich neben dem Verbindungsmittel „eingeklebte Gewindestange“ speziell mit dem komplexen Themengebiet der Materialermüdung beschäftigt, sowie einer Reihe an Voruntersuchungen zur Herstellbarkeit dieses Verbindungssystems, wird im Rahmen der vorliegenden Arbeit das Tragverhalten axial beanspruchter, faserparallel eingeklebter einzelner Gewindestangen experimentell untersucht. Die damit einhergehende Parametervariation betrifft speziell den Stangendurchmesser sowie die Einklebelänge. Im Anschluss werden die Prüfergebnisse mit Vorhersagewerten aus vorhandenen Modellansätzen verglichen und bilden die Basis für die Untersuchungen an Verbindungsmittelgruppen als Inhalt des weiteren Projektverlaufs.

Abstract

The erection of wind power plants is pushed by the energy revolution in Germany over the last years. The height of these towers is commonly in a range of 100 m. In regard to the saving of resources, there is the idea to use the renewable and CO₂-neutral material timber for related tower construction. The company Green Tower Entwicklungs GmbH has set itself the goal of developing such a wind power plant with the bearing structure in form of a timber hybrid construction. The connections of the glulam beams and bracing elements as parts of the lower tower section, which is designed as spatial framework, set high demands on load-bearing capacity, stiffness, fatigue safety and efficiency. The prefabricated end-grain joints with glued-in threaded rods, which can be assembled easily on site, offer the best conditions to meet these goals. Consequently, the Institute of Timber Engineering and Wood Technology was asked to develop and optimize such a connection solution. A major part of this project is content of this master thesis. A literature research, which focuses on the specifics of glued-in rods and examined the complex subject of material fatigue, as well as a series of preliminary investigations on the feasibility of this connection system, form a solid basis for experimental campaigns examining the bearing behavior of axially loaded, single glued-in threaded rods. The related parameter variation in particular comprises the rod diameter as well as the length of the glue line. Subsequently, the test results are compared with values predicted by existing approaches and form the basis for investigations on group joints as content of the further project development.

Inhaltsverzeichnis

KAPITEL 1: EINLEITUNG	1
1-1 MOTIVATION UND ZIEL DER ARBEIT	1
1-2 AUFBAU DER ARBEIT	2
KAPITEL 2: GRUNDLAGEN DER MATERIALERMÜDUNG	4
2-1 EINLEITUNG IN DIE ERMÜDUNG	4
2-2 GESCHICHTE DER ERMÜDUNG	4
2-3 ERMÜDUNG BEI WINDKRAFTANLAGEN	7
2-4 BEGRIFFSDEFINITIONEN.....	9
KAPITEL 3: ERMÜDUNGSVERHALTEN UND BERECHNUNGSANSÄTZE	17
3-1 ERMÜDUNG VON HOLZ.....	17
3-2 ERMÜDUNG VON STAHL	35
KAPITEL 4: EINGEKLEBTE GEWINDESTANGEN	43
4-1 EINFÜHRUNG	43
4-2 VERBINDUNGSKOMPONENTEN	45
4-3 HERSTELLUNG	49
4-4 KRAFTÜBERTRAGUNG.....	51
4-5 KRAFTFLUSS	55
4-6 MECHANISCHE MODELLE	56
4-7 VERSAGENSMECHANISMEN.....	64
4-8 PHYSIKALISCHE EINFLÜSSE.....	65
4-9 GEOMETRISCHE EINFLÜSSE.....	72
4-10 STEIFIGKEIT	81
4-11 GRUPPENEFFEKT	83
4-12 EINFLUSS DER BEANSPRUCHUNGSART	83
4-13 TESTBELASTUNG.....	83
4-14 NORMATIVE REGELN	86
4-15 ZULASSUNGEN	89
4-16 BEMESSUNGSVORSCHLÄGE.....	93
4-17 VERGLEICH ZWISCHEN NORMEN UND BERECHNUNGSANSÄTZEN	101
4-18 ERMÜDUNG VON EINGEKLEBTEN STAHLSTÄBEN	106
4-19 EINFLUSS EINER VORSPANNUNG.....	111

4-20	ZUSAMMENFASSUNG DER LITERATURRECHERCHE.....	129
KAPITEL 5: MATERIAL UND METHODEN.....		131
5-1	PRÜFSERIEN UND ZIEL	131
5-2	MATERIAL.....	135
5-3	METHODEN	144
KAPITEL 6: VORVERSUCHE HERSTELLUNG UND KONTROLLE		157
6-1	VORVERSUCHE V1	157
6-2	VORVERSUCHE V2	161
6-3	VORVERSUCHE V3	163
6-4	VORVERSUCHE V4	165
6-5	VORVERSUCHE V5	166
6-6	ZUSAMMENFASSUNG	170
KAPITEL 7: AUSWERTUNG DER BELASTUNGSPRÜFUNGEN.....		171
7-1	KLEBSTOFFVERGLEICH VORVERSUCHE V6	171
7-2	STAHLVERSUCHE VORVERSUCHE V7	179
7-3	HAUPTSERIE – EINZELSTAB	181
KAPITEL 8: ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK		203
ANHANG A VERZEICHNISSE.....		1
A-1	LITERATURVERZEICHNIS	1
ANHANG B DIVERSE ANDERE ANHÄNGE.....		8
B-1	PHYSIKALISCHE UND MECHANISCHE MATERIALEIGENSCHAFTEN VON HOLZPRODUKTEN.....	8
B-1	PRÜFWERTE DER VORVERSUCHE V6	9
B-2	PRÜFWERTE DER VORVERSUCHE V7	10
B-3	PRÜFWERTE DER HAUPTSERIE - EINZELSTAB.....	11

KAPITEL 1: EINLEITUNG

1-1 MOTIVATION UND ZIEL DER ARBEIT

Im Jahr 2011 beschloss die Deutschen Bundesregierung den Ausstieg aus der Atomenergie. Die hierdurch vorangetriebene Energiewende in Deutschland führt dazu, dass vermehrt Windkraftanlagen gebaut werden. Allerdings kommen bei der Errichtung dieser erneuerbaren Energiequelle meist die Materialien Stahl oder Beton zum Einsatz [1]. Seit einigen Jahren wird am Einsatz des nachwachsenden und nachhaltigen Rohstoffes Holz für den Bau dieser CO₂ neutralen Energiequelle geforscht. Mit den ersten Multimegawattanlagen aus Brettspertholz hat die Timber-Tower AG bereits 2012 das große Potential des Materials Holz aufgezeigt [2]. Nun gilt es, den Rohstoff effizient einzusetzen und weitere Bauformen zu entwickeln. Eine dieser möglichen Formen für eine Windenergieanlage stellt ein räumliches Fachwerk aus Brettschichtholz dar. Hierbei werden die Diagonalstäbe bei dynamischen Beanspruchungen aus Wind und dem Betrieb der Rotorblätter, mit Lastzyklen von bis zu einer Milliarde Lastwechseln [1], durch reine Zug- und Druckkräfte stark auf Ermüdung beansprucht. In dieser Arbeit soll nun für diese Konstruktion eine geeignete Verbindung entwickelt werden.

Verbindungsmittel für Fachwerkstäbe sind im Holzbau schon seit Jahrzenten bekannt. Allerdings stellt das Ermüdungsverhalten, neben den üblichen Kriterien wie Tragvermögen bzw. Wirkungsgrad, Steifigkeit und Duktilität [3], ein weit weniger erforschtes Verbindungsverhalten dar. Die möglichen Verbindungsmittel lassen sich, bezogen auf ihre Verbindungsart mit dem Holz, grob in mechanische und geklebte Verbindungen unterteilen. Dabei lassen die oben genannten Kriterien den Schluss zu, dass Klebeverbindungen durch ihre hohe Steifigkeit und einen möglichen Wirkungsgrad von ca. 85 % [4], mechanischen Verbindungsmitteln vorzuziehen sind. Als Klebeverbindungen kommen eingeklebte Bleche oder Stahlstäbe in Frage. Diese Verbindungen weisen, bei einer geeigneten Dimensionierung, auch ein duktileres Versagen in den Stahlkomponenten auf [4]. Bei Verbindungsmittelgruppen führt dies im Bruchzustand zu einer gleichmäßigen Verteilung der Kräfte. Die Möglichkeit der Vorspannung von eingeklebten Gewindestangen stellt hierbei zusätzlich eine Erhöhung der Steifigkeit bei gleichzeitiger Reduktion der ermüdungswirksamen Belastungen dar. Aufgrund dieser Gegebenheiten wurde am Institut für Holzbau und Holztechnologie der TU Graz im Jahr 2016 ein Forschungsprojekt zum Verhalten und Optimierung von eingeklebten Gewindestangen unter ermüdungswirksamer Beanspruchung gestartet.

Die Motivation für diese Arbeit besteht darin, eine effektive Bemessung von eingeklebten Gewindestangen zu ermöglichen. Dies ist durch konservative Bemessungsmodelle in den aktuellen Normen nicht möglich. Um eine effiziente und leistungsfähige Verbindung konzipieren zu können, ist es notwendig, die für diesen Anwendungsfall in der Literatur vorhandenen Erkenntnisse aufzubereiten und durch Versuche zu belegen. Im Zuge dieser Arbeit soll eine umfangreiche Literaturrecherche das notwendige Basiswissen und Erkenntnisse aus Forschungsprojekten zusammenfassen. Die vorhandenen normativen Regelungen und Bemessungsmodelle sollen erläutert sowie eine zielorientierte Versuchsplanung erstellt werden. Die im Rahmen dieser Arbeit möglichen experimentellen Untersuchungen sollen durchgeführt, ausgewertet und interpretiert werden. Die Arbeit stellt somit die Basis für die effiziente Verbindung dar, welche im weiteren Verlauf des Forschungsprojektes konzipiert und erprobt wird.

1-2 AUFBAU DER ARBEIT

Diese Arbeit gliedert sich in neun Kapitel, die anschließend kurz erläutert werden.

Kapitel 1: Einleitung

In Kapitel 1 sind die Motivation dieser Arbeit sowie das Einsatzgebiet der betrachteten Verbindung beschrieben. Auch der Aufbau der Arbeit wird näher erläutert.

Kapitel 2: Grundlagen der Materialermüdung

Es wird die Geschichte der Forschung zur Materialermüdung und ihre Bedeutung für die Bauindustrie zusammengefasst. Um eine gemeinsame Basis zu schaffen, wird speziell auf Windenergieanlagen und Methoden für die Ermittlung von Materialermüdungsbeiwerten bzw. Ermüdungsfestigkeiten eingegangen.

Kapitel 3: Ermüdungsverhalten und Berechnungsansätze

Das Ermüdungsverhalten der beiden Materialien Holz und Stahl ist in Kapitel 3 genau beschrieben. Es werden aktuelle Normen mit Forschungsergebnissen verglichen und Einflüsse aus geometrischen und physikalischen Gegebenheiten aufgezeigt.

Kapitel 4: Eingeklebte Gewindestangen

In Kapitel 4 werden zunächst das Einsatzgebiet von in Holz eingeklebten Gewindestangen sowie die Vorteile dieses Verbindungstyps dargestellt. Die drei Verbindungskomponenten Holz, Stahl und Klebstoff werden, mit ihren unterschiedlichen Einflüssen aus geometrischen und physikalischen Randbedingungen, beschrieben. Im Weiteren wird auf die Herstellung, den Kraftfluss, die möglichen Versagensarten sowie mechanische Rechenmodelle näher eingegangen.

In Form eines Vergleichs zwischen normativen Regelungen, Zulassungen und Bemessungsmodellen aus Forschungsberichten werden Einflussparameter und das Potenzial dieser Verbindung aufgezeigt und diskutiert. Der Einfluss einer Vorspannung der Gewindestangen auf den Kraftverlauf in den Fügeanteilen der Verbindung wird mit dem daraus folgenden positiven Effekten auf die Ermüdungsbeanspruchung beschrieben. Einige Forschungsergebnisse durchgeführter Ermüdungsversuche an eingeklebten Gewindestangen werden im Weiteren zusammengefasst und die Notwendigkeit weiterer Versuche aufgezeigt.

Kapitel 5: Material und Methoden

Der Prozess zur empirischen Optimierung und Erprobung einer leistungsfähigen Verbindung mittels experimentellen Vorgehens erfordert ein umfangreiches Prüfprogramm. Aufgrund des großen Umfangs dieses Prüfprogrammes wird eine Abgrenzung der in dieser Arbeit durchgeführten Prüfserien vorgenommen und speziell diese näher beschrieben. Im Weiteren werden die bei der Durchführung der Prüfserien verwendeten Materialien sowie die bei der statistischen Auswertung der Prüfergebnisse zur Anwendung kommenden Methoden erläutert.

Kapitel 6: Vorversuche

In Kapitel 6 werden die Versuche zur Herstellung und Kontrolle der Verklebung beschrieben. Das Verhalten von zwei verschiedenen Klebstoffsystemen bei unterschiedlichen Klebstofffugenstärken und Herstellungsverfahren wird aufgezeigt.

Kapitel 7: Prüfergebnisse und Diskussion der Belastungsprüfungen

Die Ergebnisse der durchgeführten Pull-Pull-Prüfungen werden mittels der Methoden der deskriptiven und induktiven Statistik aufbereitet, erläutert und diskutiert. Anschließend erfolgt ein Vergleich ausgesuchter Ergebnisse mit Vorhersagewerten aus existierenden Berechnungsansätzen sowie solchen, welche mit einem neuen Modellansatz ermittelt wurden.

Kapitel 8: Zusammenfassung und Ausblick

Dieses Kapitel fasst die wichtigsten Erkenntnisse aus der Arbeit zusammen und gibt einen Ausblick, insbesondere hinsichtlich der weiteren, notwendigen Bearbeitungsschritte im Rahmen des laufenden Forschungsprojektes.

KAPITEL 2: GRUNDLAGEN DER MATERIALERMÜDUNG

In diesem Kapitel werden Grundbegriffe der Ermüdung, die Geschichte der Forschung zur Ermüdung, ihre Bedeutung für Windkraftanlagen sowie Begriffe und Definition erläutert.

2-1 EINLEITUNG IN DIE ERMÜDUNG

Als Materialermüdung wird das Versagen bzw. die Schädigung eines Bauteils unter einer sich häufig wiederholenden Belastung, welche in der Regel kleiner als die Fließgrenze des Materials ist, verstanden. Bei geometrischen Schwachstellen, wie Querschnittsänderungen, Einkerbungen sowie bei materiellen Fehlstellen entstehen dabei Risse, die sich mit der Steigerung der Lastspielzahl vergrößern und letztendlich zum Versagen führen. Bedeutend ist dabei, dass das Restquerschnittsversagen schon bei deutlich geringeren Lasten als der statischen Bruchlast erfolgt. Die Lebensdauer des Materials wird dabei durch die Höhe der Belastung und der Anzahl sich wiederholender Be- und Entlastungen beeinflusst. Bei höheren Belastungen sinkt die Lebensdauer drastisch.

2-2 GESCHICHTE DER ERMÜDUNG

Die Geschichte der Ermüdung begann um das Jahr 1830, als dieses Phänomen zum ersten Mal bei eisernen Förderbändern im Bergbau auftrat. Durch die Entwicklung des Drahtseiles konnte damals das Problem des Ermüdungsbruches umgangen werden. Die ersten wissenschaftlichen Erkenntnisse gehen in weiterer Folge auf die Versuche von August Wöhler im Jahr 1870 zurück. Er erforschte die Ursache etlicher Entgleisungen aufgrund gebrochener Eisenbahnachsen und führte sie auf die reduzierte Schwingfestigkeit dieser Achsen zurück [5]. (siehe Abbildung 2-1)

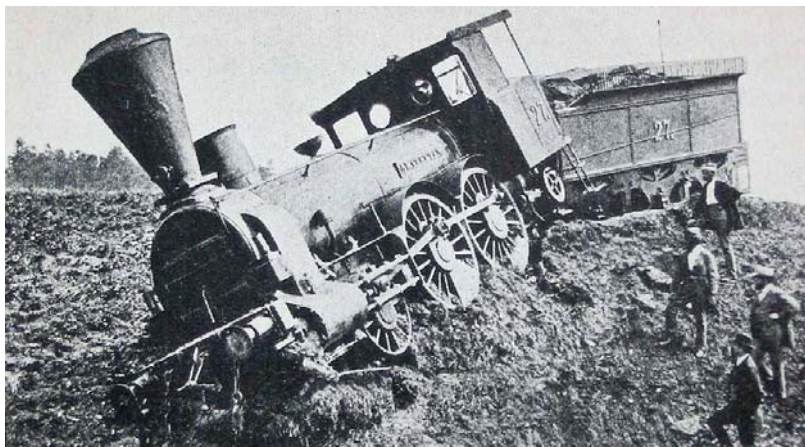


Abbildung 2-1: Entgleisung der Amstetten am 19. Oktober 1875 [6]

Seine Erkenntnisse zur Schwingfestigkeit unterschieden sich von denen anderer Wissenschaftler durch die Feststellung, dass durch das Kennen der Einwirkungen und deren Häufigkeit, eine Lebensdauer errechnet werden kann. Im Jahr 1870 erkannte Wöhler wie folgt: [5] „Der Bruch des Materials läßt sich auch durch

vielfach wiederholte Schwingungen herbeiführen, von denen keine die absolute Bruchgrenze erreicht. Die Differenzen der Spannungen, welche die Schwingungen eingrenzen, sind dabei für die Zerstörung des Zusammenhangs maßgebend. Die absolute Größe der Grenzspannung ist nur in soweit von Einfluß, als mit wachsender Spannung die Differenzen, welche den Bruch herbeiführen, sich verringern.“

Diese Erkenntnisse und die Ergebnisse der Untersuchungen blieben 75 Jahre lang Stand der Technik und wurden 1910 von Basquin aus Wöhlers Zahlentafeln, in die noch heute übliche Darstellung der Wöhlerlinie oder Wöhlerkurve, durch $\log \sigma_a$ (Spannung) auf der Ordinate und $\log N$ (Anzahl der Lastwechsel) auf der Abszisse, übertragen [5]. (siehe 2-4.3)

1924 stellte der Schwede Palmgren eine Schadensakkumulationshypothese, die eine Berechnung der Lebensdauer ermöglicht, in einer Veröffentlichung vor. Diese Hypothese wurde unter anderem auch von dem Amerikaner Miner im Jahre 1945 für Aluminium veröffentlicht und ist heute als Palmgren-Miner-Regel bekannt (siehe 2-4.4). In den Jahren 1920 bis 1945 wurden weitere wichtige Grundlagen, die heute noch die Basis unseres Verständnisses der Gestaltfestigkeit, Betriebsfestigkeit, Ermüdung von hochfesten Werkstoffen, Rissfortschritt und Bruchmechanik bilden, erarbeitet [5].

In der weiteren Geschichte der Ermüdung waren immer wieder katastrophale Unfälle Ausgangspunkt für Forschung und Entwicklung. Vor allem in der Automobilindustrie, der Luftfahrt und im Maschinenbau wurde viel geforscht und große Versuchsreihen durchgeführt [7]. Ein bekannter Unfall, der durch Werkstoffermüdung ausgelöst wurde, ist die Entgleisung des ICE 884 "Wilhelm Conrad Röntgen" vom 3. Juni 1998 bei Eschede (Deutschland). Bei diesem Unglück kamen 101 Menschen tragisch ums Leben, nachdem ein Rad durch einen Schwingbruch eines Radreifens entgleiste und zum Einsturz einer Brücke führte [8].



Abbildung 2-2: ICE Unglück bei Eschede am 3. Juni 1998 [9]

Im Bauwesen war die Ermüdungsfestigkeit hauptsächlich im Brückenbau und bei Kranbahnträgern aufgrund der in diesen Anwendungsfällen auftretenden, dynamischen Belastungen von Bedeutung. In anderen Bereichen des Hoch- und Tiefbaus traten durch die quasi-statischen Belastungen so gut wie keine Ermüdungserscheinungen der Materialien auf. In der jüngeren Vergangenheit kam dem Thema wieder

mehr Bedeutung zu, als die diesbezügliche Anwendungshäufigkeit durch die Weiterentwicklung von Windkraftanlagen stieg.

Der Werkstoff Holz hat in der Vergangenheit bereits 1931 im Flugzeugbau [5] sein gutes Tragverhalten bei ermüdungswirksamer Beanspruchung bewiesen. Auch Windkraftanlagen wurden, bis sie Anfang des 20. Jahrhunderts von immer größeren Anlagen aus Stahl und Beton verdrängt wurden, aus Holz gebaut [1]. Dabei hat die Materialdämpfung von Holz einen positiven Einfluss auf die auftretenden Extremlasten und die Schädigung durch ermüdungswirksame Beanspruchungen [2]. In Holz eingeklebte Gewindestangen wurden in zahlreichen Projekten als konstruktives Verbindungsmittel beim Bau von Straßen- und Fußgängerbrücken (und dementsprechend bei ermüdungswirksamer Beanspruchung) eingesetzt. Ein Beispiel hierfür ist deren Einsatz als biegesteifer Trägerstoß für eine Straßenbrücke in der Schweiz [10] oder als Knotenverbindung der Schwerlastbrücke Sneek I (NL) [11]. Dies lässt den Schluss zu, dass Holz in Verbindung mit eingeklebten Gewindestangen eine geeignete Konstruktionsweise für Türme von Windkraftanlagen darstellen.

Heute erfolgt die baupraktische Bemessung auf ermüdungswirksame Beanspruchung mittels in Normen und Richtlinien, wie etwa dem Eurocode, enthaltenen Regeln. In der genannten Dokumentenserie ist ein grundlegendes Nachweiskonzept für ermüdungsbeanspruchte Bauteile, vor allem aber für den Einsatz im Brückenbau, enthalten.

Wie schon beschrieben, tritt Ermüdung in vielen technischen Bereichen auf. In Abbildung 2-3 sind einige Bereiche, in welchen aus diesem Grund ein Betriebsfestigkeitsnachweis (= Ermüdungsnachweis) erforderlich ist, dargestellt. Im Bauwesen sind diese Türme, Schornsteine, Glockentürme, Riesenräder, Windkraftanlagen, Krane und Kranbahnen sowie Brücken [8].

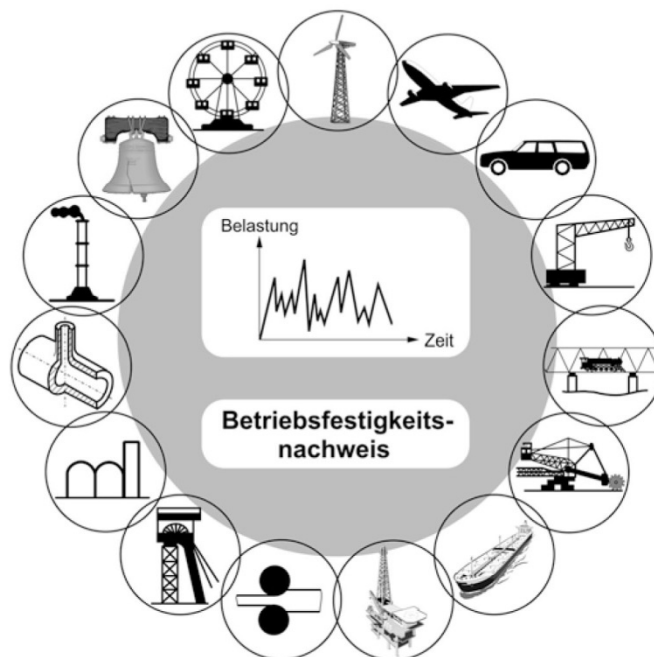


Abbildung 2-3: Technische Bereiche, welche einen Nachweis der Betriebsfestigkeit erfordern. [8]

2-3 ERMÜDUNG BEI WINDKRAFTANLAGEN

Windkraftanlagen, auch Windenergieanlagen genannt, werden, um mehr Energie zu erzeugen zu können immer höher. Ein Maß für die Höhe einer solchen Anlage stellt die Nabenhöhe als Drehpunkt der Rotorblätter dar. Die größten heutigen Windkraftanlagen haben Nabenhöhen von über 160 m und erreichen, mit Rotorblattdurchmessern bis 100 m, sogar eine Gesamthöhe über 200 m [1]. In Abbildung 2-4 ist die Größen- und Leistungsentwicklung von Windkraftanlagen der Firma Enercon stellvertretend für die Marktentwicklung im Höhenvergleich mit dem Kölner Dom, einem Airbus A380, dem Florianturm und dem Brandenburger Tor dargestellt [12].

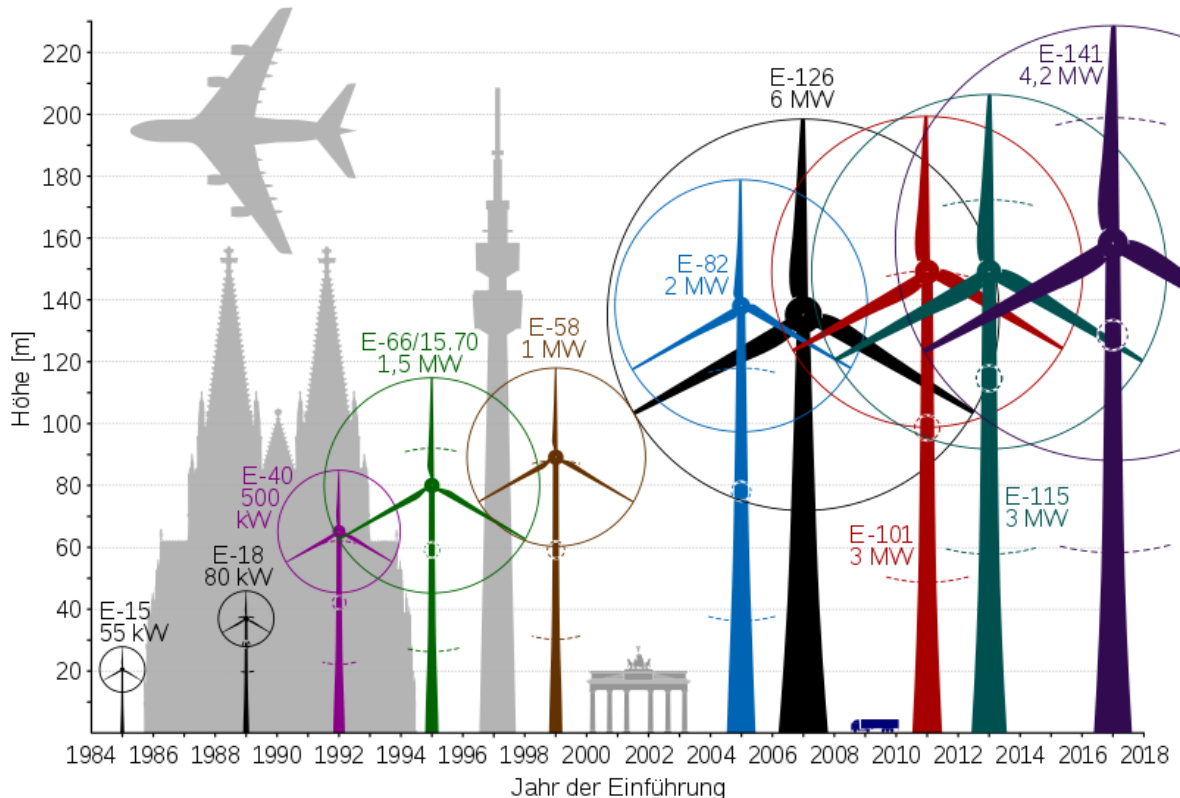


Abbildung 2-4: Größen- und Leistungsentwicklung von Windkraftanlagen der Firma Enercon [12]

Durch ihre naturgemäße sehr exponierte Lage in windreichen Regionen sind Windkraftanlagen hohen Windlasten ausgesetzt [13]. Neben diesen niederfrequenten Beanspruchungen werden die Rotorblätter durch die Kreisbewegung bei jeder Umdrehung auf Grund der Erdanziehungskraft und auftretender G-Kräfte schwell- und wechselbeansprucht. Diese Beanspruchung geht wirkt folglich auf die gesamte Konstruktion ein und wird bei Lastfällen wie etwa „vereiste Rotorblätter“ oder dem Anfahren und Abbremsen der Anlage verstärkt. Trotz dieser hochfrequenten Lastspiele, die je Rotorblatt einmal pro Umdrehung auftreten, stellen vergleichsweise niederfrequente Windbelastungen, mit einer großen Amplitude, die größte Ermüdungsbeanspruchung dar [14]. In der Lebensdauer von meist 20 Jahren und mit einer inklusive Wartung garantierten Verfügbarkeit von 98%, erfährt eine solche Anlage bis zu 10^9 Lastwechsel [1].

Als Beispiel wird in [1] die Ermüdungsbelastung auf eine Windkraftanlage mit einer Turmhöhe von 80m beschrieben. Wie in Abbildung 2-5 dargestellt entspricht die horizontale Druckkraft auf die Rotorblätter unter Volllast 1,5 MN. Durch die Höhe von 80 m entsteht am Fundament ein Moment von 110 MNm. Die

Ermüdungslast wirkt global als Wechselbeanspruchung mit einer Biegemomentenamplitude von 15 MNm bei einer Lastspielzahl von 10^9 Lastspielen.

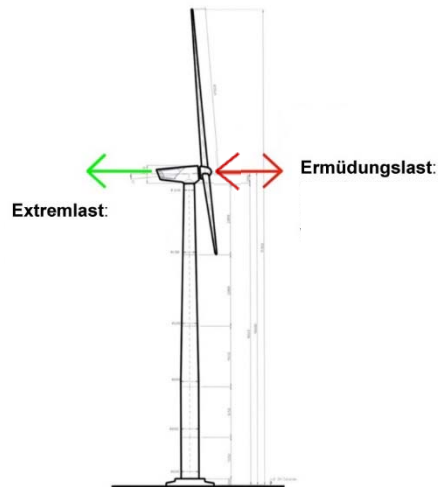


Abbildung 2-5: Ermüdungsbelastung eines 80m Windturmes [1]

2-3.1 BESTIMMUNG DER ERMÜDUNGSLASTEN BEI WINDKRAFTANLAGEN

Anders als bei den meisten Hochbauten, spielt das statische Eigengewicht bei Windkraftanlagen eine untergeordnete Rolle. Die maßgebenden Belastungen sind extreme Windlasten und Ermüdungslasten. Um eine realitätsnahe und wirtschaftliche Bemessung zu ermöglichen, ist eine dynamische Simulation dieser Lasten notwendig. Heute werden Beanspruchungen, welchen eine Windkraftanlage im Laufe ihre Nutzungsdauer ausgesetzt ist, durch computerunterstützte Simulationen berechnet. Dabei werden stochastische Lastereignisse mit unterschiedlicher Intensität, Windgeschwindigkeit und Windrichtung auf ein idealisiertes Modell aufgebracht. Dieses Modell spiegelt die Steifigkeiten und das Eigengewicht des Turmes wieder. So hat eine Änderung der Steifigkeit des Fundamentes oder des Turmes einen großen Einfluss auf die Schnittgrößenverteilung und es wird eine neue Berechnung notwendig. Die untersuchten Ereignisse der Belastung stellen Lastfälle nach der zu bemessenden Richtlinie dar. Diese Lastfälle beinhalten unter anderem Netzausfälle, Start- und Stoppvorgänge, Böen, Normalbetrieb, Schräganströmung sowie Kombinationen dieser Lasten. Unter Verwendung statistischer Methoden und der Auftrittswahrscheinlichkeit der einzelnen Ereignisse, werden diese zu Zeitreihen zusammengeführt. Für die maßgebenden Schnitte können so die jeweiligen Schnittkräfte der extrem- und ermüdungswirksamen Lasten ermittelt werden. Bei Materialien mit einem linearen Bezug zwischen äußeren Einwirkungen und inneren Spannungen, wie Holz und Stahl, können nun direkt Schwingbreitenkollektive erstellt und mit einer geeigneten Schädigungshypothese die Gesamtschädigung bzw. die Lebensdauer berechnet werden. [1]

Die Kunst der Lastaufstellung und Ermittlung von auftretenden Spannungen besteht dabei vor allem in einer möglichst realitätsnahen Simulation der tatsächlich auftretenden Lasten. Erfahrung und ein gutes Verständnis des Systems Windkraftanlage ist hierfür eine Grundvoraussetzung. Dabei darf nie vergessen werden, dass die simulierten Lasten immer von den tatsächlichen Lasten abweichen werden. [1]

Wie soeben beschrieben, stellt sich die Ermittlung von Ermüdungslasten als sehr aufwändig dar. So wird in dieser Arbeit keine konkreten Ermüdungslasten ermittelt, sondern der Fokus auf den Widerstand der Verbindung gelegt.

2-3.2 TRAGSTRUKTUREN UND EINGESETZTE MATERIALIEN

Die Entwicklung von Windenergieanlagen wurde durch Maschinenbauingenieure vorangetrieben. Dies führte dazu, dass sich vor allem Stahl als Turmmaterial durchgesetzt hat. Neben geschweißten und geschraubten Segmenten, wurden auch Gittertürme in Stahlbauweise errichtet. Heute werden Türme zum Großteil aus verschraubten Stahlrohrsegmenten hergestellt. Neben reinen Stahltürmen existieren auch Beton- und Beton-Stahl-Hybrid-Türme, die allerdings nur einen geringen Marktanteil aufweisen. Holz ist erst in den letzten Jahren durch den steigenden Stahlpreis und die Entwicklung von Türmen aus Brettsperholz, wieder für den Turmbau eingesetzt worden. Neben einer erwarteten 20 - 30 %igen Reduktion der Turmkosten sollen dabei vor allem der einfache Transport und die schnelle Montage einen wesentlichen Vorteil bringen. Generell spielt bei der Wahl des Materials und der Bauform die Höhe des Turmes eine wichtige Rolle. Bei Bauhöhen bis 40 m ist meist die Maximallast für die Bemessung maßgebend. Türme bis ca. 80 m werden meist durch den Materialermüdungsnachweis und noch höhere Anlagen durch den Nachweis der Eigenfrequenz begrenzt. [15]

In [16] wird erwähnt, dass bei Türmen aus Holz die Verbindungssteifigkeiten einen wesentlichen Einfluss auf die Eigenfrequenz haben. Durch die gute Dämpfung des Materiales Holz, wird in [15] neben eine Verbesserung der Schallemissionen auch eine positiver Einfluss auf die Schnittgrößen erwartet.

Die Kosten des Turms für die Herstellung einer Standard 2 MW Anlage mit einem Stahlrohrturm belaufen sich auf ca. ein Drittel der Gesamtherstellungskosten. Der Kostenanteil der Rotorblätter beträgt ca. 20 % und die Fundamentkosten liegen bei nur 2,5 – 5 % der Herstellungskosten [1].

In Abbildung 2-6 sind sieben Bauformen von Türmen für Windkraftanlagen auf Basis ihrer Errichtungskosten, dem Turmgewicht und dem CO₂ Ausstoß verglichen. Die Daten sind aus [17] entnommen und zeigen das Potential der CO₂ neutralen Holzbauweise bei annähernd gleichen Kosten.

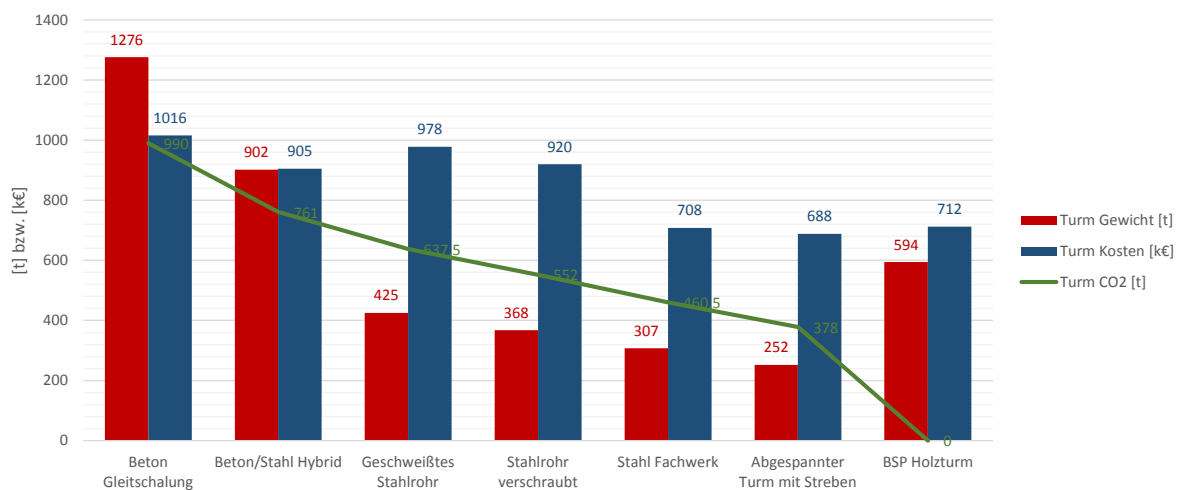


Abbildung 2-6: Vergleich von Turmkonzepten der WETI Flensburg aus [17]

2-4 BEGRIFFSDEFINITIONEN

Um eine gemeinsame Basis zu bilden und Klarheit zu schaffen, frei nach Konfuzius: „*Bevor Ihr Euch streitet, klärt die Begriffe*“ (Konfuzius 551 bis 479 v. Chr.), sollen hier Begriffe und Definitionen die mit der Ermüdung von Werkstoffen und der Ermittlung sowie der Beschreibung der Festigkeitsverläufe gebräuchlich sind, definiert und erläutert werden.

2-4.1 ERMÜDUNGSFESTIGKEIT

Die Ermüdungsfestigkeit beschreibt einen Oberbegriff der Schwingfestigkeit und der Betriebsfestigkeit.

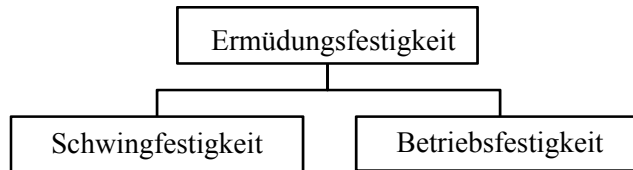


Abbildung 2-7: Begriffshierarchie der Ermüdung [7]

Schwingfestigkeit

Als Schwingfestigkeit wird die Zeitfestigkeit zufolge einer gleichmäßig periodisch aufgetragenen Spannung bezeichnet [7].

Betriebsfestigkeit

Die Betriebsfestigkeit beschreibt die Zeitfestigkeit bezogen auf den tatsächlich auftretenden Spannungsverlauf über die Lebensdauer eines Bauteils. Dabei haben verschiedene innere und äußere Parameter, wie z.B. die wirklichen Betriebsbeanspruchungen, Umgebungsbedingungen, Werkstoffverhältnisse, Konstruktionsdetails und Fertigungsgegebenheiten, einen maßgebenden Einfluss. [7]

2-4.2 DAUERSCHWINGVERSUCH (WÖHLER-VERSUCH)

Um das Ermüdungsverhalten von Bauteilen unter veränderlichen Belastungen, versuchstechnisch zu ermitteln, werden meist sogenannte Einstufendauerschwingversuche durchgeführt. Diese Versuche gehen auf August Wöhler zurück und dienen zur Ermittlung der Wöhlerkurve. Es wird eine Probe mit einer, meist als sinusförmige sich zyklisch wiederholenden, Last bis zum Bruch belastet. Die so ermittelte Wöhlerlinie ist in Abschnitt 2-4.3 beschrieben.

In Abbildung 2-8 sind einige Begriffe zur Beschreibung des Spannungsverlaufes eines sinusförmigen Einstufendauerschwingversuches dargestellt. Die **Oberspannung** σ_o stellt dabei die betragsmäßig größte Spannung und die **Unterspannung** σ_u die betragsmäßig kleinste Spannung dar. Diese pendeln mit der **Spannungsamplitude** σ_a um die **Mittelspannung** σ_m . Der Betrag der Differenz zwischen Ober- und Unterspannung ergibt nach **Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden.**(2.1) die **Spannungsschwingbreite** $\Delta\sigma$, die den Wert der zweifachen Spannungsamplitude aufweist. Die Spannungen sind vorzeichenreu einzusetzen [13].

Somit ergeben sich folgende Zusammenhänge:

$$\text{Spannungsschwingbreite} \quad \Delta\sigma = |\sigma_o - \sigma_u| \quad (2.1)$$

$$\text{Spannungsamplitude} \quad \sigma_a = \Delta\sigma / 2 \quad (2.2)$$

$$\text{Mittelspannung} \quad \sigma_m = (\sigma_o + \sigma_u) / 2 \quad (2.3)$$

Zugspannungen sind als positive und Druckspannungen als negative Spannungen definiert.

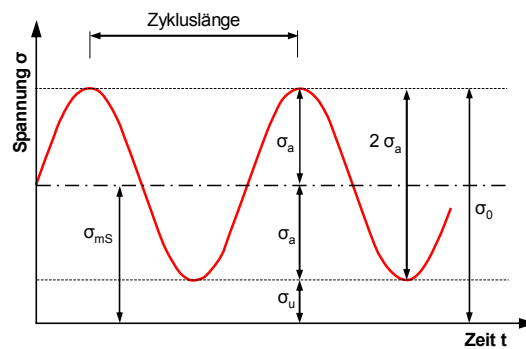


Abbildung 2-8: Spannungsverlauf eines Dauerschwingversuches [13]

Schwingspiel

Als Schwingspieldauer, oder auch **Zykluslänge**, wird die Zeitperiode bezeichnet in der die Spannung einmal von der Oberspannung zur Unterspannung und wieder zurück abgefahren wird. Je nach Material und Prüfmaschine kann die Zykluslänge stark variieren. Die **Frequenz** f eines Versuches bezeichnet dabei die Anzahl der Belastungszyklen je Sekunde und kann von wenigen Hz bis zu tausenden Hz variieren. [13]

Spannungsverhältnis R

Das Spannungsverhältnis der Ober- und Unterspannung wird nach (2.4) durch σ_u / σ_o definiert. Die Spannungen werden vorzeichenreu eingesetzt, wobei Zugspannungen als positive und Druckspannungen als negative Spannungen definiert sind. Der Wert R gibt Auskunft über den Beanspruchungsbereich, dabei steht ein Wert von $(-1 \leq R \leq 0)$ für eine **Wechselbeanspruchung** und $(0 \leq R \leq 1)$ für eine **Schwellbeanspruchung**. Bei einer Wechselbeanspruchung werden bei jedem Zyklus eine Zug- und anschließend eine Druckspannung aufgebracht. Die Schwellbeanspruchung zeichnet sich hingegen durch das an- und abschwellen einer Zug- bzw. Druckspannung aus. In der Praxis werden für R meist die Werte 0,1, 0,5 oder -1 versuchstechnisch angewandt. [13]

$$\text{Spannungsverhältnis} \quad R = \sigma_u / \sigma_o \quad (2.4)$$

Bei einem Dauerschwingversuch sind sieben Arten der Belastung möglich. Diese können wie folgt in drei Bereiche gegliedert werden [18].

Druckschwellbereich	1. mit $(0 < R < 1)$	$\sigma_u < 0$
	2. mit $(R = 0)$	$\sigma_o < 0, \sigma_u = 0$
Wechselbereich	3. mit $(-1 < R < 0)$	$\sigma_u > 0$
	4. mit $(R = -1)$	$\sigma_m = 0$
	5. mit $(-1 < R < 0)$	$\sigma_u < 0$
Zugschwellbereich	6. mit $(0 < R < 1)$	$\sigma_u > 0$
	7. mit $(R = 0)$	$\sigma_o > 0, \sigma_u = 0$

In Abbildung 2-9 ist der Spannungsverlauf von Dauerschwingversuchen mit sinusförmigen Spannungsverläufen abgebildet. Der Unterschied zwischen Schwellbeanspruchung und Wechselbeanspruchung wird klar deutlich.

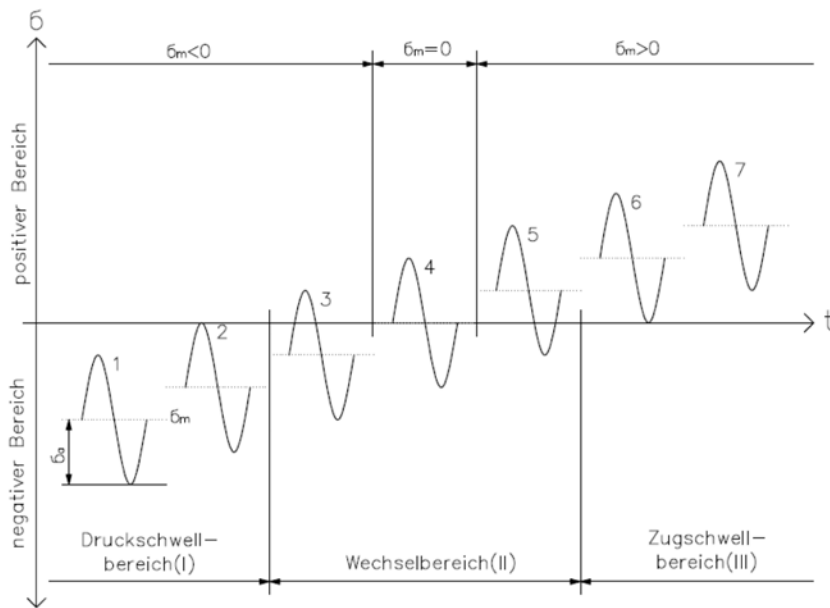


Abbildung 2-9: Spannungsverläufe im Zugschwellbereich, Wechselbereich und Druckschwellbereich [18]

Zeitstandfestigkeit / Zeitfestigkeit

Die Festigkeit von Holz verhält sich aufgrund seines visko-elastischen Materialverhaltens, anders als bei linear-elastische Werkstoffe wie z.B.: Stahl. Sie wird nicht nur durch häufig wiederkehrende Beanspruchungen, unterhalb der Kurzzeitfestigkeit, sondern auch bei einer quasi-statischen, konstanten Beanspruchung reduziert. In diesem Zusammenhang wird im Holzbau zwischen Zeitstandfestigkeit, Zeitfestigkeit, Dauerfestigkeit und Dauerstandfestigkeit unterschieden. Als **Zeitstandfestigkeit** wird die Festigkeit eines Materials zu einem bestimmten Zeitpunkt $t = T$, nach einer Belastung durch eine konstante Einwirkung, verstanden. Dabei kommt es zum Versagen bei $t > T$. Die **Dauerstandfestigkeit** ist jene Festigkeit, die unter einer konstanten Belastung zum Zeitpunkt $t = \infty$ vorhanden ist [13]. Die Zeitstandfestigkeit ist dabei von der Höhe der Belastung abhängig. Die Dauerstandfestigkeit von Holz liegt etwa bei 40 % - 60 % der Kurzzeitfestigkeit. Diese Werte werden stark von der Holzfeuchte beeinflusst. In den Bemessungsmodellen des Eurocode 5 wird die Zeitstandfestigkeit von Holz durch den k_{mod} Faktor berücksichtigt. [19] Die **Zeitfestigkeit** beschreibt hingegen die Festigkeit eines Materials nach $n = N$ zyklischen Belastungen. Dabei kommt es zum Versagen bei $n > N$. Die **Dauerfestigkeit** ist jene Festigkeit, die nach $n = \infty$ zyklischen Belastungen vorhanden ist [13].

In Abbildung 2-10 sind Zeitstandfestigkeit und Zeitfestigkeit schematisch gegenübergestellt.

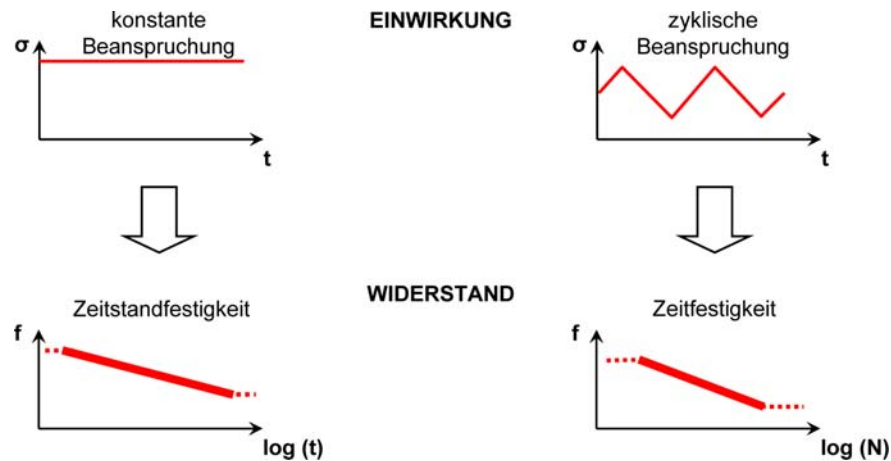


Abbildung 2-10: schematische Gegenüberstellung Zeitstandfestigkeit (links) vs. Zeitfestigkeit (rechts), unter Beachtung der Einwirkungs- und Widerstandsseite [13]

2-4.3 WÖHLERKURVE

Die Wöhlerkurve beschreibt das Ermüdungsverhalten eines Werkstoffes als Ausdruck der maximal aufnehmbaren Spannungsamplitude σ_a bei zugehöriger Lastspielzahl N . Im Stahlbau ist ein doppelt logarithmischer Maßstab mit $\log \sigma$ auf der Ordinate und $\log N$ auf der Abszisse für diese Darstellung üblich. Die Ermittlung der benötigten Werte erfolgt in sogenannten Wöhlerversuchen, siehe Abschnitt 2-4.2. Dabei wird eine während dem Versuch gleichbleibende sinusförmige Schwell- bzw. Wechselbelastung bis zur Bruchschwingspielzahl aufgebracht. Dies wird an mehreren Proben mit unterschiedlichen Spannungsamplituden bis zum Erreichen einer „quasi unendlich oft“ aufnehmbaren Belastung wiederholt. Die Wöhlerkurve ergibt sich durch die Verbindung ausgesuchter, statistischer Lageparameter der aufgetragenen Bruchlastspielzahlen auf den jeweiligen Spannungshorizonten. Da die Ergebnisse der Wöhlerversuche stark streuen, ist eine auf statistischen Verfahren basierte Prüfplanung und Auswertung erforderlich. [7]

Die Wöhlerkurve wird im Holzbau meist modifiziert im halblogarithmischen Maßstab $\sigma - \log N$ dargestellt. Wie in [13] beschrieben, entsteht so ein linearer Verlauf der Kurve.

Die Wöhlerlinie kann, wie in Abbildung 2-11 dargestellt, in drei Festigkeitsbereiche gegliedert werden. Der erste Bereich bis 10^4 Lastwechsel beschreibt die Kurzzeitfestigkeit. Der darauffolgende Bereich reicht von der Kurzzeitfestigkeit bis zum Erreichen der Dauerfestigkeit und wird als Zeitfestigkeitsbereich beschrieben. In diesem Bereich nimmt die Wöhlerkurve im logarithmischen Maßstab meist eine linear abfallende Form an. Verringert sich der Widerstand bei weiteren Lastwechseln nicht mehr, so spricht man von der Dauerfestigkeit. Der Dauerfestigkeitsbereich ist je nach Werkstoff unterschiedlich ausgeprägt und kann durch einen Bereich in dem ein geringerer Abfall des Widerstandes auftritt begleitet werden. Da dieser weitere Abfall versuchstechnisch nur sehr aufwendig ermittelt werden kann, wird in der Praxis eine sogenannte technische Dauerfestigkeit eingeführt. Dieser Ersatzwert wird meist bei einer Schwingspielzahl von $(2 \div 5) \times 10^6$, in manchen Fällen auch erst bei 1×10^7 Lastwechseln, bestimmt. Bei stark gekerbten Proben, wie z.B. Gewindestangen, ist ein horizontaler Auslauf der Dauerfestigkeit durch das Auffangen von kurzen Rissen im Kerbgrund typisch. Unter welcher Last eine wirkliche Dauerfestigkeit erreicht wird und wie diese versuchstechnisch ermittelt werden kann, wird im Stahlbau wie auch im Holzbau (siehe 3-1.9) kontrovers diskutiert. [7]

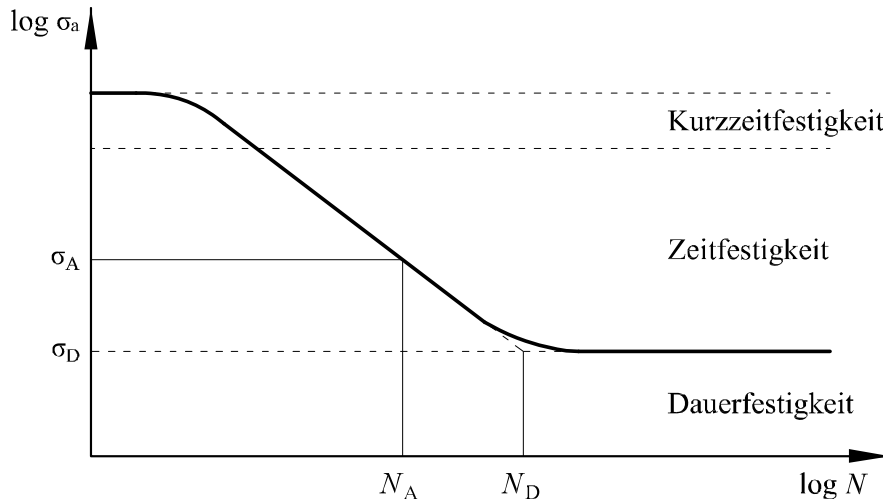


Abbildung 2-11: Festigkeitsbereiche der Wöhlerkurve nach [7]

2-4.4 KUMULATIVE LINEARE SCHADENSTHEORIE (PALMGREN-MINER-REGEL)

Die Palmgren-Miner-Regel beschreibt die Schädigung eines Bauteils durch die Aufsummierung von Teilschädigungen. Die Teilschädigungen werden als Verhältnis der Anzahl der auftretenden Spannungen n_i zur Anzahl der maximal aufnehmbaren Spannungen N_i jedes Spannungskollektivs ermittelt und aufsummiert. Diese lineare Schädigungsakkumulation legt einen, unabhängig vom Zeitpunkt der Schädigung, linearen Zusammenhang zwischen Belastung und Teilschädigung zugrunde. Die Ermittlung der Schädigung D erfolgt nach Gleichung (2.5) und muss für den Nachweis kleiner 1 sein [13].

$$D = \sum_{i=1}^m \frac{n_i}{N_i} \leq 1 \quad (2.5)$$

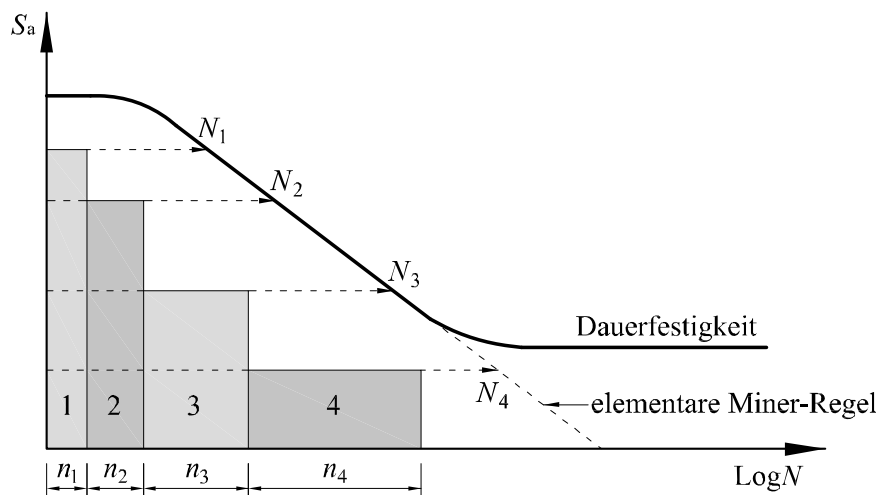


Abbildung 2-12: Kumulative lineare Schadenstheorie (Palmgren-Miner-Regel) nach [20]

2-4.5 METHODEN ZUR ERMITTLUNG VON KENNWERTEN IM ZEIT- BZW. DAUERFESTIGKEITSBEREICH

Zur Ermittlung einer Wöhlerkurve können unterschiedliche Ansätze und Prüfverfahren zur Anwendung kommen. Die Grundlage bilden dabei Wöhler-Versuche, siehe 2-4.2, die je nach Verfahren mit unterschiedlichen Spannungsamplituden oder bis zu definierten Schwingenspielzahlen gefahren werden. In diesem Abschnitt werden drei Verfahren zur Ermittlung der Wöhler Kurve näher beschrieben. Es ist anzumerken, dass auch bei der Auswertung der einzelnen Verfahren verschiedene statistische Ansätze verwendet werden können. [21]

Treppenstufenverfahren

Beim Treppenstufenverfahren werden Proben bis zu einer definierten Grenz- Schwingenspielzahl belastet. Die Höhe der Spannungsamplitude wird dabei zuerst geschätzt und anschließend nach jedem Versuch in einem zuvor festgelegten Schema, auf die nächste Spannungsstufe angepasst. Die Spannungsänderung erfolgt, als äquidistante Teilung des logarithmischen Belastungsmaßstabes, in Spannungsstufen. Erreicht eine Probe die Grenz- Schwingenspielzahl ohne Bruch so wird sie als Durchläufer deklariert und die Amplitude erhöht. Bei einem vorzeitigen Bruch der Probe wird die Amplitude der folgenden Probe reduziert. So kann die mittlere Schwingfestigkeit mit zugehöriger Standardabweichung für eine vorgegebene Schwingenspielzahl ermittelt werden. In Abbildung 2-13 ist ein typischer Versuchsverlauf unter Verwendung des Treppenstufenverfahrens abgebildet. Dieses Verfahren hat den Vorteil, dass sich die Bruchspannung automatisch um die Schwingfestigkeit einspielt. Ein Nachteil, neben dem großen Aufwand an Zeit und Proben, ist der Verlust der tatsächlichen Bruch- Lastspiele der Durchläufer. [7]

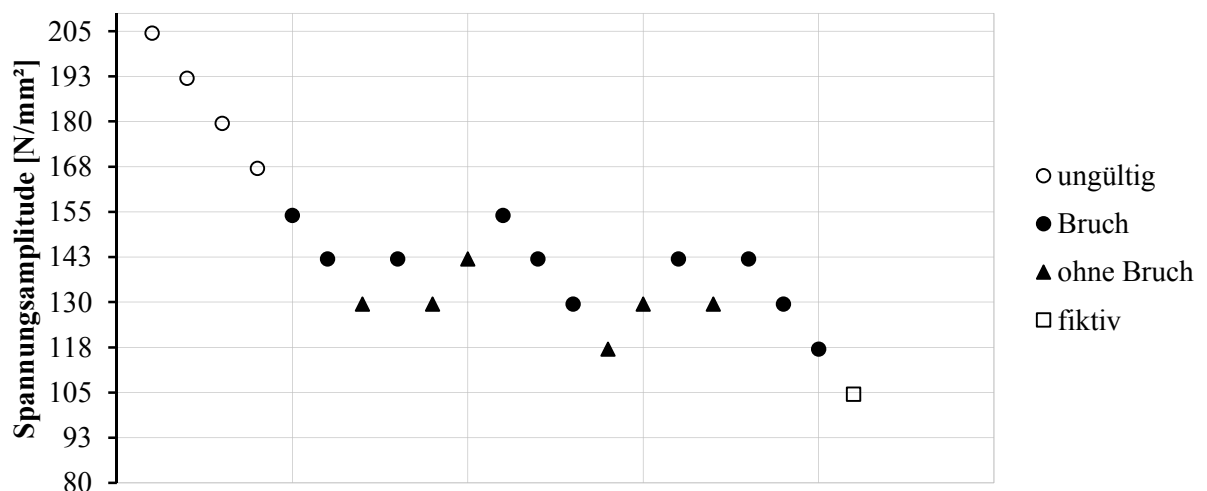


Abbildung 2-13: Beispiel eines Treppenstufen- Versuches nach [8]

Perlschnurverfahren

Um eine Einschätzung der Wöhlerkurve tätigen zu können, wird aus Zeit- und Kostengründen oft das Perlschnurverfahren angewandt. Hierbei wird die Last nach jedem Versuch reduziert, bis ein Durchläufer auftritt. Zur Ermittlung der Wöhlerkurve liegen somit weniger als drei Proben je Lastniveau vor und die statistische Absicherung ist dementsprechend gering. In [21] wird daher empfohlen das Perlschnurverfahren mit einem weiteren Verfahren, wie dem Horizontverfahren oder dem Treppenstufenverfahren, fortzusetzen. Wobei zur Ermittlung der Dauerfestigkeit das Treppenstufenverfahren als zielführender beschrieben wird. [21]

Horizontverfahren

Beim Horizontverfahren werden mehrere Proben je ausgewählten Lastniveaus, jedoch mindestens drei, geprüft. Es können nun je Lastniveau unterschiedliche Streuungen ausgewertet werden, wobei, wie in [21] beschrieben, die Schätzung unsicher ist. Wie in Abbildung 2-14 dargestellt, werden auch Kombinationen aus Perlschnur und Horizontverfahren angewandt. Es können verschiedene Horizonte mit unterschiedlichen Probenzahlen umgesetzt werden. Zur Bestimmung der Dauerfestigkeit wird dieses Verfahren allerdings nicht angewandt. [21]

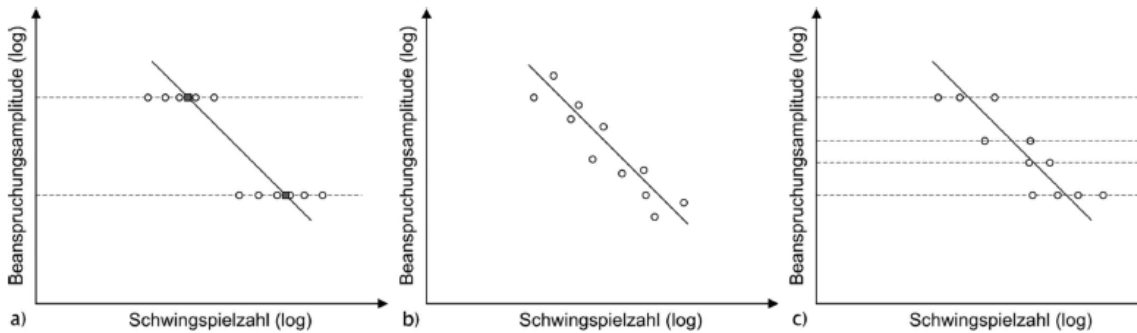


Abbildung 2-14: Schematische Darstellung der Auswertung verschiedener Prüfverfahren im Zeitfestigkeitsbereich a) Horizontverfahren, b) Perlschnurverfahren, c) kombiniertes Verfahren [21]

2-4.6 MATERIALERMÜDUNGSBEIWERT FÜR DEN HOLZBAU

Der Materialermüdungsbeiwert für Holz wird, gemäß ÖNORM EN 1995-2 [22], als k_{fat} - Wert durch das Verhältnis der Zeitfestigkeit zur Kurzzeitfestigkeit gebildet und stellt in der Bemessung einen multiplikativen Abminderungsbeiwert der quasi-statisch bestimmten Kurzzeitfestigkeit dar. Er wird im Allgemeinen auf dem charakteristischen Niveau der 5%-Quantile der Widerstände ermittelt. Der Index „fat“ steht dabei für Ermüdung und ist die Abkürzung des französischen bzw. englischen Wortes „fatigue“ (Ermüdung).

KAPITEL 3: ERMÜDUNGSVERHALTEN UND BERECHNUNGSANSÄTZE

Das Ermüdungsverhalten der Teilkomponenten des Systems „eingeklebten Gewindestange“ wird durch zahlreiche Faktoren beeinflusst. Diese unterschiedlichen Einflüsse werden in diesem Kapitel durch Arbeiten und Erkenntnisse zur Materialermüdung von Holz, Stahl und Klebstoffen diskutiert. Aktuelle Normen und Regelungen sollen erläutert und hinsichtlich ihrer Praxistauglichkeit, bei auf Ermüdung beanspruchten Windkraftanlagen, untersucht werden.

3-1 ERMÜDUNG VON HOLZ

Der Werkstoff Holz weist aufgrund seiner anisotropen und inhomogenen Materialstruktur ein unterschiedliches Ermüdungsverhalten längs und quer zur Faserrichtung auf. Dies ist auf das nichtlineare viskoelastische Material sowie das richtungsabhängige Kriechverhalten zurückzuführen. Dynamische Belastungen besitzen dabei unterschiedlich große Einflüsse auf die Abnahme der Zug-, Druck-, Biege- und Schubfestigkeit. Somit muss für eine wirtschaftliche Dimensionierung von Holz und Holzwerkstoffen eine differenzierte Betrachtung der Ermüdungseigenschaften erfolgen. Im Vergleich mit anderen Werkstoffen weist Holz ein gutmütiges Verhalten mit einer auf die statische Kurzzeitfestigkeit bezogenen hohen Zeitfestigkeit auf. In Abbildung 3-1 sind die Festigkeitsverläufe über $\log N$ von Stahl, Aluminium, Beton und Holz verallgemeinert aufgetragen. [23]

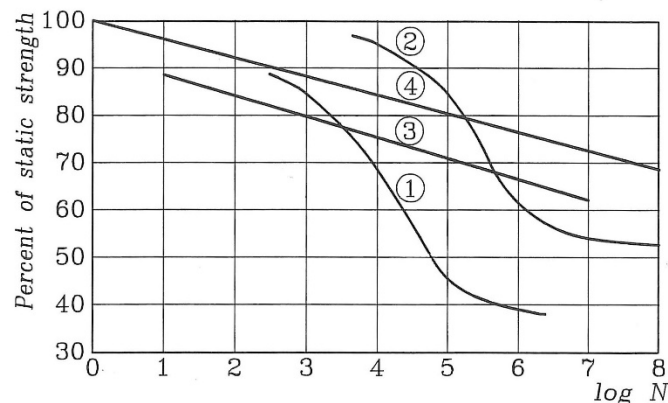


Abbildung 3-1: Vergleich des Ermüdungsverhalten von (1) Baustahl, (2) Aluminium 61S-T6, (3) Beton und (4) Holz aus [23] ($R=0,1$)

In der Vergangenheit wurden einige Untersuchungen zur Ermüdung und Zeitfestigkeit von Holz und Holzwerkstoffen durchgeführt. Die Erkenntnisse dieser Untersuchungen wurden bereits von Kreuzinger und Mohr [24] und Brandner und Schickhofer [13] beschrieben und zusammengefasst. An dieser Stelle sollen nochmals die Ergebnisse sowie wichtige Einflussfaktoren für die Beurteilung des Ermüdungsverhaltens von Holzprodukten beschrieben werden.

Diese Arbeit behandelt das Ermüdungsverhalten axial beanspruchter Hirnholzverbindungen. So wird im Folgenden nur auf das Tragverhalten von parallel zur Faser auf Zug und Druck sowie auf Schub beanspruchtem Holz eingegangen.

Die Daten aus [24] wurden in [13] zusammengefasst. Dabei wurde, um Versuchsdaten aus verschiedenen Literaturquellen vergleichen zu können, die Daten analysiert und angepasst. Die zur Verfügung stehenden Daten unterscheiden sich durch das Spannungsverhältnis, die Prüfkörperdimension, die Prüfkörpergeometrie, die Holzart, den Prüfumfang, die Holzfeuchte und der Art der geprüften Produkte (Voll- und Schichthölzer).

Die Ermittlung der Ermüdungsbeiwerte (k_{fat}) erfolgte in [13] unter folgenden Randbedingungen:

- Die Darstellung erfolgte im halblogarithmischen Maßstab (rel. Festigkeit zu $\log(N)$). Die rel. Festigkeit bezieht sich dabei auf die statische Kurzzeitfestigkeit.
- Für die Auswertung kamen nur jene Daten zum Einsatz, welche den Anforderungen genügten bzw. bei denen ausreichend Kenntnis zur Beurteilung hinsichtlich ihrer Qualität vorhanden waren.
- Es wurde keine Unterscheidung oder Anpassung bezüglich Bezugstemperatur oder Bezugsfeuchte vorgenommen.
- k_{fat} -Werte unterschiedlicher Spannungsverhältnisse R wurden innerhalb der Bereiche Wechsel- und Schwellbeanspruchung linear extrapoliert. In den Diagrammen erfolgte hingegen keine Anpassung und somit werden verschiedene Spannungsverhältnisse abgebildet.
- Aus Mangel an Information zu den verwendeten statistischen Quantilniveaus wurden die allgemein üblichen 5 %-Quantilwerte der Zeitfestigkeit relativ bezogen auf die 5 %-Quantilwerte der statischen Kurzzeitfestigkeit gewählt.
- Zur Berechnung der Ermüdungsbeiwerte k_{fat} wurde eine Normalverteilung der Festigkeiten, die vereinfachte und als nicht zutreffende Annahme der Unabhängigkeit zwischen Kurzzeitfestigkeiten und Zeitfestigkeiten sowie eine konstante Streuung der Variationskoeffizienten angenommen.
- Für die statische Kurzzeitfestigkeit wurden folgende Variationskoeffizienten (CoV) angenommen:
 - Biegefestigkeit bei Schichthölzern CoV = 20 %
 - Schubfestigkeit von Hölzern CoV = 30 %
 - Schubfestigkeit von Leimhölzern CoV = 10 %

Die von Kreuzinger und Mohr [24] vorgeschlagenen k_{fat} -Werte entsprechen mittleren Abminderungsbeiwerten, um das Ermüdungsverhalten von Holz zu berücksichtigen. Diese befinden sich auf einem 5% - Quantilniveau.

In den folgenden Diagrammen sind die Daten aus [24] im halblogarithmischen Maßstab abgebildet. Die unter den oben getroffenen Annahmen und mittels Interpolation ermittelten k_{fat} -Werte wurden von [13] in die Diagramme eingefügt und entsprechen den Abminderungsbeiwerten bei $N = 10^7$ Lastwechseln. Es wird nochmals darauf hingewiesen, dass die Werte der Diagramme ohne Anpassung unter verschiedenen Spannungsverhältnissen ermittelt wurden und die k_{fat} -Werte sich auf $R = 0$ bei Schwellbeanspruchung und $R = -1$ für Wechselbeanspruchungen beziehen.

3-1.1 ERMÜDUNGSVERHALTEN DER ZUGSCHWELLFESTIGKEIT VON HOLZ UND HOLZWERKSTOFFEN, PARALLEL ZUR FASER

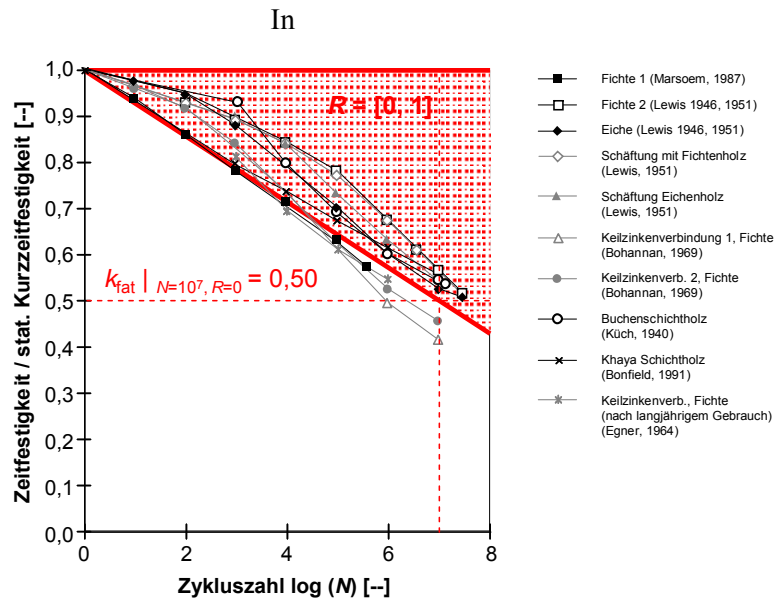


Abbildung 3-2 sind die Ergebnisse aus 10 Zugschwell-Ermüdungsversuchsreihen von 6 Autoren abgebildet. Die Ergebnisse beinhalten Holz, Schichthölzer, Keilzinkungen und Schäftungen längs zur Faser. Die von Kreuziger und Mohr [24] ermittelten Abminderungsbeiwerte k_{fat} bei $R = 0$ und $N = 10^7$ liegen zwischen 0,47 bis 0,54 mit einem Mittelwert von $k_{fat} = 0,50$. Die Werte der Keilzinkungen liegen im Bereich $N > 10^5$ unter dem Mittelwert. Dies wird auf die größere Abminderung der Schub- bzw. Schärffestigkeit unter dynamischer Beanspruchung zurückgeführt. [13]

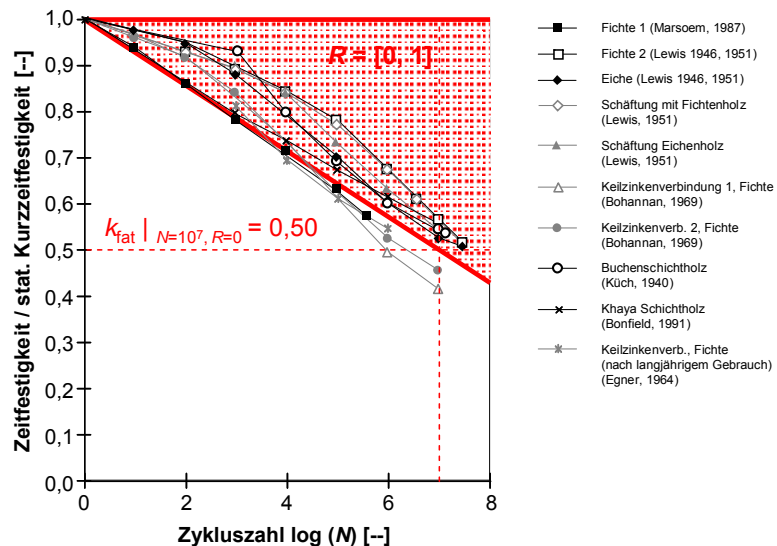


Abbildung 3-2: Zugschwellfestigkeit in Abhängigkeit der Zykluszahl N von Holz und Holzwerkstoffen nach [13]

3-1.2 ERMÜDUNGSVERHALTEN DER DRUCKSCHWELLFESTIGKEIT VON HOLZ UND HOLZWERKSTOFFEN, PARALLEL ZUR FASER

Für die Bewertung des Ermüdungsverhaltens unter Druckschwellbelastung liegen wenige Untersuchungen vor. Die Ergebnisse zeigen jedoch eine höhere Druckschwellfestigkeit als die Zeitstandfestigkeit. Der in [24] vorgeschlagene k_{fat} -Wert beträgt bei $R = 0$ und $2 \cdot 10^6$ Lastspielen $k_{\text{fat}} > 0,75$. Die geringere Zeitstandfestigkeit wurde bei der Ermittlung dieses Wertes nicht berücksichtigt. Es ist auch anzumerken, dass [25] bei Versuchen zwischen „*einer kleinen Vorspannung und 75% der statischen Druckfestigkeit*“ [24] zwar keinen Unterschied zwischen Ermüdungsfestigkeit und Zeitfestigkeit feststellen konnte, jedoch auf bleibende Verformungen: „*Es treten auch große bleibende Zusammendrückungen auf und die Federung wird in der selben Weise verändert.*“ [24] hinweist.

[24] weisen weiters auf die Aussage von [26] hin: „*die reinen Knickbrüche bei verhältnismäßig kleinen Lastwechselzahlen (einige 10^4), vor allem an Proben mit unregelmäßigem und schrägem Faserverlauf, eintraten*“. Somit ist das Stabilitätsverhalten von druckschwellbeanspruchten Holzbauteilen noch genauer zu untersuchen.

3-1.3 ERMÜDUNGSVERHALTEN DER ZUG-DRUCKWECHSELFESTIGKEIT VON HOLZ UND HOLZWERKSTOFFEN, PARALLEL ZUR FASER

In Abbildung 3-3 sind die Ergebnisse aus 12 Zug-Druckwechsel-Ermüdungsversuchsreihen von 3 Autoren abgebildet. Die Ergebnisse beinhalten Holz sowie Holzwerkstoffe. Die Versuche von [27] wurden dabei mit dem hoch verdichteten Holzwerkstoff Lignostone durchgeführt. Dieser Werkstoff weist einen steileren Abfall der Zeitfestigkeit auf, was auf eine mögliche Vorschädigung des Gefüges während der Herstellung zurückgeführt wird. Zusätzlich ist die Ausbildung eines Plateaus ab einer Zykluszahl von $N > 10^4$ zu erkennen. Ein solches Plateau weisen auch die meisten anderen Proben, allerdings erst bei einer Zykluszahl von $N > 10^6$, auf. Dieser Effekt wird auf den Einfluss der Rohdichte zurückgeführt. Kreuzinger und Mohr geben in [24], bei $R = -1$ und 10^7 Lastspielen, einen Wert von $k_{fat} = 0,26$ für die Zug-Druckwechselfestigkeit an. Die Versuchsergebnisse weisen bei 10^7 Lastspielen Abminderungsbeiwerte von 0,24 bis 0,48 auf. Die Varianz bei einem Mittelwert von 0,35 beträgt $VAR = 0,19$. Somit kann keine gute Übereinstimmung der Ergebnisse festgestellt werden. Für eine bessere Einschätzung wären weitere Versuche, vorzugsweise an Fichte, wünschenswert. [13]

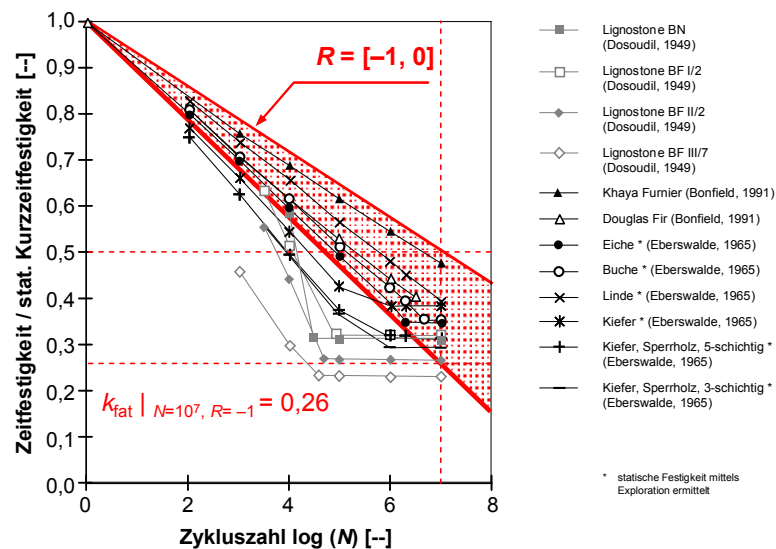


Abbildung 3-3: Zug-Druck-Wechselfestigkeit in Abhängigkeit der Zykluszahl N von Holz und Holzwerkstoffen nach [13]

3-1.4 ERMÜDUNGSVERHALTEN DER SCHUB- BZW. SCHERSCHWELLFESTIGKEIT VON HOLZ UND HOLZWERKSTOFFEN, PARALLEL ZUR FASER

In Abbildung 3-3 sind die Ergebnisse aus 10 Schub- bzw. Scherschwell-Ermüdungsversuchsreihen von 2 Autoren abgebildet. Die Ergebnisse beinhalten Holz sowie Holzwerkstoffe vor allem aus Douglasie und Southern Pine. In [24] wird für den Abminderungsfaktor der Schub- bzw. Scherschwellfestigkeit, bei $R = 0$ und 10^7 Lastspielen, der Wert $k_{fat} = 0,30$ angegeben. Dabei kamen nur Werte von Versuchen mit radial-faserparalleler Belastung zum Einsatz. Der k_{fat} -Wert liegt mit 0,30 deutlich unter den Abminderungsbeiwerten für Zug-, Druck- und Biegeschwellfestigkeiten. Von Kreuzinger und Mohr [24] wird dieser k_{fat} -Wert als konservativ eingestuft, da die sich gutmütiger verhaltenden tangential-faserparallel beanspruchten Proben nicht berücksichtigt wurden. [13]

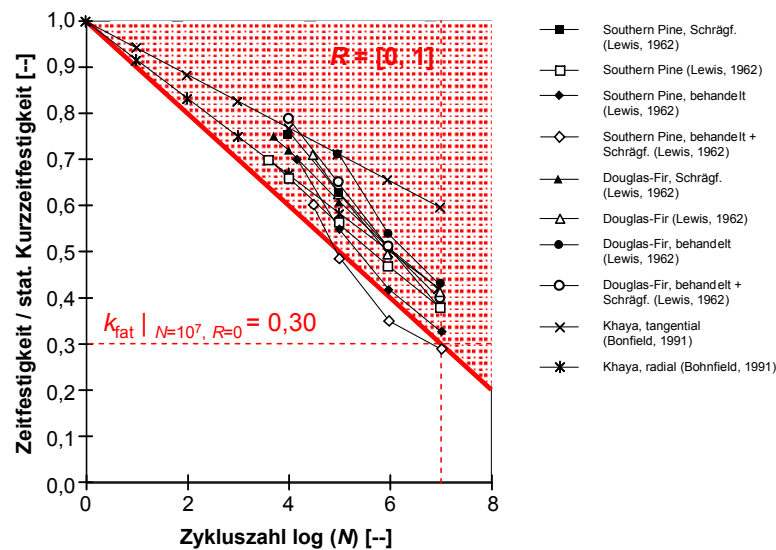


Abbildung 3-4: Schub- bzw. Scherschwellfestigkeit in Abhängigkeit der Zykluszahl N von Holz und Holzwerkstoffen nach [13]

3-1.5 ERMÜDUNGSVERHALTEN DER SCHUB- BZW. SCHERSCHWELLFESTIGKEIT VON KLEBEFUGEN

Kreuzinger und Mohr beziehen sich in [24] auf die Daten von [28–31] und schlagen einen Abminderungsbeiwert für Klebefugen von Holz und Holzwerkstoffen, bei $R = 0$ und 10^7 Lastspielen, von $k_{\text{fat}} = 0,34$ vor. Es wird angemerkt, dass dieser Wert über dem Abminderungsbeiwert der Schub- bzw. Scherschwelfestigkeit von Holz liegt und sich somit die Klebefuge auf der sicheren Seite befindet. In [13] wird darauf hingewiesen, dass keine Daten zur Versagensart vorliegen und bei einem Holzbruch nahe der Klebefugen nicht der k_{fat} -Wert für Klebefugen, sondern für das umgebende Holz ermittelt wurde.

3-1.6 ERMÜDUNGSVERHALTEN DER SCHUB- BZW. SCHERWECHSELFESTIGKEIT VON KLEBEFUGEN

[24] lagen, zum Ermüdungsverhalten von Klebefugen unter Schub- bzw. Scherwechselbeanspruchung, lediglich Daten von [30] vor. Sie beurteilten diese mit einem Abminderungsfaktor, bei $R = -1$ und 10^7 Lastspielen, von $k_{\text{fat}} = 0,24$. Da dieser unter dem k_{fat} -Wert für die Schub- bzw. Scherwechselfestigkeit von Holz liegt, wird in [24] der Wert für Holz auf den Wert für Klebefugen begrenzt.

3-1.7 ERMÜDUNGSVERHALTEN VON KEILZINKENVERBINDUNGEN

Keilzinkenverbindungen weisen eine etwas größere Festigkeitsabminderung bei ermüdungswirksamen Beanspruchungen als Holz auf. In [24] wird aber keine größere Abminderung der Holzfestigkeit vorgeschlagen, falls die Keilzinkenverbindungen versetzt angeordnet werden.

3-1.8 ERMÜDUNGSVERHALTEN DES E-MODULS

In [13] wird auf Versuche von [32] verwiesen. Dieser stellte bei Brettschichtholz aus Fichte eine Reduktion des E-Moduls von 35 bis 40 % nach einer zyklischen Beanspruchung von $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln fest. Untersuchungen von [33] an einem ungestoßenen Träger und einem Trägerstoß mit eingeklebten GFK-Stäben zeigen, dass der E-Modul der ungestoßenen Probe unter 50 % der statischen Bruchlast auch nach 10^6 Lastwechseln nicht abfällt. Eine Beschreibung der Versuche mit Abbildungen befindet sich in Abschnitt 4-18.2.

3-1.9 ALLGEMEINE EINFLUSSPARAMETER AUF DIE ERMÜDUNG VON HOLZ UND HOLZWERKSTOFFEN

In diesem Abschnitt werden mögliche Einflussparameter auf das Ermüdungsverhalten von Holz und Holzwerkstoffen beschrieben. Ihre Relevanz auf Zug-, Druck-, Biege- und Schubfestigkeit unter ermüdungswirksamen Beanspruchungen werden durch Literaturquellen abgeschätzt und auf Plausibilität untersucht.

Feuchtigkeit

Es gilt als ungeklärt, wie groß der Einfluss der Holzfeuchtigkeit auf die Dauerfestigkeit des Holzes ist. Eine erhöhte Holzfeuchtigkeit bewirkt ein zäheres Materialverhalten des Holzes, was im Allgemeinen auch zu einem höheren dynamischen Widerstand führt. Es ist anzumerken, dass eine erhöhte Holzfeuchte bezüglich Klebefugen kritisch gesehen wird. [13]

Rohdichte

Der Einfluss der Rohdichte auf die Zeitfestigkeit wurde in zahlreichen Studien belegt [13]. Je höher die Rohdichte, desto höher ist die Dauerfestigkeit. Dabei verändert sich das Verhältnis Kurzzeitfestigkeit zu Dauerfestigkeit allerdings nicht. Der k_{fat} -Wert bleibt daher bei hohen Lastspielzahlen unverändert. Die Zeitfestigkeit, also der Verlauf der Wöhlerkurve, wird jedoch von der Rohdichte beeinflusst. Bei höheren Rohdichten bildet sich schon bei niedrigeren Lastspielzahlen ein Plateau der Dauerfestigkeit aus. Diese frühe horizontale Ausbildung der Wöhlerlinie führt zu einem steileren Abfall bei niedrigen Lastspielzahlen [13].

Festigkeit

Die Holzfestigkeit bzw. die Festigkeitsklasse mit der damit zusammenhängenden Zulässigkeit von Holzmerkmalen, hat lt. [13] keinen Einfluss auf das Ermüdungsverhalten des Holzes. Somit muss lediglich der Einfluss der Rohdichte, nicht aber der Festigkeitsklasse, bei der Ermittlung der Zeitfestigkeit berücksichtigt werden.

Temperatur

Ein Einfluss der Holztemperatur auf die Dauerfestigkeit, bei auf Ermüdung beanspruchtem Holz, konnte in [13] nicht festgestellt werden. Der Einfluss auf die statische Kurzzeitfestigkeit sowie Klebefugen ist jedoch zu beachten.

Schwell- oder Wechselbeanspruchung

Wie bereits im vorherigen Abschnitt dargelegt, hat die Beanspruchungsart (Zug-Druckschwellbelastung oder Wechselbelastung) mit dem zugehörigen Spannungsverhältnis R einen wesentlichen Einfluss auf das Ermüdungsverhalten von Holz und Holzwerkstoffen. Der Abminderungsbeiwert k_{fat} schwankt je nach Belastungsart zwischen 0,20 bis 0,75. Dieser Zusammenhang ist in Abbildung 3-5 nochmals verdeutlicht.

Frequenz

Der Einfluss der Prüffrequenz auf die Zeitfestigkeit wird in der Literatur sowohl als positiv, als nicht relevant und auch als negativ beurteilt. Dabei kann eine niedrigere Frequenz einen negativen Einfluss auf die Lastspielzahl haben, nicht aber auf den Abfall der Festigkeit. Dieser Einfluss wird in [13] auf die erhöhte Beanspruchungsdauer bei niedrigen Frequenzen zurückgeführt. Auch Clorius [34] untersuchte den Einfluss der Frequenz auf die Zeitfestigkeit. Er stellte eine höhere aufnehmbare Lastspielzahl bei hochfrequenten Beanspruchungen fest. Bei einer gleichen aufsummierten Belastungsdauer ergibt sich eine deckungsgleiche Funktion. Er wies, wie auch [24] und Smith et. al. [35], auf die gemeinsame Betrachtung der Zeitstand- und Zeiteffekte hin. Die Unterscheidung zwischen Ermüdung zufolge konstanter statischer Beanspruchungen („low cycle fatigue“) und der Ermüdung zufolge zyklischer Beanspruchungen („high cycle fatigue“) wird dadurch notwendig. Auf die Notwendigkeit der Berücksichtigung beider Effekte wird auch in [13] mehrfach hingewiesen.

Probengröße

Aufgrund vieler Versuche die an kleinen Probekörpern durchgeführt werden, stellt sich die Frage, ob die ermittelten Abminderungsbeiwerte auch für größere Probekörper geeignet sind. In der Literatur wird dies kontrovers diskutiert, es zeigt sich lt. [13] jedoch eine Tendenz zu höheren k_{fat} -Werten bei größeren Proben. Dies führt zu einer geringeren Materialermüdung und führt bei Konstruktionen in Bauteilgröße zu Werten auf der sicheren Seite. Dieser Effekt wird von [13] auf Randeffekte und auf eine verstärkte Einbindung von schadigungsgefährdeten Bereichen zurückgeführt.

Dauerfestigkeit

Die in Abschnitt 3-1.1 bis 3-1.4 dargestellten Ergebnisse weisen nicht auf das Vorhandensein einer Dauerfestigkeitsgrenze, bei der der Widerstand unter weiterer Belastung nicht mehr abnimmt, hin. In [13] wird festgestellt, dass eine Dauerfestigkeit bei Holz in der Literatur kontrovers diskutiert wird. Es wird daher empfohlen, bei der Bemessung von auf Ermüdung beanspruchtem Holz und Holzwerkstoffen keine Dauerfestigkeit zu berücksichtigen.

3-1.10 VERSAGENSFORMEN VON HOLZ UNTER ERMÜDUNGSWIRKSAMER BEANSPRUCHUNG

In diesem Abschnitt sollen die Versagensbilder von Holz unter zyklischer Belastung beschrieben werden. Die Versagensarten aus verschiedenen Studien wurden in [13] zusammengefasst und werden hier nochmals angegeben. Die beschriebenen Versagensarten wurden hauptsächlich durch Daten von „merkmalfreien Kleinproben“ ermittelt.

Versagen von Holz unter zyklischer Zugbeanspruchung, parallel zur Faser

Das Ermüdungsversagen unter Zug parallel zur Faser, beschrieben [36] als ein Abgleiten innerhalb und zwischen den Zellwänden. Es kommt dabei zur Ausbildung von Rissen in der Sekundärschicht, was ein Reißen entlang der Faser zur Folge hat. Dieses Abgleiten der Zellen erfolgt vor allem an den Jahrringgrenzen. Der Einfluss auf das Versagensbild durch die Prüffrequenz wurde von [37] beobachtet. Proben mit einer Frequenz unter 0,01 Hz wiesen eine sehr kleingliedrige Versagensstruktur auf. Hingegen konnte das Versagen bei hohen Frequenzen von 10 Hz als primäres Schubversagen, bei dem ein Abgleiten der Fasern erfolgt, beobachtet werden. [13]

Versagen von Holz unter zyklischer Druckbeanspruchung, parallel zur Faser

Das Versagensbild von Holz unter faserparallelem Druck bei ermüdungswirksamer Beanspruchung zeigt ein lokales Stabilitätsversagen (sog. „kinks“). Dieses Versagen findet in den Spätholztracheiden an den Jahrringgrenzen statt (Steifigkeitsunterschiede zwischen Früh- und Spätholz). Von [38] konnte auch ein Versagen entlang Scherbändern im Winkel von 45° beobachtet werden. [13]

Versagen von Holz unter zyklischer Querkzugbeanspruchung

Das Ermüdungsversagen unter Querkzug wird in der Literatur meist, bezogen auf die Versagensstruktur, als gleichmäßiger gegenüber dem statischen Kurzzeitversagen beschrieben. Das Versagen findet dabei primär im Querparenchym bzw. im Bereich der Frühholzzellen statt. [13]

3-1.11 MODELLE ZUR BESCHREIBUNG DES VERHALTENS VON HOLZ BEI ERMÜDUNGSWIRKSAMER BEANSPRUCHUNG

Zur Bemessung der Ermüdungsfestigkeit bzw. des Ermüdungsverhaltens von Holz wurden einige Modelle in [13] vorgestellt. Dabei wird auf das Schädigungsgedächtnis von Holz und die Notwendigkeit einer Schadensakkumulation hingewiesen. Zum Zeitpunkt dieser Arbeit scheint ein physikalisch begründbares und schlüssiges Modell noch zu fehlen. Dies hat zur Folge, dass Einflüsse aus Feuchte und Frequenz der Beanspruchung nur schwer oder gar nicht integriert werden können und auch das Extrapolieren aus einem geeichten Bereich nicht schlüssig ist. Im Folgenden werden einige Modelle beschrieben.

Palmgren-Miner Regel

In [13] wird die Anwendung der Palmgren-Miner Regel für die Berechnung der Schädigung von Holz und Holzwerkstoffen kritisch hinterfragt. Dies wird durch die Art des Ermüdungsversagens und den Ablauf der Lastumverteilung begründet. Nach dem Entstehen von zufällig verteilten Mikrorissen wird durch dieses

Teilversagen die Umverteilung auf noch intakte Strukturbereiche immer schwieriger und eine lineare Akkumulation ist nicht gewährleistet. Die Palmgren-Miner Regel nimmt einen linearen Verlauf der Schädigung an. Es erfolgt kein Bezug auf den Zeitpunkt der Schädigung und deren Reihenfolge. Somit gehen Effekte aus Auf- und Abbau der Spannungen verloren und ein „Schädigungsgedächtnis“ des Holzes wird nicht berücksichtigt. Da es zu Unter- aber auch Überschätzungen des Widerstandes kommen kann, wird in [13] ein konservativer Einsatz der Palmgren-Miner Regel für eine ingenieurmäßige Nachweisführung als geeignet betrachtet.

Die allgemeine Grundform sieht die Aufsummierung von Teilschädigungen durch das Verhältnis der auftretenden Lastzyklen einer Beanspruchung zu den maximal aufnehmbaren Lastzyklen vor (siehe 2-4.4). Dabei muss die Schädigung D kleiner 1 sein.

$$D = \sum_{i=1}^m \frac{n_i}{N_i} \leq 1 \quad (3.1)$$

Die Grundform der Palmgren-Miner Regel wurde zur Erfassung verschiedener Materialeigenschaften von unterschiedlichen Autoren erweitert. In [13] werden einige dieser Erweiterungen, die zur verbesserten Erfassung des Materiales Holz entwickelt wurden, vorgestellt. Durch die Integrierung von zusätzlichen Termen und die Einführung von Wichtungsfaktoren, kann z.B. ein in Zug und Druck unterschiedliches Verhalten des Werkstoffes bei Wechselbeanspruchungen integriert werden. Die Berücksichtigung von quasi statischen Beanspruchungen und eine Kombination wird ebenfalls möglich. Die Plausibilität dieser Erweiterungen wurde allerdings lediglich theoretisch untersucht. [13]

Modell nach Kreuzinger und Mohr

In [24] stellen Kreuzinger und Mohr ein Bemessungskonzept mit recherchierten k_{fat} Beiwerten vor. Dabei wird, wie in Abbildung 3-5 dargestellt, ein bi-linearer Verlauf der k_{fat} -Werte angegeben. In den Bereichen „wechselnd beansprucht“ bzw. „schwellend beansprucht“ ist diese Funktion des Spannungsverhältnisses R linear verlaufend und bezieht sich auf $N = 10^7$ Lastzyklen. Einflüsse wie Feuchtigkeit, Rohdichte und Festigkeitsklasse des Holzes werden, aufgrund des Bezuges von k_{fat} auf die statische Kurzzeitfestigkeit, wie bei statischen Nachweisen durch den k_{mod} Beiwert berücksichtigt. Zur Berechnung des Bemessungswertes auf der Seite des Widerstandes, wird folgende Gleichung angegeben:

$$f_{\text{d,fat}} = f_{\text{k,N}} \cdot \frac{k_{\text{mod}}}{\gamma_{\text{m}}} = f_{\text{k}} \cdot \frac{k_{\text{mod}} \cdot k_{\text{fat}}}{\gamma_{\text{m}}} \quad (3.2)$$

Auf der Seite der Beanspruchung wird zur Berücksichtigung einer Überbeanspruchung, durch ein Überschreiten der 95 % Fraktile der Beanspruchung, unter Verwendung der Schädigungshypothese, der Schädigungsbeiwert γ_{fat} für oft wiederholende Belastungen, eingeführt. Dieser Beiwert ist abhängig von der zu erwarteten Streuung und liegt zwischen $1,10 \leq \gamma_{\text{fat}} \leq 1,40$. Auf der sicheren Seite liegend wird allerdings der Teilsicherheitsbeiwert $\gamma_{\text{Q}} = 1,50$ für veränderliche statische Einwirkungen als $\gamma_{\text{fat}} = \gamma_{\text{Q}}$ angesetzt.

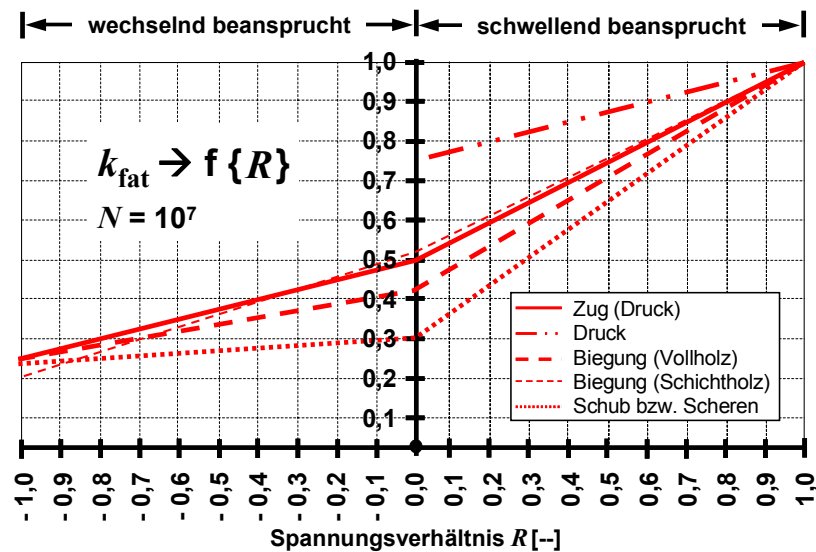


Abbildung 3-5: k_{fat} -Werte für verschiedene Beanspruchungen aus [13]

Die Berücksichtigung von mittel und lang andauernden Einwirkungen erfolgt, wie in Abbildung 3-6 dargestellt, als ständige Einwirkungen. Dies ist aufgrund der fehlenden Schädigungshypothese für unterschiedliche Lastkollektive nötig. Kurz andauernde Einwirkungen werden gemeinsam mit den maximalen oft wiederholenden Einwirkungen und anderen ruhenden Einwirkungen im statischen Nachweis berücksichtigt.

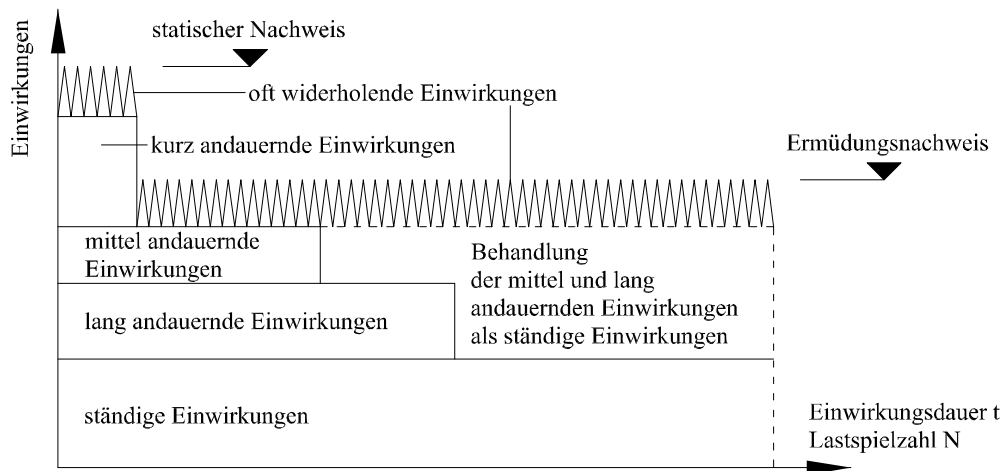


Abbildung 3-6: Schematische Lastkollektive aus ruhenden und oft wiederholenden Lasten nach [24]

Weitere Modelle

Brandner und Schickhofer beschreiben in [13] einige weitere Schädigungsmodelle die meist sehr aufwendig in der Anwendung sind und Parameter enthalten, welche kalibriert werden müssen. Das „Sequence Dependent (SD) Damage Model“ von Sarkani und Lutes 1988 [39] berücksichtigt dabei die Reihenfolge der Schädigungen. Durch das Einführen einiger Konstanten, die angepasst werden müssen, erscheint dieses Modell jedoch nicht praxistauglich. Bei primär sprödem Versagen zeigte das Schädigungsmodell nach Chaplain et al. [40] eine gute Übereinstimmung mit Ergebnisse von getesteten Verbindungen. Die Basis für dieses Modell bildet die Annahme, dass die Energie der Ermüdungsrisse dem tertiären Kriechen entspricht. So wird die Schädigung durch das Verhältnis zwischen Verformung nach aufgetretenen Lastzyklen und der Bruchverformung gebildet. Das visko-elastische Schädigungsmodell (DVM-Theory)

nach Fuglsang Nielsen [41] beinhaltet ebenfalls das Kriechen als Risswachstum und beschreibt es bei viskoelastischem Materialverhalten als Potenzfunktion. Das Modell weist ebenfalls einen nicht unerheblichen Formelapparat auf und wird durch zahlreiche Konstanten kalibriert. Durch Vergleichsrechnungen konnte eine gute Übereinstimmung mit der Palmgren-Miner Regel auf Basis eines ebenfalls elastischen Materialverhaltens gezeigt werden.

Weiters wird in [13] das Schädigungsmodell nach Gerhards (1979) [42] beschrieben. Dieses Modell wird von Smith et. al. (2003) [35] nach einer Recherche über Schädigungsmodelle empfohlen. Es handelt sich dabei um ein empirisches Schädigungsmodell, das eine Erweiterung der Palmgren-Miner Regel darstellt. In die Ermittlung des Schädigungsgrades fließen neben zyklischen Belastungen auch zeitliche Einflüsse, aufgrund der Berücksichtigung der Zeitstandfestigkeit, mit ein. Smith et. al. schlagen weiters die Ermittlung der verbleibenden Lebenszeit unter Berücksichtigung der Frequenz und der Funktion der zyklischen Belastungen vor.

3-1.12 AKUTELL GÜLTIGES BEMESSUNGSMODELL IM HOLZBAU

In diesem Abschnitt wird auf das aktuell gültige Bemessungsmodell des Eurocode 5, Teil 2 „Brücken“ [22] für ermüdungsbeanspruchte Bauwerke näher eingegangen.

ÖNORM EN 1995-2 – Eurocode 5

Bemessung und Konstruktion von Holzbauten - Teil 2 Brücken [22]

Im Hauptteil der ÖNORM EN 1995-2 [22] wird für Tragwerke oder Tragwerksteile und Verbindungen, die häufigen Spannungsänderungen durch Verkehr oder Wind ausgesetzt sind, ein Ermüdungsnachweis gefordert. Dieser Nachweis kann nach einem vereinfachten Nachweisverfahren aus dem informativen Anhang A dieser Norm geführt werden. Somit ist einerseits mit der Formulierung „häufigen Spannungsänderungen“ ein gewisser Spielraum möglich und andererseits steht dem Ingenieur offen, wie er sicherstellt, dass kein Versagen oder größere Schäden auftreten. Es ist also lediglich ein informativer Anhang, bezogen auf Brücken, in der Normung vorhanden.

Im Folgenden wird dieser vereinfachte Nachweis beschrieben. Er beruht auf ermüdungswirksamen Einwirkungen mit gleich bleibender Amplitude, welche gleichwertig die ermüdungswirksamen Einwirkungen des vollen Spektrums von Belastungsfällen ersetzen. Ein zutreffenderer Ermüdungsnachweis für veränderliche Spannungsamplituden kann auf der Grundlage einer kumulativen linearen Schadenstheorie (Palmgren-Miner-Regel siehe 2-4.4) erfolgen. Die Spannung sollte durch elastische Berechnung für die ermüdungswirksamen Einwirkungen bestimmt werden. Die Spannungsberechnung sollte die Nachgiebigkeit von Verbindungen sowie Effekte 2. Ordnung aus Formänderungen berücksichtigen

Ob dieser vereinfachte Ermüdungsnachweis geführt werden muss, kann durch einen Vergleich des Verhältnisses κ , zwischen der Spannungsschwingbreite und der Ermüdungsfestigkeit, mit den in Tabelle 3-1 angeführten Grenzwerten ermittelt werden. Ist der Wert κ kleiner als der zugehörige Grenzwert, entfällt der Ermüdungsnachweis.

Tabelle 3-1: Grenzwerte zur Führung eines Ermüdungsnachweises nach EN 1995-2 [22]

Beanspruchung / Verbindungsmittel	κ
Holzbauteile mit Druck parallel und senkrecht zur Faser	0,60
Holzbauteile beansprucht auf Biegung und Zug	0,20
Holzbauteile beansprucht auf Schub	0,15
Stahldübelverbindungen	0,40
Nagelverbindungen	0,10
Andere Verbindungen	0,15

$$\kappa = \frac{|\sigma_{d,max} - \sigma_{d,min}|}{\frac{f_k}{\gamma_{M,fat}}} \quad (3.3)$$

mit:

- $\sigma_{d,max}$ maximale Bemessungsspannung infolge ermüdungsrelevanter Einwirkungen
- $\sigma_{d,min}$ minimale Bemessungsspannung infolge ermüdungsrelevanter Einwirkungen
- f_k charakteristische Festigkeit
- $\gamma_{M,fat}$ Teilsicherheitsbeiwert von Baustoffen für den Ermüdungsnachweis

Ermüdungswirksame Einwirkungen

Die als ermüdungswirksam zu berücksichtigenden Einwirkungen stellen alle nicht statisch wirksamen Lasten dar. So können, in einem vereinfachten Modell, die Belastungen um die statischen Anteile der Einwirkung reduziert werden. Aus Verkehrslasten hervorgehende Einwirkungen sollten in den Projektvorgaben in Verbindung mit der EN 1991-2 definiert werden. Die Ermittlung der ermüdungswirksamen Einwirkungen erfolgt somit für alle Bauwerke, ausgenommen Brücken, nach Gleichung (3.4) mit den um die ständigen Lasten, siehe Abbildung 3-6, abgeminderten Einwirkungen. [20]

$$q_{k,fat} = (1 - \psi_2) \cdot q_k \quad (3.4)$$

mit:

- ψ_2 Anteil der ständigen Lasten

Die Abschätzung der jährlich auftretenden Spannungsspiele mit konstanter Amplitude sollte für Brücken mit den Werten nach Tabelle 4.5 der EN 1991-2 [22] vorgenommen werden. Für andere Bauwerke oder wenn detailliertere Informationen verfügbar sind, kann diese nach Gleichung (3.5) berechnet werden.

$$N_{\text{obs}} = 365 \cdot n_{\text{ADT}} \cdot \alpha \quad (3.5)$$

mit:

N_{obs} Anzahl der jährlichen Spannungsspiele mit konstanter Amplitude
 n_{ADT} zu erwartender täglicher Verkehr im Jahresdurchschnitt über die Lebenszeit des Tragwerks; der Wert von n_{ADT} sollte nicht weniger als 1000 betragen
 α erwarteter Prozentsatz von schweren, die Brücke überquerenden LKW, siehe EN 1991-2 [22], 4.6 (z. B. $\alpha = 0,1$). Für andere Bauwerke als Brücken, gibt α den erwarteten Prozentsatz der maximalen Spannungsspiele an. Je nach Nutzung und Bauteil kann dieser Wert stark variieren.

Ermüdungsnachweis

Ist das Verhältnis κ nach Gleichung (3.3) größer als die in Tabelle 3-1 definierten Werte, so sind besondere Untersuchungen notwendig, oder der Nachweis für eine konstante Amplitude der Einwirkung nach Gleichung (3.6) zu erfüllen.

$$\sigma_{\text{d,max}} \leq f_{\text{fat,d}} \quad (3.6)$$

mit:

$\sigma_{\text{d,max}}$ maximale Bemessungsspannung infolge ermüdungsrelevanter Einwirkungen
 $f_{\text{fat,d}}$ Bemessungsbeiwert der Ermüdungsfestigkeit nach Gleichung (3.7)

$$f_{\text{fat,d}} = k_{\text{fat}} \cdot \frac{f_k}{\gamma_{\text{M,fat}}} \quad (3.7)$$

mit:

f_k charakteristische Festigkeit, ermittelt für die quasi-statische Belastung
 k_{fat} Beiwert für die Festigkeitsminderung infolge der Anzahl der Belastungszyklen nach Gleichung (3.8)

$$k_{\text{fat}} = 1 - \frac{1-R}{a(b-R)} \log(\beta \cdot N_{\text{obs}} \cdot t_L) \geq 0 \quad (3.8)$$

mit:

$$R = \sigma_{\text{d,min}} / \sigma_{\text{d,max}} \quad \text{mit: } -1 \leq R \leq 1 \quad (3.9)$$

$\sigma_{\text{d,min}}$ minimale Bemessungsspannung infolge ermüdungsrelevanter Einwirkungen
 $\sigma_{\text{d,max}}$ maximale Bemessungsspannung infolge ermüdungsrelevanter Einwirkungen
 N_{obs} Anzahl der jährlichen Spannungsspiele mit konstanter Amplitude
 t_L Bemessungsbeiwert der Lebensdauer des Tragwerks in Jahren, entsprechend EN 1990:2002 (z. B. $t_L = 100$ Jahre)
 β Beiwert zur Berücksichtigung der Auswirkungen eines Schadens des betrachteten Tragwerkselements

beträchtliche Konsequenzen: $\beta = 3$
 ohne beträchtliche Konsequenzen: $\beta = 1$

a, b Beiwerte zur Berücksichtigung der Art der Ermüdungseinwirkung nach Tabelle 3-2

Tabelle 3-2: Werte der Beiwerte a und b aus [22]

	a	b
Holzbauteile beansprucht auf		
Druck, parallel oder senkrecht zur Faser	2,0	9,0
Biegung und Zug	9,5	1,1
Schub	6,7	1,3
Verbindung mit		
Dübeln und Passbolzen mit $d \leq 12$ mma	6,0	2,0
Nägeln	6,9	1,2

^aDie Werte für Dübel und Passbolzen basieren größtenteils auf Tests an 12 mm dicken Passbolzen. Dübel und Passbolzen mit deutlich größeren Durchmessern sowie Bolzen können weniger günstige Ermüdungseigenschaften haben.

Anmerkung:

Minimale / maximale Bemessungsspannung

Bei der Ermittlung von $\sigma_{d,max}$ ist stets die betragsmäßig größere Spannung und für $\sigma_{d,min}$ die betragsmäßig kleinere Spannung zu wählen. Allerdings müssen für die Ermittlung von R , $\sigma_{d,max}$ und $\sigma_{d,min}$ immer vorzeichen-treu eingesetzt werden.

Spannungsspiele

N_{obs} Anzahl der jährlichen Spannungsspiele mit konstanter Amplitude

Im Brückenbau sind hierfür Werte vorhanden. Für alle anderen Bauwerke ist ein individuell ermittelter Wert unter Berücksichtigung der genauen Nutzung sinnhaft.

3-1.13 ZUSAMMENFASSUNG UND VERGLEICH

Es wurde eine Literaturrecherche auf Basis zweier umfangreicher Berichte zum Ermüdungsverhalten von Holz und Holzwerkstoffen durchgeführt. Dabei wurde das Material Holz zwar als ermüdungsbeeinflusstes, aber im Vergleich mit anderen, als durchaus geeignetes Material für zyklische, ermüdungswirksame Beanspruchungen erkannt. Holz weist aufgrund seiner anisotropen und inhomogenen Materialstruktur ein unterschiedliches Ermüdungsverhalten längs und quer zur Faserrichtung auf. Dieser strukturelle Unterschied spiegelt sich auch in unterschiedlichen Abminderungsfaktoren für verschiedene Belastungsrichtungen wieder. Die Notwendigkeit einer kombinierten Betrachtung der Auswirkungen infolge quasi-ständiger und zyklischer Beanspruchungen wurde aufgezeigt. Bei der Bestimmung von Ermüdungsfaktoren aus Versuchen werden die Prüffrequenz, der Feuchtegehalt und der Größeneffekt als wichtigste Einflussfaktoren beschrieben.

Zur Bemessung der Ermüdungsfestigkeit von Holz und Holzprodukten wurden Berechnungsansätze aus der Literatur und jener in der aktuell gültigen Bemessungsnorm für Holzbauwerke, dem Eurocode 5, beschrieben. Die von Kreuziger und Mohr [24] vorgeschlagenen k_{fat} Werte sind in Tabelle 3-3 mit den Werten der ÖNORM EN 1995-2 [22] verglichen. Es ist ersichtlich, dass die Werte des Eurocodes (bis auf Zug-Druck und Biege-Wechselbeanspruchungen) deutlich konservativer angesetzt sind. Eine genaue Untersuchung bauteilgroßer Proben stellt eine Möglichkeit für effizientere Werte durch angepasste und prüftechnisch belegte k_{fat} Werte dar.

Tabelle 3-3: k_{fat} -Werte nach [24] und [22]

Beanspruchung		Kreuziger und Mohr	Eurocode 5
		[24] $k_{fat}(N=10^7)$	[22] $k_{fat}(N=10^7)$
schwellend (R = 0)	Zug	0,50	0,33
	Druck	$\geq 0,75$	0,61
	Biegung	0,52	0,33
	Schub	0,30	0,20
wechselnd (R = -1)	Zug-Druck	0,26	0,30
	Biegung	0,20	0,30
	Schub	0,24	0,09

Anmerkung: Berechnung der k_{fat} -Werte aus EN 1995-2 [22] mit $N_{obs} = 10^7$, $t_L = 1$, $\beta = 1$ und den Werten aus **Tabelle 3-2**.

Der Eurocode 5 Teil 2 [22] beschreibt im informativen Anhang A einen vereinfachten Ermüdungsnachweis. Es wird durch einen k_{fat} -Beiwert der Widerstand abgemindert. Dabei spielen viele Beiwerte, die teilweise auf Annahmen beruhen, eine zentrale Rolle. In [20] wird darauf hingewiesen, dass auf die Ermittlung dieser Beiwerte ein besonderer Augenmerk gelegt werden soll. Es ist auch anzumerken, dass der Eurocode 5 die lineare Schadensakkumulation, auch als Palmgren-Miner Regel bekannt, für die Ermittlung der Gesamtschädigung verschiedener Belastungen, als zutreffend annimmt. In [20] und [13] wird dies sehr kritisch hinterfragt, da die für Stahl und quasi homogene Stoffe ermittelte lineare Aufsummierung von

Teilschädigungen für das inhomogene Material Holz, mit seiner Faserstruktur und unterschiedlichem Verhalten unter Zug- und Druckbeanspruchungen, noch nicht ausreichend untersucht ist. Sie stellt jedoch eine weitgehend geeignete und nutzerfreundliche Behandlung des Problems der Schadenssummierung dar. Es wird jedoch darauf hingewiesen, dass es durchaus zu Überschätzungen sowie Unterschätzungen der Bauteilschädigung kommen kann.

3-2 ERMÜDUNG VON STAHL

In diesem Abschnitt werden die materialspezifischen Ermüdungseigenschaften von Stahl beschrieben. Einflüsse wie Geometrie, Werkstoff und Korrosion werden diskutiert und aktuelle Berechnungsansätze und Forschungsergebnisse vorgestellt. Da es sich bei der Materialermüdung um ein sehr komplexes Thema handelt, welches in allen Einzelheiten den Rahmen und das Ziel dieser Arbeit überschreiten würde, beschränkt sich der folgende Abschnitt auf die für das Bauwesen relevanten Hintergründe und Nachweise.

3-2.1 ERMÜDUNGSVERHALTEN VON STAHL

Im Stahlbau wird unter Ermüdung der Vorgang der Rissbildung, des Rissfortschrittes und des anschließenden Bruches eines Bauteils verstanden. Zur Rissbildung kann es durch häufige Spannungswechsel an Schwachstellen des Bauteils kommen. Einen wesentlichen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit von Stahl haben dabei die Kerbwirkung, die Schwingbreite, das Spannungsverhältnis, die Lastspielzahl und die zeitliche Abfolge der Beanspruchung. [43]

Rissbildung

[7] Aufgrund zyklischer Beanspruchung kommt es bei „kerbfreien“ Proben und Bauteilen zu Mikrorissen. Diese entstehen im Material an lokalen Fehlstellen wie Einschlüssen oder Versetzungsblockierungen. Durch die Kerbwirkung der Rissspitze und lokalen Spannungsspitzen kommt es unter weiteren Belastungen zum Risswachstum. Dabei entstehen an Kerben lokale Spannungsspitzen und zu einer früheren Rissbildung als im „kerbfreien“ Material. In Abbildung 3-7 sind drei Arten von Kerben nach [7] abgebildet. Es wird in Kerben aus einer Unstetigkeit in der Form (Formkerben), im Materialwechsel (Materialkerben) und durch eine lokale Belastungsänderung (Belastungskernen) unterschieden. Im Bauwesen spielen vor allem Formkerben und Materialkerben eine wichtige Rolle. Kerben entstehen an angeschweißten Blechen, Bohrungen, Blechstößen und an Gewinden. Formkerben werden auch bezüglich milder und scharfer, äußeren und inneren sowie flacher und tiefer Kerben unterschieden.

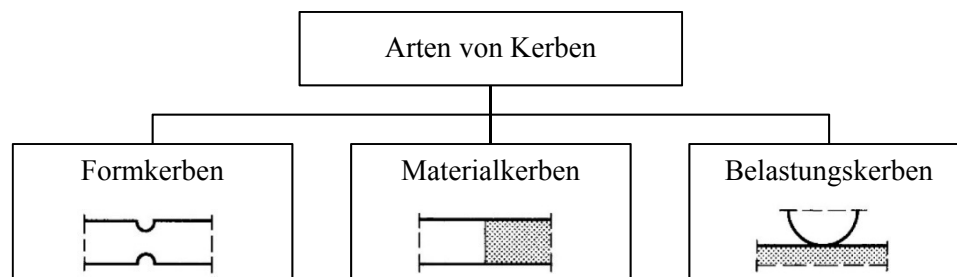


Abbildung 3-7: Arten von Kerben nach [7]

Risswachstum

Die bei der Rissbildung entstandenen Mikrorisse wachsen aufgrund fortlaufender zyklischer Beanspruchung zu Makrorissen an. Dabei wächst auch die Rissfläche bzw. Risslänge, wodurch die Risse mit freiem Auge erkennbar werden. Beim Erreichen einer kritischen Risslänge tritt ein sprödes Versagen des Restquerschnittes ein.

Ermüdungsfestigkeit

Die Ermittlung von Ermüdungsfestigkeiten erfolgt mittels Dauerschwingversuchen, siehe 2-4.2. Dabei werden Kleinproben geprüft und die Messergebnisse (i.d.R. Kombination aus gewählter Belastung und ertragene Schwingspiele) statistisch ausgewertet. Die Übertragung dieser Versuchsergebnisse kann lt. [43]

aufgrund des „statistischen“ Größeneinflusses und der Eigenspannungen problematisch sein. Für eine praktische Anwendung existieren die Gestaltfestigkeit und die Ermüdungs- bzw. Dauerfestigkeit an bestimmten Kerbfällen.


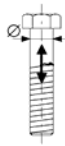
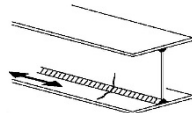
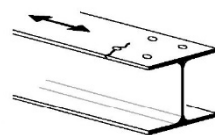
Gestaltfestigkeit

Die Gestaltfestigkeit ist im Maschinenbau eine übliche Methode zur Bestimmung des Ermüdungsverhaltens. Dabei werden Kerbfaktoren für verschiedene Fälle ermittelt und die Dauerschwingfestigkeit auf den Grundwert der Ermüdungsfestigkeit bezogen. [43] Im Bauwesen gängige Konstruktionen sind zur Bestimmung von Kerbfaktoren zu komplex und somit erscheint die Ermittlung von Gestaltfestigkeiten als nicht zielführend. Aus diesem Grund werden Kerben von Konstruktionsdetails einzeln untersucht und in Kerbfälle eingestuft. [43]

Kerbfälle

In Tabelle 3-4 sind beispielhaft vier Kerbfälle nach EN 1993-1-9 abgebildet. Die Einteilung der Kerbfälle erfolgt nach der Detailausbildung und wird durch verschiedene Bedingungen wie Blechdicke, Schraubendurchmesser, Herstellungsverfahren, Symmetrie, Randabstände und Beanspruchungsart auf das jeweilige Detail angepasst. Der zugewiesene Kerbfall bezeichnet die Spannungsschwingbreite bei $N = 2 \cdot 10^6$ Lastwechseln in $[\text{N}/\text{mm}^2]$.

Tabelle 3-4: Beispiel für Kerbfälle nach EN 1993-1-9 [44]

Detail	ungekerbt	Schraube	Schweißnaht längs	Bohrung
Skizze				
Kerbfall	160	50	112	90

Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit

Die Oberflächenbeschaffenheit hat auf das Ermüdungsverhalten von Stahl einen großen Einfluss. In [7] wird beschrieben, dass die ermittelten Werte meist aus Prüfungen an eigenspannungsfreien geschliffenen Kleinproben stammen. In der Praxis kann eine andere Oberflächenbeschaffenheit positive aber durchaus auch negative Einflüsse auf das Ermüdungsverhalten haben. Unterschiedlichen Oberflächenbeschaffenheiten werden in [7] wie folgt eingeteilt:

- Oberflächenrauigkeit führt zu Spannungserhöhungen im Mikrobereich (festigkeitsmindernd)
- Kaltverfestigung führt zu einer mechanischen Veränderung der Oberflächenschicht und bessert Mikrofehler aus (festigkeitssteigernd)
- chemische Veränderung der Oberflächenschicht (festigkeitssteigernd / festigkeitsmindernd)
- thermische Beeinflussung der Oberflächenschicht (festigkeitssteigernd / festigkeitsmindernd)
- Zugeigenspannungen durch Schleifen in der Oberfläche (festigkeitsmindernd)
- Druckeigenspannungen durch Kugelstrahlen der Oberfläche (festigkeitssteigernd)
- Korrosion durch umgebenden Stoffe (festigkeitsmindernd)

Einfluss der Festigkeit

Bei leicht- oder ungekerbten Proben kann durch eine höhere Stahlfestigkeit auch ein verbessertes Ermüdungsverhalten festgestellt werden. Hingegen spielt die Festigkeit bei stark gekerbten Proben kaum eine Rolle. Wie in Abbildung 3-8 erkennbar, fällt die Ermüdungsfestigkeit von hochfesten Stählen im Vergleich zur statischen Festigkeit in einem höheren Maße ab, als bei normalfestem Stahl. Aufgrund dessen kann der Ermüdungsnachweis bei hochfesten Stählen durch die große Abminderung für die Bemessung maßgebend werden. Man bezeichnet sie daher auch als „kerbempfindlich“. Je größer die Kerbwirkung des Details, desto geringer ist daher auch der Unterschied der Dauerfestigkeiten zwischen den Stahlfestigkeiten. Somit kann bei Gewindestangen, die als tief gekerbt einzustufen sind, keine Verbesserung bezüglich des Ermüdungsnachweises durch eine Erhöhung der Festigkeit erfolgen. [43]

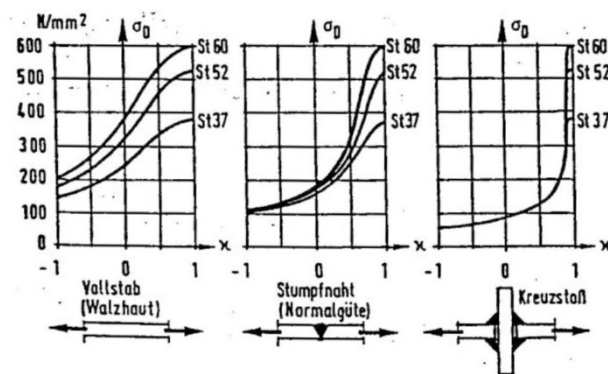


Abbildung 3-8: Einfluss der Stahlfestigkeit und Kerbwirkung [43]

Korrosion

[7] Der Ermüdungsvorgang, wie schon mehrfach erwähnt, geht meist von der Oberfläche aus. Aus diesem Grund hat auch die Korrosion einen wesentlichen Einfluss. Sie kann den Ermüdungsriss vorbereiten, unterstützen oder auch auslösen. Es handelt sich dabei um eine mechanisch(elektro-)chemische sehr komplexe Beanspruchung, die die Schwingfestigkeit erheblich reduzieren kann. Daher ist dem Korrosionsschutz besondere Aufmerksamkeit zu schenken. Zur Vermeidung von Korrosion können auch korrosionsbeständige Stähle verwendet werden.

Eigenspannungen

[7] Eigenspannungen sind innere Kräfte im Material die nicht aus äußern Einwirkungen entstehen. Sie entstehen während der Herstellung des Werkstoffes vor allem beim Walzen, Gießen, Schweißen oder durch eine Oberflächenbehandlung. Eigenspannungen überlagern sich mit Belastungsspannungen und können durch Schwingbeanspruchungen oder das Überschreiten der Fließgrenze, teilweise abgebaut werden. Generell können sie positive aber auch negative Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit haben. Da Ermüdungsrisse meist an der Oberfläche des Materials entstehen, hat vor allem die Oberflächeneigenspannung (bis 0,5 mm Tiefe) einen Einfluss auf die Schwingfestigkeit. Die Berechnung und Messung von Eigenspannungen gestaltet sich sehr schwierig bzw. aufwendig, weshalb sie in der Praxis nicht häufig angewandt wird. Zudem können Eigenspannungen durch plastische Verformungen sowie den Ermüdungsriss selbst, abgebaut werden. Versuche zum Einfluss von Eigenspannungen auf das Ermüdungsverhalten lieferten komplexe und uneinheitliche Ergebnisse. Allgemein gilt, dass der Einfluss bei hochfesten Werkstoffen aufgrund der hohen Eigenspannungen ausgeprägter ist und Druckeigenspannungen für die (Zug-)Schwingfestigkeit einen positiven, während Zugeigenspannungen einen negativen Einfluss aufweisen.

3-2.2 AKUTELL GÜLTIGE BEMESSUNGSMODELLE IM STAHLBAU

Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten

ÖNORM EN 1993-1-9 2013-04-01; Teil 1-9: Ermüdung [44]

Der Eurocode 3 Teil 1-9 „Ermüdung“ behandelt das Nachweisverfahren von auf Ermüdung beanspruchten Bauteilen mittels Ermüdungsfestigkeitskennlinien (Wöhlerlinien).

Bemessungskonzepte

Es liegen zwei Bemessungskonzepte für den Ermüdungsnachweis vor:

- Konzept der Schadenstoleranz
- Konzept der ausreichenden Sicherheit gegen Ermüdungsversagen ohne Vorankündigung

Für das Konzept der Schadenstoleranzen sind eine Zugänglichkeit des Bauteils sowie eine Lastumlagerung bei Ermüdungsrissen auf tragende Querschnitte erforderlich. Dieses Konzept kann somit nicht angewandt werden und wird hier nicht näher behandelt.

Das Konzept der ausreichenden Sicherheit gegen Ermüdungsversagen ohne Vorankündigung hingegen ist darauf aufgebaut, dass ohne Inspektionen ein unangekündigtes Versagen ausgeschlossen werden kann. Die Grundlage bildet eine geeignete Wahl der Konstruktion sowie des Beanspruchungsniveaus, um nach der geplanten Nutzungsdauer noch einen Zuverlässigkeitswert in der Höhe der Tragsicherheitszuverlässigkeit erreichen zu können.

Die Kerbfälle in der EN 1993-1-9 geben dabei die Ermüdungsfestigkeiten, bezogen auf ihre geometrischen und metallurgischen Kerbeffekte, für konstruktive Details an. Diese werden in Wöhlerlinien für Standardkerbfälle (Nennspannungen) und Schweißdetails (Strukturspannungen) angegeben.

Der Materialsicherheitsfaktor der Ermüdungsfestigkeit γ_{MF} wird je nach Bemessungskonzept und Schadensfolgeklasse nach Tabelle 3-5 bestimmt.

Tabelle 3-5: Empfehlungen für γ_{MF} -Faktoren für die Ermüdungsfestigkeit [44]

Bemessungskonzept	Schadensfolgen	
	niedrig	hoch
Schadenstoleranz	1,00	1,15
Sicherheit gegen Ermüdungsversagen ohne Vorankündigung	1,15	1,35

Berechnung der Spannungen zufolge Beanspruchung

Die Spannungen sind auf Gebrauchsniveau und an der Stelle des zu erwarteten Risses zu ermitteln. Bei gleichzeitig auftretenden Längs- und Schubspannungen sind diese kombiniert nachzuweisen. Die für den Ermüdungsnachweis maßgebende Spannungsschwingbreite wird wie folgt bestimmt:

$$\gamma_{FF} \cdot \Delta\sigma_{E,2} = \lambda_1 \cdot \lambda_2 \cdot \lambda_i \cdot \dots \cdot \lambda_n \cdot \Delta\sigma(\gamma_{FF} \cdot Q_k) \quad (3.10)$$

$$\gamma_{FF} \cdot \Delta\tau_{E,2} = \lambda_1 \cdot \lambda_2 \cdot \lambda_i \cdot \dots \cdot \lambda_n \cdot \Delta\tau(\gamma_{FF} \cdot Q_k) \quad (3.11)$$

mit:

λ_i Schadensäquivalenzfaktoren je Bemessungsspektren der Anwendungsteile nach EN 1993 (z.B. für den Brückenbau EN 1993-2). Sind keine Werte gegeben, dürfen die Spannungen nach EN 1993-1-9 Anhang A bestimmt werden.

γ_{FF} der Teilsicherheitsbeiwert für Ermüdungslasten. (Der empfohlene Wert ist $\gamma_{FF} = 1$)

Anmerkungen:

Die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ ist bei Schrauben und Gewindestangen am Spannungsquerschnitt zu ermitteln.

Im Anhang A der EN 1993-1-9 wird mit den zu erwartenden Spannungen und den dazugehörigen Auftritten je Spannungsniveau, im Vergleich mit der maximal ertragbaren Anzahl an Spannungsspielen, eine Teilschädigung berechnet und diese mit der Schadensakkumulation (Palmgren-Miner Regel) zu einer Gesamtschädigung aufsummiert. Diese Gesamtschädigung muss folgenden Nachweis erfüllen.

$$\sum_i^n \frac{n_{Ei}}{N_{Ri}} = D_d \leq 1,0 \quad (3.12)$$

Berechnung der aufnehmbaren Spannungsschwingbreite

Die Nennspannungen von Konstruktionsdetails werden wie in Abschnitt 3-2.1 beschrieben an Kerbfällen bestimmt. Der Kerbfall für Schrauben und Gewindestangen ist in Abbildung 3-9 dargestellt und hat die Kerbfallnummer 50. Dies entspricht einer Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_C = 50 \text{ N/mm}^2$ bei $N = 2 \cdot 10^6$ Lastwechseln.

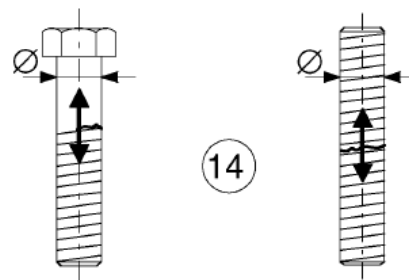


Abbildung 3-9: Kerbfall für Schrauben und Gewindestangen (Kerbfall 50) [44]

Für jede Kerbfallkategorie existiert eine normierte Kurve der Ermüdungsfestigkeit. Diese sind im doppeltlogarithmischen Maßstab ($\log \Delta\sigma_R - \log N$ bzw. $\log \Delta\tau_R - \log N$) als Kurven ermittelt worden. Der Bezugswert der Kerbfallkategorien $\Delta\sigma_C$ bzw. $\Delta\tau_C$ [N/mm^2] entspricht dem Wert der zugehörigen Kurve bei $N = 2 \cdot 10^6$ Spannungsspielen. Die Ermüdungsfestigkeitskurven und Spannungsschwingbreiten sind in Abbildung 3-10 und Abbildung 3-11 dargestellt und wie folgt definiert.

$$\Delta\sigma_R^m N_R = \Delta\sigma_C^m 2 \cdot 10^6 \quad m = 3 \text{ für } N \leq 5 \cdot 10^6 \quad (3.13)$$

$$\Delta\sigma_R^m N_R = \Delta\sigma_D^m 5 \cdot 10^6 \quad m = 5 \text{ für } 5 \cdot 10^6 \leq N \leq 10^8 \quad (3.14)$$

$$\Delta\tau_R^m N_R = \Delta\tau_C^m 2 \cdot 10^6 \quad m = 5 \text{ für } N \leq 10^8 \quad (3.15)$$

dabei ist:

die Dauerfestigkeit

$$\Delta\sigma_D = \left(\frac{2}{5}\right)^{1/3} \cdot \Delta\sigma_E = 0,737 \cdot \Delta\sigma_C \quad (3.16)$$

der Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit

$$\Delta\sigma_L = \left(\frac{2}{100}\right)^{1/5} \cdot \Delta\sigma_D = 0,549 \cdot \Delta\sigma_D \quad (3.17)$$

$$\Delta\tau_L = \left(\frac{2}{100}\right)^{1/5} \cdot \Delta\tau_C = 0,457 \cdot \Delta\tau_C \quad (3.18)$$

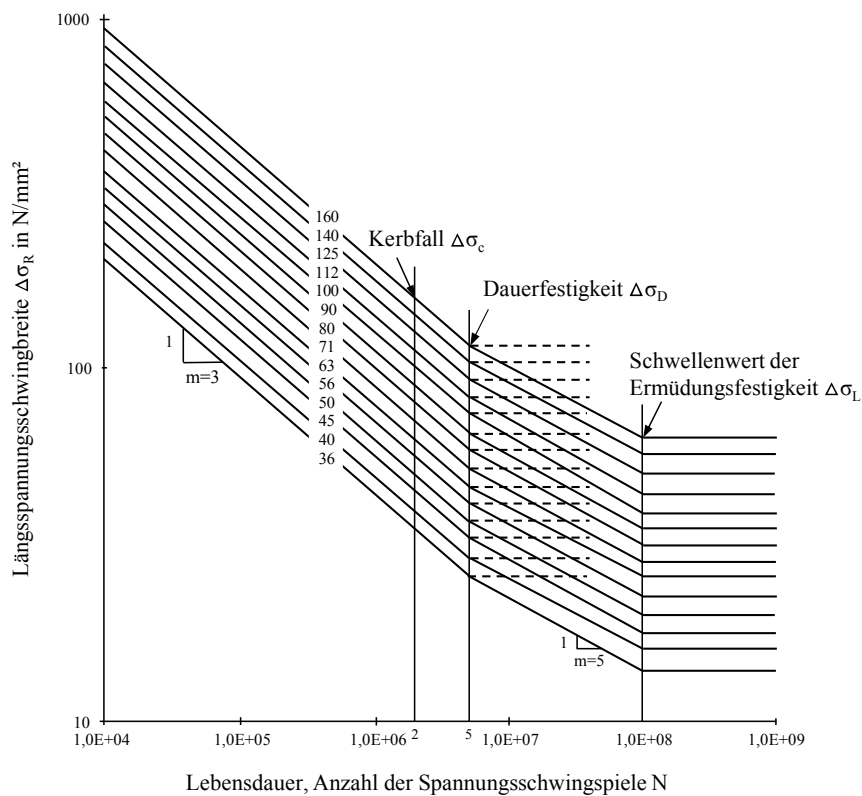


Abbildung 3-10: Ermüdungsfestigkeit für Längsspannungsschwingbreiten [44]

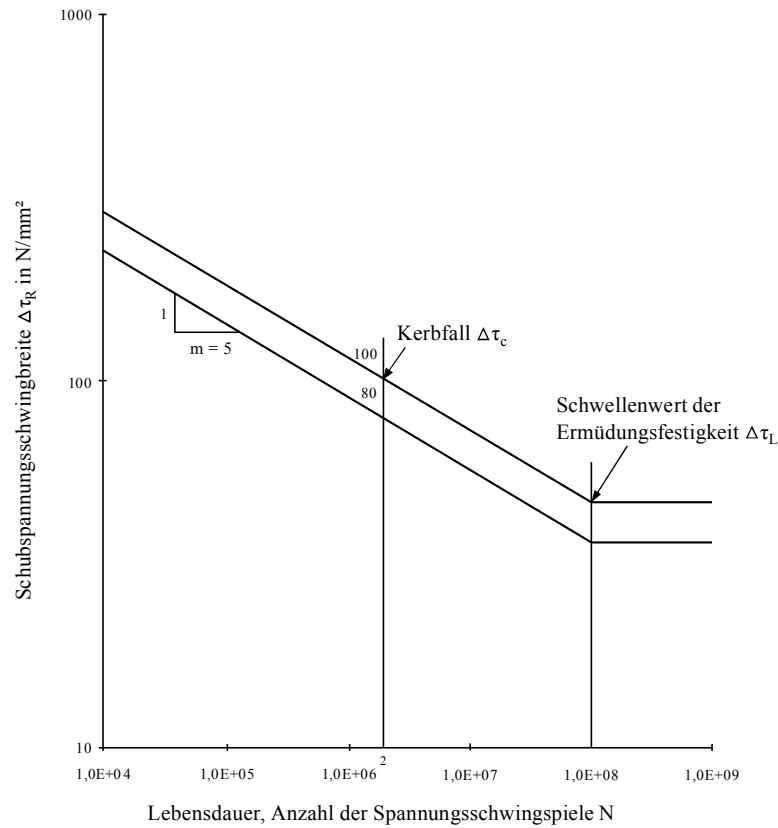


Abbildung 3-11: Ermüdungsfestigkeit für Schubspannungsschwingbreiten [44]

Ermüdungsnachweis

Nach EN 1993-1-9 sind folgende Ermüdungsnachweise zu führen:

Längsspannungsschwingbreite:

$$\frac{\gamma_{Ff} \cdot \Delta\sigma_{E,2}}{\Delta\sigma_C / \gamma_{Mf}} \leq 1,0 \quad (3.19)$$

Schubspannungsschwingbreite:

$$\frac{\gamma_{Ff} \cdot \Delta\tau_{E,2}}{\Delta\tau_C / \gamma_{Mf}} \leq 1,0 \quad (3.20)$$

Gleichzeitiges Auftreten von Längs- und Schubspannungsschwingbreite:

$$\left(\frac{\gamma_{Ff} \cdot \Delta\sigma_{E,2}}{\Delta\sigma_C / \gamma_{Mf}} \right)^3 + \left(\frac{\gamma_{Ff} \cdot \Delta\tau_{E,2}}{\Delta\tau_C / \gamma_{Mf}} \right)^5 \leq 1,0 \quad (3.21)$$

Anmerkungen zum Eurocode 3

Das Nachweiskonzept des Eurocode 3 1-9 für auf Ermüdung beanspruchte Bauteile ist eine vereinfachte Nachweisführung, die einige Vereinheitlichungen beinhaltet. Die Neigung der Ermüdungsfestigkeit im Zeitfestigkeitsbereich wurde vereinheitlicht zu $m = 3$ für Normalspannungen und $m = 5$ für Schubspannungen angesetzt. Ein Einfluss der Stahlfestigkeit auf das Ermüdungsverhalten wird nicht angesetzt. Die Grenzlastspielzahl ist einheitlich auf $N = 10^6$ festgelegt. Die Beanspruchungsart (Schwell- / Wechselbeanspruchung) fließt nur durch eine Modifizierung der Spannungsschwingbreite bei nicht geschweißten oder spannungsarmgeglühten Materialien ein.

Einige dieser Vereinfachungen entsprechen nicht dem werkstoffmechanischen Verhalten aller abgedeckten Fälle. So liegt, wie schon in Abschnitt 3-2.1 beschrieben, das Ermüdungsverhalten von leichtgekerbten Details mit einer hohen Materialfestigkeit deutlich über den angegebenen Werten. Das im Eurocode 3-1-9 enthaltene Nachweiskonzept trifft somit besonders auf stark gekerbte Fälle zu. [43]

Schrauben für Windkraftanlagen

In [45] werden Untersuchungen zu hochfesten Stahlschrauben verglichen (Einsatz bei Windkraftanlagen aus Stahl im MW-Bereich). Es wird auf die erheblich bessere Einstufung, bezüglich ihres Ermüdungsverhaltens, von hochfesten Stahlschrauben im Maschinenbau (VDI-Richtlinie 2230) hingewiesen und eine mögliche Erhöhung des Kerbfalles 50 diskutiert. Der Vergleich von Versuchsergebnissen (M20 und M30 10.9) mit der VDI-Richtlinie und dem Kerbfall 50 des Eurocode 3 ergab allerdings, dass die VDI-Richtlinie 2230 die Ermüdungsfestigkeit hochfester Schrauben, wie sie bei der Errichtung von Windkraftanlagen aus Stahl üblich sind, überschätzt und dass die Werte des Eurocode 3 gut mit den Versuchsdaten übereinstimmen. Es wurde angemerkt, dass bei exzentrischen Verbindungen auch die entstehenden Momente abgeschätzt und in der Dimensionierung mitberücksichtigt werden müssen.

Somit scheint eine Berechnung von hochfesten Gewindestangen nach der EN 1993-1-9 als zutreffend und realitätsnahe.

KAPITEL 4: EINGEKLEBTE GEWINDESTANGEN

In diesem Abschnitt wird die Anwendung von axial beanspruchten, eingeklebten Gewindestangen als Verbindungsmittel vorgestellt. Es werden die Ergebnisse einer umfangreichen Literaturrecherche bezüglich Anwendungsgebiete, Herstellung, Versagensarten, Berechnungsverfahren sowie der wichtigsten Einflussfaktoren auf die Tragfähigkeit und die Dauerhaftigkeit dargelegt. Dabei wird besonders auf das Ermüdungsverhalten und den Einfluss einer Vorspannung eingegangen.

4-1 EINFÜHRUNG

In Holz eingeklebte Stahlstäbe können als Gewindestangen, gerippte Stahlstäbe oder Bewehrungsstäbe ausgeführt werden. Sie werden in ein vorgebohrtes Loch eingeklebt, wobei der Durchmesser des Bohrloches größer bzw. kleiner als der Nenndurchmesser des Stabes sein kann. Wird das Bohrloch kleineren als der Nenndurchmesser des Stabes gewählt, muss dieser eingeschraubt werden. Durch die Verklebung wird ein sehr steifer und leistungsfähiger Verbund zwischen Holz und Stahl erzeugt. Die Kraftübertragung erfolgt dabei in den zwei Verbundzonen auf unterschiedliche Weise. In der Verbundzone Holz-Klebstoff wird die Kraft durch Adhäsion und in der Verbundzone Klebstoff-Gewindestab über einen mechanischen Verbund übertragen. Dies ermöglicht Verbindungen mit hohem Wirkungsgrad. Gleichzeitig kann durch die gezielte Dimensionierung der Stahlstäbe ein mögliches Versagen aufgrund der Duktilität des Stahls angekündigt werden. Auf die Einsatzmöglichkeit von Glasfaser- und Basaltfaserstäben soll an dieser Stelle hingewiesen werden. Im Weiteren wird allerdings ausschließlich auf Gewindestangen, die in übergroße Bohrlöcher eingeklebt sind, näher eingegangen.

Obwohl ihre Entwicklung bereits seit über 30 Jahren vorangetrieben wird, werden eingeklebte Stahlstäbe im Holzbau immer wieder als „moderne“ und „neue“ Verbindungsmittel beschrieben [46]. Ihre Einsatzmöglichkeiten sind sehr vielseitig und reichen von geplanten sowie nachträglichen Verstärkungsmaßnahmen in auf Querkraft oder Schub beanspruchten Holzbereichen, über die Sanierung historischer Holzkonstruktionen mit erneuerten Querschnittsteilen, hin zu Holz-Holz- und Holz-Stahl-Verbindungen für den modernen Ingenieurholzbau. Durch die Möglichkeit der Kraftübertragung quer oder längs zur Holzfasern ist eine Vielzahl von Verbindungen möglich. Häufige Einsatzgebiete sind: Fachwerkknoten, biegesteife Rahmen und Stützenanschlüsse, stumpf gestoßene Querschnitte, Auflagerverstärkungen und Verstärkungen von Durchbrüchen sowie gekrümmten Trägern. In Abbildung 4-1 sind Beispiele für eingeklebte Gewindestangen als Komponenten einer Stahl-Holz-Verbindung und in Abbildung 4-2 als solche einer Holz-Holz-Verbindung dargestellt. Drei exemplarische Arten von Verstärkungen durch eingeklebte Gewindestangen sind in Abbildung 4-3 gezeigt.

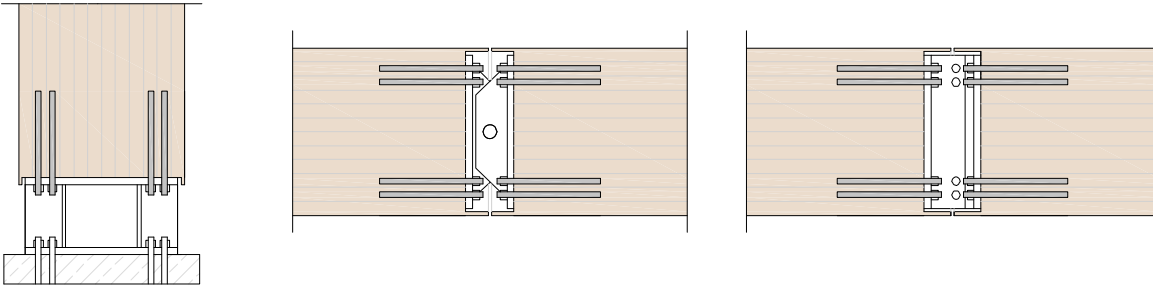


Abbildung 4-1: Beispiele für Verbindungen mit eingeklebten Gewindestangen die durch Stahlteile verbunden sind
links: eingespannter Stützenfuß, **Mitte:** gelenkiger Trägerstoß, **rechts:** biegesteifer Trägerstoß

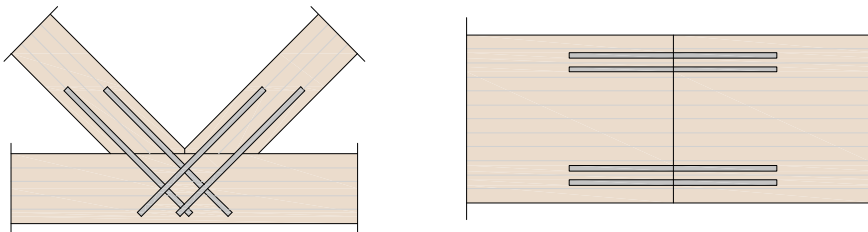


Abbildung 4-2: Beispiele für Verbindungen die nur mit eingeklebten Gewindestangen verbunden sind
links: Fachwerkknoten, **rechts:** biegesteifer Trägerstoß

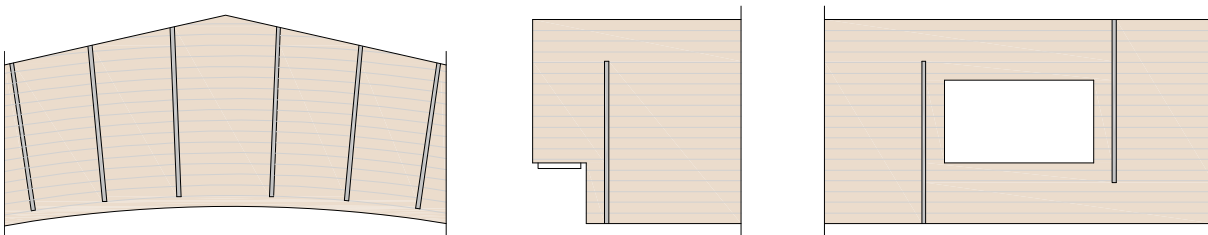


Abbildung 4-3: Beispiele für Verstärkungen mit eingeklebten Gewindestangen. **links:** Verstärkung eines gekrümmten Trägers, **Mitte:** Verstärkung einer Ausklinkung, **rechts:** Verstärkung eines Durchbruches

Bei der Dimensionierung von eingeklebten Gewindestangen und anderen Verbindungsmitteln sind, wie Gehri in [3] beschreibt, die drei Kriterien Tragvermögen, Steifigkeit und Duktilität maßgebend. Meist wird jedoch nur auf die Tragfähigkeit und in manchen Fällen auf die Steifigkeit Wert gelegt. Eine ausreichende Duktilität bleibt meist unberücksichtigt, kann aber für das Gesamtverhalten der Konstruktion maßgebend sein. Wie in [47] aufgezeigt, können bei eingeklebten Gewindestangen durch die richtige Wahl der Materialien und einer geometrischen Abstimmung der Verbindungselemente die oben genannten Kriterien erfüllt werden.

Im Puncto Tragfähigkeit können Verbindungen am besten durch das Verhältnis der Verbindungstragfähigkeit zur jener des ungestoßenen Bauteils, als sogenannter Wirkungsgrad der Verbindung nach (4.1), dargestellt werden.

$$\text{Wirkungsgrad } \eta = \frac{\text{Tragfähigkeit Verbindung}}{\text{Tragfähigkeit ungestoßen}} \quad (4.1)$$

In [48] wurde durch den Vergleich einer Stabdübelverbindung und einer Verbindung mit eingeklebten Gewindestäben, die rein auf Zug beansprucht werden, ein deutlicher Unterschied in der Leistungsfähigkeit aufgezeigt. Der Wirkungsgrad der Stabdübelverbindung wird mit 0,65 angegeben. Die Verbindung mit

eingeklebten Gewindestäben kommt hingegen auf einen Wirkungsgrad von 0,90. Dieser Unterschied wird einerseits auf den geringen Nettoquerschnitt von unter 70% des Bruttoquerschnitts bei Stabdübelverbindungen und einem ungünstigen Kraftfluss zurückgeführt. Bei ausreichender Duktilität könnte gemäß [48] sogar ein globaler Wirkungsgrad von 1,0 erreicht werden. Die Duktilität, die für solche Ausnutzungsgrade benötigt wird, muss dabei durch ein plastisches Verhalten des Stahles gewährleistet werden.

Neben einem hohen Wirkungsgrad weisen Verbindungen mit eingeklebten Gewindestangen einen guten Brand- und Korrosionsschutz auf. Der Brandwiderstand wird durch die innenliegende Lage der Gewindestange und die Dämmwirkung des umgebenden Holzes erreicht. Durch die Einbettung der Gewindestange in Klebstoff wird die Sauerstoffzufuhr verhindert und der Stahlstab kann in der Verbindung nicht korrodieren.

Die Lage der Gewindestange ist auch von ästhetischer Bedeutung. Bei innenliegenden Verbindungen verschwindet das Verbindungsmittel und es kann eine sehr ansprechende und reine Holzoptik erzielt werden.

Die Eigenschaften einer sehr steifen aber gleichzeitig duktilen Verbindung können somit in Kombination mit ausreichendem Brandschutz, Korrosionsschutz und ästhetischen Aspekten bei großen übertragbaren Kräften realisiert werden. Wie Anfangs in Abschnitt 1-1 erwähnt, sind parallel zur Faser eingeklebte Gewindestangen als Verbindungsmittel zwischen Holz- und Stahlbauteilen (siehe Abbildung 4-4), wie sie bei großen räumlichen Fachwerken vorkommen können, durch diese Eigenschaften und durch die geringe Querschnittsschwächung anderen mechanischen Verbindungsmitteln überlegen. Gegenüber eingeklebten Lochblechen ist die einfache Schraubverbindung, die auch zu dessen Vorspannung und somit zu einer Reduzierung der Spannungsschwingbreite bei ermüdungswirksamen Belastungen eingesetzt werden kann, aus Sicht des Autors im Vorteil.

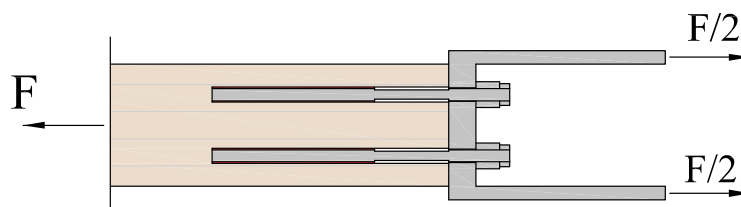


Abbildung 4-4: Beispiel einer Holz- Stahlbauteil Verbindung

Wie zuvor erwähnt, werden in dieser Arbeit Gewindestangen, die parallel zur Holzfaser in ein übergroßes Bohrloch eingeklebt und rein axialer Beanspruchung ausgesetzt sind, untersucht. Dies stellt auch den in der Praxis üblichen Belastungsfall für parallel zur Faser eingeklebte Stäbe dar.

4-2 VERBINDUNGSKOMPONENTEN

Die drei Verbindungskomponenten Holz, Stahl und Klebstoff beeinflussen durch ihre physikalischen Eigenschaften sowie durch ihre geometrische Anordnung die Traglast, Steifigkeit, Duktilität und Dauerhaftigkeit der Verbindung. Im folgenden Abschnitt sind die drei Komponenten und ihre Eigenschaften näher beschrieben.

4-2.1 HOLZ

Holz weist aufgrund seiner ringförmigen Struktur ausgeprägte richtungsabhängige Eigenschaften longitudinal, radial und tangential zur Faserrichtung auf. Es zählt zu den orthotropen Werkstoffen. Durch die Mikro-, Makro- und Submikrostruktur ist das Festigkeitsverhalten stark vom Winkel der

Beanspruchung zur Faserrichtung abhängig. Diese Abhängigkeit ist gut in Abbildung 4-5 erkennbar. Die Festigkeiten nehmen mit erhöhtem Winkel zwischen Kraft und Faser deutlich ab. Vor allem die Zugfestigkeit weist eine starke Faserrichtungsabhängigkeit auf. Wuchsunregelmäßigkeiten wie z.B. Äste beeinflussen, neben dem inhomogenen Aufbau, die lokalen Festigkeiten und führen, sogar bei Proben aus demselben Baumstamm, zu relativ großen natürlichen Streuungen. [49]

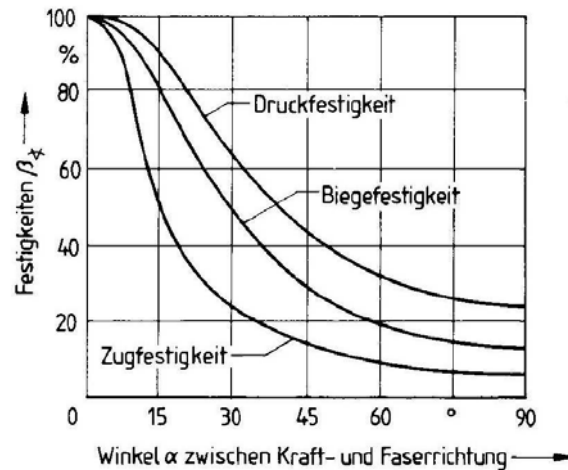


Abbildung 4-5: Winkelabhängige Festigkeiten des Holzes, aus [50]

Um eine zuverlässige Verbindung zu erzeugen, muss die Qualität des eingesetzten Holzes eine möglichst geringe Streuung aufweisen. Dies wird durch Qualitätskontrollen beim Sortieren im Produktionsprozess von Holz und Holzwerkstoffen erzielt. In den letzten Jahren wurden für große Verbindungsknoten vor allem Brettschichtholzträger (BSH) aus Nadelholz eingesetzt [51]. Bei BSH wird durch das Verleimen von Brettern die natürliche Streuung durch Systemeffekte reduziert. Der Einsatz von eingeklebten Gewindestangen in BSH und Furnierschichtholz aus Laubhölzern wie Buche, Esche und Robinie wurde in den letzten Jahren, wie in [48] berichtet, erforscht. Für eine lokale Verbesserung der Holzqualität können einzelne Lamellen in der Lasteinleitungszone zudem durch hochwertige Holzarten ersetzt werden [47].

4-2.2 GEWINDESTANGEN

Wie bereits erwähnt, können Stäbe aus verschiedenen Materialien und Formen wie Baustahlstäbe, Gewindestäbe, faserverstärkte Kunststoffstäbe und Glasfaserstäbe für die Verklebung im Holz zum Einsatz kommen. Gewindestäbe haben in zahlreichen Studien gezeigt, dass sie durch ihr metrisches Gewinde einen guten Verbund mit dem Klebstoff eingehen und eine einfache Verbindung mit Stahlbauteilen möglich ist [51]. Metrische Gewindestangen können wiederum aus unterschiedlichen Materialien, wie Kohlenstoffstahl oder Edelstahl, und in verschiedenen Güten hergestellt werden. Die verschiedenen Materialien unterscheiden sich vor allem durch ihre Zugfestigkeit, dem Elastizitätsmodul und der Bruchdehnung. Edelstahl ist zusätzlich, je nach Ausführung, korrosionsbeständig. Einige gängige Materialien sind mit ihren für die Bemessung wichtigsten Eigenschaften in Tabelle 4-1 dargestellt.

Tabelle 4-1: Kenngrößen von Gewindestangen aus [52] und [53]

Material	Zugfestigkeit R_m [N/mm ²]	Streckgrenze R_{eL} [N/mm ²]	E-Modul [N/mm ²]	Bruchdehnung A_5 [%] / A [mm]
Kohlenstoffstahl 4.6	400	240	210.000	22

Kohlenstoffstahl 6.8	600	480	210.000	8
Kohlenstoffstahl 8.8	800	640	210.000	12
Kohlenstoffstahl 10.9	1000	900	210.000	9
Edelstahl A2(4) 70	700	450	200.000	0,4 d
Edelstahl A2(4) 80	800	600	200.000	0,3 d

Die Bezeichnungen von Edelstählen in Tabelle 4-1 werden in Tabelle 4-2 kurz beschrieben.

Tabelle 4-2: Bezeichnungen von Edelstahl nach [53]

Bezeichnung	Beschreibung
A2	Austenitischer Kaltstauchstahl legiert mit Chrom und Nickel (klassischer Edelstahl)
A4	Austenitischer Kaltstauchstahl mit Chrom, Nickel und Molybdän (hochsäurebeständig)
70	1/10 der Zugfestigkeit (mindestens 700 N/mm ²)
80	1/10 der Zugfestigkeit (mindestens 800 N/mm ²)

4-2.3 KLEBSTOFF

[49] Allgemein gehört Kleben wie auch Schweißen und Löten zu den Verbindungen bei denen zwei Füge­teile durch die Zugabe eines weiteren Werkstoffes miteinander verbunden werden. So können Verbindungen aus sehr unterschiedlichen Materialien hergestellt werden. Eine Klebeverbindung kann eine Schwachstelle darstellen, oft ist sie aber lediglich durch geringere Wärme- und Feuchtebeständigkeit dem Grundwerkstoff unterlegen. Einige Klebstoffe sind auch durch ihre Schwindeigenschaften für die Anwendung als „dicke“ Fugen, wie sie bei eingeklebten Stahlstäben angewandt werden, ungeeignet.

Wie in [51] beschrieben, ist die Wahl des Klebstoffsystems von einigen Faktoren abhängig. Zur Ermittlung des am besten geeigneten Klebstoffes für in Holz eingeklebte Stahlstäbe zu ermitteln, wurden in den 1990er Jahren etliche Versuche durchgeführt. Unter anderem auch im Zuge des GIROD Projektes [54], bei dem drei verschiedene Arten von Klebstoffen getestet wurden. Die Versuche wurden mit faserverstärktem Phenol-Resorzin-Formaldehyd- (PRF), Polyurethan- (PUR) und Epoxid- (EPX) Klebstoffen durchgeführt. Dabei zeigte sich, dass die PRF-Klebstoffe, die bei Holz-Holz Verklebungen zum Einsatz kommen, sich nicht für die Verklebung von in Holz eingeklebten Stahlstäben eignen.

Auf Grund des spröden Versagens der zur Anwendung kommenden Klebstoffe sollte dessen Versagen in der Verbindung vermieden werden. Die PUR- und EPX-Klebstoffe weisen diesbezüglich gute Ergebnisse auf. Vor allem Epoxid-Klebstoffe gehen einen guten Verbund mit dem Werkstoff Holz ein. Dies führt zu einem Versagen im Holz und nicht in der Klebstoffschicht. Somit kann eine sehr effektive Verbindung, ohne Klebstoffversagen, geschaffen werden. [46]

An dieser Stelle soll darauf hingewiesen werden, dass durch die allgemeine Beschreibung des Klebstofftyps mit Polyurethan- oder Epoxid-Klebstoff, die genauen Klebstoffeigenschaften, wie auch die Verbundkraft nicht beschrieben werden können. Jede Klebstoffrezeptur entwickelt spezielle Eigenschaften, die mehr oder weniger von der Klebstoffdicke abhängig sind. Neben dem Verbund und der Festigkeit des Klebstoffes sind für diese Verbindungsart noch weitere Eigenschaften wichtig. Der Einfluss der Klebstoffdicke, die

Verarbeitbarkeit, die Viskosität beim Einbringen aber auch das Schwindverhalten sind neben der verwendeten Holzart und Güte ausschlaggebend. Diese Eigenschaften können maßgeblich durch eine sich ändernde Holzfeuchtigkeit oder durch hohe Temperaturen beeinflusst werden. Aus diesem Grund hat die Verklebung bei Einbaufeuchte zu erfolgen. Im Allgemeinen ist eine möglichst dünne Klebstoffschicht von Vorteil, da somit die Gefahr von Schwindspannungen gering und der Nettoquerschnitt des Holzes möglichst groß gehalten werden kann. Aus wirtschaftlicher Sicht ist zudem ein möglichst geringer Klebstoffverbrauch wünschenswert, jedoch muss zunächst die Effektivität der Verbindung gewährleistet sein. In der Praxis werden meist Klebstoffschichten von 0,5 – 4,0 mm ausgeführt. Dies ist auf Toleranzen, die Fertigungsmöglichkeiten sowie eine bessere Qualitätssicherung zurückzuführen. Theoretisch führt allerdings eine dickere Klebstoffschicht zu einer besseren Verteilung der Schubspannungen und somit auch zu höheren übertragbaren Kräften. Diese Kraftsteigerung folgt allerdings auch aus der vergrößerten Bohrlochmantelfläche bei gleichbleibendem Stabdurchmesser. In der jüngeren Vergangenheit haben sich 2-Komponenten Klebstoffsysteme aus PUR oder EPX am Markt durchgesetzt [51].

Arten von Klebstoffen

Klebstoffe können in verschiedene Kategorien und Arten sowie nach unterschiedlichen Eigenschaften wie der Abbindeart, Zusammensetzung, Zusatzstoffen sowie Eigenschaften im erhärteten oder flüssigen Zustand eingeteilt werden. In dieser Arbeit wird ein 2-Komponenten Epoxidharz und ein 2-Komponenten Polyurethan Klebstoff untersucht. Folglich wird auf diese beiden Klebstoffarten näher eingegangen.

Epoxidharzklebstoffe

[49, 55] Epoxidharzklebstoffe sind chemisch reagierende Klebstoffe und werden künstlich als 2-Komponentensysteme hergestellt. Sie sind Polyadditionsklebstoffe und gehören zur Gruppe der Reaktionsklebstoffe. Im ausgehärteten Zustand gehören sie zur Gruppe der Duromere. Ihr Name kommt von ihrer sehr reaktionsfreudigen Epoxidgruppe (Oxiran-Ring), die im ungehärteten Harz an den Monomeren vorhanden sind. Diese Epoxidgruppen bilden, durch eine Polyadditionsreaktion mit anderen Molekülgruppierungen, Polymere. In Abbildung 4-6 ist eine Aminohärtung eines Epoxid- und Amino-Komponenten schematisch abgebildet. Epoxidharze härten ohne die Abspaltung von Restprodukten aus und weisen beim Aushärten kaum Volumensänderungen auf. 2-Komponenten Epoxidharzklebstoff benötigt zum Aushärten Monomere sowie einen Härter (Amin). Diese beiden Reaktionspartner müssen in einem genauen Gewichtsverhältnis vermischt werden, sonst bleibt einer der beiden Komponenten zurück und verringert die Klebefestigkeit. Als Duromere besitzen Epoxidharze in ihrer erhärteten Struktur räumlich vernetzte Makromoleküle, die selbst bei hohen Temperaturen nicht plastisch verformt werden können. Sie bilden starke Adhäsionskräfte mit den meisten Fügepartnern z.B. Holz und Stahl.

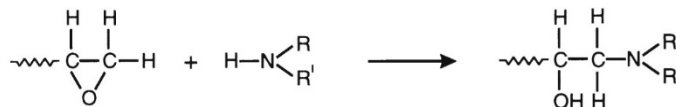


Abbildung 4-6: schematische Polyadditionsreaktion von Epoxidharzklebstoffen [55]

Polyurethanklebstoffe

[49, 55] Polyurethanklebstoffe bestehen aus Isozyanathsäure (H-N=C=O) und werden daher auch Polyisocyanatharze genannt. Wie auch Epoxidharze sind sie Polyadditionsklebstoffe aus der Gruppe der Reaktionsklebstoffe. Ihre Reaktivität rührt vom positiven Ladungscharakter des C-Atoms, im Doppelbindungssystem Stickstoff-Kohlenstoff-Sauerstoff, her. Für die Reaktion werden vor allem Verbindungen mit einem aktiven Wasserstoffatom addiert. Um höhermolekular vernetzte Polymere zu

erlangen, hat für die Polyaddition jeder Reaktionspartner mindestens zwei funktionelle Gruppen aufzuweisen. Eine schematische Polyaddition, zwischen einem Diisocyanat und einem bifunktionalen Alkohol (Diol), wie sie bei zwei Komponenten Polyurethanklebstoffe (2K-PUR) vorkommt, ist in Abbildung 4-7 dargestellt. Die Bildung der Isozyanathsäure (H-N=C=O) ist dabei gut zu erkennen.

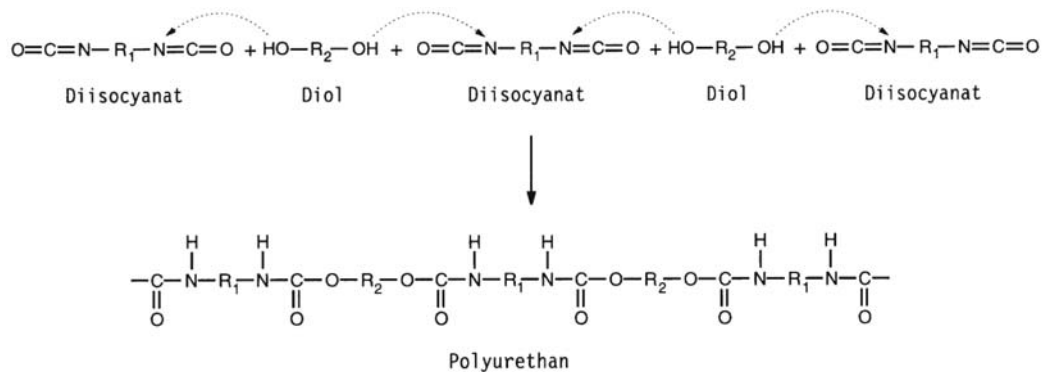


Abbildung 4-7: schematische Polyadditionsreaktion von Polyurethanklebstoffen [55]

Der Einsatz von bifunktionalen Monomeren wie in Abbildung 4-7 gezeigt, führt zu linearen thermoplastischen Produkten. Durch den Einsatz von tri- und multifunktionalen Monomeren können Klebeschichten aus hochvernetzten Duromeren entstehen. Das Massenverhältnis bei 2K-PUR Klebstoffen zwischen den Reaktionspartnern ist ebenso wie bei Epoxidharzen genau einzuhalten. Allerdings wird häufig zur vollständigen Vernetzung ein Überschuss an Isozyanaten angewandt.

4-3 HERSTELLUNG

[46] Bei der Herstellung von in Holz eingeklebten Gewindestangen wird zunächst ein Loch im Durchmesser des um die gewünschte Klebstoffstärke vergrößerten Nenndurchmessers gebohrt und gereinigt. Um eine gleichmäßige und optimale Klebstoffdicke, und somit auch einen optimierten Kraftfluss zu gewährleisten, ist der Herstellung der Bohrung, der Reinigung und der zentrierten Lage des Stabes große Aufmerksamkeit zu widmen. Der verwendete Klebstoff muss nach Herstellerangaben und unter kontrollierten Bedingungen (Feuchte, Temperatur) verarbeitet werden. Wie der Hersteller dies gewährleistet ist nicht geregelt, es wird allerdings eine überwachte Herstellung im Werk empfohlen.

4-3.1 BOHRLOCH UND ZENTRIERUNG

Die Herstellung des Bohrloches kann je nach Bohrtiefe mit unterschiedlichem Bohrwerkzeug erfolgen. Die Zentrierung des Stabes und die Herstellung des Bohrloches können vom Hersteller selbst gewählt werden. Es sind allerdings gewisse Kriterien, die in den Zulassungen bzw. Verarbeitungsrichtlinien der Klebstoffe angeführt sind, einzuhalten. Allgemein muss auf korrekte Tiefe, Neigung, Geradheit und Durchmesser geachtet werden [46]. Als Beispiel kann die Verwendung einer Führung des Bohrers bzw. der Bohrmaschine sowie das Vorbohren bei längeren Einklebelängen mit einem kleineren Durchmesser und anschließendem Aufweiten auf den Enddurchmesser, wie in [56] beschrieben, genannt werden. Nach der Herstellung muss das Bohrloch von Bohrrückständen gereinigt werden. Es empfiehlt sich ein Ausblasen mit Druckluft, wobei darauf geachtet werden muss, dass keine Öl-Rückstände in der Druckluft vorhanden sind. Die Zentrierung des Stahlstabes muss konstruktiv sichergestellt werden. In den Klebstoffzulassungen [57, 58] werden hierfür Distanzhalter vorgeschlagen. Im technischen Datenblatt [11] eines Spezialharzes werden auch Schweißpunkte, in der Dicke der Klebstoffschicht, als Abstandhalter erwähnt. In [51] wird

die Zentrierung durch eine Einklemmung außerhalb des Bohrloches in Verbindung mit einer horizontalen Fertigung beschrieben.

Der Zeitpunkt der Bohrung ist in den aktuellen Zulassungen [57, 58] nicht geregelt. Dennoch ist durch die Tatsache, dass die Holzoberflächen über die Zeit eine deutlich reduzierte Oberflächen- Aktivierungsenergie aufweist [59], der Zeitraum zwischen dem Bohren und dem Verkleben möglichst kurz zu halten. In [49] wird auch auf ein zeitnahes Herstellen der Bohrung unter Verwendung von scharfem Bohrwerkzeug hingewiesen. Bei Harthölzern ist außerdem darauf zu achten, dass die Holzoberfläche dabei nicht verbrennt.

Die Reinigung der Stäbe ist ebenfalls in den Zulassungen [57, 58] nicht geregelt. In [49] wird eine Reinigung der Oberfläche von GFK-Stäben mit einem Lösungsmittel (Aceton, Isopropanol) erwähnt. Riberholt [60] beschreibt die Reinigung von Gewindestangen mit Trichlorethan. Auch Rossignon und Espion [61] beschreiben ein leichtes Reinigen der Gewindestange, während in [51] beschrieben wird, dass ein Reinigen aus ökonomischen Gründen in der Praxis meist nicht durchgeführt wird.

4-3.2 EINBRINGEN DES KLEBSTOFFES

Das Einbringen des Klebstoffes kann auf verschiedene Arten erfolgen. Bei vertikalen Bohrungen kann eine dosierte Menge Klebstoff in das Loch eingebracht werden und der Stab unter Drehbewegungen eingedrückt werden. Dabei können je nach Klebstoff und Klebstoffdicke Widerstände auftreten, sodass bei längeren Verklebungen ein maschinelles Eindringen erforderlich wird. Die Verteilung und Menge des Klebstoffs kann dabei nicht kontrolliert werden, da der Klebstoff am Bohrloch austritt. Als beste Variante bezüglich Verankerung, Vermischung des Klebstoffes und Kontrolle der Einfüllmenge, hat sich das Einbringen des Klebstoffes durch ein seitliches Bohrloch am Ende der Verklebung erwiesen. Wie in Abbildung 4-8 ersichtlich, wird zuerst der Stab eingebracht und anschließend, durch das seitliche Bohrloch der Klebstoff appliziert. Je nach Lage des Stabes tritt nun der Klebstoff stirnseitig aus dem Bohrloch oder bei z.B. horizontaler Lage durch ein weiteres Bohrloch aus. So kann die genaue Klebstoffmenge kontrolliert werden und die Verankerung des Stabes tiefer im Holz und über eine definierte Länge erfolgen. Eine Versenkung der Verankerung im Holz reduziert die Querkzugbelastung in den hirnholznahen Bereichen und verringert die Gefahr eines Aufspaltens [62].

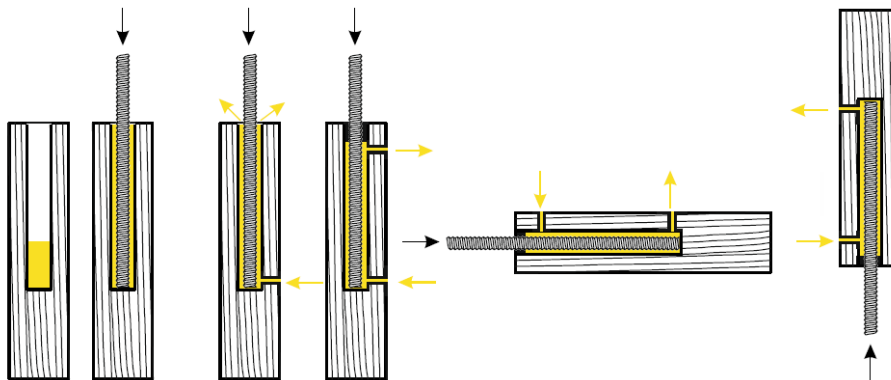


Abbildung 4-8: Herstellungsvarianten eingeklebter Stahlstäbe [46]

Die in Abbildung 4-8 dargestellten drei Varianten der Klebstoffapplikation werden im Folgenden kurz erläutert.

Variante 1: Einbringen des Klebstoffes und nachträgliches Eindringen des Stahlstabes.

Bei dieser Variante wird eine vordosierte Menge Klebstoff in das Bohrloch eingebracht und der Stab durch drehende Bewegungen eingedrückt. Dabei können große Kräfte notwendig werden. Eine Kontrolle der

gleichmäßig über die Stablänge verteilten Klebstoffschicht ist nicht möglich. [46] Auch ist eine vertikale Lage des Bohrloches zwingend erforderlich. Somit ist diese Herstellungsart für große Bauteile aufwendig bzw. ungeeignet.

Variante 2: Einbringen des Stahlstabes mit nachträglichem Applizieren des Klebstoffes bis zum Austritt des Klebstoffes am Bohrloch.

Durch eine Einfüllöffnung in Form eines seitlichen Bohrloches wird ein kontinuierliches Einbringen des Klebstoffes und somit die Überprüfung der eingebrachten Menge möglich. Auch entstehen keine hohen Pressdrücke, da der Stab schon vor dem Klebstoff in seiner endgültigen Lage fixiert wird. Ein Herausdrücken des Stabes aus dem Bohrloch ist dabei zu unterbinden. Als Nachteil kann hier ebenfalls die erforderliche vertikale Lage des Bohrloches und die notwendige Verklebung über die volle Eindringtiefe des Stabes, angeführt werden. [46]

Variante 3: Einbringen und Abdichten des Stahlstabes mit nachträglichem Applizieren des Klebstoffes durch seitliche Bohrlöcher über eine definierte Länge.

Neben einer Zentrierung muss der Stab auch abgedichtet werden, sodass sich der Klebstoff nur über eine definierte Länge mit dem Stab verbinden kann. Dies kann alternativ auch durch das Entfernen der Rippen des Stabes geschehen. Durch fehlende Rippen tritt kein mechanischer Verbund zwischen Stahl und Klebstoff auf und es können auch keine Kräfte in das Holz eingeleitet werden [47]. Aufgrund des Verschließens des Bohrloches ist keine vertikale Herstellung mehr notwendig. Dadurch ist die Herstellung von Verbindungen mit Stäben, die von unten eingebracht werden, ebenfalls möglich. Die beiden Ein- und Austrittslöcher des Klebstoffes sind so zu wählen, dass keine Luft eingeschlossen wird. Der Klebstoff wird nun vom tieferliegenden oder bei horizontaler Fertigung von einem der Bohrlöcher aus eingebracht, bis er beim Zweiten wieder austritt. Bei dieser Variante kann eine im Holz versenkte Verbundlänge erreicht werden. Dies führt, wie in Abschnitt 4-9.4 **Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden.** beschrieben, zu geringeren Querkraftbelastungen und einer größeren übertragbaren Kraft auf Herausziehen. Auch kann dabei die eingebrachte Klebstoffmenge kontrolliert werden. Bei vertikaler Stabachse sind bei längeren Gewindestangen mehrere seitliche Löcher zu positionieren. Das Einfüllen erfolgt hier vom untersten Loch bis der Klebstoff aus dem nächst höheren austritt. Anschließend wird das Einfüllloch mit einem Dübel verschlossen und vom nächst höheren Loch aus der Klebstoff eingebracht. Bei einer schrägen oder vertikalen Lage des Stabes kann eine gute Entlüftung erfolgen.

4-4 KRAFTÜBERTRAGUNG

Die Kraftübertragung zwischen Holz und Stahlstab erfolgt über die zwei Fugen Holz-Klebstoff und Klebstoff-Stahlstab sowie innerer Kräfte in den einzelnen Materialien. In diesem Abschnitt werden zunächst die Begriffe Adhäsion und Kohäsion beschrieben, anschließend auf die Verbindung Holz-Klebstoff näher eingegangen und abschließend ein Modell der Kraftübertragung erläutert.

4-4.1 ADHÄSION

Adhäsion stammt vom lateinischen Wort adhaerere „anhaften“ und beschreibt die Fähigkeit des Aneinanderhaftens zweier Fügebauteile an Grenzschichten. Es kann zwischen spezifischer und mechanischer Adhäsion unterschieden werden. Als spezifische Adhäsion bezeichnet man Adhäsionserscheinungen, die auf chemischen, physikalischen und thermodynamischen Grundlagen basieren. In Klebungen ist sie die vorherrschende Adhäsionskraft und wirkt in einem Bereich von 0,2 – 1 nm. [55]

Die mechanische Adhäsion beschreibt den Formschluss zwischen zunächst flüssigem Klebstoff und den Kapillaren, Poren und Hinterschneidungen des Fügeteils. Die Wirksamkeit dieses Verbundes hängt von der Oberflächenbehandlung des Fügeteils ab und kann mit spezifischen Adhäsionskräften kombiniert auftreten. Aufgrund der porösen Struktur des Holzes mit offenen Zellen an der Oberfläche, in die der Klebstoff eindringen kann, wird sie begünstigt. Ob die mechanische Adhäsion oder eine vergrößerte Oberfläche für die Festigkeit von Holzverklebungen maßgebend ist, wird in der Literatur kontrovers diskutiert. In einigen Studien hat eine bis zu einem gewissen Grad aufgeraute Oberfläche eine Steigerung der Verbundkraft gezeigt. [63]

4-4.2 KOHÄSION

Als Kohäsion wird der innere Zusammenhalt oder die innere Festigkeit von Stoffen bezeichnet. Es handelt sich dabei um eine chemische Verbindung oder zwischenmolekulare (van-der-Waals) Kräfte innerhalb eines Stoffes. Aufgrund der Haftung zweier gleichartiger Teilchen stellt sie eine Sonderform der Adhäsion dar. Die wirkenden Kohäsionskräfte hängen dabei von der Art der Haupt- und Nebervalenzbindung ab. [64]

4-4.3 VERBINDUNG HOLZ – KLEBSTOFF

Der Verbund zwischen Holz und Klebstoff ist komplex und nicht nur von der Klebekraft des Klebstoffs abhängig. Der Prozess des Verbundes hängt von thermodynamischen und rheologischen Eigenschaften der Fügeteile ab. Der Bruch des Verbundes wird allerdings hauptsächlich durch die viskoelastische Verteilung der Bruchenergie beeinflusst. Wobei vor allem die Verbundregionen der Fügeteile, aber auch des Klebstoffes, eine wichtige Rolle spielen. Eine anschauliche Beschreibung des Verbundverhaltens stellt die Kettengliedanalogie von Marra [65] dar. Hierbei sind die verschiedenen Verbundzonen als Kettenglieder abgebildet. Ein Versagen der Verklebung erfolgt sobald eines der Kettenglieder versagt. In Abbildung 4-9 ist links die Verbundzone einer Holz-Holz Klebeverbindung vergrößert abgebildet. Die in Abbildung 4-9 rechts dargestellten Kettenglieder der Verbundzone sind deutlich zu erkennen. [65]

Verbundzone 1 bzw. *Kettenglied 1* stellt den reinen Holzkörper ohne Einfluss des Klebstoffes dar. Somit ist die Festigkeit durch die Kohäsionskraft des Holzes bestimmt. Auch das *Kettenglied 5* stellt reine Kohäsion im Klebstoff dar. Die *Verbundzonen 2* und *4* sind Zonen in denen der Klebstoff durch das Holz beeinflusst wird bzw. umgekehrt. Die Verbundfestigkeit der *Holzverbundzone 2* wird maßgeblich durch die Vorschädigung beim Herstellungsprozess, wie Sägen, Schleifen oder Bohren beeinflusst. Ob dies dazu führt, dass dieses das schwächste Glied der Kette ist, hängt von den Eigenschaften des Klebstoffes ab. In dieser Zone werden auch Spannungen aus Quellen und Schwinden konzentriert. In der *Klebstoffverbundzone 4* wird, wie schon erwähnt, das Aushärten des Klebstoffes durch das Holz beeinflusst. Die Ausbildung von Polymerketten kann teilweise durch eingeschränkte Mobilität behindert werden. Die *Kontaktzone 3* stellt die Adhäsionszone zwischen Klebstoff und Holz direkt an der Oberfläche dar. [65]

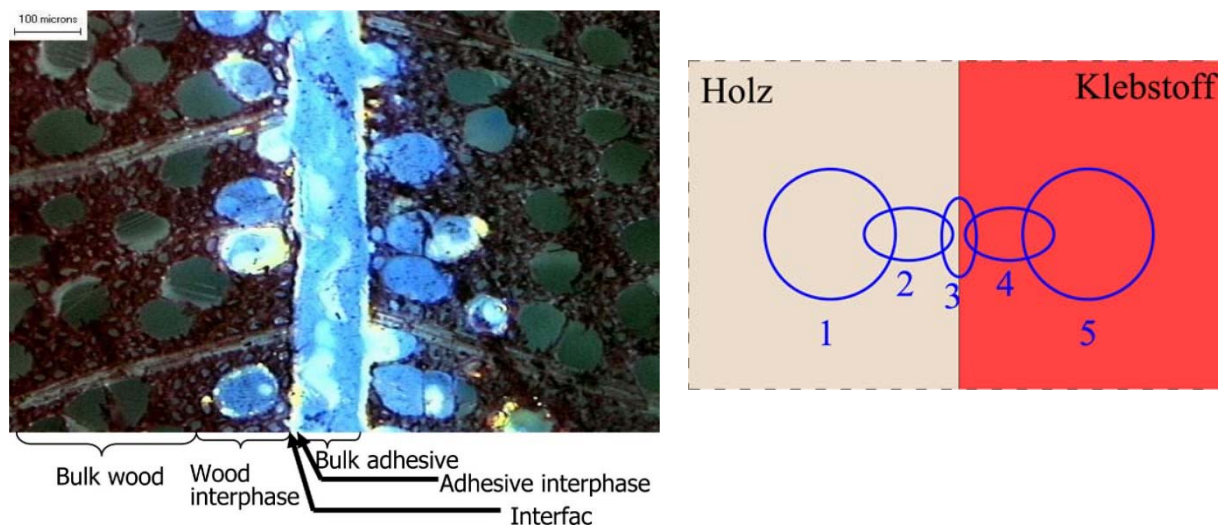


Abbildung 4-9: links: Holz-Holz Klebeschicht unter einem Elektronenmikroskop [66] rechts: Holz-Klebstoff Verbund Kettengliedanalogie nach [65]

Benetzung

Die Benetzung des Fügeteils mit Klebstoff kann durch die Adhäsionsarbeit beschrieben werden. Diese berechnet sich nach der Young-Dupré-Gleichung aus der Oberflächenenergie des Klebstoffes und dem sich einstellenden Winkel α . Daraus ergibt sich eine gute Benetzung für eine im Vergleich große Oberflächenenergie des Fügeteils zu der des Klebstoffes. Bei Metallen und Holz ist dies meist zutreffend. In Abbildung 4-10 ist die Beziehung zwischen Klebstoff-, Fügeteiloberflächenspannung und dem Winkel α veranschaulicht. Die Benetzung stellt allerdings keinen direkten Zusammenhang zur Adhäsionskraft dar. Sie ist lediglich eine Voraussetzung für einen möglichst guten Verbund.[55]

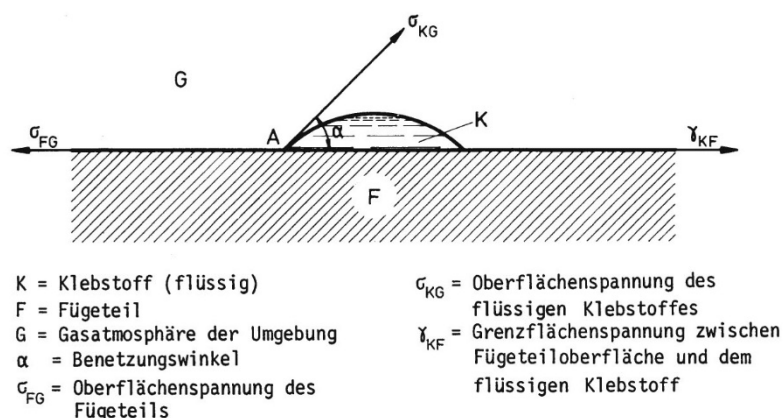


Abbildung 4-10: Klebstoff Benetzungswinkel aus [55]

Bei einem Winkel $\alpha \geq 90^\circ$ ist die Oberflächenspannung des Fügeteils kleiner als die Klebstoffspannung. Eine zufriedenstellende Benetzung kann daher nicht erfolgen. Dies ist bei Winkeln unter 30° der Fall. In Abbildung 4-6 ist die Wichtigkeit einer guten Benetzung und der Einfluss der Fügeoberfläche veranschaulicht. [55]

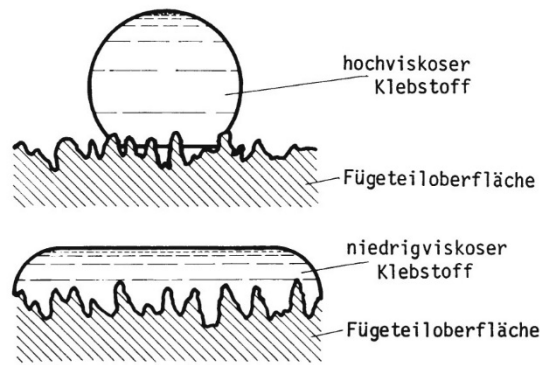


Abbildung 4-11: Klebstoff Benetzungsverhalten aus [55]

4-4.4 KRAFTÜBERTRAGUNGSMODELL

In der Kontaktfläche Holz-Klebstoff werden Kräfte über Adhäsion übertragen. Um ein Klebstoffversagen auszuschließen und die Verbindung effektiv dimensionieren zu können, muss diese Fläche einen höheren Widerstand aufweisen als der Widerstand des umgebenden Holzes. Eine kraftschlüssige und dauerhafte Klebung von Metallen ist äußerst schwierig herzustellen und wird in der Praxis als fehleranfällig eingestuft. Die Kraftübertragung in der Kontaktfläche zwischen Stahl und Klebstoff ist daher nicht über Adhäsion sondern über einen mechanischen Verbund sicherzustellen. Hierbei wirken die Rippen bzw. das Gewinde des Stabes als Verzahnung. Die Beanspruchung des Klebstoffes wird dabei durch den Abstand der Rippen beeinflusst. Rippen mit einem geringen Abstand bewirken somit eine gleichmäßigere Beanspruchung des Klebstoffes. In Abbildung 4-12 ist ein vereinfachtes Modell der Kraftübertragung abgebildet. Die Kräfte werden über Kontaktpressung vom Klebstoff in die Rippen des Stabes eingeleitet. Die Größe der Kraft F_p ist dabei vom Abstand der Rippen p abhängig. Durch die Neigung der Rippe zur Stabachse entstehen Querkzugkräfte $F_{p,90}$ im Klebstoff. In der Kontaktfläche zwischen Klebstoff und Holz werden die Kräfte, wie bei Verklebungen üblich, über Adhäsion übertragen. Dies führt zu Schubspannungen im Klebstoff und im umgebenden Holz. Die Lastabtragung entlang der in Abbildung 4-14 dargestellten Kraftflusses, führt dabei zu einer Querkzugbeanspruchung im Holz. Durch die Spannungsspitzen an Anfang und Ende des Stabes sind die Querkzugbelastungen an diesen Stellen besonders hoch und können zum Aufspalten des Holzquerschnittes führen. [67]

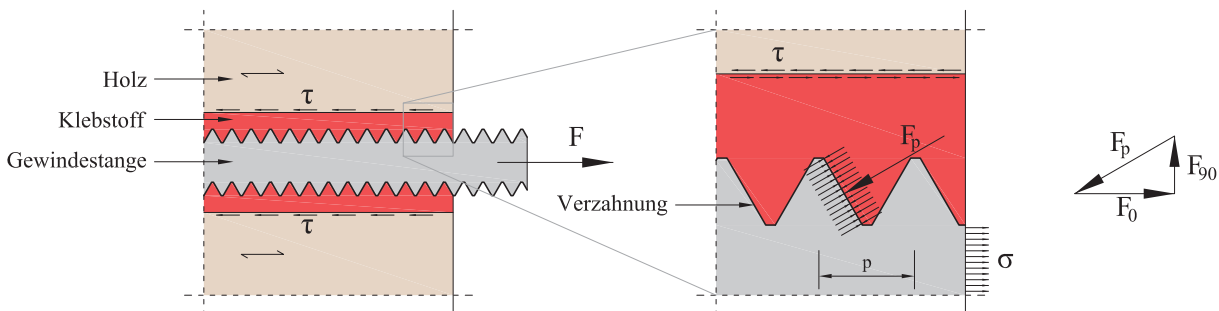


Abbildung 4-12: Kraftübertragung Gewindestange – Holz, nach [67]

Der Spannungsverlauf der Schubkräfte ist von mehreren Faktoren abhängig. Einerseits von den Klebstoff-, Stab- und Holz- Eigenschaften (E-Modul und Schubmodul). Andererseits auch von geometrischen Aspekten wie der Klebstoffdicke, dem Verhältnis der Stahl- und Holzsteifigkeit sowie des Durchmessers des Stabes. Wie in Abbildung 4-13 ersichtlich, kommt es in den Krafteinleitungszonen am Anfang und Ende des Stabes durch die abrupte Steifigkeitsänderung zu Spannungsspitzen. Durch die richtungsabhängige Steifigkeit des Holzes sind diese bei faserparallel eingebrachten Stäben ausgeprägter.

Normal zur Faser ist das Holz hingegen „weich“ und es kommt nur zu geringen Spannungserhöhungen. [67] Wie im folgenden Abschnitt 4-5 beschrieben, hat auch die Belastungsart einen Einfluss auf die Spannungsverteilung entlang der Stabachse.

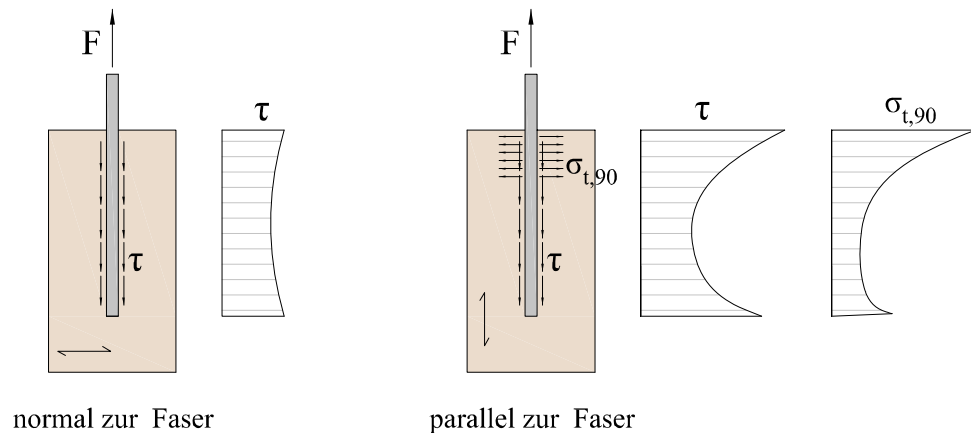


Abbildung 4-13: Qualitativer Schubspannungsverlauf, normal und parallel zur Faser eingeklebter Stäbe
[49, 62] [68]

4-5 KRAFTFLUSS

Wie in [62] beschrieben, sollen für ein besseres Verständnis einer Verbindung folgende Kriterien untersucht werden: Kraftleitung, Kraftfluss und Elastizität der Verbindung. Der Kraftfluss bzw. die Kraftleitung beschreibt, wie Gehri in [69] erläutert, das Abtragen von äußeren Belastungen durch innere Kräfte oder Spannungen in einem Bauteil. Dieser Kraftfluss kann durch Trajektorienbilder veranschaulicht werden. Spannungstrajektorien ähneln Strömungsbildern, weshalb auch vom **Kraftfluss** gesprochen wird. In einem Tragwerk sind möglichst gleichmäßige, dem Tragwerk folgende, Strömungslinien wünschenswert. Störungen im Kraftfluss sind ein Anzeichen von Spitzenspannungen und können somit die Leistungsfähigkeit deutlich reduzieren. In Abbildung 4-14 ist der Kraftfluss eines in Holz eingeklebten Stabes, der rein axial beansprucht wird, nach [62], dargestellt. Es ist ersichtlich, dass dabei ein kontinuierlicher und gleichmäßiger Kraftfluss erreicht werden kann. Durch Geometrie und materialabhängige Faktoren sowie Winkel zwischen Faserrichtung und Kraft, können Spitzenspannungen im Lasteinleitungsbereich entstehen. Diese können die Leistungsfähigkeit und den Kraftfluss der Verbindung beeinflussen.

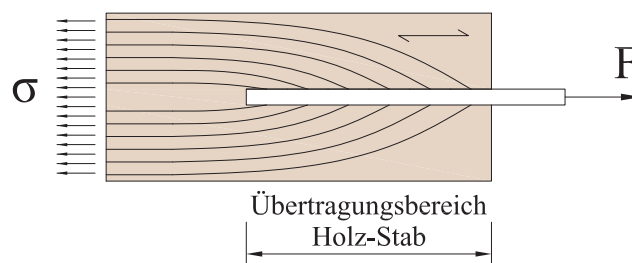


Abbildung 4-14: Kraftfluss eines eingeklebten Stabes nach [62]

Eine ausreichende Duktilität in der Verbindung hat, aufgrund des spröden Versagens des Klebstoffes und sowie des Holzes auf Zug und Schubbeanspruchungen, durch den Stahlquerschnitt zu erfolgen. Wie Gehri unter anderem in [3, 4, 47, 48, 69] erläutert, ist die Duktilität von Holzverbindungen aus mehreren Gründen von Wichtigkeit. Einerseits kann bei Verbindungsmittel-Gruppen eine gleichmäßige Verteilung der Kräfte angenommen, ein kaskadenartiges Versagen verhindert und so die Tragfähigkeit sämtlicher

Verbindungsmittel abgerufen werden. Andererseits können durch ein duktileres Verhalten in Abhängigkeit des Tragwerks auch Schnittkräfte umgelagert werden. Dies kann zu einer Erhöhung des Tragvermögens und der Robustheit führen. In [62] beschreibt Fabris, dass bei eingeklebten Stahlstäben, die axial beansprucht werden, die gewünschte Duktilität etwa durch eine definierte Querschnittsverjüngung der Stäbe erreicht werden kann. Eine schematische Darstellung einer solchen Querschnittsverjüngung ist in Abbildung 4-15 dargestellt.

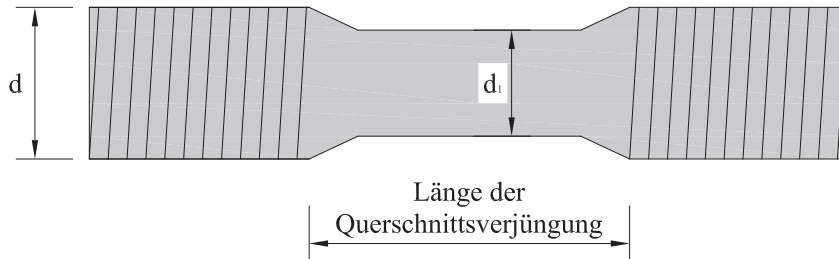


Abbildung 4-15: Querschnittsverjüngung eines Stahlstabes zur Gewährleistung der Duktilität nach [62]

4-6 MECHANISCHE MODELLE

Zur Bestimmung der Traglast können neben experimentellen Versuchen, daraus abgeleiteten empirischen Modellen sowie numerischen Berechnungen auch mechanische Rechenmodelle verwendet werden. In Abbildung 4-16 ist ein Vergleich von verschiedenen Berechnungen der mittleren Schubspannung in der Verbundfuge von eingeklebten Gewindestangen, die Gustafsson und Serrano in [70] veröffentlichten, dargestellt. Die Divergenz zwischen den unterschiedlichen Methoden ist gut zu erkennen. Um den Kraftverlauf entlang der Verklebung und den Einfluss von mechanischen und geometrischen Parametern untersuchen zu können, wird in diesem Abschnitt ein mechanisches Modell, basierend auf der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes erläutert.

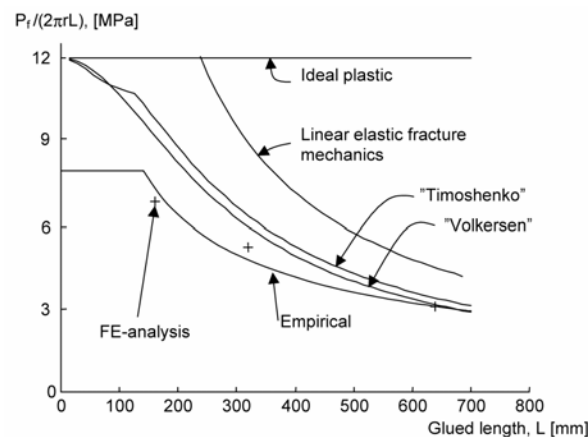


Abbildung 4-16: Vergleich verschiedener Methoden zur Ermittlung der mittleren Schubspannung in der Verbundfuge von eingeklebten Gewindestangen, aus [70]

In [49] wählt Pörtner einen mechanischen Ansatz, der auf einer Differentialgleichung aufbaut, welche durch ein Kräftegleichgewicht am differentiellen Element aufgestellt ist. Dieser Ansatz wurde bereits von Volkersen 1938 bei der Beschreibung der Spannungsverteilung von schubbeanspruchten Nietverbindungen im Stahlbau angewandt. Dabei ersetzte Volkersen [71] die Niete durch eine linear-elastische Zwischenschicht und beschrieb so die Verklebung durch ein sogenanntes Klebeschichtmodell.

4-6.1 DIFFERENTIALGLEICHUNG DES VERSCHIEBLICHEN VERBUNDES

Die in [49] hergeleitete Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes soll hier beschrieben und die Ergebnisse dargestellt werden. Zur Ermittlung dieser Differentialgleichung werden zunächst einige vereinfachte Annahmen festgelegt. Es wird ein lineares Werkstoffverhalten von Holz, Stahl und Klebstoff angenommen und Anteile aus Biegung vernachlässigt. Weiters wird eine gleichmäßige Verteilung der Normalspannungen über den Querschnitt der Füge­teile unterstellt. Die geometrischen Parameter die zur Abbildung eines eingeklebten Stabes vereinfacht als Stab in einem zylindrischen Holzquerschnitt angenommen wurden, sind in Abbildung 4-17 dargestellt.

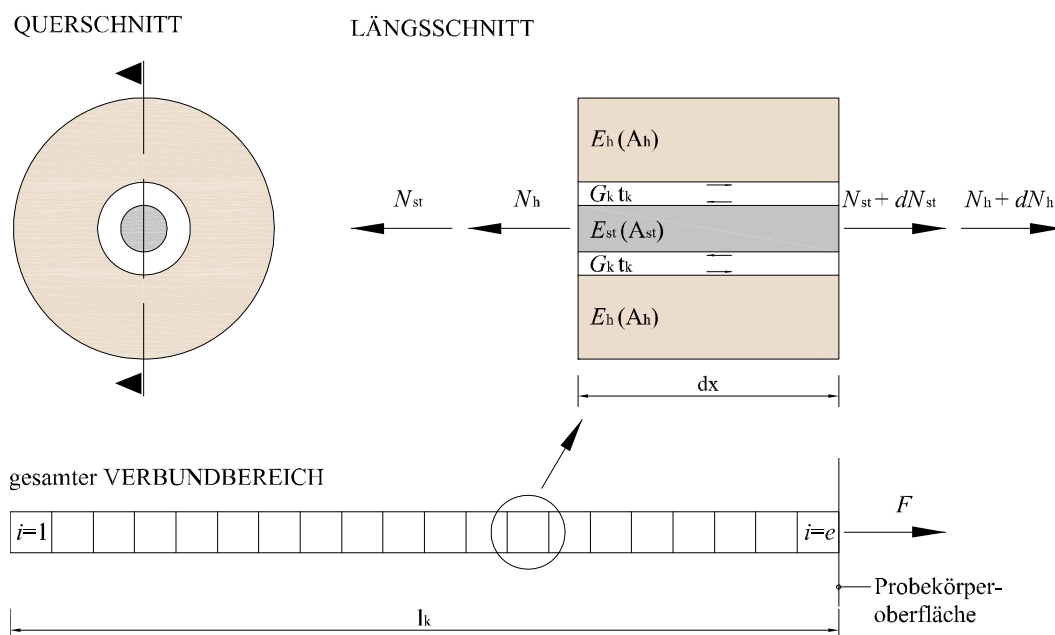


Abbildung 4-17: Differentielles Element: Holz, Klebefuge und Stab, nach [49]

Die Relativverschiebung zwischen Stab und Holz ist von der Dicke der Klebstoffschicht sowie der Schubverzerrung abhängig. Sie ist in Abbildung 4-18 anschaulich dargestellt.

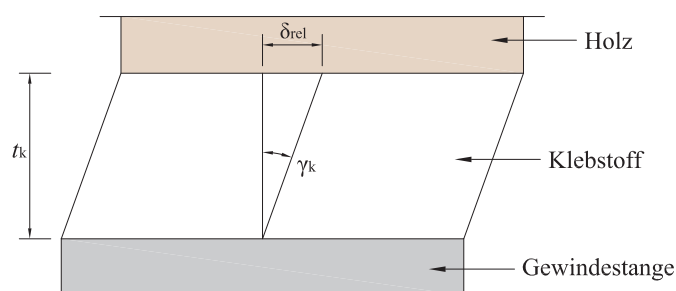


Abbildung 4-18: Relativverschiebung der Füge­teile: Holz und Gewindestange

Durch die aus der Mechanik bekannten Beziehungen zwischen Spannung, Dehnung und Kraft wird zunächst das Kräftegleichgewicht der Normalkräfte in die Gleichung der Relativverschiebung eingesetzt und differenziert. Anschließend kann die Differentialgleichung so umgestellt werden, dass die allgemeine Differentialgleichung des elastischen Verbundes nach Gleichung (4.2) entsteht.

$$\delta_{\text{rel}}'' - \pi \cdot d_{\text{st}} \cdot \left(\frac{1}{(EA)_{\text{st}}} + \frac{1}{(EA)_{\text{h}}} \right) \cdot \tau(\delta_{\text{rel}}) = 0 \quad (4.2)$$

Mit:

d_{st} Nenndurchmesser des Stabes

$(EA)_{\text{st}}$ Steifigkeit des Stabes

$(EA)_{\text{h}}$ Steifigkeit des Holzes

Durch Einsetzen verschiedener Verbundansätze ($\tau = \tau(\delta)$) und unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Randbedingungen entstehen homogene bzw. inhomogene Differentialgleichungen 2. Ordnung. Für diese Gleichungen können allgemeine sowie spezielle Lösungen angegeben werden. Der in Abbildung 4-20 dargestellte lineare Verbundansatz wurde zunächst auch von Volkersen verwendet. Er erkannte allerdings, wie er in [72] und [71] beschreibt, dass dieser Ansatz nur bei sehr kleinen Relativverschiebungen zutreffend ist. Die an den Verklebungsenden entstehenden Spannungsspitzen nehmen schon unter Betriebslasten wieder ab [73]. In [49] beschreibt Pörtner, dass einige Studien einen ähnlichen Effekt belegen. Gustafsson und Serrano [70] untersuchten experimentell diesen Effekt an Holz-Holz Verklebungen bezüglich verschiedener Klebstoffarten und Belastungswinkel. Sie stellten einen deutlichen Abfall der Spannungsspitzen bei EPX und PUR Klebstoffen, parallel zu Faser, fest. Pörtner schlussfolgert in [49] aus numerische Berechnungen, dass dieses Verhalten auch bei in Holz eingeklebten Stäben auftritt.

4-6.2 LÖSUNG DER DGL FÜR EINEN LINEAREN VERBUNDANSATZ

Im Folgenden wird zunächst die Herleitung des Schubspannungsverlaufs entlang der Klebefuge unter einem elastischen Verbundansatz für die zwei Belastungsfälle Pull-Pull und Push-Pull, siehe Abbildung 4-19, beschrieben.

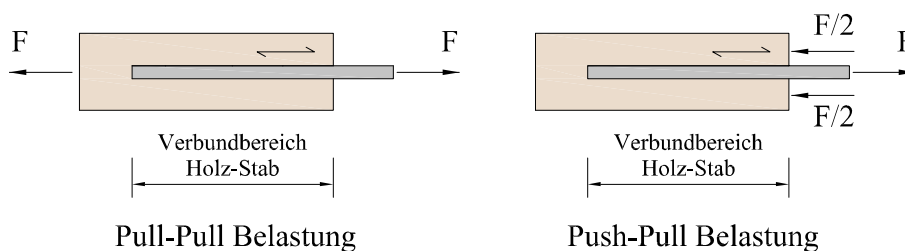


Abbildung 4-19: Belastungsfälle axial beanspruchter eingeklebter Stäbe: Pull-Pull (links) vs. Push-Pull (rechts)

Wie in [49] beschrieben, kann für die Annahme von kleinen Schubverzerrungen, die Schubverzerrung in der Klebefuge vereinfacht zu $\gamma_k = \tan(\delta_{\text{rel}}/t_k) \approx \delta_{\text{rel}}/t_k$ gesetzt werden. Daraus ergibt sich die Beziehung zwischen Verbundspannung und Relativverschiebung wie in Abbildung 4-20 dargestellt zu G_k/t_k .

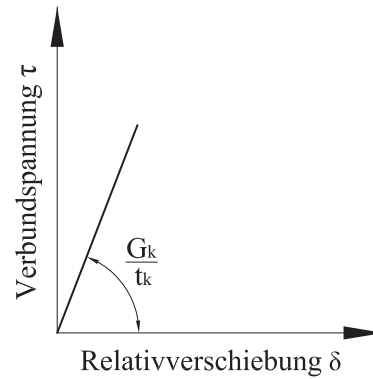


Abbildung 4-20: Linear-elastischer Verbundansatz

$$\tau_{st} = \frac{G_k}{t_k} \cdot \delta_{rel} \quad (4.3)$$

Durch Einsetzen der Gleichung (4.3) in die allgemeine Differentialgleichung des elastischen Verbundes (4.2) erhält man die homogene Differentialgleichung 2. Ordnung nach (4.4).

$$\delta_{rel}'' - \omega^2 \cdot \delta_{rel} = 0 \quad (4.4) \quad \text{mit:}$$

$$\omega^2 = \frac{G_k}{t_k} \cdot \pi \cdot d_{st} \cdot \left(\frac{1}{(EA)_{st}} + \frac{1}{(EA)_h} \right) \quad (4.5)$$

Die allgemeine Lösung der homogenen DGL (4.4) ist die Gleichung (4.6).

$$\delta_{rel(x)} = A \cdot \sinh(\omega x) + B \cdot \cosh(\omega x) \quad (4.6)$$

Die Konstanten A und B können durch Randbedingungen ermittelt werden.

Pull-Pull Belastung

Für eine Pull-Pull Belastung ergibt sich unter den Randbedingungen (4.7) und (4.8) die Gleichung der Verbundspannung entlang des Stabes zu (4.9).

$$N_{h(0)} = N_{st(l_k)} = F \quad (4.7)$$

$$N_{h(l_k)} = N_{st(0)} = 0 \quad (4.8)$$

$$\tau_{st(x)} = \frac{F \cdot \omega}{\pi \cdot d_{st} \cdot \sinh(\omega l_k)} \cdot \frac{\cosh(\omega x) + k \cdot \cosh(\omega(l_k - x))}{1 + k} \quad (4.9)$$

Mit dem Verhältnis der Steifigkeiten k :

$$k = (EA)_{st} / (EA)_h \leq 1 \quad (4.10)$$

Push-Pull Belastung

Für eine Push-Pull Belastung ergibt sich, unter den Randbedingungen (4.13) und (4.50), die Gleichung der Verbundspannung entlang des Stabes zu (4.13).

$$N_{h(0)} = N_{st(0)} = 0 \quad (4.11)$$

$$-N_{h(l_k)} = N_{st(l_k)} = F \quad (4.12)$$

$$\tau_{st(x)} = \frac{F \cdot \omega}{\pi \cdot d_{st}} \cdot \frac{\cosh(\omega x)}{\sinh(\omega l_k)} \quad (4.13)$$

Die von der Beanspruchungsart abhängige Verbundspannung wird in Abbildung 4-21 an einem Beispiel veranschaulicht. Der verwendete Stahlstab ist mit einem Durchmesser von 16 mm und einer Einklebelänge von 240 mm gewählt. Die Klebstoffdicke beträgt 2 mm und weist einen Schubmodul nach [49] von 535 N/mm² auf. Der Holzquerschnitt ist ein Rechteckquerschnitt 80 × 80 mm mit einem E-Modul von $E_{0,mean} = 11.500 \text{ N/mm}^2$ (GL24h). Der E-Modul des Stahlstabes beträgt 210.000 N/mm².

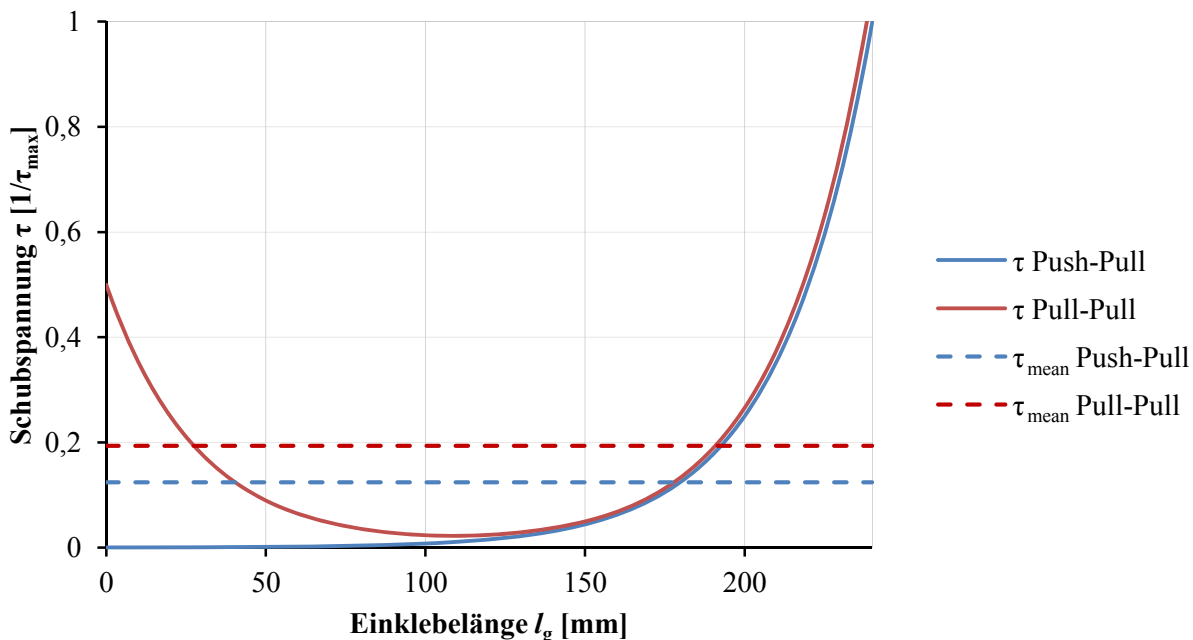


Abbildung 4-21: Verbundspannungsverlauf entlang der Stabachse von Zug-Zug und Zug-Druck Belastungen

Die Verbundspannungsverläufe in Abbildung 4-21 zeigen Spannungsspitzen an Anfang und Ende der Verklebung. Aufgrund der Kraftein- und Ausleitung am selben Ende der Probe weist der Verlauf der Push-Pull-Belastung nur eine Spannungsspitze auf. Jedoch fällt diese deutlich höher, als die Spannungsspitzen der Pull-Pull-Probe aus. Hier ist auch der aus dem Steifigkeitsverhältnis der Füge­teile resultierende Unterschied zwischen der Spannungsspitze der Kraftein- und Ausleitung zu erkennen.

Wie aus den Gleichungen der Schubspannung ersichtlich, haben viele mechanische und geometrische Parameter einen Einfluss auf den Verlauf der Schubspannungen. Die Einflussgrößen von einigen dieser Parameter auf die Schubspannungsspitzen sind im Folgenden, wie in [73] beschrieben, erläutert.

Die Verbundlänge l_k kann aus den Gleichungen der maximalen Verbundspannung gekürzt werden und hat somit keinen Einfluss auf die Spannungsspitzen. Die aufgebrauchte äußere Kraft F ist hingegen direkt proportional zu τ_{max} und eine Vergrößerung der Klebefläche $d \cdot \pi$ reduziert diese. Das Steifigkeitsverhältnis

der Fügeiteile k ($k < 1$) hat einerseits Einfluss auf die Spannungsspitze, bei sehr niedrigeren k -Werten, also hoher Steifigkeit des Holzes, nähern sich die Verläufe der Verbundspannung einander an und die Spannungsspitze an der Kraftausleitung verschwindet. Unter optimalen Steifigkeitsverhältnissen von $k = 1$ nehmen die Spannungsspitzen an der Kraftein- und Ausleitung der Zug-Zug Probe den gleichen Wert an. Somit sinkt die Spitzenbelastung der Zug-Zug Probe unter höheren k -Werten. Die maximale Schubspannung τ_{\max} der Zug-Druck Probe erhöht sich hingegen bei niedrigeren Steifigkeiten des Holzkörpers. Diese Spannungsänderungen sind jedoch nicht proportional zum Verhältnis k . Für einen gleichmäßigeren Spannungsverlauf und niedrigere Spitzenspannungen sorgt auch ein niedrigerer Schubmodul des Klebstoffes G_k sowie eine dickere Klebstoffschicht t_k . Es ist anzumerken, dass die eben beschriebenen Einflüsse für Einklebelängen ab ca. $l_k > 5 d$ Gültigkeit besitzen. [73]

4-6.3 LÖSUNG DER DGL FÜR EINEN BILINEAREN ENTFESTIGENDEN VERBUNDANSATZ

Bei der Herleitung der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes wurde bereits beschrieben, dass Klebeverbindungen kein rein linear elastisches Verhalten aufweisen. Es kommt vielmehr zu einem Entfestigen nach dem Erreichen einer Verbundspannungsspitze τ_f . Wie in Abbildung 4-22 dargestellt, kann diese Eigenschaft vereinfacht durch einen bilinearen Verbundansatz mit einem entfestigenden Ast abgebildet werden. So kann der Abbau der Spitzenspannungen in der Berechnung berücksichtigt werden.

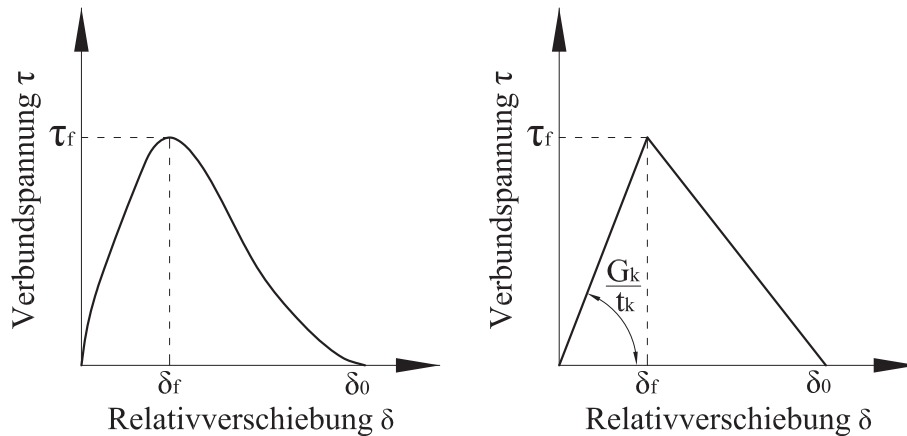


Abbildung 4-22: (links) reale Verbundspannung und (rechts) bilinearer Verbundansatz [49]

Pull-Pull Belastung

Für eine Pull-Pull-Belastung von zwei Fügeteilen mit unterschiedlichen Dehnsteifigkeiten lässt sich die Lösung der Differentialgleichung (DGL) unter Berücksichtigung des bilinearen Verbundansatzes nur unter großem analytischem Aufwand ermitteln. Daher werden, wie in [73] beschrieben, einige Annahmen für eine geschlossene Lösung der DGL getroffen. Die wichtigste Annahme beruht dabei auf [74], worin Ottosen und Olsson die Lösung der DGL für Fügeteile gleicher Steifigkeiten bestimmen. Somit ist die Verteilung der Schubspannungen symmetrisch und es kann eine weitere Gleichung aufgestellt werden. In Abbildung 4-23 ist ein qualitativer Schubspannungsverlauf für diesen Fall abgebildet. Die Abnahme der Schubspannungen, nach Erreichen der maximalen Spannungen ist hierbei deutlich zu erkennen.

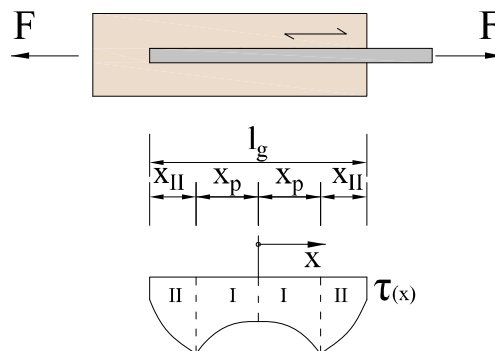


Abbildung 4-23: Verteilung der Verbundspannung $\tau_{(x)}$ entlang der Verbundfuge für eine gleiche Fügeteilsteifigkeit [49]

Push-Pull Belastung

Die Schubspannungsverteilung einer Push-Pull belasteten Verklebung unter einem bilinearen Verbundansatz wurde in [73] beschrieben. Durch eine Aufteilung der Verbundlänge in zwei Bereiche kann eine analytische Lösung, ausgehend von der DGL nach Gleichung (4.2), für diesen Belastungsfall ermittelt werden. Der erste Bereich umfasst dabei den elastischen Bereich vor dem Erreichen von τ_r . Der Zweite Bereich stellt den entfestigenden Ast der Verbundspannung dar. In Abbildung 4-24 ist ein schematischer Verlauf der Verbundspannung entlang der Verklebung dargestellt.

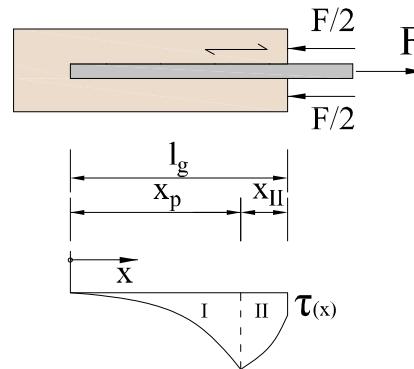


Abbildung 4-24: Verteilung der Verbundspannung $\tau(x)$ entlang der Verbundfuge für eine Push-Pull Belastung [49]

4-7 VERSAGENSMECHANISMEN

Das Versagen von in Holz eingeklebten Gewindestangen kann auf viele Arten und in jedem der Verbindungsmaterialien auftreten. Die Verbindung kann dabei als Kette betrachtet werden, bei der das schwächste Glied zum Versagen des gesamten Systems führt. Ein wichtiger Aspekt bei dieser Betrachtung stellt die Art des Versagens der einzelnen Materialien dar. Der Klebstoff, wie auch das Holz, weisen ein sprödes, der Stahlstab hingegen ein duktileres Versagen auf. Bei einer genau abgestimmten Geometrie und Einklebelänge des Stahlstabes kann ein duktileres Versagen der Verbindung gewährleistet werden. [46]

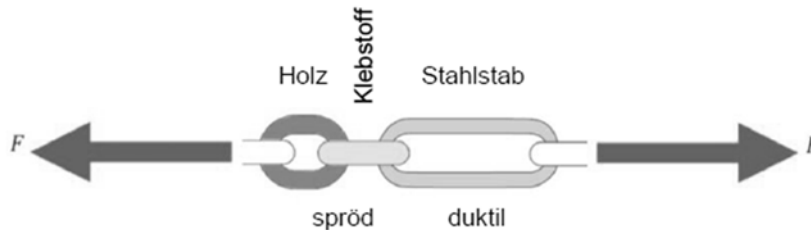


Abbildung 4-25: Versagensverhalten der Materialkomponenten [46]

Die möglichen Versagensarten können grob in fünf Gruppen eingeteilt werden.

- Versagen des Stahlstabes
- Versagen des Klebstoffes auf Abscheren
- Versagen der Klebstoff-Holz-Verbindung auf Adhäsion
- Versagen der Holzfasern um die Klebeverbindung
- Versagen des Holzbauteils auf Nettobruck

Wie bereits erwähnt, stellt das Zugversagen des Stahlstabes aufgrund des duktilen Verhaltens die erwünschte Versagensart dar.

In Abbildung 4-26 sind fünf mögliche Versagensmechanismen einer auf Zug beanspruchten, parallel zur Holzfaser eingeklebten, Verbindung anschaulich dargestellt. Die Mechanismen (a), (b), (c) und (d) stellen ein Versagen des Holzes und Mechanismus (e) ein Versagen des Stahlstabes dar. Zwei weitere Versagensmechanismen der Klebstoffuge werden unter Versagen (f) und (g) beschrieben.

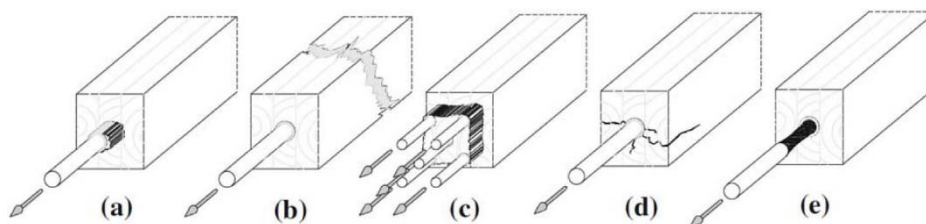


Abbildung 4-26: Versagensarten, eingeklebter Stahlstäbe [51]

Versagen a) Schubbruch des Holzes um die Klebefläche

Bei diesem Versagen wird der Stab aus dem Holz herausgezogen, es befinden sich Holzfasern auf der Klebefläche. Das Versagen findet als Scherversagen im Holz durch Überschreiten der Scherfestigkeit statt. Die Bruchfläche verläuft entlang der strukturell schwächsten Grenzfläche im Holz. Dies ist ein typisches Versagen bei Versuchen zur Feststellung der maximalen Scherfestigkeit der Holz-Klebstoff Verbindung.

Versagen b) Nettoquerschnittversagen des Holzes

Der Bruch findet meist am Ende der Einklebelänge des Stabes statt, da hier bereits alle Kräfte eingeleitet sind und gleichzeitig der geringste Nettoquerschnitt vorhanden ist. Es kommt zum Versagen des Holzes durch Überschreitung der lokalen Zugfestigkeit.

Versagen c) Blockscherversagen

Bei Verbindungen mit mehreren Stäben kann eine zu dicht gewählte Anordnung der Stäbe zum Herauslösen eines Holzblockes führen. Dabei können die in die Verbindung eingeleiteten Kräfte nicht über die umgrenzende Schubfuge übertragen werden. Es kommt zu einem Schubversagen im Holz.

Versagen d) Aufspalten des Holzes

Das Aufspalten des Holzes, das durch ein Querzugversagen ausgelöst wird, ist auf einen zu geringen Randabstand zurückzuführen. Ein weiterer Grund kann eine exzentrische Belastung oder eine kombinierte Belastung mit Querkraftanteilen sein.

Versagen e) Nettoquerschnittsversagen des Stahlstabes

Das Nettoquerschnittsversagen des Stahlstabes hat für gewöhnlich ein duktiles Versagen der Verbindung zur Folge. Da es sich um ein sehr gut berechenbares Versagen mit einhergehender plastischer Tragreserve handelt, sollte es, als schwächstes Glied der Kette, in der Dimensionierung immer maßgebend sein.

Versagen f) Schubversagen des Klebstoffes

Der Klebstoff versagt entlang des Nettoquerschnittes um den Stahlstab. Der Stahlstab wird dabei mit kleinen Klebstoffteilen aus dem Bohrloch ausgezogen. Da hierbei der Holzquerschnitt nicht voll ausgenutzt werden kann, kommen Klebstoffsysteme, die dieses Versagen aufweisen, nicht zum Einsatz.

Versagen g) Adhäsionsversagen zwischen Klebstoff und Holz

Die Verbindung zwischen Holz und Klebstoff versagt. Der Stahlstab wird samt Klebstoff ausgezogen. Es befinden sich keine Holzteilchen auf dem Klebstoff. Auch bei diesem Versagen wird die Schubfestigkeit des Holzes nicht ausgenutzt. Aus diesem Grund werden Klebstoffsystemen, die einen besseren Verbund mit dem Holz eingehen, bevorzugt eingesetzt.

4-8 PHYSIKALISCHE EINFLÜSSE

In diesem Abschnitt sollen physikalische Einflüsse wie Feuchte, Temperatur und Rohdichte auf das Tragverhalten von eingeklebten Gewindestangen beschrieben werden.

4-8.1 HOLZFEUCHTE

Die Holzfeuchte variiert während der Nutzungsphase je nach Umgebungsklima deutlich. In der EN-1995-1 [75] sind die sich dabei einstellenden Holzfeuchten durch eine Einteilung in Nutzungsklassen (NK) geregelt. Im Nationalen Anhang [76] werden den Nutzungsklassen typische Einsatzgebiete zugeordnet.

Für Nutzungsklasse 1 ist eine Holzfeuchte, die bei einer Lufttemperatur von 20°C und einer relativen Luftfeuchte (RL), die bis auf einige Wochen im Jahr einen Wert von 65 % nicht übersteigt, definiert. Unter diesen Randbedingungen weisen Nadelhölzer einen Feuchtegehalt von maximal 12 % auf. Für Nutzungsklasse 1 sind Bauteile in geschlossenen und beheizten Räumen typisch.

Für Nutzungsklasse 2 ist eine Holzfeuchte, die bei einer Lufttemperatur von 20°C und einer relativen Luftfeuchte, die bis auf einige Wochen im Jahr, einen Wert von 85 % nicht übersteigt definiert. Unter diesen

Randbedingungen weisen Nadelhölzer einen Feuchtegehalt von maximal 20 % auf. Für Nutzungsklasse 2 sind überdachte Bauteile im Freien, die keiner direkten Witterung ausgesetzt sind, typisch.

Der Nutzungsklasse 3 sind Bauteile zuzuordnen, die Klimabedingungen ausgesetzt sind, in denen die Holzfeuchte die Werte der NK2 übersteigt.

Quellen und Schwinden von Holz

[19] Die Änderung der Holzfeuchte durch die Aufnahme bzw. Abgabe von Wasser führt zu einer Volumenänderung des Holzes. Mit einer Reduktion der Holzfeuchte geht auch eine Reduktion des Volumens bzw. eine Schwindung einher. Durch die Erhöhung der Holzfeuchtigkeit wird hingegen eine Volumenzunahme bzw. ein Quellen hervorgerufen. Der Vorgang des Quellens ist mit dem Erreichen der Fasersättigung abgeschlossen. Zur Bestimmung des Quell- und Schwindverhaltens kann das Quellmaß α oder das aus α berechenbare Schwindmaß β verwendet werden. Aufgrund des anisotropen Aufbaus von Holz ist auch das Schwind- bzw. Quellverhalten in den drei Hauptrichtungen longitudinal, tangential und radial unterschiedlich.

Das lineare Quellmaß α wird nach Gleichung (4.14) durch die Längenänderung von l_1 nach l_2 unter Zunahme der Holzfeuchte von u_1 nach u_2 in Bezug auf die Länge l_0 bei einer Holzfeuchte von 0 % bestimmt. In Abbildung 4-27 und Tabelle 4-3 sind die richtungsabhängigen Quellmaße für die unterschiedlichen Hauptrichtungen abgebildet. Es ist gut erkennbar, dass das Quellmaß in radialer und tangentialer Richtung ein Vielfaches des longitudinalen Quellmaßes beträgt.

$$\alpha = \frac{l_2 - l_1}{l_0} \cdot 100 [\%] \quad (4.14)$$

Tabelle 4-3: Maximales Quellmaß für Fichte, aus [19] nach [77]

Maximales lineares Quellmaß α_{\max} [%]		
längs	radial	tangential
0,2 - 0,4	3,7	8,5

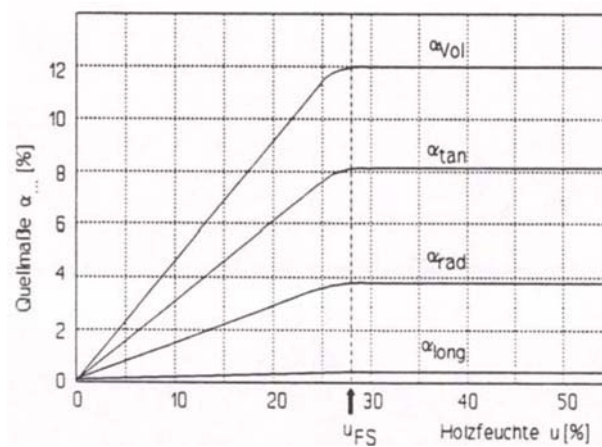


Abbildung 4-27: Quellmaß α , longitudinal (long), tangential (tan), radial (rad) und Volumenquellmaß (Vol), [78]

Zur Abschätzung der Längenänderung kann das maximale Quellmaß durch die Holzfeuchte bei Fasersättigung dividiert und mit der zu erwartenden Holzfeuchteänderung u_t nach Gleichung (4.15) multipliziert werden.

$$\Delta l = \frac{\alpha_{\max}}{u_{FS}} \cdot u_t \left[\frac{\%}{\%} \right] \quad (4.15)$$

Feuchteverhalten des Klebstoffes

Im Zuge des GIROD Projekts WP5 [54] wurden im Jahr 2002 eingeklebte Gewindestangen mit 3 unterschiedlichen Klebstoffen unter verschiedenen Umgebungsbedingungen getestet. Es kamen PRFs, PUR und EPX Klebstoffe zum Einsatz. Die Umgebungsbedingungen waren 20 °C mit 65 %RL und 85 %RL sowie eine geschützte Lagerung im Freien an zwei Standorten (England 15 °C / 70 %RL und Schweden 9 °C / 75 %RL). Die Versuchskörper wurden vier Monate lang den verschiedenen Bedingungen ausgesetzt und anschließend mit einer Last der 0,7 bzw. der 0,8 fachen statischen Last bis zum Versagen belastet. Die Dauer $t_{f,mean}$ in Stunden bis zum Versagen ist in Tabelle 4-4 angegeben. Die zugehörigen ermittelten k_{mod} Werte für Kurzzeit (1 Woche) und Mittelfristig (6 Monate) sind ebenfalls angegeben. Es ist ersichtlich, dass die ermittelten Werte unter den k_{mod} Werten des Eurocode 5 liegen. Unter Bedingungen der Nutzungsklasse 2 verhält sich der EPX Klebstoff mit einem Wert von $k_{mod} = 0,68$ deutlich besser als die beiden anderen Klebstoffe. Jedoch liegt er damit 15 % unterhalb der Werte des Eurocode 5. Es ist anzumerken, dass die Klebefugendicke 0,5 mm betrug.

Tabelle 4-4: Einfluss der Feuchtigkeit auf den k_{mod} Beiwert aus GIROD [54]

Klebstofftyp/ Holzklasse	Klima	k_{mod}		Zeitdauer bis zum Versagen	
		Kurzzeit	Mittelfristig	$t_{f,mean}$ in Stunden [h]	
		1 Woche (168 h)	6 Monate (4380 h)	Lastniveau 0,8	Lastniveau 0,7
PRFs +	außen überdacht	0,7	0,6	13	213
PUR	konst. 85 % RH	0,6	0,54	-	1,9
EPX		0,77	0,68	74	2628
Vollholz (Madison Kurve)	≈ NK 1	0,76	0,67	46	1795
BSH (Eurocode 5)	NK 1 & 2	0,9	0,8	≈ 4380	-

Während des GIROD Projektes wurde auch eine Versuchsserie zum Verhalten der Kurzzeitfestigkeit unter Feuchte und Temperatureinflüssen an parallel zur Faser eingeklebten Gewindestangen durchgeführt. Die Ergebnisse sind unter dem Projektpunkt WP4 [54] angeführt. Die Versuchskonfigurationen umfassten wie

auch in WP5 ein Referenzklima mit 20 °C und 65 %RL sowie die Lagerung bei 85 %RL und drei Lagerungen im Freien. Die Ergebnisse der Kurzzeitfestigkeit zeigen einen Abfall der mittleren Schubfestigkeit bei den eingesetzten PUR und PRF Klebstoffe auf 85 % nach 3 Monaten Lagerung bei 85 %RL. Die Versuchskörper mit EPX hingegen wiesen eine Steigerung der mittleren Klebstofffestigkeit um 3 % auf. Ein Anstieg um 13 % konnte auch bei EPX Proben, die sechs Monate im Freien gelagert und bei einer Holzfeuchtigkeit von 18,3 % getestet wurden, festgestellt werden. Dieser Anstieg der mittleren Klebstofffestigkeit wird auf zwei Ursachen zurückgeführt: Einerseits ist Epoxidharz gegen die hier vorliegenden Feuchteinflüsse unempfindlich. Andererseits ist durch die Änderung der Steifigkeit und Festigkeit des Holzes eine bessere Kraftverteilung bei gleichzeitigem Nachhärten des Klebstoffes möglich.

Einfluss der Holzfeuchte zum Zeitpunkt der Verklebung

Wie Wheeler und Hutchinson in [79] untersuchten, hat die Holzfeuchtigkeit je nach Klebstofftyp einen großen Einfluss auf die Klebstofffestigkeit. Sie untersuchten vier ausgewählte 2-K-Klebstoffe und drei verschiedene Holzfeuchten zum Zeitpunkt der Verklebung. Die Proben bestanden aus 45 x 45 mm großen und 1 mm-dicken Klebstofffugen zwischen zwei Holzkörpern und wurden in einem Druckscherversuch auf Schub geprüft. In Tabelle 4-5 sind die Ergebnisse für die zwei getesteten Holzarten, Douglasie und Eiche, dargestellt. Wheeler und Hutchinson stellten fest, dass die PUR Klebstoffe bei hohen Holzfeuchten an der Kontaktzone mit dem Holz zur Schaumbildung neigen und die Klebstofffestigkeit drastisch abnimmt. So konnte auch eine Änderung der Versagensart, wie in Tabelle 4-5 ersichtlich, hin zu einem Kohäsionsversagen des Klebstoffes beobachtet werden. Die EPX Klebstoffe zeigten nur geringfügig verringerte Klebstofffestigkeiten unter einer erhöhten Holzfeuchtigkeit von 18 %. Das Versagen fand bei diesen Proben immer im Holzquerschnitt statt.

Tabelle 4-5: Mittlere Klebstoffschubspannung [N/mm²] von Versuchen zum Feuchteinfluss beim Zeitpunkt der Verklebung von Holz-Holz Verklebungen, aus [79]

Klebstoff	Holzart	Holzfeuchte zum Zeitpunkt der Verklebung		
		10 %	18 %	22+ %
EPX	Douglasie	11,70 A	11,00 A-E	8,60 A
Sikadur 31 PBA	Eiche	15,99 A	15,58 A-E	13,57 A
EPX	Douglasie	11,40 A	9,84 A	8,80 C
Rotafix timberset	Eiche	9,10 C/D	10,63 A	9,40 C
PUR	Douglasie	1,93 F	0,83 F/G	0,45 G
3M 3549 B/A	Eiche	1,46 F	0,10 G	0,01 G
PUR Caso Nobel	Douglasie	7,10 C/D	1,86 G	1,88 G
1959 + 1821	Eiche	7,32 C/D	1,4 G	0,01 G

Versagensarten: A & B: Versagen im Holz, C: Versagen im Holz nahe an der Verklebung, D: dünne Holzfasern auf der Klebefläche, E: Adhäsionsversagen in der Verbundzone F: Kohäsionsversagen des Klebstoffes nahe der Verbundzone G: Kohäsionsversagen im Klebstoff

Einfluss extremer Holzfeuchte während der Nutzung

In [79] wurden weitere Tests zur Ermittlung des Einflusses eines Feuchte- und Temperaturwechsels durchgeführt. Es kam die gleiche Probengeometrie, die auch in den Testserien zur Bestimmung des Feuchteinflusses zum Zeitpunkt der Verklebung verwendet wurden, zum Einsatz. Die Verklebung erfolgte bei 10 % Holzfeuchte und wurde dann einer zyklischen Feuchteänderung unterzogen. Ein 7 Tage andauernder Zyklus bestand aus 2 Tagen in einem Wasserbad bei 20°C, gefolgt von 2 Tagen Ofentrocknung bei 60°C und 3 Tagen Laborklima. Die Versuchskörper aus Eiche wurden zusätzlich 72 Stunden in Wasser gekocht. Die Ergebnisse dieser Testserie sind in Tabelle 4-6 abgebildet. Es ist ersichtlich, dass die verwendeten EPX Klebstoffe keinen signifikanten Abfall der Schubfestigkeit aufwiesen. Die Verklebungen mit PUR Klebstoffen hingegen verloren bereits nach nur wenigen Zyklen an Schubfestigkeit und die Versagensart verlagerte sich zu einem Kohäsionsversagen im Klebstoff oder zu einer Delamination.

Tabelle 4-6: Mittlere Klebstoffschubspannung [N/mm²] von Versuchen zum Temperatur und Feuchteinfluss auf Holz-Holz Verklebungen aus [79]

Klebstoff	Holzart	Anzahl der Temperatur Feuchte Zyklen			
		0	1	2	3
EPX	Douglasie	11,70 A	10,96 A	10,78 A	11,35 B/C
Sikadur 31 PBA	Eiche	15,99 A	12,70 A	9,60 B/C	11,36 C
EPX	Douglasie	13,20 A	10,50 A/B	11,27 B	10,40 B/C
Rotafix timberset	Eiche	9,11 C	7,39 C	5,29 C	5,34 C
PUR	Douglasie	3,04 F	2,04 F	0,91 G	1,35 G
3M 3549 B/A	Eiche	1,46 F	0,36 G	delaminiert	delaminiert
PUR Caso Nobel	Douglasie	7,10 C/D	5,50 D	4,50 D	1,36 G
1959 + 1821	Eiche	7,32 D	delaminiert	delaminiert	delaminiert

Versagensarten: A & B: Versagen im Holz, C: Versagen im Holz nahe an der Verklebung, D: dünne Holzfasern auf der Klebefläche, E: Adhäsionsversagen in der Verbundzone F: Kohäsionsversagen des Klebstoffes nahe der Verbundzone G: Kohäsionsversagen im Klebstoff

4-8.2 EINFLUSS DER TEMPERATUR

In diesem Abschnitt wird der Einfluss der Temperatur auf die Fügebauteile, bezogen auf ihre Längenausdehnung, Steifigkeit und Festigkeit, beschrieben.

Wärmedehnung des Holzes

[19] Die Wärmedehnung von Holz kann durch die Wärmedehnungszahl α_T nach Gleichung (4.16) definiert werden. Die Wärmedehnungszahl beschreibt die Längenänderung des Holzes: eine Längenzunahme bei einer Temperaturerhöhung sowie eine Längenabnahme bei einer Temperaturreduktion.

$$\alpha_T = \frac{\Delta l}{l_0 \cdot \Delta t} \left[\frac{1}{K} \right] \quad (4.16)$$

Mit:

Δl Längenänderung

l_0 Ausgangslänge

Δt Temperaturänderung

Die Wärmedehnung von Holz spielt jedoch eine untergeordnete Rolle, da durch eine Temperaturzunahme die Holzfeuchte reduziert wird und somit die Wärmedehnung dem Schwinden entgegenwirkt. Die Größenordnung der Wärmedehnungszahl ist zudem um eine Zehnerpotenz geringer als das Quell- und Schwindmaß. Sie kann in Faserrichtung nach (4.17) abgeschätzt werden. Als Vergleich ist die Gleichung (4.18) der Wärmedehnungszahl von Stahl angeführt.

$$\alpha_{T,l} = 3 \cdot 10^{-6} \dots 6 \cdot 10^{-6} \quad \text{Holz (4.17)}$$

$$\alpha_{T,l} = 13 \cdot 10^{-6} \dots 16 \cdot 10^{-6} \quad \text{Stahl (4.18)}$$

Temperatureinfluss auf den Klebstoff

Der Temperatureinfluss auf die Verklebung kann in zwei Zeitbereiche gegliedert werden. Einerseits beeinflusst die Temperatur ganz wesentlich den Ablauf und die Dauer der Aushärtung, andererseits hat die während der Nutzungsphase auftretende Temperaturschwankung Auswirkungen auf das Tragverhalten. Ein in diesem Zusammenhang wichtiger Begriff ist die Glasübergangstemperatur T_g . Sie beschreibt jene Temperatur, bei der sich die mechanischen Eigenschaften von Polymeren deutlich ändern. Überschreitet die Temperatur den Wert T_g so fallen die mechanischen Eigenschaften stark ab. Dies führt zu einem Verlust von Steifigkeiten und Festigkeiten. Der Grund für diesen Effekt liegt in der erhöhten Beweglichkeit der Moleküle bei höheren Temperaturen.

Die Wichtigkeit der Kenntnis dieser Eigenschaft von Klebstoffen zeigt sich in den Ergebnissen einer Testserie im Zuge des GIROD Projektes [54]. In dieser Testserie wurden Gewindestangen mit PUR und EPX Klebstoff eingeklebt und unter einem Belastungsniveau von 70 % und 80 % der Kurzzeitbelastung Temperaturzyklen unterzogen. Es zeigte sich, dass alle Proben unabhängig von Belastung und Dauer beim Erreichen einer bestimmten Temperatur im ersten Zyklus versagten. Die PUR Proben versagten dabei schon vor dem Erreichen von 40 °C (ca. 35 °C in der Klebefuge). Die EPX Proben versagten hingegen erst beim Erreichen von 55 °C (ca. 50 °C in der Klebefuge). Die Glasübergangstemperatur der beiden verwendeten Klebstoffsysteme endet für PUR bei 25 °C und für EPX bei 40 °C. Das temperaturabhängige Klebstoffverhalten der in [54] verwendeten Klebstoffe ist in Abbildung 4-28 anhand des Schubmoduls dargestellt.

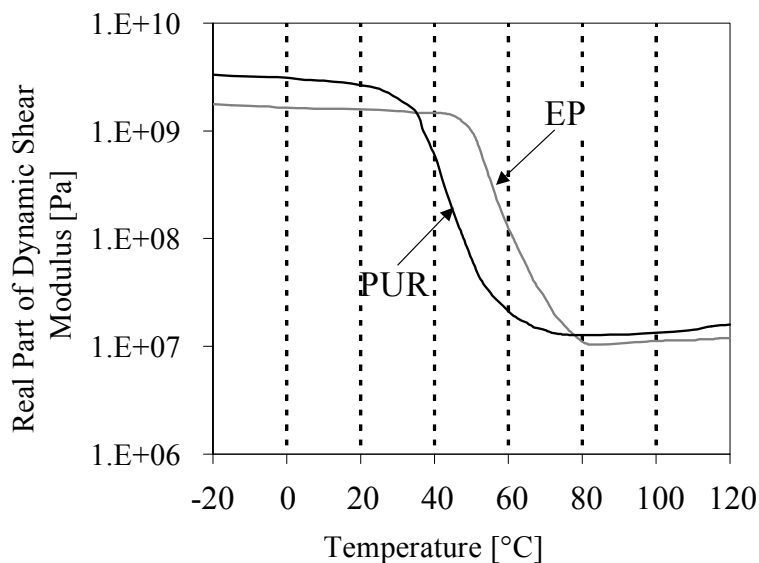


Abbildung 4-28: Schubmodul eines PUR und EPX Klebstoffes in Abhängigkeit der Temperatur, aus [54]

In einem weiteren Test konnte das Versagen des EPX Klebstoffes nach einer ersten Temperaturbelastung von 52 °C in einem zweiten Zyklus auf 74 °C gesteigert werden. Dieser Effekt war ein wichtiger Punkt bei der Errichtung des wohl bekanntesten Bauwerkes mit eingeklebten Gewindestangen, dem Metropol Parasol in Sevilla [80]. Da es im Sommer in der spanischen Stadt zu Temperaturen von über 40 °C im Schatten kommen kann, und in der Konstruktion durchaus zu Temperaturen über 60 °C, musste der zum Einsatz kommende Klebstoff einer „Temperung“ unterzogen werden. Durch die Lagerung der verklebten Verbindung in einer Trockenkammer, bei Temperaturen von 55 °C, konnte die Glasübergangstemperatur nach 2 Stunden auf über 80 °C angehoben werden. Da die eingeklebten Verbindungen mit den gesamten Trägern erwärmt wurden, dauerte dieser Vorgang pro Charge bis zu drei Tage.

In [81] beschreiben Vallée et al. den Einfluss der Temperatur auf die Aushärtezeit und Glasübergangstemperatur. Im Allgemeinen wird die Aushärtezeit durch höhere Temperaturen beschleunigt. In [55] wird dieser Prozess für Reaktionsklebstoffe durch die Halbierung der Aushärtezeit bei einer Steigerung der Temperatur um ΔT von 10 K, nach der Gleichung von Arrhenius, beschrieben. Durch hohe Temperaturen erfolgen bei Epoxidharzen eine bessere Vernetzung und eine Erhöhung der Glasübergangstemperatur. Die in [81] beschriebene Versuchsserie wurde mit eingeklebten M5 Gewindestangen, die bei der Herstellung der Verklebung durch Induktion einer Temperatur von bis zu 200 °C ausgesetzt waren und somit in nur fünf Minuten aushärteten, durchgeführt. In den nur 30 Minuten nach der Verklebung durchgeführten Versuchen kam es zum Fließen der Gewindestangen. Die Möglichkeit einer sehr raschen und kontrollierten Aushärtung sowie der einfachen Erhöhung der Glasübergangstemperatur von eingeklebten Gewindestangen scheint ein großer Schritt zu einem wirtschaftlicheren Einsatz dieser Verbindungsmittel. Jedoch weisen Vallée et al. darauf hin, dass für eine baupraktische Umsetzung dieser Technologie noch ein erheblicher Forschungsbedarf vorhanden ist. Da bisher nur eine sehr kleine einzelne Gewindestange im Labor produziert werden konnte.

Das Verhalten von Klebeverbindungen unter Temperaturbelastungen bezüglich ihrer Steifigkeit untersuchten Bathon et al. unter anderem in [82]. Die ersten Versuchsergebnisse, die in dieser Veröffentlichung beschrieben sind, zeigen, dass die verwendeten Klebstoffe eine deutliche Zunahme der Verformung bei steigender Temperatur aufwiesen. Allerdings blieb diese konstant unter gleichbleibender Temperaturbelastung. Dieser Trend konnte in [82] aufgrund der geringen Probenanzahl je Serie noch nicht genauer verifiziert werden.

4-8.3 EINFLUSS DER HOLZ-ROHDICHTE

In [51] wird ein möglicher Einfluss der Rohdichte auf die Tragfähigkeit von eingeklebten Gewindestangen diskutiert, da Studien für genagelte und geschraubte Verbindungen bereits einen solchen Zusammenhang aufgezeigt haben. Allerdings ist der Einfluss der Rohdichte im Vergleich zu anderen Einflüssen schwach und konnte für eingeklebte Gewindestangen noch nicht allgemein beschrieben werden. Für parallel zur Faser eingeklebte Gewindestangen haben Steiger et al. [83] den exponentiellen Zusammenhang $\rho^{0,6}$ ermittelt. Diese Untersuchungen wurden allerdings nur mit zwei unterschiedlichen Holzdichten durchgeführt, weshalb der Ansatz noch nicht bestätigt werden konnte. Ein Rohdichteneinfluss wird auch von anderen Autoren in ihren Bemessungsansätzen berücksichtigt, vgl. Abschnitt 4-16. Im Allgemeinen hat nicht die Dichte selbst, sondern die damit einhergehenden verbesserten Eigenschaften des Holzes, wie z. B. die höhere Scherfestigkeit und der höhere E-Modul, einen bestimmten, im Detail jedoch nicht erfassbaren Einfluss, sodass die Rohdichte gemeinhin als bester Indikator für diese Kenngrößen herangezogen wird.

Im Zuge des GIROD Projektes [54] konnte kein signifikanter Einfluss der Rohdichte bei faserparallel eingeklebten Gewindestangen ermittelt werden. Die zum Einsatz kommenden Rohdichten variierten dabei zwischen ca. 360 kg/m^3 und 480 kg/m^3 .

4-9 GEOMETRISCHE EINFLÜSSE

Neben den physikalischen Eigenschaften, haben auch einige geometrische Parameter einen Einfluss auf die Traglast von eingeklebten Gewindestangen. Die aus der Literaturrecherche resultierenden, wichtigsten Parameter werden in diesem Abschnitt mit ihren Einflüssen erläutert.

4-9.1 EINKLEBELÄNGE

In vielen Studien wurde der Einfluss der Einklebelänge von Gewindestangen untersucht. Dabei konnte eine Zunahme der maximal aufnehmbaren Kraft mit Erhöhung der Einklebelänge beobachtet werden. Diese Zunahme ist allerdings nicht linear, da die Spannungsverteilung entlang des Stabes nicht konstant ist (siehe 4-6). Der Bruch erfolgt zufolge der Spannungsspitzen am Stabanfang und -Ende. Somit nimmt die mittlere Verbundspannung mit erhöhter Stablänge ab. Diese Abnahme führt dazu, dass ab einer gewissen Einklebelänge die Bruchlast nicht mehr wesentlich gesteigert werden kann. [51]

Meist wird die mittlere Verbundspannung in Abhängigkeit der Einklebelänge beschrieben. Dies ist auch die Grundlage der Bemessung nach DIN EN 1995-1-1/NA:2010-12. Die mittlere Verbundspannung ist jedoch, wie Steiger et al. in [83] beschreibt, auch von der Schlankheit λ abhängig. Sie wird in [83] durch das Verhältnis Einklebelänge zu Bohrlochdurchmesser nach Gleichung (4.19) definiert, bleibt aber meist unberücksichtigt. Der reine Einfluss der Einklebelänge kann ohne Bezugnahme auf weitere geometrische Faktoren nicht korrekt beschrieben werden.

4-9.2 STABDURCHMESSER

Der Einfluss des Gewindestabdurchmessers wird in der Literatur kontrovers diskutiert. Die maximale Ausziehungskraft bei größeren Durchmessern kann nicht in einen direkt proportionalen Zusammenhang mit der Zunahme der Klebefläche gebracht werden. Dies wird in der DIN EN 1995-1-1/NA:2010-12 nicht berücksichtigt. In den Untersuchungen von Steiger et al [83] wird ein Zusammenhang durch das Verhältnis der Einklebelänge zu Bohrlochdurchmesser als Ansatz zur indirekten Berücksichtigung des Stabdurchmessers vorgeschlagen. Ob zur Beschreibung der Ausziehungskraft der Stabdurchmesser oder der um

die Klebstoffdicke erweiterte Bohrlochdurchmesser gewählt werden soll, wird ebenfalls kontrovers diskutiert. Der Durchmesser des Bohrloches kann dabei die wahre Mantelfläche der Verbundzone Klebstoff-Holz beschreiben und so eine von der Klebstoffdicke unabhängige Bemessung ermöglichen. Ob eine universelle Bemessungsformel ohne Abhängigkeit der Klebstoffdicke zutreffend ist, muss noch durch Versuche verifiziert werden. Für eine praktische Anwendung stellt die Verwechslungsgefahr zwischen Stabdurchmesser d und Bohrlochdurchmesser d_h ebenfalls eine gewisse Problematik dar. Eine solche Verwechslung kann auch zur Überschätzung der Tragfähigkeit führen.

Untersucht man eine Verbindung nicht auf die maximal übertragbare Kraft, sondern bezüglich ihrer Leistungsfähigkeit, so können unter Einhaltung von Mindestabständen kleinere Stabdurchmesser zu höheren Ausnutzungsgraden führen. Dies zeigen auch die Ergebnisse von Steiger et al. in [83], bei denen die mittlere axiale Holzspannung der M12 Stäbe etwas über jenen der größeren Durchmesser liegt. In [62] wird ebenfalls darauf hingewiesen, dass eine Steigerung des Wirkungsgrades vor allem durch eine Anordnung von vielen Gewindestangen mit kleinerem Durchmesser umgesetzt werden kann.

4-9.3 EINFLUSS DER SCHLANKHEIT

Die Schlankheit λ nach Gleichung (4.19) beschreibt, wie auch in [83] angegeben, das geometrische Verhältnis zwischen Einklebelänge und Durchmesser des Bohrlochs. Einige Untersuchungen haben ergeben, dass die Schubfestigkeit der Verbundzone am besten durch eine Potenzfunktion der Schlankheit beschrieben werden kann. Dies führte auch dazu, dass in vielen versuchstechnisch ermittelten Funktionen zur Beschreibung der Verbundfestigkeit dieser Ausdruck gewählt wurde. [51]

$$\lambda = l / d_h \quad (4.19)$$

mit:

l	Einklebelänge
d_h	Durchmesser der Bohrung

4-9.4 NICHT EINGEKLEBTE, FREIE LÄNGE

Eine nicht eingeklebte, freie Länge l_{emb} (l_v) oder auch „versenkte Verbundzone“ stellt, wie in Abbildung 4-29 dargestellt, einen von der Stirnseite des Holzes beginnenden Bereich, in dem kein Verbund zwischen Stab und Holz existiert, dar. So können Kräfte, die zu einem Aufspalten des Holzes an der Stirnfläche führen können, tiefer im Holzquerschnitt eingeleitet und vom daraus resultierenden, größeren Holzvolumen besser aufgenommen werden.

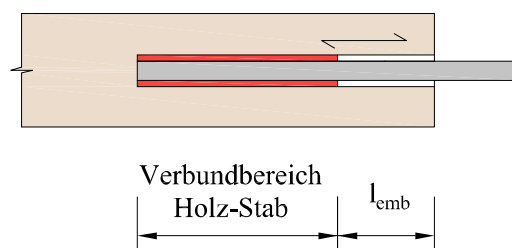


Abbildung 4-29: Eingeklebte Gewindestange mit einer um l_{emb} versenkten Verbundzone

Fabris beschreibt in [62], dass bei den durchgeführten Versuchen mit parallel zur Faser und bis zur Stirnfläche eingeklebten Gewindestangen die häufigste Versagensart ein Aufspalten des Holzes, beginnend an der Stirnseite, war. Dies führt Fabris auf die Spannungsspitze der am Beginn der Verklebung auftretenden Radialspannungen zurück. Eine Variation der Einklebelänge zeigte, dass die

bruchauslösenden Spannungsspitzen bei längeren Verklebungen nur unwesentlich abnehmen. Der Grund für dieses Verhalten liegt im großen Steifigkeitssprung zwischen Stahl und Holz. Durch eine Anpassung des Holzquerschnittes zum Erreichen einer gleichen Steifigkeitsverteilung zwischen den Fügeilen kann eine rechnerische Reduktion der Spannungsspitze um 20% erfolgen. Dies führt jedoch auch zu einer Reduktion des Holzvolumens, welches zur Aufnahme der weiterhin hohen Querkzugkräfte benötigt wird. Eine weitere Variante zur Vermeidung eines Aufspaltens stellt die Verstärkung durch normal zur Stabachse eingebrachte Verstärkungselemente wie etwa Vollgewindeschrauben oder eingeklebte Gewindestangen, dar. Dies führte in [62] zu einem Anstieg der Traglast von 30%. Einen noch höheren Wert erzielten jedoch die Proben mit einer versenkten Verbundzone. Für eine eingehende Untersuchung führte Fabris eine dreidimensionale FE-Studie durch und verglich diese mit versuchstechnisch ermittelten Werten. In Abbildung 4-30 ist der in der FE-Analyse ermittelte Abfall der radialen Querkzugspannungen mit den gleichzeitig steigenden Schubspannungen für eine M16 Gewindestange mit einer Einklebelänge von 200 mm dargestellt.

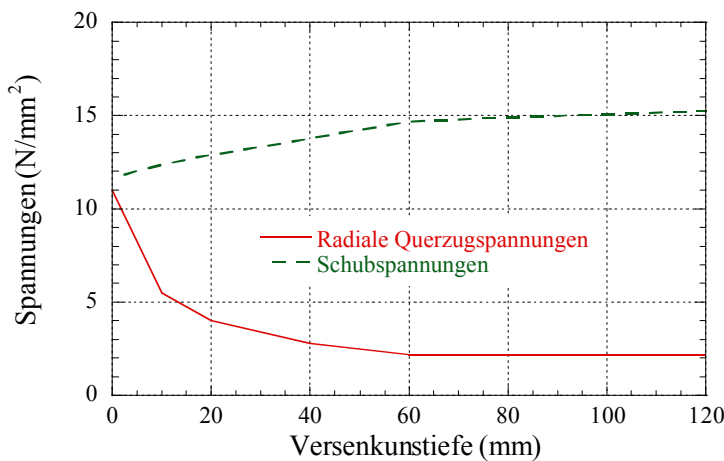


Abbildung 4-30: Abhängigkeit der Querkzugspannungen zur Versenkungstiefe, FE-Analyse eines M16 Stahlstabes aus [62]

Der Einfluss der Versenkung auf die Bruchlast bzw. die Schubspannung in der Klebefuge wurde mittels Versuchen mit M16 Gewindestangen ermittelt. In Abbildung 4-31 ist die deutliche Steigerung der Schubspannung mit Zunahme der Versenkungstiefe ersichtlich. In [67] beschreibt Fabris weiter, dass Proben mit zusätzlichen Schrauben als Verstärkung bei einer Versenkungstiefe von 120 mm, keine zusätzliche Laststeigerung mehr ermöglichten. Somit wird eine ausreichende Versenkung als effektivste Methode beschrieben.

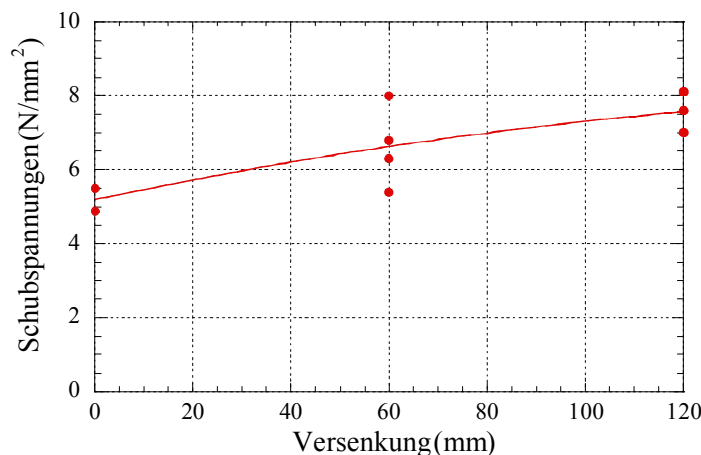


Abbildung 4-31: Abhängigkeit der Schubspannungen zur Versenkungstiefe, Versuchsergebnisse aus [62]

In [83] wird auf die Untersuchungen von Fabris [67] verwiesen und dabei eine optimale Länge für den nicht im Holz eingeklebten Bereich mit $l_{emb} = 5 d$ angenommen. Der positive Effekt der Versenkung wird auch in [84] durch eine qualitative Darstellung der Erhöhung der Interaktion zwischen Schub- und Querkzugfestigkeit verdeutlicht. In Abbildung 4-32 ist die Interaktionskurve zwischen der Schub- und Querkzugfestigkeit mit und ohne versenkter Verbundzone dargestellt. Es ist gut zu erkennen, dass so deutlich höhere Beanspruchungen aufgenommen werden können.

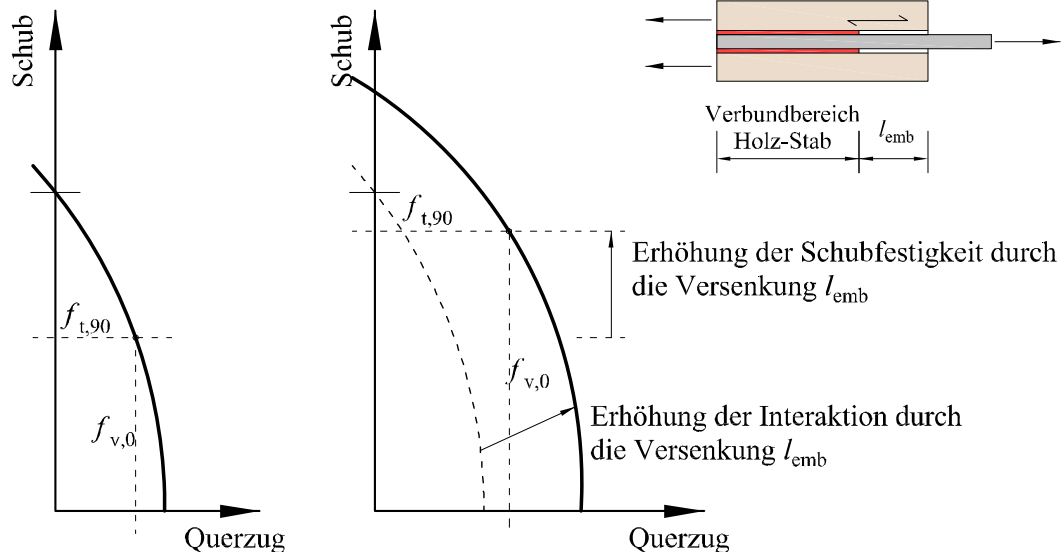


Abbildung 4-32 Erhöhung der Schubfestigkeit durch eine nicht eingeklebte Länge, nach [84]

4-9.5 RANDABSTÄNDE UND ZWISCHENABSTÄNDE

Der Randabstand bzw. Zwischenabstand von eingeklebten Gewindestangen ist in Abbildung 4-33 dargestellt. In der Literatur, z.B. in [85], wird auch der Abstand a , der bei Gruppenanordnungen der äquivalenten Seitenlänge eines Einzelstabquerschnittes zugewiesen werden kann, beschrieben.

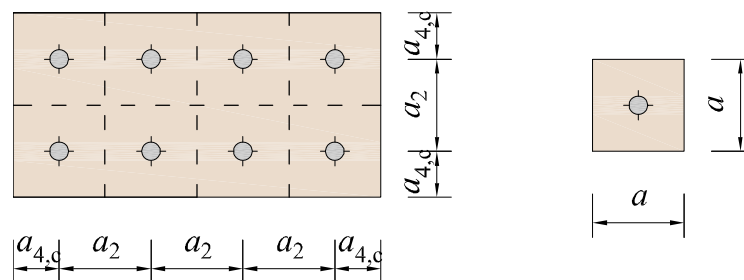


Abbildung 4-33: Rand und Zwischenabstände von parallel zur Faser eingeklebten Gewindestangen

Ausreichend große Randabstände sind für eine optimale Lasteinleitung und zur Vermeidung einer Holzspaltung essentiell. So kann die größtmögliche Last, die über einen Stab eingeleitet werden kann, bei einem Abstand a von ca. $5 d$ erreicht werden. Eine weitere Steigerung des Randabstandes hat keinen signifikanten Anstieg der übertragbaren Kraft zur Folge. [85]

Aus diesem Grund ist der in den meisten Normen, wie auch in der ÖNORM B 1995-1-1[76] angegebene Mindestrandabstand als das 2,5-fache des Stabdurchmessers definiert ($a = 5 d$). Dies führt jedoch, wie Gehri in [85] beschreibt, zu unwirtschaftlichen Verbindungen. Aus diesem Grund diskutiert Gehri den Einfluss

der Randabstände auf die axiale Tragfähigkeit von parallel zur Faser eingeklebten Gewindestangen und Schrauben. Anmerkung: aufgrund der bei axialer Belastung ähnlichen Kraftübertragung über Schub weisen Untersuchungen in Bezug auf Randabstände von eingeklebten Gewindestangen und Schrauben sehr ähnliche Ergebnisse auf. Basierend auf Steiger et al. [83] sowie Blaß und Lasewitz [86], definiert Gehri einen Reduktionsbeiwert nach Gleichung (4.50) für kleinere Randabstände als $5 d$. Dies ermöglicht einen hohen Wirkungsgrad der Verbindung.

$$k_{\text{red}} = (a / 5 \cdot d)^{0,35} \leq 1,0 \quad (4.20)$$

mit:

a Seitenlänge des Holzquerschnittes, der einer Stange zugewiesen wird

d Stabdurchmesser

Die Versuchsergebnisse von Blaß und Lasewitz [86] sind in Abbildung 4-34 dargestellt. Das hier beschriebene Verhältnis a/d weicht von der üblichen Bezeichnung ab. Es wird hier durch den Abstand a , der als Randabstand bzw. halber Abstand zwischen den Stäben definiert wurde, gebildet. Es ist anzumerken, dass die Versuche in [86] mit PRF Klebstoff und Einklebelängen von $20 d$ durchgeführt wurden. Die dominierende Versagensart dieser Versuche, mit ein, zwei und drei eingeklebten Gewindestangen, war ein Aufspalten des Holzquerschnittes. Die Werte in Abbildung 4-34 zeigen jedoch deutlich, dass auch bei geringeren Rand- und Zwischenabständen die mittlere Schubspannung in der Verklebung zwar reduziert wird, aber dennoch brauchbare Werte annimmt.

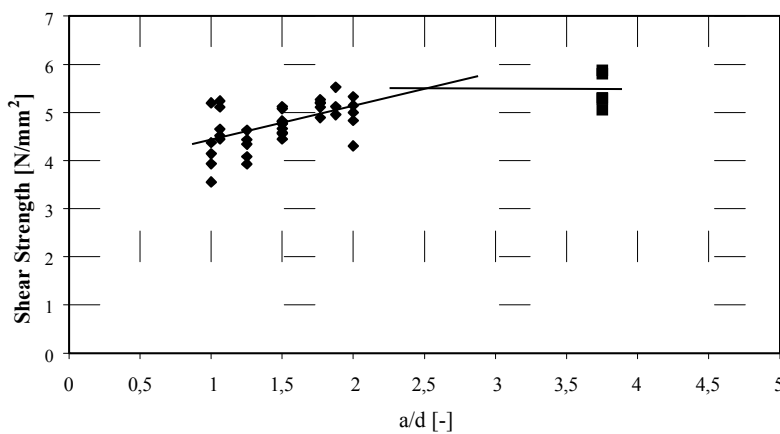


Abbildung 4-34: Versuchsergebnisse von Gruppenversuchen mit unterschiedlichen Randabständen, aus [86]

Steiger et al. variierten in [83] die Randabstände von einzeln eingeklebten Gewindestangen des GSA M16 Systems. Die getesteten Randabstände waren zwischen $1,75 d$ und $3,75 d$ und die Einklebelänge betrug ca. $10 d_h$. Wie in Abbildung 4-35 ersichtlich, erfolgte bei größeren Randabständen als $2,3 d$ keine maßgebende Steigerung der Bruchlast. Es ist anzumerken, dass beim GSA System die Verankerungszone der Gewindestange durch eine nicht verankerte Länge tiefer im Holz liegt.

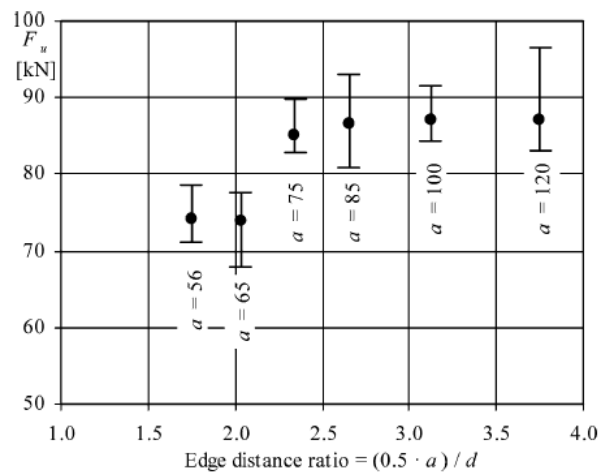


Abbildung 4-35: Abhängigkeit der Bruchlast zu den Randabständen aus [83]

Zur Verdeutlichung der möglichen Leistungssteigerung durch geringere Abstände zwischen den Stäben rechnet Gehri in [85] ein Beispiel vor. Er nimmt eine Stablänge von 12-mal des Lochdurchmessers d_h an und kann so die Gleichung (4.20) umformen, um die resultierende Holzspannung zu ermitteln.

$$\sigma_{t,brutto} = 415,6 \cdot (a / d_h)^{-1,65} \cdot d_h^{-0,4} \quad (4.21)$$

mit:

d_h Durchmesser der Bohrung

Die dadurch ermittelten Kurven in Abbildung 4-36 zeigen, dass eine effektive Nutzung des Holzquerschnittes und somit ein hoher Wirkungsgrad nur mit reduzierten Stababständen umsetzbar ist. Das optimale Verhältnis zwischen Abstand und Durchmesser für wirtschaftliche Konstruktionen liegt zwischen 2,6 und 3,3. Um weiterhin das erwünschte Bruchverhalten mit einem Schubversagen im Holz erreichen zu können, wurde in Gehri [85] die Schlankheit auf $\lambda < 15$ begrenzt.

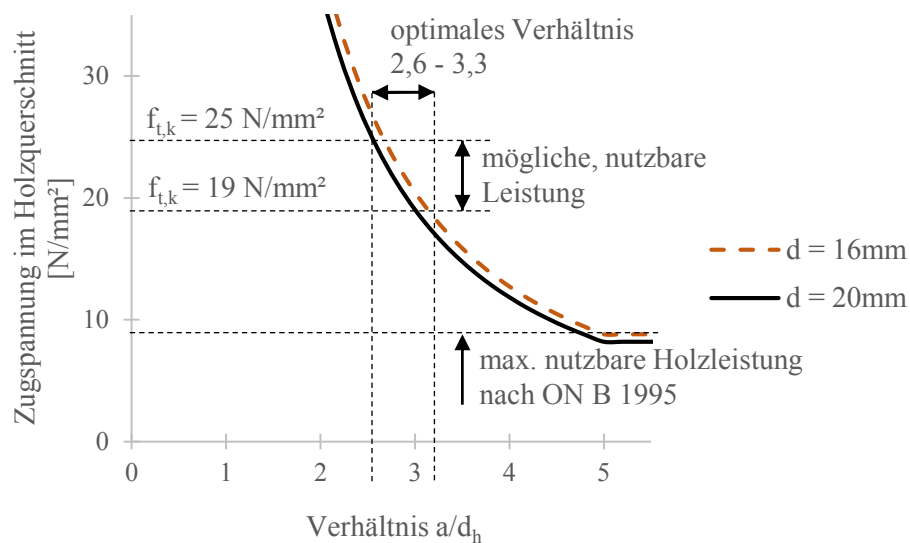


Abbildung 4-36: Leistungssteigerung in Funktion des Verhältnisses: Stababstand / Lochdurchmesser nach [85]

In der bauaufsichtlichen Zulassung [58] des GSA Systems werden Randabstände von bis zu $1,875 d$ zugelassen. Bei Abständen unter $2,5 d$ muss die zulässige Klebespannung allerdings um 15 % reduziert

werden. Diese Abweichung zur DIN EN 1995-1-1/NA [87] darf zudem nur bei Einklebelängen unter 330 mm angewandt werden (siehe Absatz 4-15.1). Auch die „Studiengemeinschaft Holzleimbau e. V.“ hat eine Zulassung [88] für eingeklebte Gewindestangen erwirkt, in der die Mindest- und Randabstände unter die von der Norm vorgeschriebenen Werte reduziert werden dürfen. In dieser Zulassung muss zudem die Klebstofffestigkeit nicht reduziert werden (siehe Absatz 4-15.4).

In Tabelle 4-7 sind einige Randabstände aus verschiedenen Normen und Bemessungsregelungen aus der Zusammenfassung von Tlustochowicz et al. [51] abgebildet. Es ist ersichtlich, dass die Mindestrandabstände stark variieren und die aktuelle Fassung der DIN EN 1995-1-1/NA [87] die höchst möglichen Abstände fordert. Die Definition der Abstände ist in Abbildung 4-33 abgebildet.

Tabelle 4-7: Randabstände verschiedener Normen und Bemessungsregelungen, aus [51]

Stab II zur Faser	DIN EN 1995-1-1 /NA: 2013-08	prEN 1995:2001	DIN 1052:2004-08	STEP1	French Professional Guide
a_2 Stababstand	5 d	4 d	5 d	2 d	3 d
$a_{2,c}$ Randabstand	2,5 d	2,5 d	2,5 d	1,5 d	2,5 d

4-9.6 KLEBSTOFFDICKE

Die Dicke der Klebstoffschicht beträgt meist zwischen 0,5 – 4 mm. Eine dickere Klebstoffschicht könnte durch starkes Schwinden während der Herstellung zu zusätzlichen Spannungen führen. Eine universell perfekte Klebstoffdicke konnte nicht recherchiert werden, da diese von den Eigenschaften jedes einzelnen Klebstoffsystems abhängig ist. Wie in [51] beschrieben wird, führt eine dickere Klebstoffschicht theoretisch zu einer gleichmäßigeren Verteilung der Kräfte und somit auch zu einer höheren übertragbaren Kraft.

In Ling 2014 [89] wurde die Klebstoffdicke eines EPX Klebstoffs, bei Bewehrungsstangen mit einem Nenndurchmesser von 16 mm, zwischen 2, 4 und 6 mm variiert. Dabei wurde eine Steigerung der Bruchlast und der Steifigkeit mit Zunahme der Klebstoffdicke festgestellt. Diese Zunahme wird jedoch auf die vergrößerte Verbundfläche zwischen Klebstoff und Holz mit einer geringeren Klebstoffspannung unter gleichem Lastniveau zurückgeführt. Dadurch entsteht zwar eine Steigerung der Bruchlast, diese steht jedoch in keinem linearen Zusammenhang zur Klebstoffdicke bzw. dem Klebstoffvolumen.

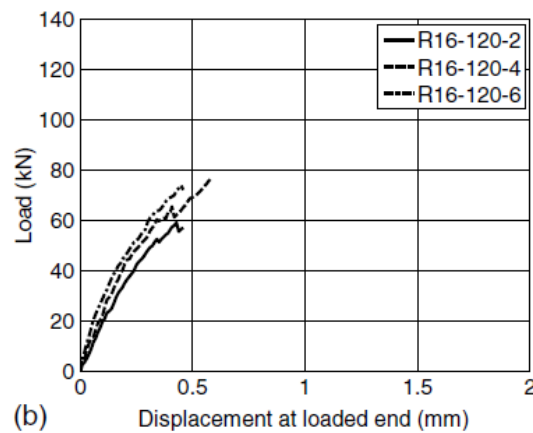


Abbildung 4-37: Spannungs-Dehnungs-Diagramm für verschiedene Klebstofffugendicken [89]

4-9.7 ABGESTUFTE KLEBSTOFFDICKE

In [90] beschreiben Broughton und Hutchinson den Einfluss verschieden dicker Klebstoffschichten von parallel zur Faser in Furnierschichtholz eingeklebten Gewindestangen. Wie in 4-9.6 beschrieben, hat die Dicke des Klebstoffes, wie auch der Schubmodul des Klebstoffes, einen Einfluss auf die Spannungsverteilung der Schubspannungen entlang der Verbundzone Klebstoff-Holz. Die durchgeführten FE-Analysen zeigten eine Reduktion der Schubspannungen bei einer 80 mm langen Verklebung, die durch eine Push-Pull Belastung beansprucht wird, um bis zu ca. 60 %. Dieses Ergebnis wurde zwischen einer 1 mm und einer 6 mm dicken Klebstofffuge erzielt. Eine solch dicke Klebstoffschicht ist allerdings nicht wirtschaftlich. Als Vergleich zu einer konstanten Klebstofffugendicke wurde eine FE-Analyse mit einer abgestuften Klebstoffdicke durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 4-38 für vier verschiedene Abstufungslängen von $t_g = 2$ mm (t_{adh}) auf $t_g = 6$ mm dargestellt. Es ist ersichtlich, dass ab einer Tiefe von 30 mm die Schubspannungen der dünnen Klebefuge jene Werte der kontinuierlichen 6 mm dicken Klebefuge nicht mehr übersteigen und danach deren Verlauf folgt. Bei dieser Betrachtung ist anzumerken, dass durch den erhöhten Durchmesser auch die Mantelfläche in diesem Bereich steigt. So ist es möglich, dass die in diesem Bereich in das Holz eingebrachte Kraft höhere Werte als bei konstanter Klebstofffugendicke aufweist. Ein in diesem Zusammenhang zu berücksichtigender Nachteil stellt die Reduktion des umgebenden Holzvolumens dar. Es müsste überprüft werden, ob die Randabstände des Stabes auch bei solch dicken Klebstofffugenstärken anwendbar sind, oder es zu einem früheren Aufspalten des Holzquerschnittes kommt.

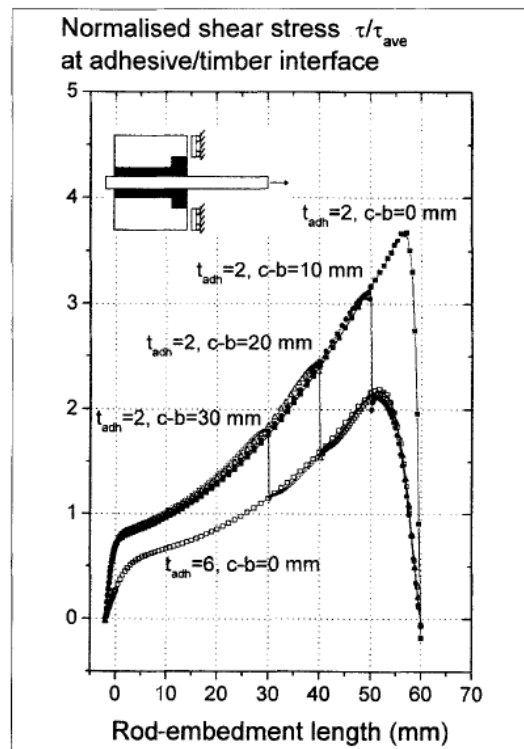


Abbildung 4-38: FE-Analyse über den Einfluss einer abgestuften Einklebelänge, aus [90]

4-9.8 ZWISCHENABSTAND

Bei einem Pull-Pull Prüfkörper hat der Abstand zwischen den Enden der auf beiden Seiten des Probekörpers eingeklebten Gewindestangen, einen Einfluss auf die Spannungsverteilungen und somit auch auf die erreichbaren Bruchlasten. Aicher untersuchte diesen Effekt in [91] an einem Finite Elemente Modell. Er variierte den Zwischenabstand l_m von 0,1 bis 4-mal der Einklebelänge l_a und wertete die Spannungsverteilung entlang der Verklebung sowie in verschiedenen Abständen bis hin zum Ende der Gewindestange im Holzquerschnitt aus. Die ausgewerteten Spannungskurven zeigen, dass der Zwischenabstand einen deutlichen Einfluss auf die axialen Holzspannungen hat. Ab einem Abstand von 2-mal der Einklebelänge ist die Verteilung der axialen Spannungen sehr gleichmäßig. Bei kürzeren Zwischenabständen als der einfachen Einklebelänge ist jedoch eine signifikante Spannungskonzentration in der Probenmitte zu erkennen. Die Verbundspannungsspitzen entlang der Stabachse werden, wie in Abbildung 4-39 erkennbar, ebenfalls durch einen zu geringen Abstand zwischen den Enden der eingeklebten Stangen erhöht. Hier ist der Unterschied jedoch weniger ausgeprägt, sodass Blass und Laskewitz in [86] den Einfluss des Zwischenabstandes, ab einem Abstand der 1,4-fachen Einklebelänge, als vernachlässigbar annehmen.

$$l_m = 1,4 \cdot l_a \quad (4.22)$$

mit:

l_m Abstand zwischen den Stabenden

l_a Einklebelänge

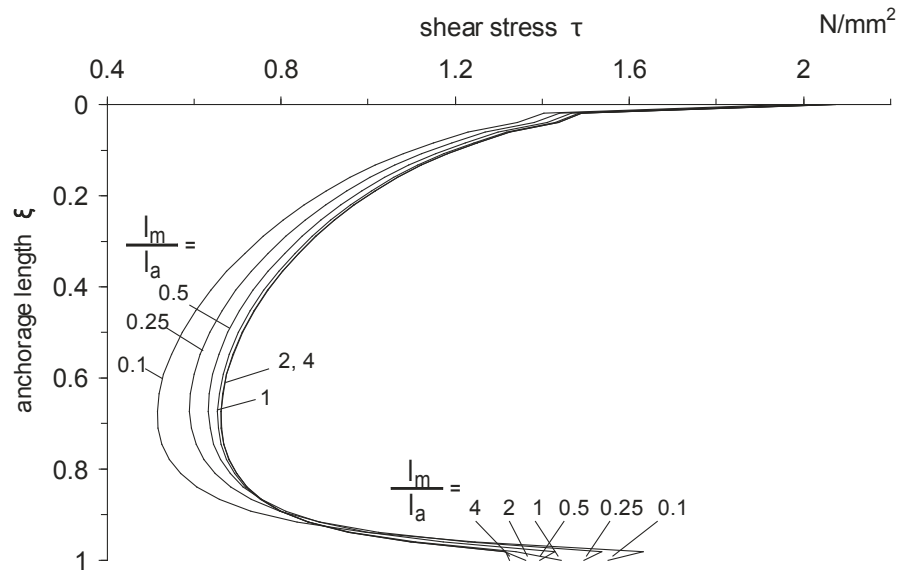


Abbildung 4-39: Einfluss des Zwischenabstandes l_m auf die Verteilung der Schubspannungen, aus [91]

4-10 STEIFIGKEIT

Die Steifigkeit einer Verbindung hat bei statisch überbestimmten Systemen Einfluss auf die Schnittgrößenverteilung. Es kann durch Verformungen zu einer Schnittgrößenumlagerung kommen, sodass der Verschiebemodul K einer Verbindung bei der Modellbildung und Schnittgrößenermittlung berücksichtigt werden muss. Dabei wird in zwei unterschiedliche Verschiebemodule von einzelnen Verbindungsmitteln unterschieden. K_{ser} [kN/mm] stellt den Verschiebemodul im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit und K_u [kN/mm] jenen im Grenzzustand der Tragfähigkeit dar. Für Verbindungen mit mehreren einzelnen Verbindungsmitteln die parallel zueinander wirken, muss zur Ermittlung der Verbindungssteifigkeit aufgrund des vorliegenden parallelen Systems der jeweilige Verschiebemodul K mit der Anzahl an Verbindungsmitteln (unter Berücksichtigung eines etwaigen Systemeffekts) multipliziert werden. [92]

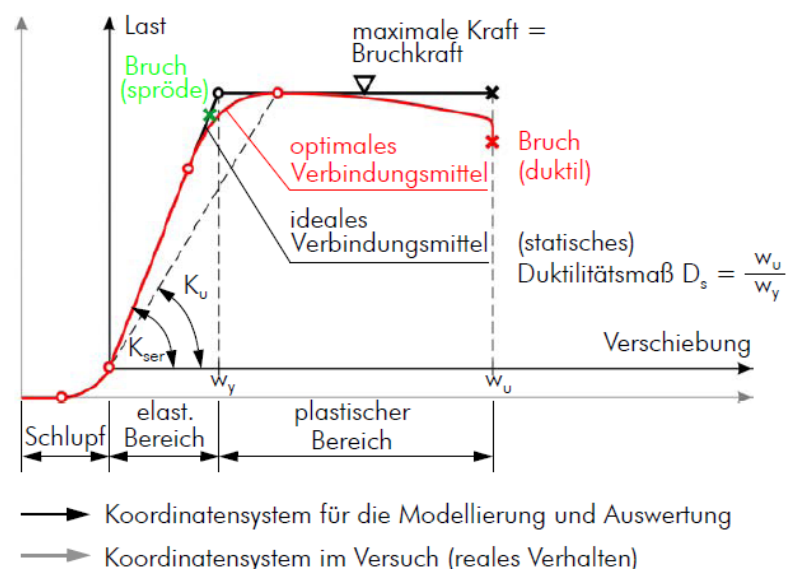


Abbildung 4-40: Last-Verformungs-Diagramm einer duktilen Verbindung mit K_{ser} und K_u aus [92]

Geklebte Verbindungen weisen eine wesentlich höhere Steifigkeit als geschraubte, genagelte oder mit Passbolzen hergestellte Verbindungen auf. In Abbildung 4-41 sind einige typische Last-Verschiebungs-Diagramme von verschiedenen Verbindungsmitteln dargestellt. Wie bereits in Absatz 2-3 erwähnt, spielt die Verbindungssteifigkeit u. a. bei der Schnittgrößen- und Frequenzermittlung von Turmtragwerken für Windenergieanlagen eine wesentliche Rolle.

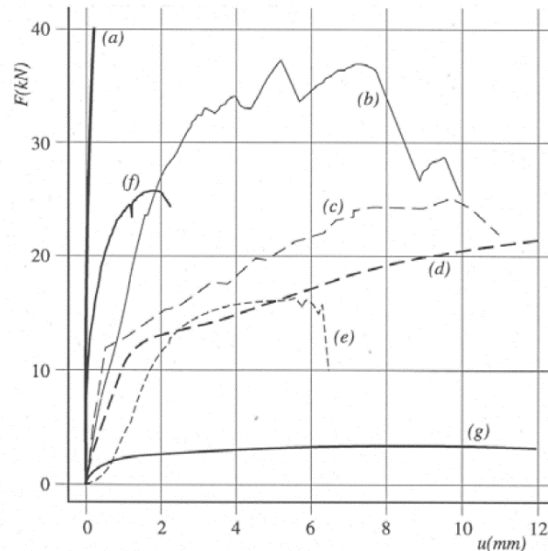


Abbildung 4-41: Last-Verschiebungs-Diagramme für verschiedene Verbindungsarten aus [92];
a) geklebte Verbindung (125 cm²), **b)** Einlassdübel (d = 100 mm),
c) zweiseitiger Einpressdübel (d = 62 mm), **d)** Stabdübel (d = 14 mm) **e)** Bolzen (d = 14 mm),
f) Nagelplatte (100 cm²), **g)** Nagel (d = 4,4 mm)

Verbindungssteifigkeit von eingeklebten Gewindestangen

Die meisten Berichte zu eingeklebten Gewindestangen fokussieren sich auf die Tragfähigkeit und geben keine Werte der Verbindungssteifigkeit K_{ser} an. In aktuellen Zulassungen und Normen, die in Abschnitt 4-14 und 4-15 beschrieben werden, wird die Verbindung vereinfacht als starr angenommen. Eine Studie von Hunger et al. [93] vergleicht die Verbindungssteifigkeit von axial beanspruchten, eingeklebten Gewindestangen in verschiedenen Holzwerkstoffen und Holzarten und zwei Klebstoffsystemen. Da auch hier die Ausziehfestigkeit und vor allem der Vergleich der Holzarten im Vordergrund stehen, sind lediglich Daten für M12 Gewindestangen mit einer Einklebelänge von 90 mm vorhanden. Als 2K-PUR Klebstoff kam CR 421 Purbond mit der Zulassung Z-9.1-707 [94] und als 2K-EPX Klebstoff kam Wevo-Spezialharz EP32 S [95] zum Einsatz. Die Mittelwerte der erzielten Steifigkeiten sind in Tabelle 4-8 zusammengefasst.

Tabelle 4-8: Verbindungssteifigkeiten 90 mm eingeklebter M12 Gewindestangen für Fichte BSH aus [93]

Klebstoff	$K_{ser,mean}$ [kN/mm]	CoV [$K_{ser,mean}$] [%]	ρ [kg/m ³]
PUR [94]	115	15	449
EPX [95]	112	10	459

4-11 GRUPPENEFFEKT

In [85] beschreibt Gehri den Einfluss der Abstände auf die Tragfähigkeit von Einzelstäben. Er folgert, dass unter der Einhaltung der Mindestabstände kein Gruppeneffekt und damit keine Verminderung der Tragfähigkeit zu erwarten ist. Bei geringeren Abständen hat eine Reduktion, wie sie bereits in Abschnitt 4-9.5 durch Gleichung (4.21) beschrieben wurde, zu erfolgen.

Im nationalen Anhang der ÖNORM B 1995-1-1 [76] wird ebenfalls kein Gruppeneffekt erwähnt. Bei einer möglichen ungleichmäßigen Verteilung der Kräfte innerhalb der Verbindungsmittel einer Verbindung hat das Versagen durch ein Stahlversagen und nicht durch ein Klebstoff- oder Holzversagen zu erfolgen. So kann, wie auch in Abschnitt 554-5 erklärt, ein kaskadenartiges Versagen verhindert werden.

4-12 EINFLUSS DER BEANSPRUCHUNGSART

Wie in Abschnitt 4-6 beschrieben, hat die Belastungsart einen wesentlichen Einfluss auf die Tragfähigkeit von parallel zur Faser in Holz eingeklebten Gewindestangen. Push-Pull Beanspruchungen weisen eine einseitige Spannungsspitze am Anfang der Lasteinleitung auf. Durch die Verteilung der Schubspannung mit Spannungsspitzen an Anfang und Ende des Verbundes haben Pull-Pull Beanspruchungen eine höhere Tragfähigkeit. Dies wurde unter anderem in [54] durch Versuche nachgewiesen. Die Differenz der Traglast der beiden Belastungsarten wird, wie in 4-6.2 beschrieben, durch die Länge der Verklebung beeinflusst. So wächst der Unterschied der Tragfähigkeit mit zunehmender Einklebelänge.

4-13 TESTBELASTUNG

Zur Erkennung von herstellungsbedingten Qualitätsschwankungen bzw. Fehlverklebungen scheint neben dem sorgfältigen Arbeiten vor allem eine Testbelastung im Werk eine zielführende Methode zu sein.

Im Zuge des GIROD Projektes [54] wurde eine solche Testbelastung („proof-loading“) untersucht. Es kamen die drei Klebstoffarten EPX, PUR und PRF unter zwei Prüfkfigurationen zum Einsatz. Einerseits wurde der zur Ermittlung der Zugtragfähigkeit zur Anwendung kommende Pull-Pull Versuch und andererseits der für diesen Anwendungsfall zweckmäßigere Push-Pull Versuch durchgeführt. Die Versuchskörper wurden mit einer hydraulischen Presse und einer externen Kraftmessdose belastet. Somit konnte eine handliche und transportable Prüfvorrichtung verwendet werden. Die Gewindestange wurde, um nicht zu weit aus der Probe hervorstehen zu müssen, mit einer Koppelmutter verlängert. Die verwendeten Gewindestangen wiesen einen Nenndurchmesser von 16 mm auf und wurden mit unterschiedlichen Einklebelängen (160 mm, 320 mm) verklebt.

Nach einer ersten Serie wurden Prüfkörper mit 50 %, 65 %, 80 % und 90 % der zuvor ermittelten mittleren statischen Bruchlast innerhalb von 30 Sekunden belastet und wieder entlastet. Um den Einfluss des proof-loading auf die Bruchlast zu ermitteln, wurden alle Proben anschließend bis zum Bruch belastet. Die Ergebnisse der ersten Prüfserie zur Ermittlung der mittleren Ausziehfestigkeit ergaben, dass die Bruchlasten zwischen Pull-Pull und Push-Pull Versuch, je nach Klebstoff und Einklebelänge, sehr unterschiedlich sind. Dieser Effekt wurde bereits in Abschnitt 4-6.2 erläutert. Von den 196 Prüfkörpern, die durch eine Prüflast vorbelastet wurden, versagten 21 bereits vor dem Erreichen der Prüflast und zehn weitere auf Prüflastniveau bei Wiederbelastung. 16 dieser 21 Prüfkörper versagten dabei bei einem der

90 % Versuche und nur ein Prüfkörper versagte unter 65 %. Die Verteilung der Brüche wird unter den drei Klebstoffen als gleichmäßig beschrieben. Die Ergebnisse der Wiederbelastungen ergaben einen unerwarteten 20 %igen Anstieg der Tragfähigkeit der EPX Prüfkörper, die zuvor mit 80 % oder 90 % vorbelastet wurden. Dieser Anstieg konnte nicht erklärt werden. Aus diesem Grund wurden weitere Testreihen durchgeführt, die dieses Ergebnis bestätigten. Es wird spekuliert, dass es unter hohen Vorbelastungen zu einer Umverteilung der Spannungen entlang des Stabes kommt. In Abbildung 4-42 sind diese Ergebnisse zusammen mit den nicht vorbelasteten „destructive“ Testergebnissen dargestellt. Die beiden anderen Klebstoffe, PUR und PRF, zeigten keinen solchen Anstieg der Bruchlast.

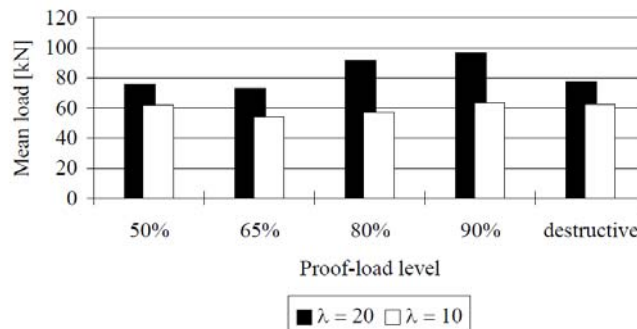


Abbildung 4-42: Mittelwerte der Bruchlasten von testbelasteten Gewindestangen mit EPX Klebstoff und unterschiedlicher Schlankheit $\lambda = l/d$, aus [54]

Für eine Einschätzung der Auswirkungen von Fehlverklebungen auf die Festigkeit und deren Detektion, wurde eine Testserie mit sechs unterschiedlichen, absichtlich eingebauten Fehlern produziert. Diese Versuchskörper wurden anschließend mit 80 % der statischen Bruchlast belastet. Die Ergebnisse und Arten an Fehlverklebungen der proof-loading Versuche sind in Tabelle 4-9 mit den zugehörigen Prozenten der versagten Prüfkörper angegeben. Die Anzahl an Prüfkörpern je Serie betrug sieben Stück. Der Verklebungsfehler aufgrund eines falschen Mischungsverhältnisses wies eine Reduktion des Härterers um 40 % auf. Unter diesem Mischverhältnis härtete der EPX nicht aus und konnte somit nicht geprüft werden. Die Ergebnisse zeigen, dass ein auf -10 °C gefrorener oder öliger Stab keinen großen Einfluss auf die Ausziehfestigkeit hat. Es kam nur in sehr wenigen Fällen zu einem frühzeitigen Versagen. Ein übergroßes Bohrloch hatte einen Abfall der Traglast der PRF Klebstoffproben zur Folge. Wie bereits in Abschnitt 4-9.6 erwähnt, hat eine größere Klebstoffdicke bei EPX und PUR Klebstoffen eine Steigerung der Traglast zur Folge, was sich auch in den hier ermittelten Ergebnissen ohne Brüche bei 80 % proof-loading widerspiegelt. Als kritisch werden hingegen das Fehlen von Klebstoff sowie eine verbrannte Holzoberfläche erkannt. Dieser Einfluss scheint bei kürzeren Verklebungen größer zu sein.

Tabelle 4-9: Anteil an versagten Proben unter 80 % proof-loading, aus [54]

Klebstoff	EPX		PUR	
	160 mm	320 mm	160 mm	320 mm
Verklebungsfehler				
zu wenig Klebstoff	100%	71%	71%	57%
verbrannte Holzoberfläche	57%	14%	71%	57%
falsches Mischverhältnis	100%	100%	100%	100%
gefrorener Stahlstab	28%	0%	0%	14%

übergroßes Bohrloch	0%	0%	0%	0%
öliger Stahlstab	42%	14%	0%	0%

4-14 NORMATIVE REGELN

In diesem Abschnitt werden die normativen Regelungen für die Bemessung von eingeklebten Gewindestangen im deutschsprachigen Raum vorgestellt.

4-14.1 ÖNORM B 1995-1-1 NATIONALE FESTLEGUNGEN UND DIN EN 1995-1-1/NA [66, 76]

Die europäische Norm für die Bemessung von Hochbauten aus Holz, ÖNORM EN 1995-1-1 enthält keine Angaben zu eingeklebten Gewindestangen. Diesbezügliche Regelungen und Bemessungskonzepte sind in den jeweiligen nationalen Festlegungen integriert. In Österreich existiert ein Bemessungskonzept in der ÖNORM B 1995-1-1 [76] im normativen Anhang I „Verbindungen mit eingeklebten Stahlstäben“ und Klebefugenkennwerte im normativen Anhang J „Klebefugen bei Verstärkungen und eingeklebten Stahlstäben“. Deutschland hat ein im Wesentlichen identes Bemessungskonzept in der DIN EN 1995-1-1/NA [87] unter dem Punkt NCI NA.11.2 „Verbindungen mit eingeklebten Stahlstäben“ im Zusammenhang mit Klebefugen Kennwerten aus Tabelle NA.12 verankert. Im Folgenden wird das in der ÖNORM B 1995-1-1 beschriebene Bemessungskonzept dargelegt.

Verbindungen mit eingeklebten Stahlstäben - Beanspruchung in Richtung der Stabachse

Beim Nachweis der Tragfähigkeit eingeklebter Stahlstäbe, die in Richtung der Stabachse beansprucht werden, sind folgende Versagensmechanismen zu berücksichtigen:

- Versagen des Stahlstabes,
- Versagen der Klebefuge bzw. des Holzes entlang der Borlochwandung, sowie
- Versagen des Holzbauteiles.

Falls eine ungleichmäßige Beanspruchung (z. B. bei einer Zugverbindung mit mehreren gleichzeitig wirkenden eingeklebten Stahlstäben) nicht ausgeschlossen werden kann, muss für die Tragfähigkeit der Verbindung die Tragfähigkeit des Stahlstabes und nicht jene Festigkeit des Holzes oder der Klebefuge maßgebend sein.

Der Bemessungswert der axialen Tragfähigkeit von eingeklebten Stahlstäben darf berechnet werden zu:

$$F_{ax,Rd} = \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{f_{y,b}}{\gamma_{M1}} A_{ef} \\ \pi \cdot d \cdot l_{ef} \cdot \frac{f_{k1,k} \cdot k_{mod}}{\gamma_M} \end{array} \right\} \quad (4.23)$$

mit:

$f_{y,b}$	der Nennwert der Streckgrenze nach ÖNORM EN 1993-1-8, in N/mm ²
A_{ef}	der Spannungsquerschnitt des Stahlstabes, in mm ²
l_{ef}	die wirksame Einklebelänge des Stahlstabes, in mm
d	der Nenndurchmesser des Stahlstabes, in mm
$f_{k1,k}$	der charakteristische Wert der Klebefugfestigkeit gemäß Tabelle 4-11, in N/mm ²
γ_{M1}	Teilsicherheitsbeiwert nach ÖNORM EN 1993-1-1 ($\gamma_{M1} = 1,0$)

Die Mindestabstände für axial zur Stabachse beanspruchte eingeklebte Stahlstäbe sind in Tabelle 4-10 und Abbildung 4-43 dargestellt.

Für die Mindesteinklebelänge $l_{ef,min}$, in mm, gilt:

$$l_{ef,min} = \max \begin{cases} 0,5 \cdot d^2 \\ 10 \cdot d \end{cases} \quad (4.24)$$

mit:

d Nenndurchmesser des Stahlstabes, in mm

Tabelle 4-10: Mindestrandabstände für axial beanspruchte eingeklebte Stahlstäbe [76]

Orientierung	Mindestabstände
Parallel zur Faserrichtung eingeklebte Stahlstäbe	$a_2 = 5 d$
	$a_{4,c} = 2,5 d$

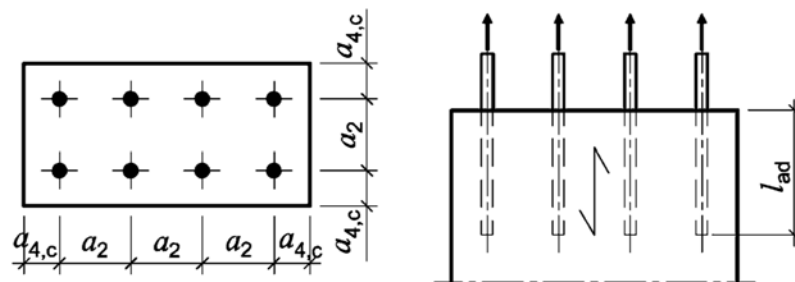


Abbildung 4-43: Definition der Mindestabstände [76]

Für parallel zur Faserrichtung eingeklebte, axial beanspruchte Stahlstäbe ist die Zugspannung im Holz am Ende des Stahlstabes nachzuweisen. Als wirksame Querschnittsfläche des Holzes darf dabei je Stahlstab höchstens eine Fläche von $36 d^2$ angesetzt werden.

Klebefugen bei Verstärkungen und eingeklebten Stahlstäben

Rechenwerte für charakteristische Festigkeitswerte für Klebefugen bei Verstärkungen und eingeklebten Stahlstäben sind in Tabelle 4-11 angegeben. Die Angaben der Tabelle 4-11 dürfen nur angewendet werden, wenn die Eignung des Klebersystems nachgewiesen ist.

Tabelle 4-11: Charakteristische Werte der Klebefugenfestigkeit [76]

Art der Klebefuge	Charakteristischer Wert der Klebefugenfestigkeit, in N/mm ²	Wirksame Einklebelänge l_{ad} des Stahlstabes, in mm		
		≤ 250	$250 \leq l_{ad} \leq 500$	$500 \leq l_{ad} \leq 1000$
Klebefuge zwischen Stahlstab und Bohrlochwandung	$f_{k,1k}$	4,00	$5,25 - 0,005 l_{ad}$	$3,5 - 0,0015 l_{ad}$

4-14.2 SIA 265: 2012 [77]

In der Schweizer Norm SIA 265 ist für parallel zur Faserrichtung eingeklebte Gewindestangen kein Berechnungsansatz vorhanden. In Anhang D wird lediglich die Ermittlung der Einwirkungen auf eingeklebten Gewindestangen als Querszugverstärkung angeführt.

Die Angaben unter „6.10 Verbindungen mit eingeklebten profilierten Stäben“ beschreiben grob die Versagensmechanismen, das Einsatzgebiet, die Prüfbedingungen sowie die zu berücksichtigende Parameter bei der Berechnung.

Die wichtigsten Angaben sind:

Begrenzung auf Feuchteklasse 1 und 2.

Nachweis der Dauerhaftigkeit von Klebstoff und dem Verbund mit Holz und Stab über die Nutzungsdauer, innerhalb der angenommenen Temperatur- und Feuchtebereiche.

Zwängungen und Risse durch Holzfeuchteänderungen sind zu beachten.

Nachweise der möglichen Versagensformen:

- Versagen des profilierten Stabs,
- Versagen des Klebstoffs und seines Verbunds mit dem profilierten Stab und dem Holz,
- Versagen des Holzes entlang der Klebefuge, sowie
- Versagen eines Holzteils im Bereich der Verbindung.

Die Kraftübertragung zwischen Klebstoff und profiliertem Stab hat mechanisch zu erfolgen.

Bei Zugverbindungen mit mehreren gleichzeitig wirkenden Stäben ist eine gleichmäßige Kraftverteilung nur bei ausreichender Duktilität des Einzelstabanschlusses erreichbar. Andernfalls ist von einer ungleichmäßigen Kraftverteilung auszugehen.

Duktilen Verhalten von Verbindungen mit eingeklebten profilierten Stäben wird in der Regel erreicht, wenn das mit größeren Verformungen eintretende Zugversagen des Stabes mit Sicherheit vor den anderen Versagensmöglichkeiten erfolgt.

Der charakteristische Wert der Ausziehkraft in Schaftrichtung ist durch Versuche an repräsentativen Verbindungen (Gruppe von eingeklebten Stäben) zu bestimmen. Dabei sind u. a. folgende Einflussgrößen zu berücksichtigen: Lochdurchmesser, Stabdurchmesser, Einklebelänge, Holzart, Festigkeitsklasse, Rohdichte, Holzfeuchte; Stahlgüte, Profilierung; Eigenschaften des Klebstoffs, Winkel zwischen Stab- und Faserrichtung, Rand- und Zwischenabstände.

Für die Druckkrafteinleitung dürfen die gleichen Werte wie für die Zugkrafteinleitung eingesetzt werden.

4-15 ZULASSUNGEN

Für eine normkonforme Bemessung wird die Erfüllung des Nachweises der Eignung des zum Einsatz kommenden Klebstoffes gefordert. Aus diesem Grund sind Zulassungen von Klebstoffsystemen für eingeklebte Gewindestangen erforderlich. In diesem Abschnitt werden drei Zulassungen von Klebstoffherstellern für Klebstoffsysteme zur Herstellung von in Holz eingeklebten Stahlstäben beschrieben. Eine weitere Zulassung einer Interessensgemeinschaft, zur Erweiterung des in der DIN verankerten Berechnungsansatzes, wird im Anschluss erläutert.

4-15.1 GSA

Die „neue Holzbau AG“ hat am 31.10.2012 die allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-778 [58] für das GSA System unter Verwendung des 2K-EP-Klebstoffes GSA-Harz und GSA-Härter erlangt.

Im Folgenden werden die wichtigsten Punkte der Zulassung für einen Vergleich angeführt.

Die Zulassung behandelt tragende Holzbauteile aus Vollholz, Balkenschichtholz oder Brettschichtholz aus Nadelholz sowie Furnierschichtholz aus Nadelholz mit eingeklebten Stahlstäben. Die metrischen Gewindebolzen können eine Festigkeit von 4.6, 4.8, 5.6, 5.8 oder 8.8 nach DIN 976-1 [96] aufweisen. Der Durchmesser kann von 12 mm bis 20 mm gewählt werden. Der Einsatz in der Nutzungsklasse 1 und 2 bis Temperaturen von 60°C ist möglich. Das System darf nur in vorwiegend ruhend belasteten Bauwerken eingesetzt werden. Die Verbindung kann vereinfacht als starr betrachtet werden. Die Dehnung der Stahlstäbe darf maximal 2,4 ‰ betragen. Der Durchmesser des Bohrloches muss mindestens 2 mm und maximal 4 mm größer als der Nenndurchmesser des Stabes sein. Eine zentrische Lage des Stabes in der Bohrung ist durch konstruktive Maßnahmen, wie Distanzhalter, sicherzustellen. Die statisch wirksame Verklebung ist um $5d$ in das Bohrloch rückversetzt anzuordnen. Der Stahlstab muss in diesem Bereich über $5d$ einen glatten Schaft aufweisen. Der Klebstoff muss beim Einbringen eine Temperatur von $40^{\circ}\text{C} \pm 5^{\circ}\text{C}$ aufweisen. Nach der Verklebung dürfen die Stahlstäbe mindestens 24 Stunden nicht bewegt und frühestens nach 2 Tagen mechanisch beansprucht werden. Die endgültige Klebefugenfestigkeit wird nach 7 Tagen erreicht.

Bemessung

Bei der Bemessung gelten die Regelungen der DIN 1052:2008-12 bzw. die DIN EN 1995-1-1/NA:2010-12 [87] wie in Abschnitt 4-14.1 erläutert. Für Anwendungen, die in der Nutzungsklasse 1 unter Einhaltung einer maximalen Einklebelänge von 500 mm und nur in Brettschichtholz oder Furnierschichtholz ausgeführt werden, ist eine Abweichung von dieser Bemessungsnorm, wie im Folgenden beschrieben, zulässig. Die Werte der Tabelle 4-11 aus Abschnitt 4-14.1 dürfen durch die Werte der Tabelle 4-12 ersetzt werden, wenn die wirksame Klebefuge um $5d$ in der Bohrlochachse rückversetzt ist.

Tabelle 4-12: Charakteristische Werte der Klebefestigkeit lt. Zulassung Z-9.1-778 [58]

Art der Klebefuge	Charakteristischer Wert der Klebefugenfestigkeit, in N/mm^2	
	Wirksame Einklebelänge l_{ad} des Stahlstabes, in mm	
	≤ 250	$250 \leq l_{\text{ad}} \leq 500$

Klebefuge zwischen Stahlstab und Bohrlochwandung	$f_{k,1k}$	6,00	$8,75 - 0,0106 l_{ad}$
---	------------	------	------------------------

Die Mindestabstände von faserparallel eingeklebten und in Stabachse belasteten Stäben dürfen wie folgt reduziert werden. Dabei ist eine maximale Einklebelänge von $l_{ad} = 330$ mm einzuhalten und die Werte der Tabelle 4-12 sind um 15 % zu reduzieren.

$$a_2 = 3,75 d \text{ und } a_{2,c} = 1,875 d \quad \text{mit: } d = \text{Nenn Durchmesser des Stahlstabes}$$

Die rechnerisch maximal ansetzbare Einklebelänge ist nach Gleichung (4.25) zu bestimmen.

$$l_{ad,max} = \min(40 \cdot d; 1000 \text{ mm}) \quad (4.25)$$

mit:

d Nenn Durchmesser des Stahlstabes, in mm

4-15.2 PURBOND

Die „Henkel & Cie. AG“ hat am 02.06.2016 die allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-707 [94] für den 2K-PUR Klebstoff LOCTITE CR 421 PURBOND zum Einkleben von Stahlstäben in Holzbaustoffe erlangt.

Im Folgenden werden die wichtigsten Punkte der Zulassung für einen Vergleich angeführt.

Die Zulassung behandelt tragende Holzbauteile aus Brettschichtholz und Furnierschichtholz aus Nadelholz mit eingeklebten Betonrippenstählen B500B oder Stahlstäben. Die metrischen Gewindebolzen können eine Festigkeit von 4.6, 4.8, 5.6, 5.8 oder 8.8 nach DIN 976-1 [96] aufweisen oder aus nichtrostendem Stahl nach Zulassung Nr. Z-30.3-6 [97] bestehen.

Der Stabdurchmesser kann zwischen 6 mm bis 30 mm gewählt werden. Der Einsatz in der Nutzungsklasse 1 bis Temperaturen von 50°C ist nachgewiesen. Das System darf nur in vorwiegend ruhend belasteten Bauwerken eingesetzt werden. Die Verbindung kann vereinfacht als starr betrachtet werden. Der Durchmesser des Bohrloches muss mindestens 2 mm und maximal 4 mm größer als der Nenn Durchmesser des Stabes sein. Für Betonrippenstähle gelten eigene Bohrlochdurchmesser. Eine zentrische Lage des Stabes in der Bohrung ist durch konstruktive Maßnahmen, wie Distanzhalter, sicherzustellen. Nach der Verklebung dürfen die Stahlstäbe frühestens nach 48 Stunden mit 75 % der Maximallast mechanisch beansprucht werden. Die endgültige Klebefugenfestigkeit wird nach 10 Tagen erreicht. Diese Zeitangaben sind temperaturabhängig und hier für eine Umgebungstemperatur von 20°C angegeben. Die Holzfeuchte darf während der Verklebung 15 % nicht übersteigen.

Die Herstellung der Verklebung hat nach der Verarbeitungsrichtlinie des Herstellers zu erfolgen.

Bemessung

Bei der Bemessung gelten die Regelungen der DIN 1052:2008-12 bzw. die DIN EN 1995-1-1/NA:2010-12 [87], wie in Abschnitt 4-14.1 erläutert. Der Modifikationsbeiwert k_{mod} muss für die Klasse der Lasteinwirkungsdauer „ständig“ um 15 % abgemindert werden.

Die rechnerisch maximal ansetzbare Einklebelänge ist nach Gleichung (4.26) zu bestimmen.

$$l_{ad,max} = \min(40 \cdot d; 1000 \text{ mm}) \quad (4.26)$$

d = Nenndurchmesser des Stahlstabes

4-15.3 WEVO

Die „WEVO-CHEMIE GmbH“ hat am 25.11.2016 die allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-705 [95] für den 2K-EP-Klebstoff WEVO-Spezialharz EP 32S mit WEVO-Härter B 22 TS zum Einkleben von Stahlstäben in Holzbaustoffe erlangt.

Im Folgenden werden die wichtigsten Punkte der Zulassung für einen Vergleich angeführt.

Die Zulassung behandelt tragende Holzbauteile aus Brettschichtholz, Furnierschichtholz aus Nadel- oder Buchenholz, Brettschichtholz aus Buchen-Furnierschichtholz und Brettsperrholz aus Nadelholz mit eingeklebten Betonrippenstählen B500 oder Stahlstäben. Die metrischen Gewindebolzen können eine Festigkeit von 4.6, 4.8, 5.6, 5.8 oder 8.8 nach DIN 976-1 [96] aufweisen oder aus nichtrostendem Stahl nach Zulassung Nr. Z-30.3-6 [97] bestehen.

Der Stabdurchmesser kann von 6 mm bis 30 mm gewählt werden. Der Einsatz in der Nutzungsklasse 1 und 2 bis Temperaturen von 60°C ist möglich. Das System darf nur in vorwiegend ruhend belasteten Bauwerken eingesetzt werden. Eine Ausnahme bilden in Brettschichtholz aus Nadelholz eingeklebte Betonrippenstähle. Die Verbindung kann vereinfacht als starr betrachtet werden. Der Durchmesser des Bohrloches muss mindestens 2 mm und maximal 4 mm größer als der Nenndurchmesser des Stabes sein. Ab einer Schlankheit von $l_{ad}/d > 30$ muss der Durchmesser des Bohrloches mindestens 3 mm und maximal 4 mm größer als der Nenndurchmesser des Stabes sein. Für Betonrippenstähle gelten eigene Bohrlochdurchmesser. Eine zentrische Lage des Stabes in der Bohrung ist durch konstruktive Maßnahmen wie Distanzhalter sicherzustellen. Nach der Verklebung dürfen die Stahlstäbe mindestens 10 Stunden nicht bewegt und frühestens nach 20 Stunden mechanisch beansprucht werden. Die endgültige Klebefugenfestigkeit wird nach 10 Tagen erreicht. Diese Zeitangaben sind temperaturabhängig und hier für eine Umgebungstemperatur von 20°C angegeben.

Die rechnerisch maximal ansetzbare Einklebelänge ist nach Gleichung (4.27) zu bestimmen.

$$l_{ad,max} = \min(40 \cdot d; 1000 \text{ mm}) \quad (4.27)$$

d = Nenndurchmesser des Stahlstabes

Bemessung

Bei der Bemessung gelten die Regelungen der DIN 1052:2008-12 bzw. die DIN EN 1995-1-1/NA:2010-12 [87] wie in Abschnitt 4-14.1 erläutert. Für Anwendungen in der Nutzungsklasse 1 ist eine Abweichung von dieser Bemessungsnorm wie im Folgenden beschrieben zulässig. Die Werte der Tabelle 4-11 aus Abschnitt 4-14.1 dürfen durch die Werte der Tabelle 4-13 ersetzt werden.

Tabelle 4-13: Charakteristische Werte der Klebefestigkeit lt. Zulassung Z-9.1-705 [95]

Art der Klebefuge	Charakteristischer Wert der Klebefugenfestigkeit, in N/mm ²			
	Wirksame Einklebelänge l_{ad} des Stahlstabes, in mm			
	≤ 250	$250 \leq l_{ad} \leq 500$	$500 \leq l_{ad} \leq 1000$	
Klebefuge zwischen Stahlstab und Bohrlochwandung	$f_{k,1k}$	5,00	$7,05 - 0,0083 l_{ad}$	$3,675 - 0,0015 l_{ad}$

Die Herstellung der Verklebung hat nach der Verarbeitungsrichtlinie des Herstellers zu erfolgen.

Ermüdungsbeanspruchung

Die Bestimmungen zur Ermüdungsbeanspruchung sind, wie bereits erwähnt, für in Brettschichtholz aus Nadelholz eingeklebte Betonrippenstäbe gültig. Der Winkel zwischen Stabachse und Holzfaser ist auf $0^\circ \leq \alpha \leq 45^\circ$ beschränkt und die maximale Schwingspielzahl darf $N = 10^7$ nicht überschreiten. Die Berechnung hat nach DIN EN 1995-2 [22] mit DIN EN 1995-2/NA [98] zu erfolgen. Der k_{fat} -Wert kann allerdings nach Gleichung (4.28) erfolgen.

$$k_{fat}(\lg N, R) = R^2 \cdot 0,02064 \lg N + R \cdot 0,05425 \lg N - 0,08029 \lg N + 1 \quad (4.28)$$

mit:

- N Schwingspielzahl $N = \beta \cdot N_{obs} \cdot t_L$ ($N \leq 10^7$)
- β Beiwert zur Berücksichtigung der Auswirkungen eines Schadens des betrachteten Tragwerkselements
- N_{obs} Anzahl der jährlichen Spannungsspiele mit konstanter Amplitude
- t_L Bemessungsbeiwert der Lebensdauer des Tragwerks in Jahren
- R Spannungsverhältnis nach DIN EN 1995-2:2010-12 [22], Gleichung (A6)

Für Anwendungen in der Nutzungsklasse 2 muss der Beiwert k_{fat} um 20 % abgemindert werden. So ergeben sich für die Nutzungsklasse 1 die k_{fat} -Werte nach Tabelle 4-14

Tabelle 4-14: k_{fat} Werte für Betonrippenstäbe nach Zulassung Z-9.1-705 [95]

	k_{fat} nach Gleichung (4.28) mit $N = 10^7$
R = 0 (Schwellbeanspruchung)	0,43
R = -1 (Wechselbeanspruchung)	0,20

Brettsperrholz

In der Zulassung sind zudem Werte zu Winkel und Randabstände sowie maximale Einklebelängen für in Brettsperrholz eingeklebte Stahlstäbe angegeben.

4-15.4 STUDIENGEMEINSCHAFT HOLZLEIMBAU E.V.

Die „Studiengemeinschaft Holzleimbau e. V.“ hat am 16.06.2016 die allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-791 [88] für Verbindungen mit faserparallel in Brettschichtholz eingeklebten Gewindestangen für den Holzbau erlangt.

Im Folgenden werden die wichtigsten Punkte der Zulassung für einen Vergleich angeführt.

Die Zulassung behandelt tragende Holzbauteile aus Brettschichtholz mit eingeklebten Gewindestangen nach DIN 1052-10 Abschnitt 4.3 und metrische Gewindebolzen aus nichtrostendem Stahl nach Zulassung Nr. Z-30.3-6 [97].

Der Durchmesser kann von 12 mm bis 24 mm gewählt werden. Das System darf nur in vorwiegend ruhend belasteten Bauwerken der Nutzungsklasse 1 und 2 eingesetzt werden. Für die Verklebung dürfen nur Klebstoffe zum Einsatz kommen, die für in Brettschichtholz eingeklebte Gewindestangen eine allgemeine bauaufsichtliche Zulassung besitzen.

Bemessung

Bei der Bemessung gelten die Regelungen der DIN 1052:2008-12 bzw. die DIN EN 1995-1-1/NA:2010-12 [87] wie in Abschnitt 4-14.1 erläutert. Zusätzlich gelten die Bestimmungen der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung des Klebstoffs, soweit in der hier beschriebenen Zulassung nichts anderes festgelegt ist.

Für den Fall einer axialen Druckbelastung ist in dieser Zulassung eine Bemessungsgleichung angeführt, die einerseits durch den maximalen Auszieh Widerstand und andererseits durch ein Stabknicken der Gewindestange begrenzt wird.

Die Mindestabstände von faserparallel eingeklebten und in Stabachse belasteten Stäben dürfen wie folgt reduziert werden.

$$a_2 = 3,5 d \text{ und } a_{2,c} = 1,75 d \quad \text{mit: } d = \text{Nenn Durchmesser des Stahlstabes in mm}$$

4-16 BEMESSUNGSVORSCHLÄGE

Einen guten Überblick über Bemessungsansätze aus verschiedenen Forschungsberichten und Normen können den Zusammenfassungen von Pörtner 2006 [49], Tlustochowicz et al. 2011 [51] und Stepinac et al. [99] entnommen werden. Im Folgenden werden ausgewählte Gleichungen vorgestellt und die verwendeten Parameter diskutiert.

Folgende Indizes werden verwendet und vorab geklärt:

$l; l_a; l_g$	Einklebelänge
$d; d_{st}; d_a$	Durchmesser des Stabes
d_h	Durchmesser des Bohrloches
ρ	Rohdichte des Holzes

4-16.1 RIBERHOLT [99]

Riberholt beschreibt in [100] den Auszieh Widerstand einer einzeln eingeklebten Gewindestange unter axialer Belastung nach Gleichung (4.29) und (4.30). Die Mindesteinklebelänge wird mit $l_g \geq d^2$ angegeben. Der Auszieh Widerstand ist in Abhängigkeit der Rohdichte und in Bezugnahme auf den Bohrlochdurchmesser d_h sowie der Einklebelänge l_g beschrieben. Für längere Verklebungen als 200 mm ist außerdem die Beziehung zur Einklebelänge nicht mehr linear.

$$F_{ax,k} = f_{ws,k} \cdot \rho \cdot d_h \cdot \sqrt{l_g} \quad \text{für } l_g \geq 200 \text{ mm (4.29)}$$

$$F_{ax,k} = f_{wl,k} \cdot \rho \cdot d_h \cdot l_g \quad \text{für } l_g < 200 \text{ mm (4.30)}$$

für EPX mit:

$$f_{ws,k} = 520 \text{ N/mm}^{1.5}$$

$$f_{wl,k} = 36,8 \text{ N/mm}^2$$

für PUR mit:

$$f_{ws,k} = 784 \text{ N/mm}^{1.5}$$

$$f_{wl,k} = 55,4 \text{ N/mm}^2$$

4-16.2 KANGAS [100]

Kangas untersuchte, wie in [49] beschrieben, das Tragverhalten von unter einem Winkel $> 15^\circ$ zur Faser eingeklebten Betonrippenstählen zur Herstellung von biegesteifen Trägerverbindungen (V-Joints). Die Ergebnisse der Versuchsserien wiesen keine signifikanten Unterschiede bei variierenden Winkeln zur Faserrichtung und zwischen den Epoxidharzklebstoffen auf. Auch der Unterschied zwischen Zug- und Druckbelastung wurde vom Autor als gering eingestuft, dies führte zu einem allgemeinen Berechnungsansatz nach (4.31). Auffallend ist, dass ein linearer Einfluss der Rohdichte zur Ermittlung der Schubfestigkeit angesetzt wird. Auch die Abminderung unter Bezugnahme auf die Schlankheit (l_{ef} / d) ist hervorzuheben.

$$F_{u,k} = \pi \cdot d_h \cdot l_{g,ef} \cdot f_{v,k} \quad (4.31)$$

$$f_{v,k} = 6,5 \cdot \left(1 - l_{ef} / (100 \cdot d)\right) \cdot \rho_k / 440 \quad (4.32)$$

mit:

$$d_h \leq 1,25 d_{st}$$

$$l_{g,ef} = l_g - 1,5 d_{st}$$

4-16.3 MÖHLER K, HEMMER K [101] UND AICHER S, HERR J [102]

In [51] werden die Ergebnisse aus frühen Forschungsberichten aus Deutschland beschrieben. Die aufgestellte Gleichung (4.33) beschreibt einen linearen Einfluss der Einklebelänge, jedoch wird letztere mit $20 d$ begrenzt. Eine lineare Abminderung der Schubfestigkeit wurde bei größeren Stabdurchmessern ab einem Durchmesser $d_a > 24 \text{ mm}$ integriert.

$$F_{ax,mean} = \pi \cdot d_a \cdot l_a \cdot f_{v,mean} \quad \text{für } l_a \leq 20 d \quad (4.33)$$

mit:

$$f_{v,mean} = 5 \text{ N/mm}^2 \quad \text{für } d_a \leq 24 \text{ mm}$$

$$f_{v,mean} = 5 - 0,2668(d_a - 24) \text{ N/mm}^2 \quad \text{für } 24 \text{ mm} < d_a \leq 30 \text{ mm}$$

4-16.4 EHLBECK ET AL. [103]

In [49] beschreibt Pörtner die Untersuchungen von Ehlbeck et al. [101] an eingedrehten und eingeklebten Gewindestangen parallel und senkrecht zur Faser. Ziel war es die Verbundspannungen entlang der Stäbe zu untersuchen. Es wurden auch Untersuchungen zum Langzeitverhalten unter wechselnden Klimabedingungen durchgeführt. Die nachstehende Gleichung (4.34) wurde für verschiedene Klebstoffe und Winkel bestimmt. Der Einfluss der Rohdichte wird in Bezug auf die Referenz von 380 kg/m^3 mit dem

Exponenten c berücksichtigt. Diese Variable wurde für drei Klebstofftypen und unterschiedliche Einklebewinkel bestimmt und reicht von 0,55 für EPX parallel zur Faser bis 1,0 für PUR. Die Ergebnisse der Klimauntersuchungen fließen in die Formel durch $\tau_{\Delta u}$ ein. Die Untersuchungen zum Langzeitverhalten unter Dauerbelastung und wechselnden Klimabedingungen, zeigten bei einer Kleinserie von 10 Proben im Vergleich zur Kurzzeitfestigkeit keinen Einfluss infolge des Klimas. Die von Gerold 1992 [102] veröffentlichten Werte sind in Tabelle 4-15 auszugsweise für metrische Gewindestangen, die parallel zur Faser eingeklebt sind, angegeben.

$$F_{ax,mean} = \pi \cdot d_a \cdot l_a \cdot \left(\frac{\rho}{380} \right)^c f_{v,mean,b} (1 - k_s \cdot \lambda_a) \quad \text{für } l_a \leq 40d \quad (4.34)$$

mit:

$$\lambda_a = l_a / d_a \quad \text{Schlankheit}$$

Tabelle 4-15: Exemplarische Werte der Parameter in Gleichung (4.34) aus [49]

Klebstoff	c	$f_{v,mean,b}$	k_s	$\tau_{\Delta u}$	
				$\Delta u = 12\%$	$\Delta u = 4\%$
	[-]	[N/mm ²]	[-]	[N/mm ²]	[N/mm ²]
EPX	0,55	12,6	0,042	1,6	0,8
PUR	1,0	7,5	0,019	1,9	1,2

4-16.5 AICHER ET AL. [106]

In [49] wird ein Bemessungsansatz beschrieben, der von Aicher et al. nach einer Versuchsreihe mit 360 Probekörpern unter Variation der Gewindestabdurchmesser zwischen 8-20 mm und der Schlankheit ($5 \leq \lambda \leq 40$), empirisch ermittelt wurde. Die Schubfestigkeit der Klebefuge wird in einem nichtlinearen Zusammenhang mit dem Durchmesser und der Einklebelänge beschrieben. Auffällig ist, dass der Einfluss der Einklebelänge bei EPX Klebstoffen dominiert, hingegen bei PUR Klebstoffen eine ausgeglichene Abhängigkeit zwischen Durchmesser und Einklebelänge beschrieben wird.

$$F_{ax,k} = \pi \cdot d_{st} \cdot l_g \cdot f_{v,k} \quad (4.35)$$

für EPX: $f_{v,k} = 60 \cdot d_{st}^{-0,03} \cdot l_g^{-0,46} \quad (4.36)$

für PUR: $f_{v,k} = 12 \cdot d_{st}^{-0,13} \cdot l_g^{-0,12} \quad (4.37)$

4-16.6 FRANZÖSISCHE REGELUNG [102] NACH RIBERHOLT'S FORMEL [99]

Faye et al. [103] beschreibt französische Bemessungsgleichungen für eingeklebte Gewindestangen. Im Jahr 1999 existierte die Gleichung (4.38) in Anlehnung an Riberholt [100]. Später wurde die Gleichung für

„Epoxy Mastifix“ nach (4.39) angepasst. Da die Gleichungen an Riberholt [100] anlehnen, kommen auch der Bohrlochdurchmesser sowie ein nicht linearer Einfluss der Einklebelänge zur Anwendung. Auffällig ist die große Mindesteinklebelänge von $17,5 d$.

$$F_{ax,k} = 85 \cdot f_{v,k} \cdot d_h \cdot \sqrt{l_a - 1,5d} \quad \text{für } l_a \geq 17,5 d \quad (4.38)$$

$$F_{ax,k} = 104 \cdot f_{v,k} \cdot d_h \cdot (l_a - 1,5d)^{0,45} \quad \text{für } l_a \geq 17,5 d \quad (4.39)$$

$$f_{v,k} = 2,7 N/mm^2 \quad (4.40)$$

4-16.7 GIROD PROJEKT [103]

Der zu Beginn des GIROD Projektes 1999 in [104] vorgestellte Bemessungsvorschlag wurde für EPX und spröde PUR Klebstoffe sowie ein weiterer für PRF Klebstoffe aufgestellt. Die Ausziehfestigkeit wird in Abhängigkeit des Bohrlochdurchmessers und der Schubfestigkeit ermittelt. Diese wiederum wird durch die drei Einflussfaktoren Bohrlochdurchmesser, Schlankheit und Rohdichte mit klebstoffabhängigen Exponenten bestimmt. Die Variation der Rohdichte innerhalb gleicher Testserien zwischen 410 kg/m^3 und 550 kg/m^3 führte zur Berücksichtigung in den Gleichungen mit einer Referenzrohichte von 480 kg/m^3 .

$$F_{ax,mean} = \pi \cdot d_h \cdot l_a \cdot f_{v,mean} \quad (4.41)$$

$$f_{v,mean} = \min \begin{cases} 8,0 N/mm^2 \\ 129 \cdot d_h^{-0,52} \lambda^{-0,62} (\rho/480)^{0,45} \end{cases} \quad \text{EPX und PUR (4.42)}$$

$$f_{v,mean} = \min \begin{cases} 6,3 N/mm^2 \\ 10,3 \cdot d_h^{-0,17} \lambda^{-0,08} (\rho/480)^{0,45} \end{cases} \quad \text{PRF (4.43)}$$

mit:

$$\lambda = l_a/d_h \quad \text{Schlankheit}$$

Gustafsson et al. [105] veröffentlichten für in Holz eingeklebte Stäbe verschiedene Bemessungsgleichungen für unterschiedliche Belastungen in Stabachse. Die im Zuge des GIROD Projekt durchgeführten theoretischen und experimentellen Untersuchungen führten zu den, auf der Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes mit linearem Verbundansatz beruhenden, Gleichungen (4.44) und (4.45). Die in Versuchen ermittelten Parameter der Klebstoffe sind Tabelle 4-16 abgebildet. Pörtner [49] nimmt in seiner Arbeit über eingeklebte CFK- und GFK- Stäbe den Berechnungsansatz nach (4.44) auf. Durch eine Anpassung der Eingangsparameter konnten die Bruchlasten mit dem aufgestellten, ebenfalls auf dem linear-elastischen Verbundansatz beruhenden, Rechenmodell abgeschätzt werden.

$$P_u = \pi \cdot d \cdot l \cdot \tau_f \cdot \frac{\tanh \omega}{\omega} \quad \text{pull-compression (4.44)}$$

$$P_u = \pi \cdot d \cdot l \cdot \tau_f \cdot \frac{(1+k) \cdot \sinh \omega}{\omega \cdot (k + \cosh \omega)} \quad \text{pull-pull (4.45)}$$

mit:

$$\omega = \sqrt{\frac{l_{\text{geo}}}{l_m}} \quad l_{\text{geo}} = \frac{\pi d l^2}{2} \left(\frac{1}{A_r} + \frac{E_r/E_w}{A_w} \right)$$

$$l_m = \frac{E_r G_f}{\tau_f^2} \quad k = \frac{E_r A_r}{E_w A_w}$$

Tabelle 4-16: Parameter der Klebefuge aus pull-compression Versuchen mit M16 Gewindestangen aus [49]

Klebstoff	τ_f [N/mm ²]	l_m [mm]	G_f [Nmm/mm ²]
Epoxidharz	10,5	3600	1,9
Polyurethan	9,7	11000	4,2
Phenolresorcinharz	8,9	3960	1,8

4-16.8 EC 1995-2 2003 ANHANG C VORSCHLAG [79]

Im letzten Vorschlag für die Neuauflage der EN 1995-2 Brückenbau wurde im Anhang C ein Vorschlag zur Bemessung von axial belasteten und parallel zur Faser in Holz eingeklebten Stahlstäben bereit. In einer Besprechung über diesen Anhang im Zuge des 2003 Delft Meeting des CEN/TC 250/SC 5 wurde allerdings nach langer Diskussion der auf push-pull Versuchen beruhende und für pull-pull Einsätze als konservativ einzustufende Anhang C aus dem Eurocode 5-2 ersatzlos gestrichen. Die Gleichung ist in an Gustaffson et al. siehe 4-16.7 angelehnt.

$$F_{\text{ax,k}} = \pi \cdot d_{\text{equ}} \cdot l_a \cdot f_{\text{ax,k}} \cdot \frac{\tanh \omega}{\omega} \quad \text{für } l_a \geq 10 d \geq 0,5 d^2 \quad (4.46)$$

mit:

$$f_{\text{ax,k}} = 5,5 \text{ N/mm}^2$$

$$\omega = \frac{0,016 l_a}{\sqrt{d_{\text{equ}}}}$$

d_{equ} äquivalenter Stabdurchmesser, min (1,15 d ; d_h)

4-16.9 STEIGER ET AL. [83]

Steiger et al. [83] untersuchte die Ausziehfestigkeit des GSA Systems mit den Durchmessern M12, M16 und M20 mit zwei unterschiedlichen Rohdichten. Durch eine Variation der Schlankheit zwischen $7,5 \leq \lambda \leq 15$ wurde die folgende Bemessungsformel für das GSA System, das eine um $5 d$ vertiefte Einbindetiefe aufweist, aus den pull-pull Versuchsergebnissen ermittelt. Der Einfluss der Rohdichte wird hier in Bezug zur Referenzrohddichte von 480 kg/m^3 mit dem Exponenten 0,6 berücksichtigt. Auffällig ist, dass einerseits auf den Bohrlochdurchmesser Bezug genommen wird und andererseits die nichtlineare Anpassung der Schubfestigkeit mit der Schlankheit der Einklebelänge zu Bohrlochdurchmesser angegeben ist.

$$F_{\text{ax,mean}} = \pi \cdot d_{\text{h}} \cdot l \cdot f_{\text{v},0,\text{mean}} \quad \text{für } 7,5 \geq \lambda \geq 15 \quad (4.47)$$

$$f_{\text{v},0,\text{mean}} = 7,8 \left(\frac{\lambda}{10} \right)^{-1/3} \left(\frac{\rho}{480} \right)^{0,6} \quad (4.48)$$

mit:

$\lambda = l / d_{\text{h}}$ Schlankheit

4-16.10 DISKUSSION DER BEMESSUNGSGLEICHUNGEN

Die beschriebenen Bemessungsgleichungen zeigen die verschiedenen Ansätze, die in den letzten 30 Jahren durch theoretische Überlegungen, aber vor allem durch zahlreiche Auswertungen von Versuchen empirisch ermittelt wurden. Wie in [99] beschrieben, kann die von den geometrischen und mechanischen Parametern der Fügeiteile abhängige Ausziehfestigkeit allgemein zur Gleichung (4.49) zusammengefasst werden.

$$F_{ax,k} = \pi \cdot d \cdot l \cdot f_{v,0,k} \quad (4.49)$$

Die Beschreibung der einzelnen Grundparameter dieser Gleichung können durch verschiedene Randbedingungen und Einflussgrößen bzw. Funktionen beschrieben werden. Welche dieser Beschreibungen am geeignetsten ist, wird in der Literatur kontrovers diskutiert. Dies wird auch durch die Vielzahl an Ansätzen sichtbar. Die Geometrie der Bruchfläche wird dabei entweder durch den Stabdurchmesser d oder Bohrl Lochdurchmesser d_h beschrieben. Da der Bruch nicht in der Klebefuge sondern im Holz stattfinden sollte, stellt der Bohrl Lochdurchmesser, wie in Abschnitt 4-9.2 beschrieben, den geometrisch passenderen Parameter dar.

Die Einklebelänge l , l_a oder l_g findet in allen Bemessungsansätzen Anwendung und wird nur in manchen Fällen durch eine effektive Länge l_{ef} ersetzt oder um einen geringen Wert abgemindert. Alle durchgeführten Versuche zeigten eine Reduktion der mittleren Schubspannung mit zunehmender Einklebelänge. Wie in Abschnitt 4-4.4 beschrieben, ist dieser Effekt auf die ungleichmäßige Spannungsverteilung entlang des Stabes, mit Spitzenspannungen an Anfang und Ende, zurückzuführen. Diesem Effekt wird in den einzelnen Berechnungsansätzen unterschiedlich Rechnung getragen. Gleichungen nach Riberholt [100] weisen bei der Berücksichtigung der Einklebelänge einen Exponenten zwischen 0,42 und 0,5 in der Grundgleichung der Ausziehfestigkeit auf. In den meisten anderen Berechnungsansätzen erfolgt diese Anpassung in der Ermittlung der Schubfestigkeit. Die geometrischen Parameter Bohrl Lochdurchmesser, Einklebelänge oder das Verhältnis der beiden, auch als Schlankheit λ bezeichnet, werden durch negative Exponenten zwischen -0,08 und -0,62, zur Berücksichtigung der Abnahme der mittleren Schubfestigkeit, bei längeren Verklebungen eingesetzt. Auch in der Definition der Schlankheit λ ($\lambda = l / d$) wird entweder der Stabdurchmesser d oder häufig auch der Bohrl Lochdurchmesser d_h verwendet. In [83] wird die Schlankheit als bester geometrischer Faktor zur Beschreibung der veränderlichen Schubspannungen beschrieben.

Der Einfluss der Rohdichte wird, wenn dieser Parameter untersucht wurde, in den Gleichungen zur Ermittlung der Schubfestigkeit berücksichtigt. Meist wird die Schubfestigkeit über eine Referenzroh dichte mit einem Exponenten zwischen 0,45 und 0,60 angeglichen. In Abschnitt 4-8.3 wird der Einfluss der Rohdichte näher erläutert.

Bei einem Vergleich der Bemessungsgleichungen fallen die unterschiedlichen Einschränkungen oder Unterteilungen der Einklebelänge in Bereiche bzw. Mindest- und Maximaleinklebelänge auf. Dies ist durch die unterschiedlichen Randbedingungen der Prüfserien begründet und macht manchen Vergleich schwierig. Auch die stets getrennte Ermittlung der Parameter für Epoxid- und PUR-Klebstoffe ist auffällig. In den meisten Berichten wird dadurch das unterschiedliche Verbundverhalten und vor allem der unterschiedliche Schubmodul angeglichen.

Die Vielzahl an soeben beschriebenen Bemessungsgleichungen gab Anlass für eine in [99] beschriebene Studie über die Einsatzhäufigkeit und das Vertrauen in dieses Verbindungsmittel. Ausgesuchte Fragen zum Thema wurden von 56 Personen aus 15 europäischen Ländern beantwortet. Dabei kam fast ein Drittel der Befragten aus einem universitären Umfeld. Etwa 60 % gaben an, kein hohes Vertrauen in die Bemessung von eingeklebten Gewindestangen zu haben. 89 % der Befragten beantworteten die Frage nach der normativen Regelung mit als nicht zufriedenstellend. In Abbildung 4-44 sind auszugsweise Ergebnisse

dieser Befragung abgebildet. Es wird darauf hingewiesen, dass die in der Abbildung links dargestellten Antworten durch die geringe Anzahl an Teilnehmern aus verschiedenen Länder möglicherweise einige Bemessungsmodelle bevorzugen. Die Antworten auf die Frage nach Eigenschaften, die im Fokus künftiger Forschungsvorhaben stehen soll, zeigen, dass Steifigkeit, Randabstände, Verbindungsgruppen, Klebstoffeigenschaften, Belastungsdauer und die Produktionskontrolle von großem Interesse sind.

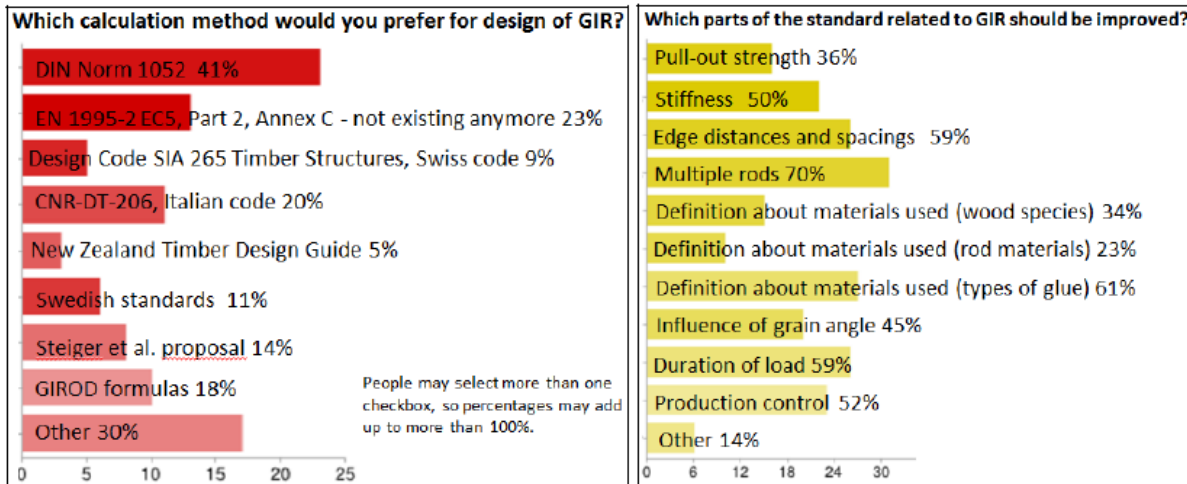


Abbildung 4-44: Ergebnisse einer Befragung zum Thema in Holz eingeklebte Gewindestangen, aus [99]

4-17 VERGLEICH ZWISCHEN NORMEN UND BERECHNUNGSANSÄTZEN

Einige der zuvor beschriebenen Berechnungsansätze sowie Normen und Zulassungen, sollen in diesem Punkt durch Beispiele miteinander verglichen werden.

4-17.1 VERGLEICHBSBEISPIELE

Wie bereits in [106] gezeigt, können die vorhandenen Bemessungsansätze durch Vergleiche der Auszugsfestigkeit in Abhängigkeit von einzelnen Parametern miteinander verglichen werden. Da einige Ansätze aufgrund geometrischer Randbedingungen oder Materialeigenschaften eingeschränkt sind, stellt sich ein direkter Vergleich oft als schwierig dar. Zusätzlich liefern manche Bemessungsansätze Mittelwerte der Festigkeiten, deren Vergleich mit charakteristischen Werten aus Normen bzw. Zulassungen die tatsächlichen Unterschiede verbirgt. Um vergleichbare Werte zu bekommen, werden hier konkrete Beispiele mit nur einer Variablen beschrieben und charakteristische- und Mittelwerte deutlich getrennt. In Abbildung 4-45 ist ein direkter Vergleich von M20 Gewindestangen, die über eine Verklebungslänge von 200 mm mit EPX Klebstoff verklebt sind, dargestellt. Charakteristische Werte sind schwarz, Mittelwerte grau abgebildet. Es ist gut erkennbar, dass der Bemessungswert der meisten Normen deutlich unter dem von aktuellen Zulassungen und Berechnungsansätzen zu liegen kommt.

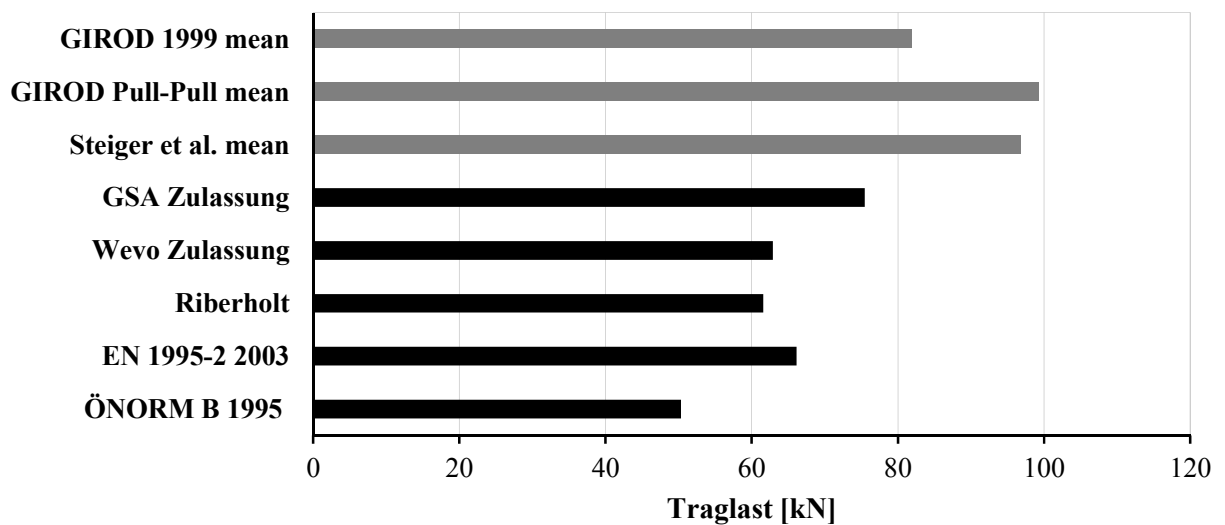


Abbildung 4-45: Vergleich der Traglast verschiedener Berechnungsmodelle aus Normen und Forschungsberichten, nach [106] (EPX, $l_g = 200 \text{ mm}$, $\rho_k = 370 \text{ kg/m}^3$, $d = 20 \text{ mm}$, $e = 2 \text{ mm}$)

Ein weiterer Vergleich der in Abschnitt 4-16 vorgestellten Bemessungsansätze ist anhand verschiedener Stabdurchmesser in Abbildung 4-46 dargestellt. Dieser ist bei konstanter Schlankheit der Verklebung von $\lambda = 15 d_h$ mit einem EPX Klebstoff und einer Klebstofffugendicke von 2 mm durchgeführt. Die durchgezogenen Kurven stellen dabei charakteristische Werte dar. Für einen direkten Vergleich des Wirkungsgrades ist auch die charakteristische Zugtragfähigkeit des Nettoquerschnittes eines mit dem Randabstand $2,5 d$ gewählten BSH Fichte GL24h Trägers abgebildet. Bemessungsansätze, die auf Mittelwerten beruhen, sind strichliert eingetragen. Es ist ersichtlich, dass kleinere Durchmesser einen besseren Wirkungsgrad bei gleicher Schlankheit ermöglichen. Auch die geringe Steigerung der Traglast durch einen größeren Durchmesser des Push-Pull Modells ist gut erkennbar. Dies ist auf den großen Einfluss der Einklebelänge bei dieser Belastungsart zurückzuführen (bei größerem Durchmesser und gleichbleibender Schlankheit wird diese gesteigert).

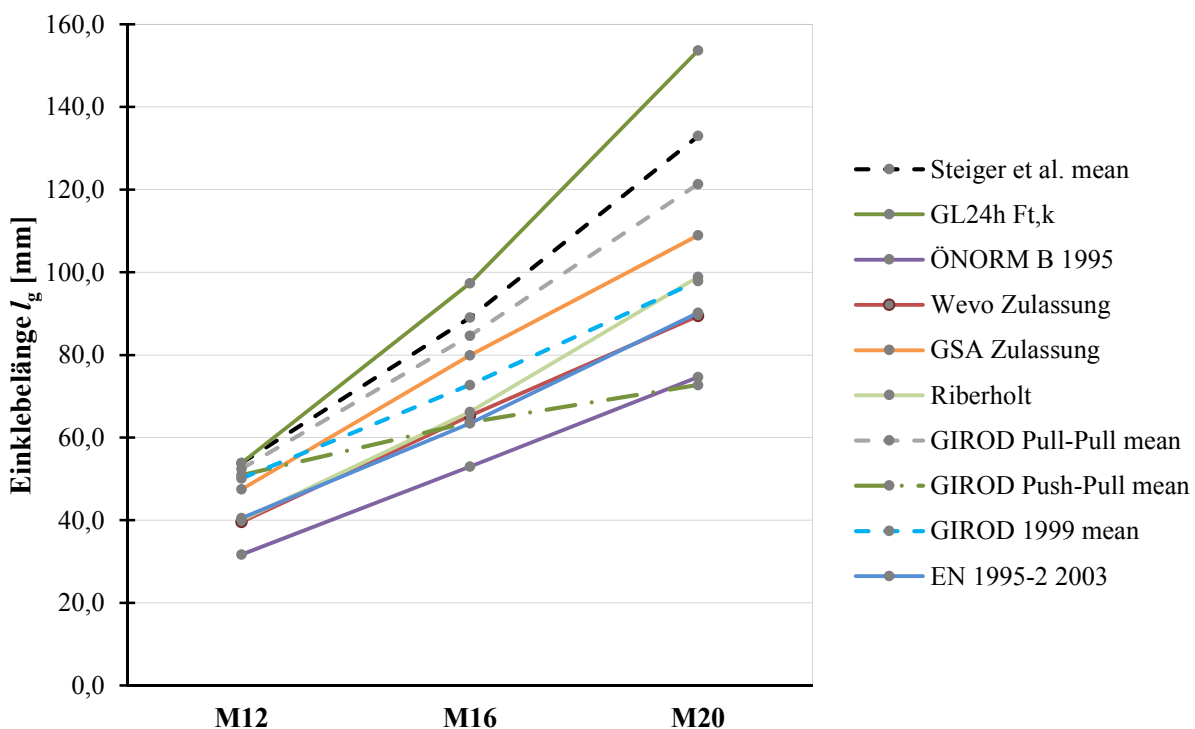


Abbildung 4-46: Vergleich verschiedener Bemessungsansätze für drei Gewindestangen Typen (M12, M16 und M20) mit 1 mm EPX Klebstofffugendicke und einer Holzrohddichte von 370 kg/m^3 , bei gleicher Schlankheit $\lambda = 15$

In Abbildung 4-47 ist ein weiterer Vergleich der soeben gezeigten Bemessungsmodelle dargestellt. Die Tragfähigkeit einer M16 Gewindestange, die parallel zur Faser in Nadelholz ($\rho = 370 \text{ kg/m}^3$) eingeklebt ist, wird der Einklebelänge gegenübergestellt. Die angenommene Klebstofffugendicke des EPX Klebstoffes beträgt 1 mm. Wie bereits in Abbildung 4-46, stellen auch hier alle durchgezogenen Kurven charakteristische 5 %-Quantilwerte dar. Für einen direkten Vergleich des Wirkungsgrades ist ebenfalls die charakteristische Zugtragfähigkeit des Nettoquerschnittes eines mit dem Randabstand $2,5 d$ gewählten BSH Fichte GL24h Trägers abgebildet. Bemessungsansätze, die auf Mittelwerten beruhen, sind strichliert eingetragen. Es ist gut zu erkennen, dass ab einer Einklebelänge von 250 mm bei fast allen Bemessungsansätzen die Steigerung der Tragfähigkeit abnimmt. Das strichpunktiiert eingetragene Modell beruht auf einer Push-Pull-Belastung und kann schon ab einer Einklebelänge von etwa 200 mm keine Tragfähigkeitssteigerung mehr durch eine Erhöhung der Einklebelänge erreichen. Die höchsten charakteristischen Werte erzielt das Bemessungsmodell nach der Zulassung Z-9.1-778 [58] des GSA Systems, das auch von Steiger et al. [83] verwendet wurde. Auffällig ist, dass keines der Modelle die Tragfähigkeit des Nettoquerschnittes erreicht und somit der höchst mögliche Wirkungsgrad von 96 % nicht erzielt werden kann.

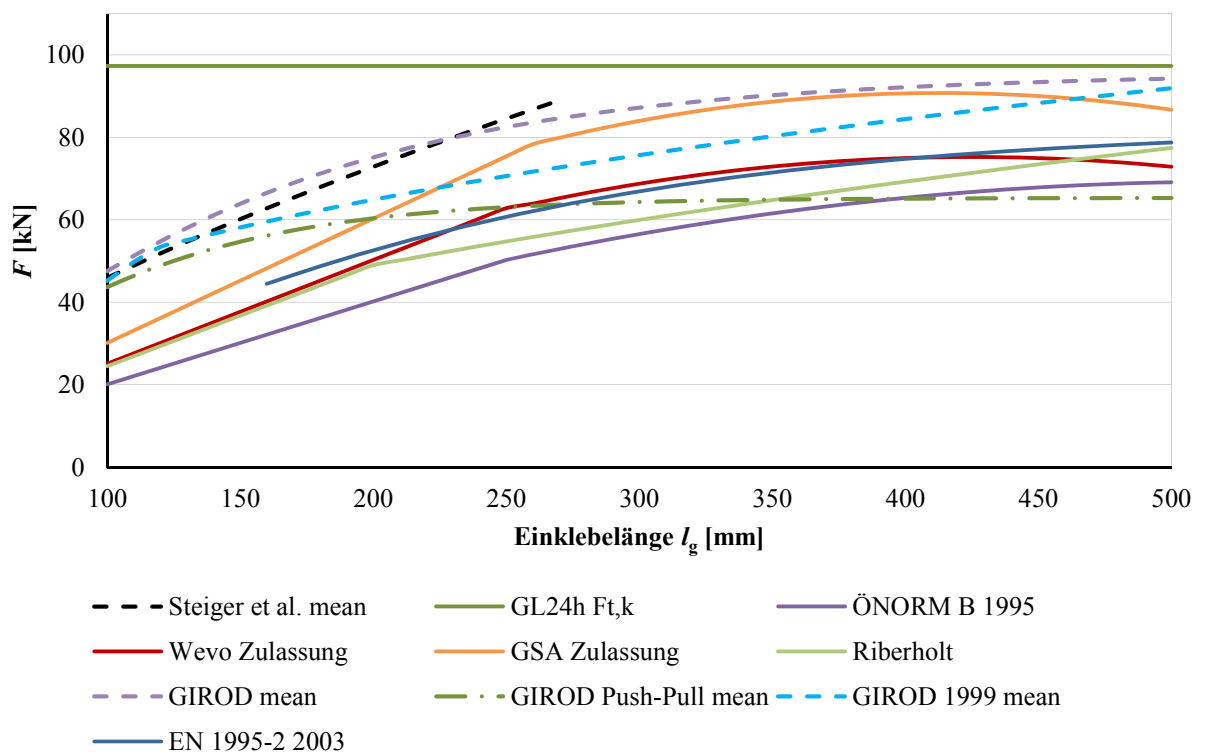


Abbildung 4-47: Vergleich verschiedener Bemessungsansätze für eine M16 Gewindestange mit 1 mm EPX Klebstofffugendicke und einer Holzrohndichte von 370 kg/m^3

4-17.2 VORAUSSETZUNGEN EINER DUKTILEN VERBINDUNG MIT HOHEM WIRKUNGSGRAD

Für eine auf die statische Tragfähigkeit optimierte Verbindung mit einem hohen Wirkungsgrad müssen die drei Verbindungskomponenten Holz, Stahl und Klebstoff aufeinander abgestimmt sein. In Abbildung 4-48 sind die charakteristischen Tragfähigkeiten nach der Zulassung Z-9.1-778 [58] und Z-9.1-705 [95] mit denen verschiedener Stahl- und Holzgütern verglichen. Der Berechnung sind die Randabstände der Holzkörper mit $2,5 d$ und ein Bohrl Lochdurchmesser von 18 mm einer eingeklebten M16 Gewindestange zugrunde gelegt. Die Stahlgüten 4.6 und 8.8 sind in Rot und die BSH-Zugtragfähigkeiten der Festigkeitsklassen GL24h und GL32h in Grün eingetragen. Es ist erkennbar, dass die Tragfähigkeiten der Klebstoffsysteme nicht an die Werte der Holzquerschnitte heran reichen. Somit kann der mögliche Wirkungsgrad der Verbindung auf Zug von 96 %, nach Abzug der Bohrl Lochfläche, nicht ausgenutzt werden (GSA Zulassung und GL24h). Dies lässt den Schluss zu, dass für eine Steigerung des Wirkungsgrades der durch die Mindestabstände der ÖNORM EN 1995-2 [22] vorgegebene Holzquerschnitt reduziert werden muss. Diese Reduktion wird im folgenden Abschnitt beschrieben. Die Tragfähigkeit R_m des Stahles der Stahlgüte 8.8 erreicht in diesem Beispiel eine höhere Traglast als das Holz der Festigkeit GL24h, was jedoch ein duktileres Verhalten der Verbindung ausschließen würde. Der Stahl mit der geringeren Festigkeit 4.6 hingegen ermöglicht ab einer Einklebelänge von 210 mm ein duktileres Stahlversagen. Der Wirkungsgrad in Verbindung mit BSH GL24h beträgt jedoch nur 53 %. Diese Tatsache führt ebenfalls zu der Schlussfolgerung, dass der Holzquerschnitt reduziert werden sollte.

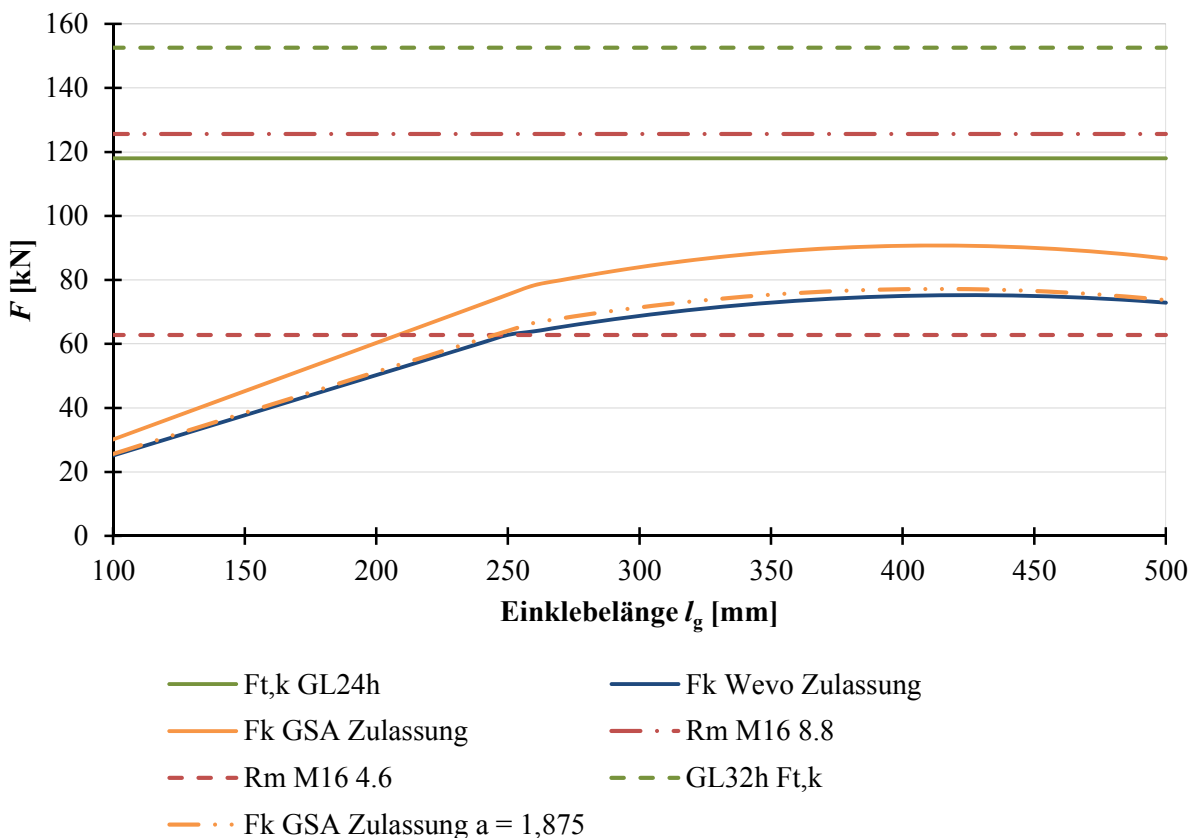


Abbildung 4-48: Vergleich der charakteristischen Tragfähigkeiten aus Zulassungen mit denen von Stahl und Holz

Eine Reduktion des Holzquerschnittes hat, wie in Abschnitt 4-9.5 beschrieben, bei Unterschreitung der Mindestabstände eine Reduktion der Verbindungsschubfestigkeiten und eine mögliche Veränderung des Versagensbildes zur Folge. In der Zulassung Z-9.1-778 [58] des GSA-Systems ist diese Reduktion der Randabstände bis zu $a = 1,875 d$, bei einer Reduktion der Schubfestigkeit um 15 %, zulässig (siehe Abschnitt 4-15.1). In Abbildung 4-49 ist diese Reduktion durch eine orange strichpunktierte Linie angedeutet. Der Holzquerschnitt mit reduzierten Randabständen beträgt nun 60×60 mm anstatt 80×80 mm. Die Tragfähigkeit des GL24h Holzquerschnittes ist strichpunktiert in Grün dargestellt. Es ist ersichtlich, dass sich die Traglasten der reduzierten Werte bei einer Einklebelänge von 250 mm schneiden und eine effektive Verbindung mit einem Wirkungsgrad von 92 % ermöglichen. Bei einer 60 % längeren Verklebung von $l_g = 400$ mm und einem Holzquerschnitt von 67×67 mm könnte eine Steigerung auf 94 % erzielt werden. Dies ist auf die Querschnittsreduktion um den Bohrlochquerschnitt, der bei kleinen Randabständen einen größeren Einfluss hat, zurückzuführen. Die Tragfähigkeit des Stahles, die das gewollte Versagen darstellt, kann in diesem Beispiel durch eine Gewindestange der Güte 4.6 (grün strichlierte Linie) oder durch einen reduzierten Querschnitt einer höheren Stahlgüte erfolgen. Die hier beschriebenen Werte befinden sich auf charakteristischem Niveau. Für die in Rot eingetragene Linie der Zulassung Z-9.1-705 [95] des Wevo Spezialharzes EP 32 S ist keine Abminderung der Randabstände in der Zulassung verankert. Die Zulassung Z-9.1-791 [88] lässt jedoch eine Reduktion der Randabstände, unabhängig des Klebstoffsystems, auf $1,75 d$ zu. Die beiden soeben erwähnten Zulassungen wurden in Abschnitt 4-15 näher beschrieben. Ob die Reduktion der Randabstände tatsächlich für das Wevo Spezialharz EP 32 S [95] zutrifft, ist noch durch Versuche zu bestätigen.

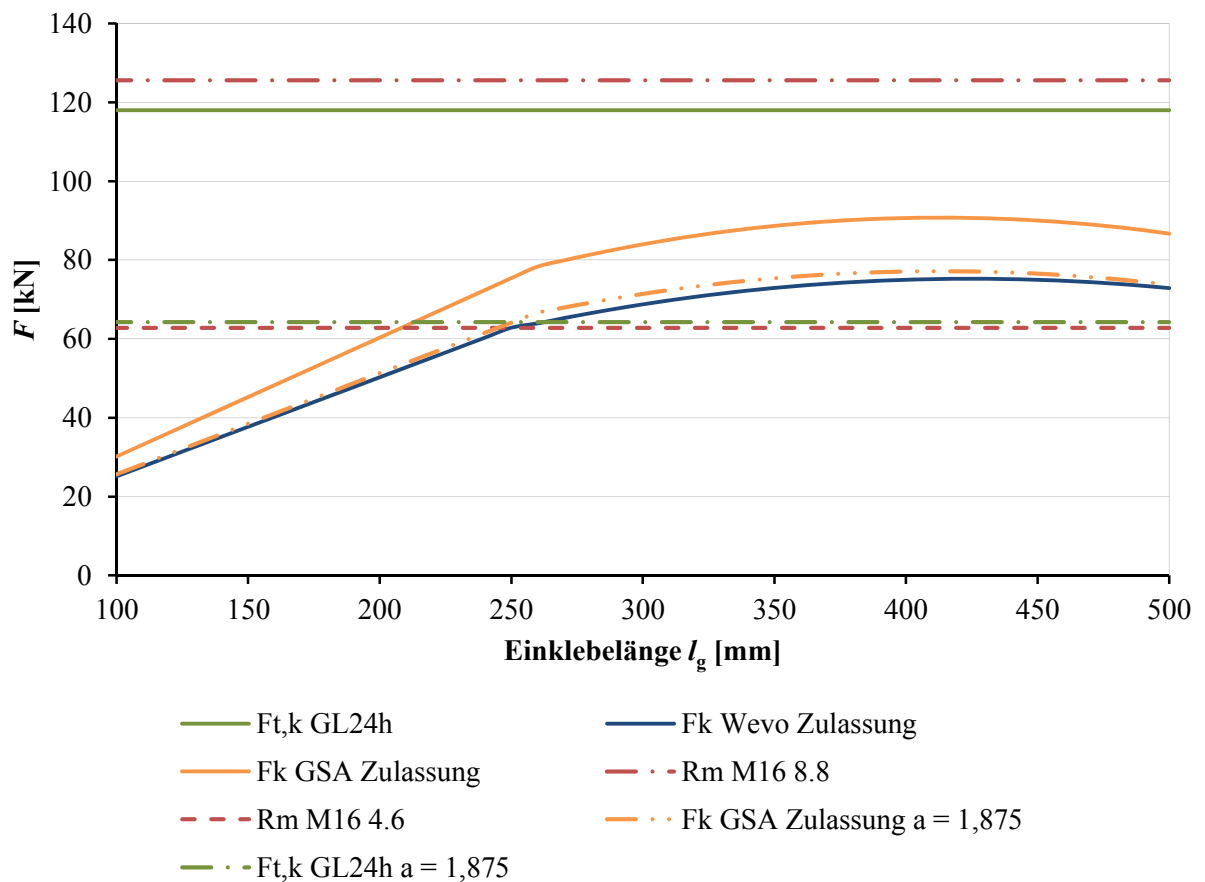


Abbildung 4-49: Vergleich der charakteristischen Tragfähigkeiten aus Zulassungen mit denen eines reduzierten Holzquerschnittes und verschiedenen Stahltragfähigkeiten

4-18 ERMÜDUNG VON EINGEKLEBTEN STAHLSTÄBEN

Für eingeklebte Gewindestangen existieren nur wenige Untersuchungsergebnisse in Bezug auf ihr Ermüdungsverhalten. Im Rahmen dieses Abschnittes wird auf diese näher eingegangen.

4-18.1 BAINBRIDGE ET AL. [106] GIROD PROJEKT

Im Zuge des GIROD Projektes [107] wurden im Jahr 2002 Ergebnisse zu Ermüdungsversuchen mit eingeklebten Gewindestangen veröffentlicht. Die durchgeführten Versuche beinhalteten EPX-, PUR- und PKF-Klebstoffsysteme sowie zwei unterschiedliche Gewindestangendurchmesser. Die Beanspruchungsart wurde als Zug-Schwellbeanspruchung mit $R = 0,1$ gewählt. Die Belastung wurde mit einer Prüffrequenz von 1 Hz in drei unterschiedlichen Lastniveaus aufgebracht. Dies resultierte in Lastspielzahlen unter 10^6 Wiederholungen. Die beiden Stabdurchmesser von 8 mm und 16 mm wurden mit einer Klebstofffugendicke von 0,5 mm und einer Einklebelänge von 160 mm hergestellt. Somit ergibt sich eine vergleichsweise niedrige Schlankheit für die M16 Gewindestange. Es entstehen niedrigere Spannungen im Stahl und eine Verlagerung der Versagenswahrscheinlichkeit von einem Stahlversagen hin zu einem Holzversagen ist denkbar. Insgesamt wurden 9 Versuchskörper je Serie und gesamt 54 Versuchskörper geprüft. Die Ergebnisse lieferten ein unterschiedliches Bruchverhalten der drei Klebstoffsysteme, wobei für EPX und PUR kein reines Klebstoffversagen beobachtet wurde. Diese Prüfkörper wiesen entweder ein Stahl- oder Holzversagen auf. Zusätzlich kam es bei einigen Probekörpern mit PUR-Klebstoff zu einem Versagen an der Verbundzone Holz-Klebstoff.

Holzversagen

In Abbildung 4-50 ist das Ermüdungsverhalten der Probekörper mit Holzversagen aller Klebstoffe abgebildet. Die Ergebnisse lassen durch eine Extrapolation auf eine Reduktion der Schubfestigkeit um 55 % gegenüber der statischen Kurzzeitschubfestigkeit des Holzes bei 10^7 Lastwechseln schließen.

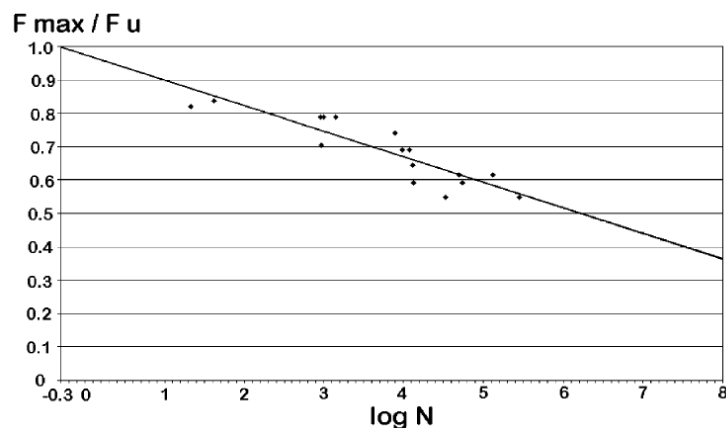


Abbildung 4-50: Ermüdungsverhalten bei Holzversagen von eingeklebten Gewindestangen unter Zug-Schwellbelastung [107]

Stahlversagen

In einigen Fällen kam es zum Versagen der Gewindestange. Der höherfestere Stahl (10.9) der M12 Gewindestangen wies eine geringere Schwächung gegenüber der statischen Festigkeit, als der 8.8-Stahl der

M16 Stäbe, auf. Dies hat allerdings, wie in Absatz 3-2 erläutert, keine generelle Gültigkeit. Bei höheren Lastspielzahlen kann sich dieser Effekt umkehren.

Klebstoffversagen

Wie bereits erwähnt, kam es bei den PRF-Prüfkörpern zu einem reinen Versagen im Klebstoff. Dabei wurde die Gewindestange mit kleinen Klebstoffresten aus dem Loch gezogen.

In manchen Fällen kam es bei den PUR-Prüfkörpern zu einem Versagen, bei dem auch Klebstoffstellen ohne Holzfasern an der Verbundzone Klebstoff-Holz aus dem Holz gezogen wurden. An diesen Stellen wurden kleine Blasen an der Klebstoffoberfläche beobachtet. Dies wird auf die Bildung von CO₂-Blasen entlang der Kontaktzone Klebstoff-Holz bei einer hohen Holzfeuchte zurückgeführt.

k_{fat} Werte

Aufgrund der geringen Datensätze konnten keine Wöhlerkurven oder k_{fat} Werte ermittelt werden. Dennoch kann ein Vergleich mit den k_{fat} Kurven erstellt werden. In Abbildung 4-51 sind die in [107] ermittelten Werte der sechs Serien den k_{fat} Werten des EC5-2 gegenübergestellt. Aus den Testergebnissen resultiert durch eine lineare Extrapolation ein linearer Abfall der k_{fat} Werte bis $N = 10^7$ (bei logarithmischer Skalierung der Lastspiele). Die k_{fat} Werte des EC5-2 bewirken erst ab 10^4 Lastspielen eine Abminderung, sodass der Abfall bis 10^7 Lastspielen steiler als die kontinuierlichen k_{fat} Werte aus den Testergebnissen ausfällt. Es ist ersichtlich, dass das Ermüdungsverhalten nicht nur vom Klebstofftyp, sondern auch von der Verbindungsgeometrie abhängig ist. Bei der Interpretation der Ergebnisse muss beachtet werden, dass eine Schwellbeanspruchung ($R = 0,1$) nicht den Belastungsfall mit der höchsten Festigkeitsminderung darstellt. Weiters sind nur Prüfwerte bis 10^6 Lastspiele vorhanden, sodass keine fundierte Aussage über das Verhalten bei höheren Lastspielzahlen getätigt werden kann.

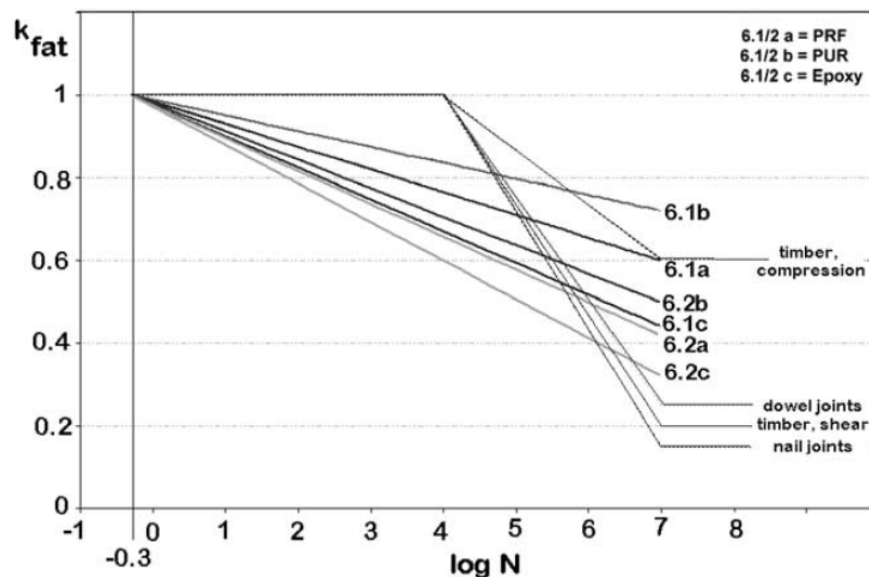


Abbildung 4-51: Ergebnisse der Ermüdungsversuche mit ($R = 0,1$) aus [107] und aus EC5-2 als k_{fat} Beiwerte zur Lastspielzahl N

4-18.2 MADHOUSHI GFRP [107]

Madhoushi und Ansell untersuchten 2004 in [108] das Ermüdungsverhalten von in Furnierschichtholz (LVL) und Brettschichtholz (BSH) eingeklebten GFK Stangen. Ziel der Untersuchungen war es, das Verhalten unterschiedlicher Klebstoffdicken und Holzwerkstoffen unter Schwellbelastungen und verschiedenen Laststeigerungsraten (kN/s) zu untersuchen. Die Probekörper für die als Push-Pull Versuche durchgeführten Untersuchungen waren Würfel mit einer Kantenlänge von 63 mm, in die eine GFK Stange mit 8 mm Durchmesser und unterschiedlichen Klebstoffdicken eines Epoxidharz Klebstoffs eingeklebt wurde. Für die statischen und dynamischen Versuche kamen folgende drei Konfigurationen zum Einsatz: LVL 2 mm Klebstoffdicke, BSH 2 mm und 4mm Klebstoffdicke. Die Lastniveaus der Zugschwellbelastung wurden auf die statischen Bruchlasten mit 80 %, 75 %, 50 %, 40 % und 30 % angepasst. Das Spannungsverhältnis betrug $R = 0,1$. Die Ergebnisse der Ermüdungsversuche sind in Abbildung 4-52 für die Prüfkörper LVL 2 mm und BSH 2 mm dargestellt. Die Ergebnisse der 4 mm dicken Klebefuge wurden nicht veröffentlicht, da sie bei Lastniveaus über 50 % der statischen Bruchlast bereits in den ersten Zyklen versagten. Somit wird schlussgefolgert, dass bei gleichen Einklebelägen durch eine dicke Klebefuge zwar die statischen Bruchlasten höhere Werte erreichen, aber diese unter Ermüdungslastungen anfälliger sind. Bei der Interpretation der Ergebnisse scheint es wichtig, das Bruchverhalten zu berücksichtigen, da in den meisten Fällen ein Versagen entlang der Klebstoff-Stab Verbundfläche auftrat. Dieses Bruchverhalten ist auf den reinen Adhäsionsverbund zwischen GFK-Stab und Klebstoff zurückzuführen. Dieser kann unter ermüdungswirksamen Belastungen das schwächste Glied der Verbindung darstellen. Anmerkung: bei eingeklebten Gewindestangen ist dieses Versagen durch den mechanischen Verbund nicht möglich.

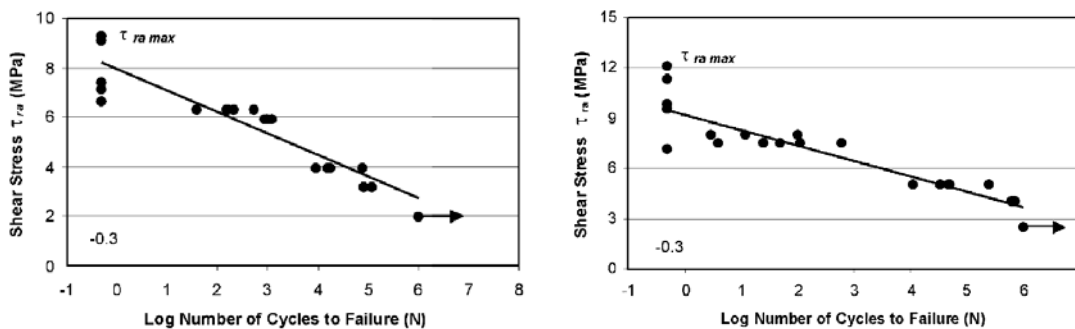


Abbildung 4-52: Schubspannungs-Anzahl an Lastzyklen Kurven von GFK-Stangen in, **links:** LVL 2mm Klebstoffdicke und **recht:** BSH 2 mm Klebstoffdicke aus [108]

Die weiteren Untersuchungen mit verschiedenen Laststeigerungsraten wurden mit demselben Versuchsaufbau wie die statischen und dynamischen Versuche durchgeführt. Allerdings kam lediglich LVL mit den drei unterschiedlichen Klebstoffdicken 0,5 mm, 2 mm und 4 mm zum Einsatz. Die Belastung wurde mit Laststeigerungsraten bis 30 kN/s durchgeführt. Die Ergebnisse zeigen, dass sich die Bruchlast bei einer Klebefuge von 0,5 mm durch die Geschwindigkeit der Belastung nicht ändert. Das Bruchbild verändert sich jedoch von einem Holzversagen hin zu einem Versagen des Verbundes zwischen Stab und Klebstoff. Dieses Verhalten ist auch bei dickeren Klebefugen zu erkennen, jedoch sinkt die Bruchlast bei schnelleren Belastungen mit zunehmender Dicke der Klebefuge. Die Ergebnisse sind auszugsweise in Abbildung 4-53 dargestellt.

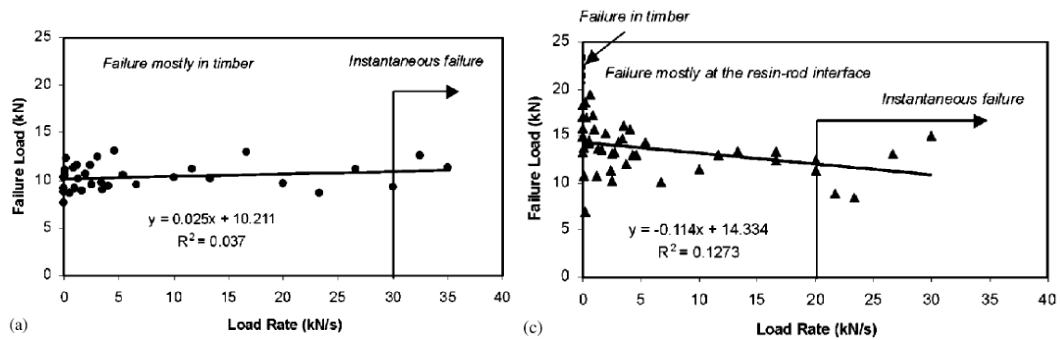


Abbildung 4-53: Ergebnisse aus Laststeigerungsversuchen links: LVL 0,5 mm Klebefuge rechts: LVL 4 mm Klebefuge aus [108]

In einer späteren Studie untersuchten Madhoushi und Ansell [33] das Ermüdungsverhalten von biegesteifen Trägerstößen aus in LVL eingeklebten GFK Stangen. Die Klebstoffdicke des EPX Klebstoffs wurde dabei gleichzeitig mit der Einklebelänge bzw. dem Stabdurchmesser in 3 Serien variiert. So kann keine Aussage zum direkten Einfluss eines Parameters getroffen werden. Als Referenz zu den Ergebnissen des Vierpunktbiegeversuchs wurde auch ein ungestoßener Träger geprüft. In Tabelle 4-17 sind die variierten Parameter zusammengefasst.

Tabelle 4-17: Parameter der Versuchsserien aus [108]

Serie	Anzahl der Stäbe	Stabdurchmesser	Einklebelänge	Klebstoffdicke
	[Stk]	[mm]	[mm]	[mm]
A	-	-	-	-
B	4	8	200	0,5
C	4	8	400	1
D	2	16	200	4,5

Die Lastniveaus wurden auf die statischen Bruchlasten mit 75 %, 50 %, und 30 % angepasst. Das Spannungsverhältnis betrug $R = 0,1$. Die Ergebnisse der Ermüdungsversuche sind in Abbildung 4-54 dargestellt. Bei einem Lastniveau von 30 % konnten mindestens 10^6 Lastzyklen erreicht werden, was als Durchläufer bewertet wurde.

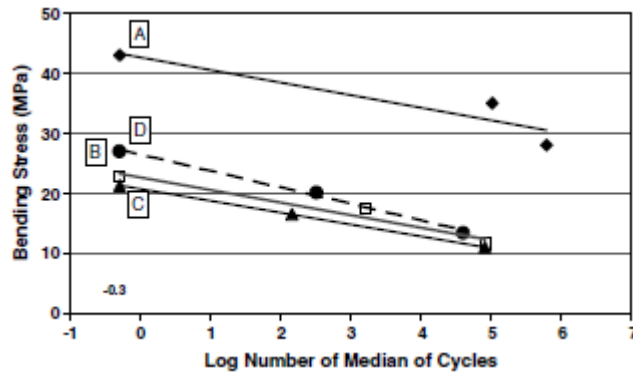


Abbildung 4-54: Vergleich der Biegespannung zu Lastzyklenverläufen von vier Proben nach Tabelle 4-17 aus [33]

In Abbildung 4-55 ist der dynamische E-Modul den aufgetragenen Lastzyklen bei einer Oberlast von 50 % der statischen Bruchlast gegenüber gestellt. Es ist erkennbar, dass der dynamische E-Modul der ungestoßenen Probe konstant bleibt, während die gestoßenen Proben einen deutlichen Abfall des dynamischen E-Moduls aufweisen.

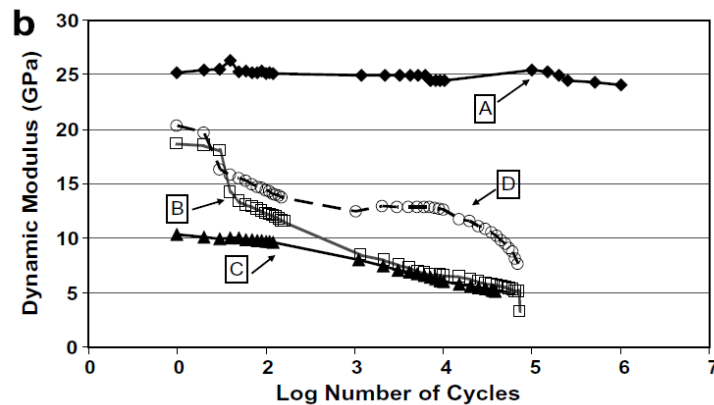


Abbildung 4-55: Dynamischer E-Modul bei 50% Belastungslevel aus [33]

Die aufgetretenen Versagensarten waren von dem Herausziehen der GFK Stäbe mit einem Versagen in der Kontaktzone Stab zu Klebstoff geprägt. In einigen Fällen konnte auch ein geringes Holzversagen dokumentiert werden. Durch die Prüfkfiguration kam es in einigen Fällen auch zu einem Aufspalten der Träger entlang der oberen gedrückten Stäbe.

In [109] untersuchten Madhoushi und Ansell einen L-förmigen Stoß der zur Übertragung eines Momentes mit zwei in den LVL Probekörpern eingeklebten GFK-Stäben verbunden wurde. Der Durchmesser der Stäbe betrug 16 mm und die Einklebelänge 170 mm. Auch bei dieser Konfiguration wurden Ermüdungsversuche mit einem Spannungsverhältnis von $R = 0,1$ und 75 %, 50 % und 40 % der statischen Bruchlast durchgeführt. In Abbildung 4-56 ist der Verlauf des dynamischen E-Moduls entlang der Anzahl an Lastzyklen aufgetragen. Es ist erkennbar, dass bei hohen Belastungen von 75 % nach einem linearen Abfall in den ersten Belastungszyklen, ein drastischer Abfall bis zum Bruch der Probe auftritt. Bei einer Oberlast von 40 % kommt es in der logarithmischen Darstellung der Anzahl der Lastzyklen zu einem deutlichen linearen Abfall des dynamischen E-Modul.

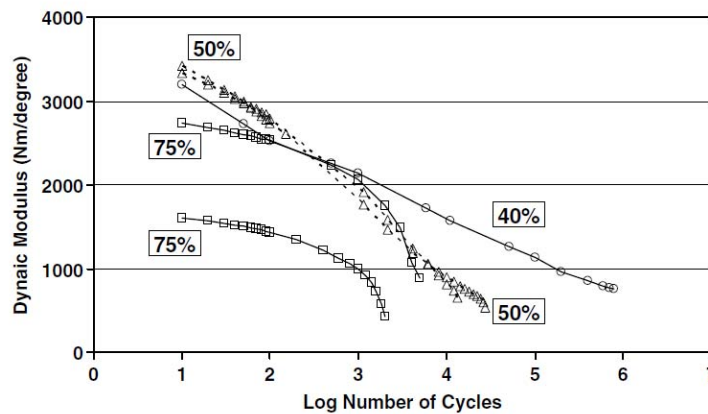


Abbildung 4-56: Dynamischer E-Modul vs. Lastzyklen von L-förmigen Verbindungen aus [109]

4-18.3 BATHON ET AL. [82]

Bathon et al. [82] veröffentlichte im Jahr 2010 Teile einer von in Holz eingeklebten, ermüdungswirksam beanspruchten Lochblechen und Gewindestangen. Die Prüfungen der Gewindestangen wurden mit M12 der Güte 4.8 und einer Einklebelänge von 100 mm mit einem Bohrlochdurchmesser von 14 mm durchgeführt. Die Probekörper wurden aus Nadelholz der Güte C24 hergestellt. Als Klebstoffsystem kam ein nicht definiertes 2-K-System zum Einsatz. Die Ermüdungsversuche wurden mit unterschiedlichen Lastniveaus und einem Spannungsverhältnis $R = 0,1$ bis zu einer maximalen Lastspielzahl von 10^7 durchgeführt. In allen Fällen kam es zum Ermüdungsbruch der Gewindestange. Da die Versuche zum Zeitpunkt der Veröffentlichung noch nicht abgeschlossen waren, wird die auf Grund der schon ausgewerteten Versuche erwartete Dauerfestigkeit der Verbindung auf 30 % - 35 % der Kurzzeitfestigkeit geschätzt.

4-19 EINFLUSS EINER VORSPANNUNG

Beim Einsatz eingeklebter Gewindestangen als Verbindungsmittel für Windkraftanlagen wird die Verbindung durch eine Wechselbeanspruchung belastet. Wird dabei die Druckkraftübertragung durch Holzpressung gewährleistet, erfährt der Stahlstab eine Zug-Schwellbelastung, die ein Spannungsspiel von 0 bis $\sigma_{\max} = F_{\max} / A_S$ aufweist. Durch das Aufbringen einer Vorspannung kann das Spannungsspiel der Gewindestange reduziert werden. Der Spannungszustand wird durch die Vorspannung in den Verbindungsteilen jedoch komplexer und von vielen Parametern abhängig. So haben nun das Verhältnis der Steifigkeiten Holz/Stahl sowie Temperaturänderungen, Feuchteänderungen und die Höhe der Vorspannkraft einen wesentlichen Einfluss. Auch Effekte aus Kriechen und Schwinden sind für Langzeitversuche zu berücksichtigen. Wie in Absatz 4-6.2 beschrieben, erfolgt durch die Vorspannung eine Push-Pull Belastung der Verbindung, welche geringere Tragwiderstände als die Pull-Pull Hauptbeanspruchung aufweist.

4-19.1 KRAFTVERLAUF

Der Kräfteverlauf in der Verbindung einer im Holz eingeklebten Gewindestange, die rein zentrisch vorgespannt ist, wird maßgeblich durch das Steifigkeitsverhältnis des gedrückten Holzquerschnittes zur gezogenen Gewindestange beeinflusst. Im Folgenden wird der Kraftverlauf in den Verbindungselementen zufolge einer externen Zug- bzw. Druckbeanspruchung erläutert.

Externe Zugkraft

Die Zunahme der Kräfte in Stahl und Holz bei einer global aufgebrachten Zugkraft ist in Abbildung 4-57 dargestellt. Die Kraftzunahme im Stahlquerschnitt kann dabei nach Gleichung (4.50) ermittelt werden. Die Abnahme der Druckkraft im Holz verhält sich analog dazu nach Gleichung (4.51)

$$F_S = P + \frac{F}{\alpha} \quad (4.50)$$

$$F_H = -P + F \cdot \left(1 - \frac{1}{\alpha}\right) \quad (4.51)$$

mit:

F_S	Kraft in der Gewindestange	-	Druck
F_H	Kraft im Holz	+	Zug
P	Vorspannkraft		
F	von außen aufgebrachte Zugkraft		
α	Verhältnis der Steifigkeiten Holz/Stahl im Querschnitt ohne Verbund erhöht um den Wert 1,0 (siehe Abschnitt 4-19.3).		

Diese Gleichungen gelten für ein linear elastisches Werkstoffverhalten ohne Einfluss von Schwinden und Kriechen, bis eine Dekompression der Fuge eintritt. Danach übernimmt die Gewindestange die gesamte Zunahme der Zugkraft. In Abbildung 4-57 ist dieser Verlauf beispielhaft dargestellt. Aus der Gleichung (4.50) ist erkennbar, dass die Kraft und somit auch die Verformungszunahme im Stahl, nur das $1/\alpha$ -fache der äußeren Lastzunahme ausmacht. Daraus resultiert ein Steifigkeitszuwachs der, bis Dekompression in der Fuge erreicht ist, mit der Zunahme von α steigt. Durch die geringere Zunahme der Stahlspannungen kann auch eine effektivere Verbindung, bezogen auf eine Ermüdungsbeanspruchung, konzipiert werden.

Schematische Kraftverteilung unter einer externen Zugkraft

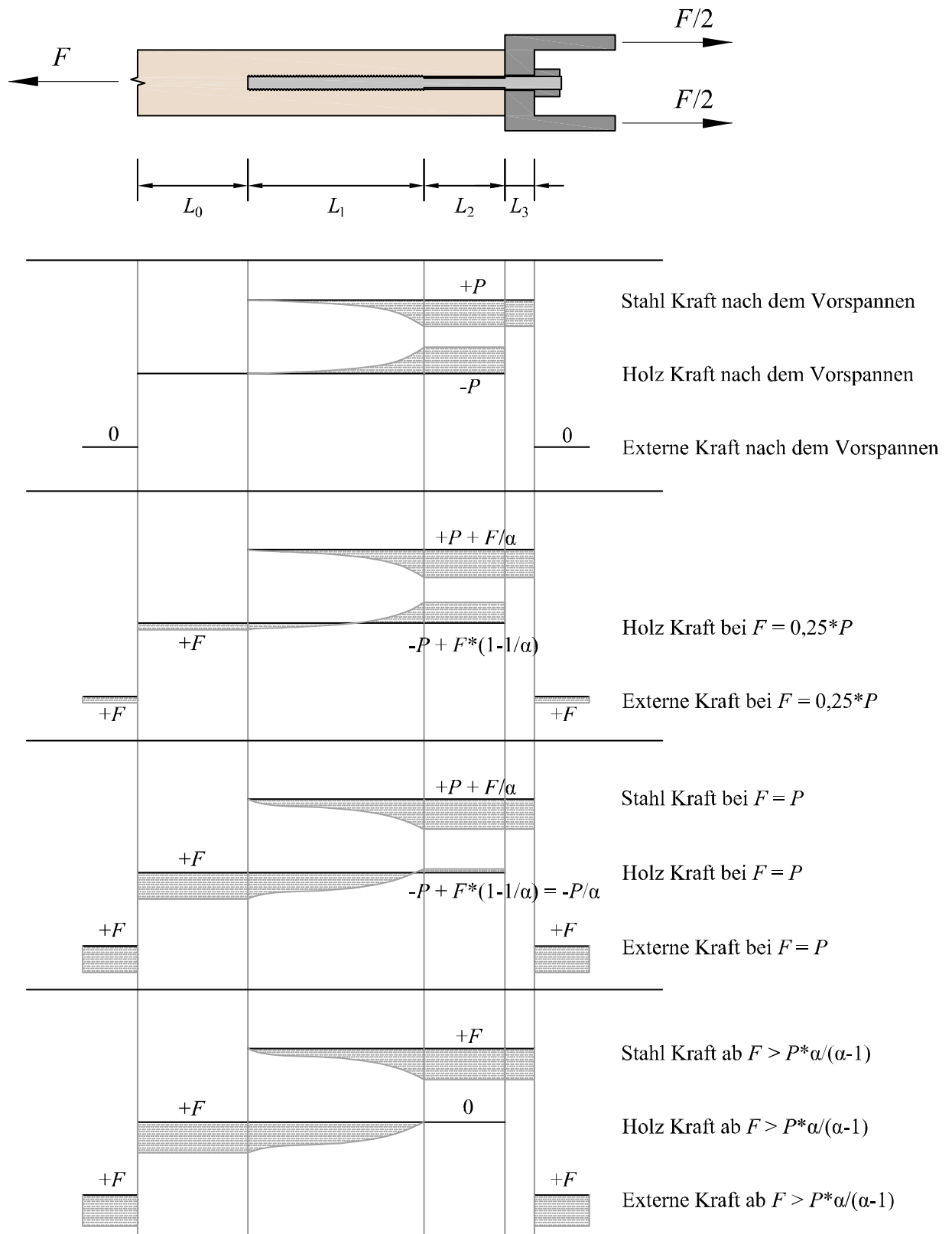


Abbildung 4-57: Schematischer Kraftverlauf einer vorgespannten Gewindestange unter einer externen Zugkraft

Externe Druckkraft

Die Verteilung der Kräfte unter einer zusätzlichen externen Druckkraft verhält sich gleich wie bei einer zusätzlichen externen Zugkraft. Allerdings wird die zusätzliche Kraft mit negativem Vorzeichen eingesetzt. Der Steifigkeitszuwachs durch eine Vorspannung ist ebenfalls vom Verhältnis α abhängig. In Abbildung 4-58 ist der qualitative Kraftverlauf einer vorgespannten Verbindung mit einer eingeklebten Gewindestange, die eine verbundfreie Zone über die Länge $l_{\text{emb}} (L_2)$ aufweist, dargestellt. Der Kraftverlauf ist dabei in drei Stufen aufgeteilt. In der ersten Stufe ist die äußere Belastung Null und es wirkt nur die Vorspannung. In der zweiten Stufe entspricht die externe Druckkraft F der Vorspannkraft P . Es wird deutlich, dass die äußere Belastung auf die beiden vorgespannten Komponenten Stahl und Holz im Verhältnis α aufgeteilt wird. In der dritten Stufe wird die externe Kraft solange gesteigert, bis die Gewindestange unbelastet ist. Die für diesen Vorgang benötigte Kraft entspricht der α -fachen Vorspannkraft.

Schematische Kraftverteilung unter einer externen Druckkraft

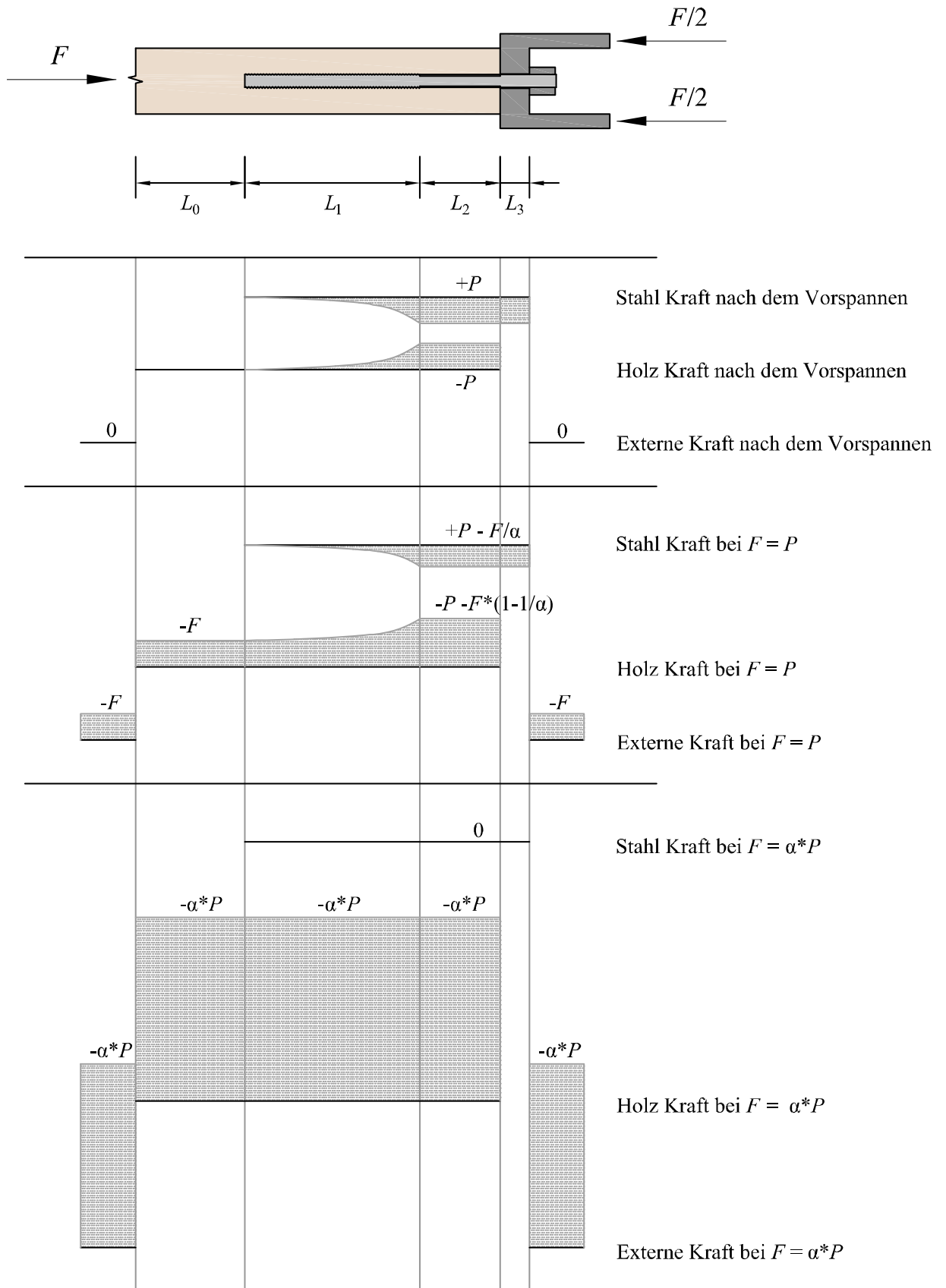


Abbildung 4-58: Schematischer Kraftverlauf einer vorgespannten Gewindestange unter einer externen Druckkraft

4-19.2 KRAFTVERLAUF ENTLANG DER VERBUNDZONE

Die im Abschnitt 4-19.1 gezeigten Kraftverläufe entlang der Verbundzone Holz-Stahl wurden unter der Annahme eines linearen Verbundes bestimmt. Die aus der Lösung der DGL in Abschnitt 4-6.2 beschriebenen Spannungsverteilungen resultieren in den in Abbildung 4-59 dargestellten, qualitativen Kraftverläufen. Zur Ermittlung dieser Verläufe mussten einige Randbedingungen angenommen werden. Der Schubmodul des Klebstoffes wurde wie in [49] zu 535 N/mm^2 gewählt. Die Gewindestange weist einen Nenndurchmesser von 16 mm auf und ist in einem 80/80 mm Holzkörper mit einer Klebstoffdicke von 1 mm eingeklebt. Der E-Modul des Holzes wurde zu 11.500 N/mm^2 und der E-Modul des Stabes zu 210.000 N/mm^2 angenommen. Für eine Verklebungslänge von 240 mm ergeben sich die Kraftverläufe der Verbindungsmittel nach Abbildung 4-59 für die beiden Belastungsarten Pull-Pull und Push-Pull.

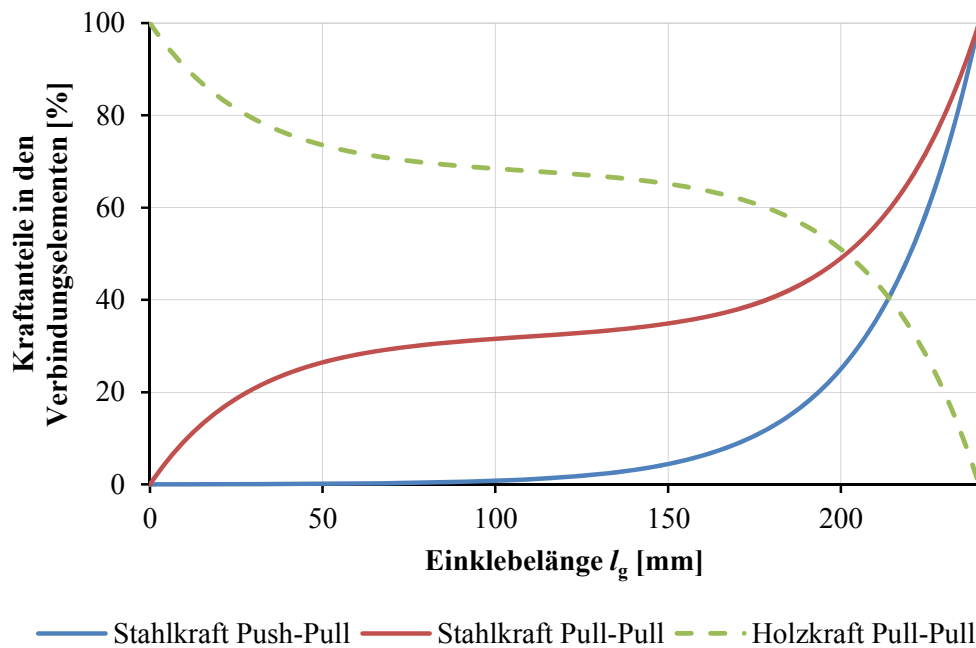


Abbildung 4-59: Beispiel eines Kraftverlaufes entlang der Einklebelänge mit einem linearen Verbundansatz

4-19.3 STEIFIGKEITSVERHÄLTNIS α

Das eingeführte Steifigkeitsverhältnis α hat einen wesentlichen Einfluss auf die Kraftverläufe in den Verbindungsmitteln. Dabei spielt neben den unterschiedlichen E-Modulen, auch das Flächenverhältnis mit den Verbindungsteillängen eine wesentliche Rolle. Eine Reduktion des Holzquerschnittes bewirkt z.B. eine gleichmäßigere Kraftverteilung und reduziert damit die Wirkung der Vorspannung in Bezug auf den Ermüdungsnachweis. Im Gegensatz dazu hat eine Reduktion des Stahlquerschnittes im Bereich von l_{emb} bis zu einem gewissen Grad einen als positiv zu bewertenden Effekt bezüglich der Spannungsschwingbreite des Stahlbauteiles. Dieser Effekt kann auch durch die Stärke einer zum Einsatz kommenden Stirnplatte hervorgerufen werden. Im Folgenden wird das Verhältnis α über die Verformungskompatibilität zwischen Holz und Stahl im Bereich ohne Verbund hergeleitet.

Verformungskompatibilität:

$$\Delta w_H = \Delta w_S \quad (4.52)$$

Einsetzen der Verformungen:

$$\frac{\Delta F_H \cdot L_2}{A_H \cdot E_H} = \frac{\Delta F_S \cdot L_2}{A_{S2} \cdot E_S} + \frac{\Delta F_S \cdot L_3}{A_{S3} \cdot E_S} \quad (4.53)$$

Definition von α

$$\Delta F_H = \Delta F_S \cdot (\alpha - 1) \quad (4.54)$$

Umformung auf α

$$\alpha = \frac{\frac{L_2}{A_{S2} \cdot E_S} + \frac{L_3}{A_{S3} \cdot E_S}}{\frac{L_2}{A_H \cdot E_H}} + 1 \quad (4.55)$$

mit:

E_S	E-Modul Stahl	Index H	Holz
E_H	E-Modul Holz	Index S	Stahl
L_2	Länge ohne Verbund (l_{emb})	A_{S3}	Stahlfläche im Bereich L_3
L_3	Dicke der Stirnplatte	A_H	Holzfläche im Bereich L_2
A_{S2}	Stahlfläche im Bereich L_2		

Die Ermittlung der Kräfte in den einzelnen Verbindungselementen wird im Folgenden beschrieben. Über die Randbedingung, dass die Differenz der äußeren und inneren Kräfte im Gleichgewicht sein muss, werden die Kräfte im Holzbauteil F_H bzw. deren Differenz ΔF_H sowie die Stahlkräfte F_S und deren Differenz ΔF_S hergeleitet.

Randbedingung durch Kräftegleichgewicht:

$$\Delta F = \Delta F_H + \Delta F_S \quad (4.56)$$

Einsatz der Gleichung (4.54):

$$\Delta F = \Delta F_H + \Delta F_H \cdot \frac{1}{\alpha - 1} \quad (4.57)$$

Ermittlung der Holzkraft

$$\Delta F_H = \Delta F \cdot \left(1 + \frac{1}{\alpha - 1}\right) = \Delta F \cdot \left(1 - \frac{1}{\alpha}\right) \quad (4.58)$$

Einsatz in Gleichung (4.56)

$$\Delta F = \Delta F_S \cdot (\alpha - 1) + \Delta F_S \quad (4.59)$$

Umformung auf die Stahlkraft

$$\Delta F_S = \frac{\Delta F}{\alpha} \quad (4.60)$$

4-19.4 KRAFTVERLAUF UNTER EINER WECHSELBELASTUNG

In diesem Abschnitt soll anhand eines Beispiels der Einfluss einer Vorspannung auf eine durch eine Wechselbeanspruchung belastete Verbindung gezeigt werden. Effekte aus Kriechen und Schwinden bleiben hierbei zunächst unberücksichtigt.

Der Kraftverlauf einer vorgespannten Verbindung mit eingeklebten Gewindestangen verhält sich unter einer Wechselbelastung stark abhängig vom Verhältnis der Steifigkeiten der Verbindungselemente. Als Beispiel soll hier eine Verbindung mit acht Stück M16 Gewindestangen, die in BSH aus GL24h eingeklebt werden, dienen. Die Einklebelänge wird mit $\lambda = 15$ und einer Klebstoffugendicke von 1 mm zu 270 mm gewählt. Die Länge l_{emb} der versenkten Verbundzone wird zu $5 d$ (80 mm) gewählt. In diesem Bereich wird eine Querschnittsreduktion der Gewindestange auf $0,72 d$ vorgenommen. Für die Rand- und Zwischenabstände der Gewindestangen werden die Mindestabstände der Norm gewählt. So ergibt sich das Verhältnis α nach Abschnitt 4-19.3 zu $\alpha = 5,53$. Hierfür wurden E-Module von $E_H = 11.600 \text{ N/mm}^2$ und $E_S = 210.00 \text{ N/mm}^2$ angesetzt. Die statische Festigkeit der Verbindung ergibt sich, unter Verwendung der Gleichungen (4.47) und (4.48) aus Abschnitt 4-16.9 bzw. [83] mit $\rho_{mean} = 420 \text{ kg/m}^3$, zu 500 kN (Stahlversagen im reduzierten Querschnitt).

Wird die Verbindung nun einer Wechselbeanspruchung unterzogen, ist diese, wie in Absatz 3-2 beschrieben, auf Ermüdung zu bemessen. Wird auch bei der ermüdungswirksamen Beanspruchung ein Stahlversagen vorausgesetzt, darf die Spannungsdifferenz je nach Kerbfall die Werte des EC 1993-1-9 [44] nicht übertreffen. Für das Gewinde wird der Kerbfall 50 und für den glatten Schaft der Querschnittsreduzierung der Kerbfall 120 angesetzt. Somit kann die maximale Wechselbeanspruchung bei $5 \cdot 10^6$ Lastspielen ohne Vorspannung zu 46,3 kN (Ermüdungsversagen im Gewinde vs. Stahlversagen im reduzierten Querschnitt bei quasi-statischer Beanspruchung) ermittelt werden. Der Kraft- bzw. Spannungsverlauf der Verbindungselemente und Stahlquerschnitte ist in Abbildung 4-61 dargestellt. Der Bereich der Darstellung stellt den rot markierten Bereich der Abbildung 4-60 dar. In Abbildung 4-60 ist die zyklische Wechselbeanspruchung dargestellt und darunter eine für die Darstellung der Spannungsverläufe vereinfachte Linearisierung.

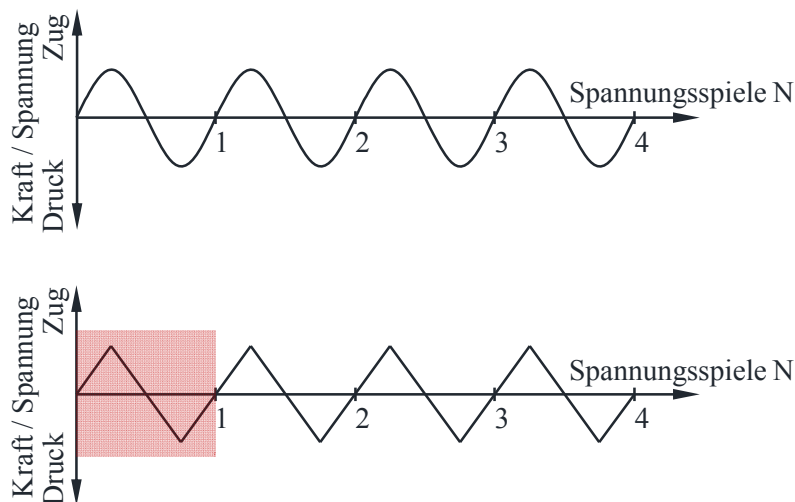


Abbildung 4-60: sinusförmiger und liniaresierter Kraftverlauf einer Wechselbeanspruchung

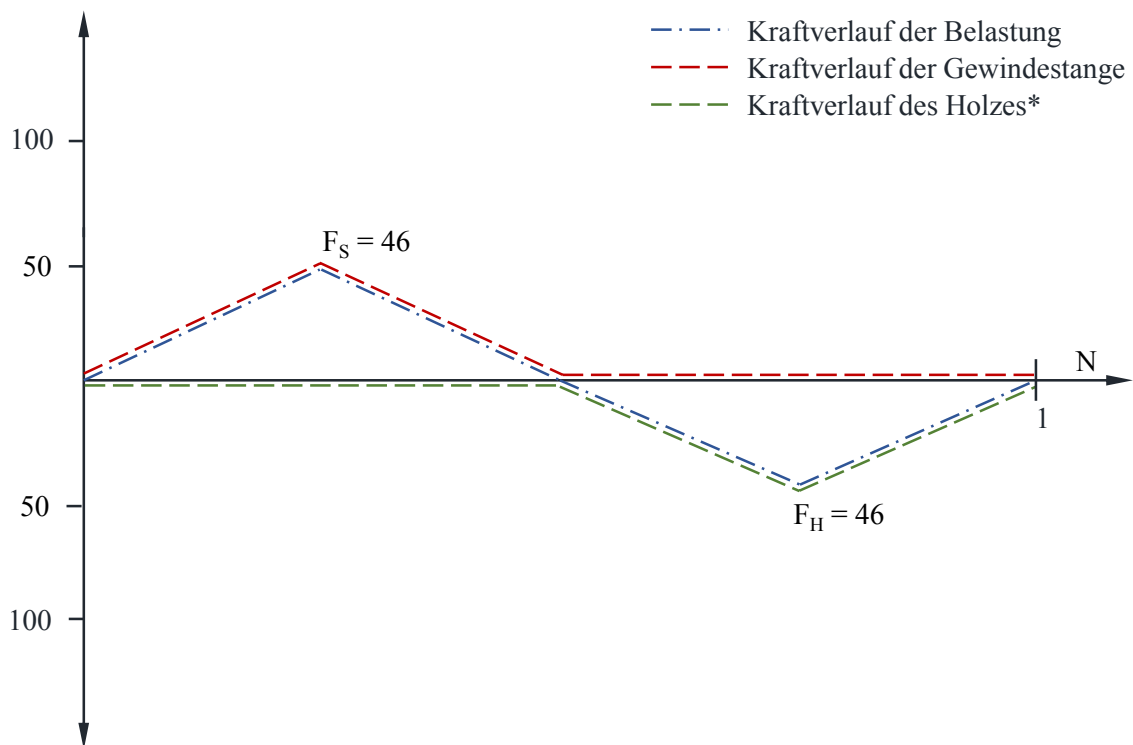


Abbildung 4-61: Kraft- und Spannungsverlauf, der in Abschnitt 4-19.4 beschriebenen Verbindung ohne Vorspannung

Durch das Aufbringen einer Vorspannkraft wird nun der Kraft- und Spannungsverlauf des Stahlstabes so angepasst, dass unter einer Wechselbelastung der Stahl eine Zug-Schwellbelastung erfährt. Wie bereits erwähnt, ist der Verlauf der Stahlspannung bzw. das Verhältnis zwischen Stahlkraft und außen aufgebrachtener Kraft vom Verhältnis α abhängig. Für das beschriebene Beispiel kann mit einer Vorspannkraft von min. 100 kN eine Wechselbelastung mit einer Amplitude von 123 kN ($R = -1$) bei $5 \cdot 10^6$ Lastspielen ertragen werden. Der Kraft- bzw. Spannungsverlauf der Verbindungselemente und Stahlquerschnitte ist in Abbildung 4-62 dargestellt. Der abgebildete Bereich entspricht dem rot markierten Bereich der Abbildung 4-60.

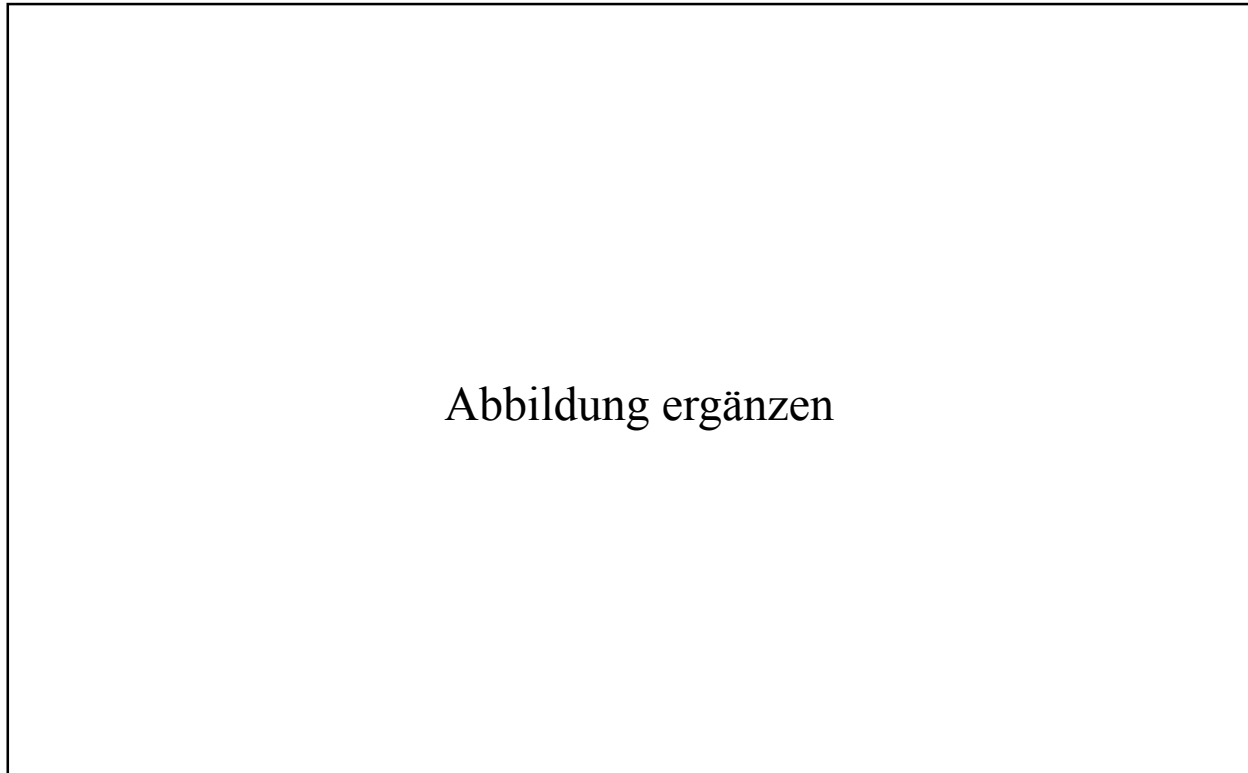


Abbildung 4-62: Kraft- und Spannungsverlauf, der in Abschnitt 4-19.4 beschriebenen Verbindung unter einer Vorspannung von 100 kN.

In Tabelle 4-18 sind die charakteristischen Traglasten der beschriebenen Verbindung unter unterschiedlichen Belastungen gegenübergestellt. Es ist ersichtlich, dass die Traglast unter Wechselbeanspruchung nur 1/20 der statischen Traglast erreicht. Durch eine Vorspannung kann dieser Wert verdreifacht werden.

Tabelle 4-18: Traglasten der in Abschnitt 4-19.4 beschriebenen Verbindung

Belastung	Zugtragfähigkeit des Bruttoquerschnitts	Statische Tragfähigkeit	Tragfähigkeit unter	Tragfähigkeit unter
			Wechselbeanspruchung ohne Vorspannung	Wechselbeanspruchung mit 100 kN Vorspannung
Tragfähigkeit	844 kN	500 kN	46 kN	123 kN
Wirkungsgrad	100 %	59 %	5,4 %	14,5 %
Versagensmechanismus	Holz (Zug)	Stahl QS A_{red}	Stahl QS $A_{s,nom}$	Stahl QS $A_{s,nom}$

4-19.5 KRAFTVERLAUF UNTER EINER SCHWELLBELASTUNG

Neben den äußerst schädigungswirksamen Wechselbelastungen treten in der Praxis auch Schwellbelastungen sehr häufig auf. Dies wird durch die Konstruktionsweise oder ein Verschieben der Mittel- und Unterspannung aufgrund von ständigen Lasten begründet. Hier sollen die Auswirkungen und

Möglichkeiten einer Vorspannung an Verbindungen, die Schwellbelastungen ausgesetzt sind, dargelegt werden.

Zugschwellbelastung

Eine Zugschwellbelastung, wie sie in Abbildung 4-60 dargestellt ist, hat andere Auswirkungen auf das Ermüdungsverhalten des Holzes als eine Wechselbelastung. Die Schädigung fällt geringer aus, was zu größeren ertragbaren Spannungsschwingbreiten führt. Wie in Abschnitt 3-2.1 beschrieben wurde, ändert sich das Ermüdungsverhalten von stark gekerbten Stahlbauteilen hingegen nur kaum. Eine höhere Materialgüte hat unter einer Schwellbelastung einen etwas stärkeren Einfluss. Dieser ist jedoch von der Kerbwirkung abhängig und für stark gekerbte Bauteile ist dieser Effekt wiederum gering. Dadurch wird der Unterschied zwischen dem Tragvermögen von Stahl und Holz noch größer.

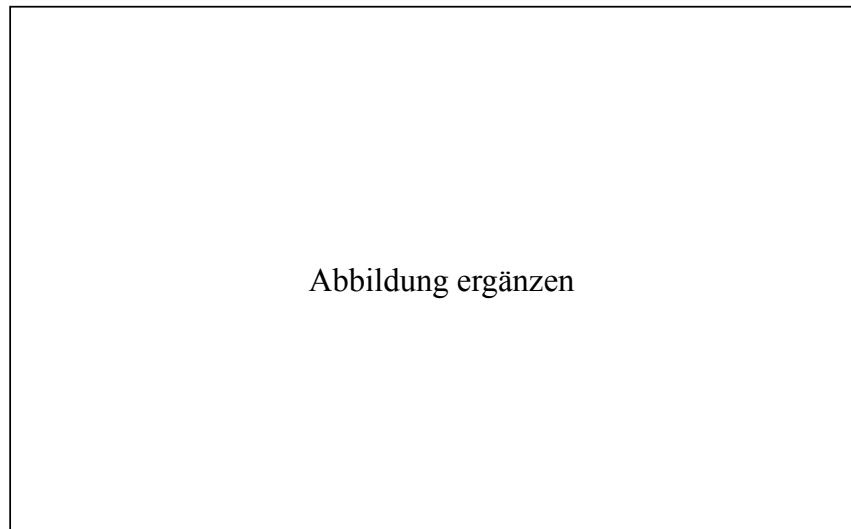


Abbildung 4-63: sinusförmiger und liniarierter Kraftverlauf einer Schwellbeanspruchung ($R = 0,1$)

Eine Vorspannung verändert den Kraftverlauf in den Verbindungselementen. Dabei muss beachtet werden, dass dieser Effekt nur bei geschlossener Fuge zwischen Holz und Verbindungsblech auftritt. Für eine Reduktion der Spannungsschwingbreite der Gewindestange, muss die Vorspannkraft groß genug gewählt werden, sodass die Fuge unter Schwellbelastungen geschlossen bleibt. Im Folgenden ist der Kraft- und Spannungsverlauf einer vorgespannten Verbindung, wie sie in Abschnitt 4-19.4 beschrieben wurde, bei einer Schwellbeanspruchung dargestellt. Die Belastung weist ein Spannungsverhältnis von $R = 0,1$ auf. Um die maximale Spannungsschwingbreite des Stahles ausnutzen zu können, wird hier eine höhere Vorspannkraft von **XX** kN aufgebracht. Dies hat zur Folge, dass die Fuge geschlossen bleibt. Effekte aus Kriechen und Schwinden bleiben unberücksichtigt.

Abbildung ergänzen

Abbildung 4-64: Kraft- und Spannungsverlauf der in Abschnitt 4-19.4 beschriebenen Verbindung unter einer Zug-Schwellbelastung **Vorspannung von XX kN**

4-19.6 STATISCHE BELASTUNG

Die Maximalbeanspruchung einer Verbindung, bezogen auf den absoluten Wert der Belastung, ergibt sich in der Bemessung meist zufolge eines quasi-statischen Lastfalls. Die Auswirkungen auf das Tragvermögen und den Spannungs- bzw. Kraftverlauf sollen hier aufgezeigt werden.

Zugbelastung

Eine vorgespannte Verbindung weist unter einer statischen Belastung dieselbe maximale Tragfähigkeit wie eine nicht vorgespannte Verbindung auf Zug auf. Durch eine Zugbelastung kommt es zu einer „Öffnung“ der Fuge zwischen Holz und Verbindungsblech. Dies hat zur Folge, dass nun die äußeren Lasten nur noch über die Gewindestange eingeleitet werden. Die Verbindung weist ab diesem Zeitpunkt eine veränderte Steifigkeit auf. Durch das „Öffnen“ der Fuge hat das Steifigkeitsverhältnis α keinen Einfluss auf Steifigkeit und Lastverteilung. Dadurch ist die Steifigkeit im Bereich ohne Verbund, wie bei nicht vorgespannten Verbindungen, nun rein von der Gewindestangensteifigkeit abhängig. Unter der Annahme eines elastischen Werkstoffverhaltens schließt sich die Fuge zwischen Holz und Verbindungsblech sobald die Belastung auf den Wert des „Öffnens“ abfällt. In Abbildung 4-65 sind die Kraft- und Spannungsverläufe der in Abschnitt 4-19.4 beschriebenen Verbindung unter einer statischen Maximallast dargestellt.

Abbildung ergänzen

Abbildung 4-65: Kraft- und Spannungsverlauf einer vorgespannten Verbindung, die durch eine statische Zugbelastung beansprucht wird

Druckbelastung

Bei einer statischen Druckbelastung ist die maximale Traglast der Verbindung vom Verhältnis der Vorspannung zur aufgebrauchten Maximallast und dem Verhältnis der Steifigkeiten α abhängig. Bis zum Erreichen der α -fachen Druckkraft der Vorspannung bewirkt diese eine Erhöhung der Druckbeanspruchung des Holzes. Wie aus Abbildung 4-66 ersichtlich, nimmt der Wert der Erhöhung mit Steigerung der Belastung langsam ab. Übertrifft die Maximalbelastung die α -fache Druckkraft der Vorspannung, so hat die Vorspannung keinen Einfluss mehr auf die maximale Tragfähigkeit unter Druckbelastung.

Abbildung ergänzen

Abbildung 4-66: *Kraft- und Spannungsverlauf einer vorgespannten Verbindung, die durch eine statische Druckbelastung beansprucht wird*

Das Erreichen der α -fachen Vorspannkraft hat zur Folge, dass die Gewindestangen spannungslos sind. Unter der Annahme eines elastischen Werkstoffverhaltens kann durch eine Reduktion der Druckkraft, wie auch bei Zugbeanspruchungen, der Ausgangszustand der Vorspannkraft erreicht werden.

4-19.7 EINFLÜSSE AUS QUELLEN UND SCHWINDEN

Das Quell- und Schwindverhalten von Holz wurde bereits in Abschnitt 4-8.1 grundsätzlich beschrieben. Bei vorgespannten Holzverbindungen kommt der damit einhergehende Effekt der Volumens- bzw. Längenveränderung besonders zu tragen. Eine Längenveränderung des Holzes führt durch den Umstand, dass der vorgespannte Stahl durch die Feuchteänderung nicht direkt beeinflusst wird, zu einer Änderung der Vorspannkraft. Bei einer Erhöhung der Holzfeuchte kommt es zu einer Ausdehnung des Holzes und somit zu einer Zunahme der Vorspannkraft. Durch eine Reduktion der Holzfeuchtigkeit tritt der entgegengesetzte Effekt mit einer Verkürzung des Holzes und einer Abnahme der Vorspannkraft ein. Dieser Umstand wird von einem Relaxationsvorgang begleitet. Die in Abschnitt 4-8.1 beschriebenen Abschätzungen der Holzdehnung stellen somit konservative Werte dar. Im Abschnitt 4-19.8 zu den Einflüssen aus Relaxation wird auch auf das von der Holzfeuchte abhängige mechanosorptive Kriechen eingegangen.

Die Vorspannkraft einer Verbindung, wie in Abschnitt 4-19.4 beschriebenen, variiert somit über die Nutzungsdauer mit der Veränderung der Holzfeuchtigkeit. Bei der Bemessung muss daher die über die Nutzungsdauer erwartete Holzfeuteschwankung durch eine erhöhte eingeleitete Vorspannkraft berücksichtigt werden. Weiters muss der gesamte Schwankungsbereich der Vorspannkraft abgeschätzt und mit den Belastungsfällen überlagert werden.

Für die in Abschnitt 4-19.4 beschriebene Verbindung beträgt dieser Schwankungsbereich etwa +**XX kN** - **XXkN**

4-19.8 EINFLÜSSE AUS RELAXATION

Holz hat die Eigenschaft, unter einer konstanten Beanspruchung zu Kriechen. Dies bedeutet, dass eine vorgespannte Verbindung eine Zunahme der Holzverformung im Sinne einer Stauchung erfährt und somit die Vorspannkraft über die Zeit abnimmt. Kriechen ist hierbei als die Zunahme der elastischen Verformung über die Zeit bei einer konstanten Spannung definiert. Diese Definition trifft nicht auf eine vorgespannte Verbindung zu. Vielmehr ist es eine Form von Relaxation, bei der sich durch das Kriechverhalten des Holzes auch die Spannung ändert. Somit hat die Abnahme der Vorspannkraft einen Einfluss auf das Kriechverhalten des Holzes. Da es sich aber um ähnliche Effekte handelt, kann ein Zusammenhang zwischen Kriech und Relaxationsverhalten des Holzes hergestellt werden.

Das Kriechverhalten von Holz ist abhängig von der Belastungsart und dem Winkel zwischen Belastung und Faserrichtung. In Abbildung 4-67 ist dieser Unterschied des Verhaltens über die Zeit gut erkennbar. Somit hat eine parallel zur Faser aufgebrachte konstante Zugkraft eine wesentlich geringere Erhöhung der Verformung als eine entsprechende Druckkraft zur Folge. Zur Beschreibung des Kriechverhaltens von Holz können die Kriechzahl k_c nach Gleichung (4.61) und der Kriechfaktor nach Gleichung (4.62) als Kenngrößen herangezogen werden. In [19] wird das Verhalten normal zur Faserrichtung mit einer ca. 8-fachen Kriechzahl als parallel zur Faser bewertet.

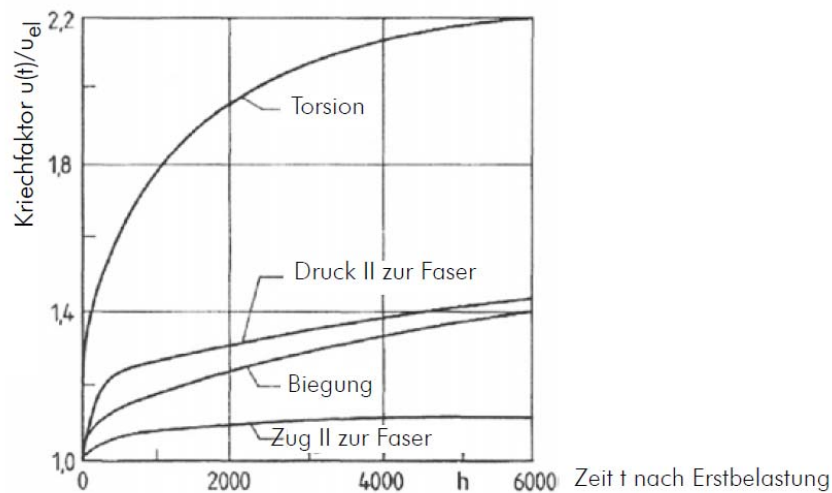


Abbildung 4-67: Einfluss der Belastungsart und des Winkels zur Faserrichtung auf das Kriechverhalten von Holz, aus [19]

Kriechzahl
$$k_c(t) = \frac{u(t) - u_{el}}{u_{el}} \quad (4.61)$$

Kriechfaktor
$$\frac{u(t)}{u_{el}} = 1 + k_c(t) = \frac{l_0}{l_0} = \frac{\varepsilon(t)}{\varepsilon_{el}} \quad (4.62)$$

mit:

- l_0 Ausgangslänge
- $u(t)$ zeitabhängige Verformung
- u_{el} elastische Anfangsverformung

Neben der Belastungsart haben auch die Holzfeuchte, die Temperatur und Größe der Belastung einen Einfluss auf das Kriechverhalten. In Bezug auf die Feuchte ist noch anzumerken, dass auch eine wiederholte Feuchteänderung über die Zeit einen negativen Effekt auf das Kriechverhalten von Holz hat. [19]

Einfluss der Beanspruchungsdauer

Die Beanspruchungsdauer hat einen wesentlichen Einfluss auf die Kriechverformung. So nimmt die Verformung in den ersten Stunden der Belastung stark zu. Mit Fortschreiten der Dauer nimmt die Zunahme dieser jedoch stark ab und es kommt zu einer wesentlich kleineren und konstanten Verformungszunahme. Somit ist auch der größte Kraftverlust einer vorgespannten Verbindung in den ersten Stunden zu erwarten.

Einfluss der Feuchte

Eine Erhöhung der Holzfeuchte hat einen Zuwachs der Kriechverformungen zur Folge. Dieser Effekt wird durch das Quellen und Schwinden unter einer sich ändernden Holzfeuchte überlagert. Das Kriechverhalten unter diesen Wechselbedingungen wird als mechanosorptives Kriechen bezeichnet. In [110] untersuchen Wanninger et al. das Kriech- und Relaxationsverhalten von vorgespannten Holzknoten. Im Zuge der

Untersuchungen führten Sie Versuche an Fichtenträgern (spruce) die parallel zur Faser vorgespannt wurden durch. In Abbildung 4-68 ist ein Auszug der Ergebnisse, zusammen mit Eichenträgern (ash) die normal zur Faser vorgespannt wurden, dargestellt. Es sind Kurven für das reine Kriechverhalten (creep) und das mechanosorptives Kriechverhalten (creep+ms) unter einer sich ändernden Feuchte enthalten. Diese Kurven wurden an die Versuchsergebnisse des ca. ein Jahr andauernden Testbereiches angepasst und extrapoliert.

Die in [110] ermittelten Werte wurden unter anderem an Bauteile die 1,05 m lang sind und einen Querschnitt von 240 / 240 mm aufwiesen ermittelt. Die Vorspannung wurde durch eine hochfeste Stahlstange mit zwei Druckplatten in das Holz eingebracht. Die Klimabedingungen betragen im kontrollierten Klima 20 °C und 65 %RL und für das mechanosorptive Kriechen jenen des Laborklimas bei 20°C und einer Luftfeuchtigkeit zwischen ca. 30 %RL und 70 %RL. Es ist zu erkennen, dass der Einfluss des mechanosorptiven Kriechens größer ist, als der des Kriechens bei konstantem Klima. Die Größe der Belastung wurde mit 3 MPa zu ca. 14 % der Druckfestigkeit des eingesetzten Holzes gewählt. Die aus diesen Kurven extrapolierten Werte für längere Nutzungsdauern sind in Tabelle 4-19 enthalten.

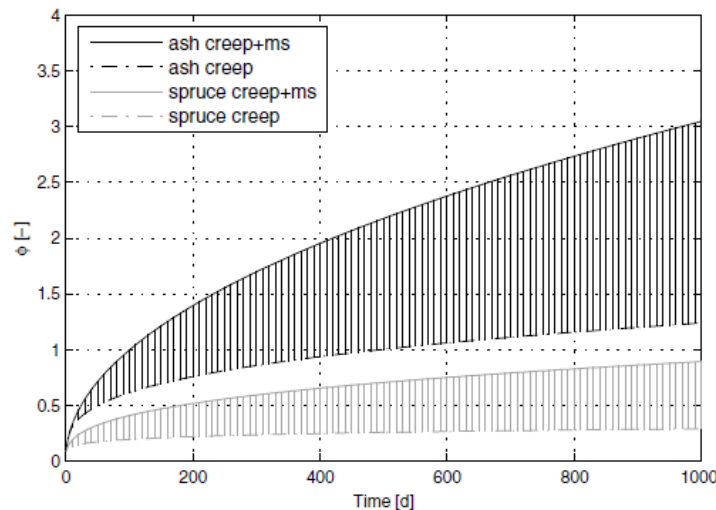


Abbildung 4-68: Verlauf der Kriechzahl ϕ über die Zeit, aus [110]

Tabelle 4-19: Extrapolierte Werte für das Kriechverhalten von parallel zur Faser vorgespannter Fichte aus [110]

	1 Jahr		10 Jahre		50 Jahre	
reines Kriechen	0,2	38%	0,4	35%	0,5	21%
mechanosorptives Kriechen	0,4	62%	1,0	65%	1,9	79%
Summe	0,6	100%	1,4	100%	2,4	100%

Die Ermittlung der Kriechzahl inklusive mechanosorptivem Kriechen zum Zeitpunkt t für Fichte wird in [110] nach Gleichung (4.63) abgeschätzt.

$$k_c(t) = 0,0855 \cdot t^{0,3394} \quad (4.63)$$

mit:

t Belastungszeitraum in Tagen

Die extrapolierten Werte aus Tabelle 4-19 können für eine erste Abschätzung des Kriecheinflusses auf vorgespannte Verbindungen herangezogen werden. Jedoch stellen diese Werte Klimabedingungen der Nutzungsklasse 1 dar und es müssen weitere Versuche mit Randbedingungen der NK 2 zur Abschätzung der tatsächlichen Einflüsse durchgeführt werden.

Einfluss der Temperatur

Die Änderung der Temperatur hat Auswirkungen auf die Steifigkeit und Festigkeit des Holzes. Bei höheren Temperaturen nehmen diese Materialeigenschaften ab. Durch die gleichzeitig auftretende Trocknung verringert sich die Holzfeuchte, was bei großen Querschnitten aus BSH durch die Gradientenüberlagerung meist zu einer Reduktion der Kriechverformungen führt. [19]

Einfluss der Größe der Belastung

Das Belastungsniveau spielt für das Kriechverhalten des Holzes eine wichtige Rolle. Ab einem gewissen Wert kommt es zu Effekten des nichtlinearen Kriechens und einem sehr starken Anstieg der Verformungen. Bei reinem Kriechen, also einer konstant bleibenden Spannung, kann dies zum Versagen des Holzes führen. In Abbildung 4-69 ist dieser Effekt gut veranschaulicht. Bis zu einem gewissen Spannungsniveau nimmt die Zunahme der Verformung über die Zeit deutlich ab. Durch eine zu große Belastung kommt es zu Brüchen in der Holzstruktur und die Verformung nimmt keinen annähernd konstanten Wert an. In [19] wird eine Spannung von etwa 1/3 der Kurzzeitfestigkeit als Grenzwert beschrieben.

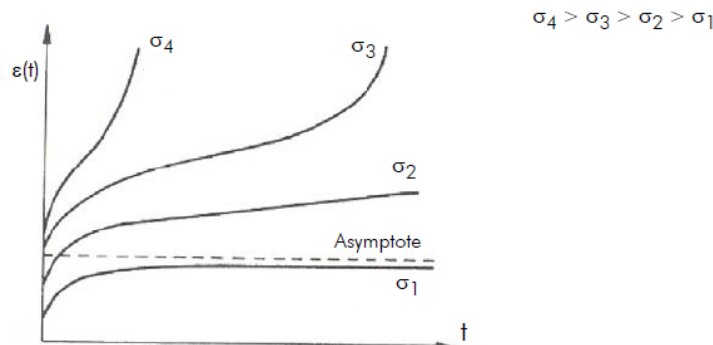


Abbildung 4-69: Einfluss des Spannungsniveaus auf die Kriechverformung, aus [19]

Kriechen des Klebstoffes

Die Vorspannkraft einer eingeklebten Gewindestange die extern vorgespannt wird, könnte durch das Kriechverhalten des Klebstoffes zusätzlich beeinflusst werden. In dieser Arbeit wird auf diesen Effekt jedoch nicht näher eingegangen.

4-20 ZUSAMMENFASSUNG DER LITERATURRECHERCHE

In einer umfangreichen Literaturrecherche wurde das Potenzial von Verbindungen mit axial beanspruchten, parallel zur Faser in Holz eingeklebten Gewindestangen aufgezeigt. Durch eine Abstimmung der Verbindungskomponenten Holz, Stahl und Klebstoff kann eine leistungsfähige und sehr steife Verbindung bei gleichzeitigem duktilen Versagen des Stahles konzipiert werden. Die mechanischen Eigenschaften der Verbindungskomponenten sowie das Verbundverhalten wurden detailliert beschrieben. Das Versagen einer solchen Verbindung kann durch zahlreiche Mechanismen hervorgerufen werden. Findet das Versagen im Holz oder Klebstoff statt, so ist dieses als spröde einzustufen. Ein, wie in Abschnitt 4-1 erläutert, anzustrebendes, duktileres Verhalten kann somit nur durch ein Versagen im Stahlquerschnitt erfolgen. Der Stahlbruch wird somit als gewollte Versagensart ermittelt.

Mittels den in Abschnitt 4-3 beschriebenen Herstellungsmethoden können sowohl vertikal in ein Bohrloch eingebrachte als auch liegend verklebte Verbindungen hergestellt werden. Das Entweichen von Luftblasen bei einer horizontalen Verklebung wird in der Literatur nicht thematisiert. Somit bleibt noch zu untersuchen, ob eine geforderte, luftblasenfreie Verklebung möglich ist. Die Bedeutung eines genauen Arbeitens und das richtige Mischverhältnis des Klebstoffes wurden als wichtiges Kriterium, auch aufgrund der noch mangelnden nachträglichen Qualitätskontrolle, erkannt. Der Kraftfluss vom Stahlstab in das Holz bzw. in umgekehrter Richtung wurde in Abschnitt 4-5 erläutert. Dabei wurden besonders die durch den Steifigkeitssprung hervorgerufenen Spannungsspitzen an Beginn und Ende der Verklebung und die in diesem Zusammenhang auftretenden großen Querkzugbeanspruchungen betrachtet. Die Ermittlung des Schubspannungsverlaufes entlang der Verklebung sowie der Spannungsspitzen für Pull-Pull und Push-Pull Beanspruchungen wurden anhand der Differentialgleichung, unter Annahme eines elastischen Verbundes, beschrieben. Mögliche geometrische Einflussparameter wurden auf Basis von Kenntnissen aus der Literatur diskutiert und deren Bedeutung für eine effektive Verbindung dargelegt. Die bereits erwähnten Querkzugspannungen am Beginn der Verklebung können, wie in Abschnitt 4-9.4 beschrieben, durch eine um die Länge l_{emb} vertiefte Verbundzone vom umliegenden Holz besser aufgenommen werden. Somit wird ein frühzeitiges Aufspalten des Holzes bei niedrigen Lastniveaus verhindert. Eine einheitliche Klebstofffugendicke konnte, da diese von den jeweiligen Klebstoffeigenschaften und Herstellungsverfahren abhängig ist, nicht eruiert, der diesbezügliche Schwankungsbereich jedoch auf 0,5 bis 4 mm eingegrenzt werden.

In einem umfangreichen Vergleich verschiedener Bemessungsansätze aus wissenschaftlichen Arbeiten der letzten Jahrzehnte, wurden in Abschnitt 4-16.10 die in den Bemessungen berücksichtigten Einflussfaktoren auf die Tragfähigkeit ermittelt. Die Vielzahl an Einflussgrößen, wie Durchmesser des Stabes, Bohrlochdurchmesser und Einklebelänge bzw. die Schlankheit als Verhältnis dieser beiden Größen zueinander sowie Klebstoffart und Rohdichte, zeigt zusammen mit der großen Anzahl an verschiedenen Bemessungsansätzen die Komplexität dieser Art der Verbindung auf. Der größte gemeinsame Nenner der recherchierten Gleichungen war die Abnahme der mittleren Schubfestigkeit der Verklebung mit Zunahme der Einklebelänge. Durch die vielen Bemessungsansätze mit unterschiedlichen Randbedingungen und Klebstoffsystemen überrascht das in Abschnitt 4-16.10 beschriebene Ergebnis einer Umfrage [99] nicht, die ein geringes Vertrauen sowie eine deutliche Unzufriedenheit der Befragten in Bezug auf normative Regelungen ergab. In derselben Studie wurde auch der große Bedarf an weiteren Forschungsvorhaben zu den Themen Steifigkeit, Randabstände, Verbindungsgruppen, Klebstoffeigenschaften, Belastungsdauer und Produktionskontrolle aufgezeigt.

Das geforderte bemessungsbestimmende Versagen der Stange auf Stahl(zug)bruch ist mit Kennwerten aus aktuellen nationalen Normen, wie etwa der ÖNORM B 1995-1-1 [76], ohne eine Reduktion des

Stahlquerschnittes für Einklebelängen unter 350 mm (M16) nicht möglich. Durch einen Vergleich der Tragwiderstände von Klebefuge, Gewindestange und Holzquerschnitt konnte der durch die Randabstände verursachte geringe Wirkungsgrad einer nach der ÖNORM B 1995-1-1 [76] bemessenen Verbindung aufgezeigt werden. Durch eine Reduktion der Randabstände, wie sie bereits in den Zulassungen Z-9.1-778 [58] und Z-9.1-791 [88] verankert sind, und der Anpassung des Gewindestangenquerschnittes kann, wie in Abschnitt 4-17.2 gezeigt, der Wirkungsgrad der Verbindung erheblich gesteigert werden. Somit können Verbindungen mit einem Wirkungsgrad von 94 % (unter statischer Belastung) konstruiert werden. Die Eignung eines Epoxidharzklebstoffes in den Klimabedingungen der Nutzungsklasse 2 konnte anhand von Forschungsberichten eruiert werden. Diese Ergebnisse müssen nun durch Versuche am zum Einsatz kommenden Klebstoffsystem, mit den gewählten geometrischen Parametern und Herstellungsverfahren der Verklebung, bestätigt werden. Die in Abschnitt 2-3 als wichtige Kenngröße für die Ermittlung der Systemschnittgrößen einer Windenergieanlage erkannte Verbindungssteifigkeit K_{ser} wurde beschrieben. Der Bedarf an weiteren Untersuchungen für eine quantitative Einschätzung der Werte sowie die Abhängigkeit von geometrischen Parametern wie Einklebelänge und Stabdurchmessers wurde durch die geringe Zahl an vorliegenden Ergebnissen aufgezeigt.

Das im Kapitel 3 beschriebene Ermüdungsverhalten von Holzwerkstoffen und Stahl führt, vor allem aufgrund der starken Kerbung der Gewindestangen, zu einem drastischen Verlust der Tragfähigkeit unter ermüdungswirksamen Beanspruchungen. Dieses Verhalten führte zu Überlegungen, die günstige Wirkung einer Vorspannung auf die Spannungsschwingbreite der Gewindestangen näher zu betrachten. Durch eine gezielte Vorspannung der Verbindung kann aufgrund des Steifigkeitsverhältnisses zwischen Holz und Stahl im vorgespannten Bereich die Spannungsschwingbreite des Stahles reduziert und höhere Systembeanspruchungen zugelassen werden. Der veränderte Kraftverlauf in der Verbindung wurde hergeleitet und in Abschnitt 4-19 ausführlich beschrieben. Für einen Einsatz als tragende Verbindung und zur Ermittlung der Einflüsse zufolge Holzfeuchteschwankungen und Relaxation, müssen allerdings noch weitere Versuche, welche die getätigten Annahmen bestätigen oder widerlegen, durchgeführt werden.

KAPITEL 5: MATERIAL UND METHODEN

Für eine Verbindung mit eingeklebten Gewindestangen, die ermüdungswirksamen Beanspruchungen ausgesetzt ist, bedarf es weiterer Untersuchungen in Form von experimentellen Prüfungen. Ziel ist es, einen hohen Wirkungsgrad der Verbindung bei einem Versagen des Stahlstabes zu erreichen. Der Ablauf dieser Prüfungen erfolgt über eine statische Optimierung der Verbindung mittels einer eventuellen Anpassung der Gewindestangengeometrie über Gruppenversuche hin zu Dauerschwingversuchen. Der zeitliche Aufwand dieser Prüfungen übersteigt dabei den Umfang dieser Arbeit, sodass hier nur ein Teil des Programms behandelt wurde. In diesem Kapitel werden in einem ersten Schritt die angestrebten Ziele und variierten Parameter der durchgeführten Untersuchungen für jede Prüfserie beschrieben. Im Weiteren werden die verwendeten Materialien, Herstellungsprozesse und Prüfkfigurationen sowie die Auswertung der Prüfdaten beschrieben.

5-1 PRÜFSERIEN UND ZIEL

Aus der Literaturrecherche (Absatz 4-17) ist zu entnehmen, dass es für eine wirkungsvolle Verbindung mit eingeklebten Gewindestangen einer Reduktion der Randabstände sowie einer Kontrolle der Festigkeiten in Bezug zur Herstellungsart bedarf. Für solch eine Reduktion der Randabstände wird zunächst eine Vergleichsserie zur Sicherstellung eines funktionierenden Produktionsprozesses und zur Klärung der Einflüsse von Rohdichte und Feuchte benötigt. Dabei kann der Einfluss der Einklebelänge, bezogen auf die genannten Parameter und den Durchmesser des Stabes, ermittelt werden. Ziel der durchgeführten Versuche war es, den Herstellungsprozess zu untersuchen und eine erste Vergleichsserie zur Beschreibung der erwähnten Einflüsse auf das gewählte System durchzuführen. Als direkte Schlussfolgerung der Literaturrecherche (Abschnitt 4-9.4) wurden alle Prüfkörper für eine Reduktion der Querkzugbelastung mit einer vertieften Einklebelänge l_{emb} ausgeführt. Um einen in der Praxis nicht umsetzbaren Produktionsprozess zu vermeiden, wurden alle Verklebungen an horizontal liegenden Holzkörpern angewandt. Dies ist von der Anwendung an großen Querschnitten der Holzbauteile, welche nicht stehend verarbeitet werden können, abgeleitet. Die durchgeführten Prüfungen lassen sich, wie in Tabelle 5-1 dargestellt, in vier Gruppen gliedern.

Tabelle 5-1: Einteilung der durchgeführten Versuchsserien

Serie	Art der Prüfung	Ziel	Variation
Herstellung und Kontrolle	Visuelle Prüfung der Verklebung	Einfluss verschiedener Herstellungsmethoden auf unterschiedliche Klebstoffe	Klebstoffsystem Abstandhalter Herstellung der Verklebung
Klebstoffvergleich	Belastungsversuch Pull-Pull	Vergleich von Klebstoffsystemen	Klebstoffsystem Dicke der Klebefuge
Stahlversuche	Belastungsversuch Pull-Pull	Kontrolle der (Stahl-) Zugtragfähigkeit der Stäbe	Stabdurchmesser
Einklebelänge	Belastungsversuch Pull-Pull	Einfluss der Einklebelänge und des Stabdurchmessers in Abhängigkeit der Rohdichte	Stabdurchmesser Schlankheit

5-1.1 HERSTELLUNG UND KONTROLLE

Der Herstellungsprozess von eingeklebten Gewindestangen stellt einen am „Institut für Holzbau und Holztechnologie“ an der TU Graz in der Vergangenheit noch nicht genauer untersuchten Prozess dar. So soll unter den gegebenen Randbedingungen ein funktionierender Ablauf mit Qualitätskontrollen ausgearbeitet werden. In diesem Zusammenhang stehen die Herstellung der Bohrungen, das Zentrieren des Stabes sowie das Einfüllen des Klebstoffes im Vordergrund. Verschiedene geometrische Einflüsse, wie Klebstoffdicke und Position der Einfülllöcher, sollen analysiert und für weitere Prüfungen fixiert werden. Die Lage der Prüfkörper wird für eine spätere Herstellung in Bauteilgröße als waagrecht gewählt. Eine daraus resultierende mögliche Luftblasenbildung in der Verklebung soll mittels visueller Kontrolle aller hergestellten Verklebungen und für jeden verwendeten Klebstoff untersucht werden. Als direktes Resultat der Literaturrecherche (Abschnitt 4-9.4) werden alle Prüfkörper mit einer versenkten Verbundzone ausgeführt. Dies soll einem Aufspalten der Prüfkörper bei niedrigem Lastniveau entgegenwirken.

5-1.2 KLEBSTOFFVERGLEICH

Für eingeklebte Gewindestangen existieren einerseits bereits zugelassene, aber auch sich in der Entwicklung befindende Klebstoffsysteme. Im Zuge der Vorversuche V6 soll eine Vergleichsserie mit gängigen Systemen aus Epoxidharz und Polyurethan sowie einer Neuentwicklung durchgeführt werden. Ziel ist es, ein geeignetes Klebstoffsystem mit passender Klebstofffugendicke zu wählen, das für die weiteren Untersuchungen angewandt werden soll. Die Probekörper sollen mit einer um $5 d$ versenkten Verbundzone hergestellt werden. Um eine mit der Hauptserie der Einklebelänge vergleichbare Serie zu prüfen, werden die Randabstände deutlich größer als $2,5 d$ gewählt. Die Holzfeuchte wird mit den maximalen Feuchtebedingungen der NK1 gewählt.

1 Gewindestange	M12
3 Klebstoffe	2K EPX Wevo Spezialharz EP 32S [95] 2K PUR Collano RP 3007 [111] „Sekundenkleber“ Fa. Nolax
2 Klebstoffdicken	1 mm, 2 mm
1 Holzgüte	BSH, Fichte GI24h
1 Einbindelänge	$7,5 d$ 90 mm (λ 6,4 - 5,6)
1 Randabstand	$5 d$ 120 x 120 mm
1 freie Einbindelänge	$5 d$ 60 mm
1 Holzfeuchte	~12 %
10 (6) Prüfungen je Serie	52 Prüfkörper

5-1.3 STAHLVERSUCHE

Für die Belastungsversuche der eingeklebten Gewindestangen wurde die Stahlfestigkeit 8.8 mit einer 0,2 %-Dehngrenze von 640 N/mm^2 und eine Zugfestigkeit von 800 N/mm^2 verwendet. Da es sich dabei um Mindestwerte handelt, können die tatsächlichen Festigkeiten über diesen Werten liegen. [52] Ein Stahlversagen während der Prüfungen der eingeklebten Gewindestangen hätte zur Folge, dass einerseits die Bruchlast der Verklebung nicht ermittelt werden kann und andererseits der Prüfaufbau, der Gewindestangen der gleichen Festigkeit aufweist, beschädigt werden könnte. Um dies zu vermeiden und gleichzeitig eine möglichst hohe Bruchlast der Verklebung durch eine lange Einklebelänge zu erreichen, wurden Pull-Pull-Versuche am Grundwerkstoff der Gewindestangen durchgeführt. Das Ziel dieser Versuche ist die Ermittlung der tatsächlichen Zugfestigkeit der drei Gewindestabdurchmesser. Hierzu wurden für die Gewindestangen des Types M12, M16 und M20 je sechs Probekörper geprüft.

5-1.4 HAUPTSERIE - EINZELSTAB

Die Einklebelänge der Gewindestangen stellt einen der wichtigsten Bemessungsparameter dar. Wie in Abschnitt 4-6.2 bereits gezeigt, ist der Verlauf der Schubspannungen entlang der Einklebelänge jedoch von vielen Parametern abhängig. Durch eine längere Verklebung konzentrieren sich die Spannungsspitzen am Anfang und Ende der Verbindung. So führt eine Erhöhung der Einklebelänge zu einer Reduktion der mittleren Verbundfestigkeit. In den Versuchsserien zur Einklebelänge wird das Tragverhalten von

horizontal hergestellten und mit einer versenkten Verbundzone versehenen Proben untersucht. Es soll gezeigt werden, dass diese Variante der Herstellung keinen negativen Effekt auf die Traglast hat. Außerdem stellt diese eine Vergleichsserie für alle zukünftigen Untersuchungen dar. Zur Beschreibung der Geometrie der Klebefläche soll die Schlankheit der Verklebung als Ausdruck des Bohrlochdurchmessers zur Einklebelänge als Vergleichswert zwischen den Stabdurchmessern gewählt werden. Als direkten Vergleich soll der Einfluss der Festigkeitsklasse des Holzes bzw. der damit zusammenhängende Einfluss der Rohdichte begleitend untersucht werden.

Die sich ergebenden Variationen sind im Folgenden aufgelistet und in Tabelle 5-2 dargestellt.

Parameter:

3 Gewindestangen	M12, M16, M20
1 Klebstoffdicke Zusammenfassung 7-1.6)	1 mm (siehe Auswertung der Vorversuche V6 in Abschnitt 7-1.6)
1 Klebstoff	2K EPX - WEVO Spezialharz EP 32 S [95]
2 Holzgüten	BSH Fichte GL24h, GL32h
4 Einbindelängen	7,5 d_h 10 d_h 12,5 d_h 20 d_h
1 freie Einbindelänge	5 d
1 Stahlgüte	8.8
1 Randabstand	4 d
1 Holzfeuchte	~12 %

Prüfkörper

10 Prüfkörper je Serie	Σ 150 Prüfkörper 70 Prüfkörper GL24h 80 Prüfkörper GL32h
2 Stangen je Prüfkörper	Σ 300 Gewindestangen

Tabelle 5-2: Prüfserien zur Einklebelänge

		Einklebelänge l_g			
		7,5 d_h	10 d_h	12,5 d_h	20 d_h
Durchmesser	12 mm	X*		X	
	16 mm	X	X	X	X
	20 mm	X		X	

Anmerkung: * Bereits in Voruntersuchung mit Einklebelänge 7,5 d durchgeführt

5-2 MATERIAL

In diesem Abschnitt werden die für die Prüfserien mit Pull-Pull Versuchen verwendeten Materialien und deren Bearbeitung beschrieben.

5-2.1 GEWINDESTANGE

Die zur Herstellung der Prüfkörper verwendeten Gewindestangen weisen lt. Bestellung die Festigkeitsklasse 8.8 auf. Durch die vergleichsweise hohe Stahlfestigkeit soll ein mögliches, im Rahmend er meisten Untersuchungen nicht angestrebtes Stahlversagen verhindert werden. Die verwendeten Durchmesser sind mit geometrischen und mechanischen Parametern in Tabelle 5-3 dargestellt.

Tabelle 5-3: Materialeigenschaften der verwendeten Gewindestangen nach [52]

Bezeichnung	Nenn- durchmesser [mm]	Nennspannungs- querschnitt [mm ²]	Zugfestigkeit R_m [N/mm ²]	0,2 % Dehngrenze [N/mm ²]	Mindest- bruchkraft [kN]
M12	12	84,3	800	640	67,4
M16	16	156,7	800	640	125
M20	20	244,8	800	640	203

Herstellung

Die für die Verklebung vorgesehenen Gewindestangen wurden im LKI der TU-Graz aus 3 m langen Gewindestangen zugeschnitten und die Schnittflächen dabei entgratet. Fetthaltige Rückstände wurden grob mit Druckluft abgeblasen. Vor dem Verkleben erfolgte eine oberflächliche Reinigung der Stäbe mit einem acetonhaltigen Reinigungsspray und einem mechanischen Abwischen entlang der Einklebelänge.

5-2.2 DISTANZHALTER

Zur Gewährleistung eines zentrischen Einbringens der Gewindestangen bzw. einer gleichmäßigen Dicke der Klebefuge wurden Abstandshülsen aus Stahl angefertigt. Die Herstellung erfolgte durch eine externe Firma, die betreffende Flachmuttern bis auf den Außendurchmesser der vorgesehenen Bohrung (d_h) abdrehete. In Abbildung 5-1 sind diese Abstandshülsen mit unterschiedlichen Durchmessern für unterschiedliche Klebstofffugendicken dargestellt. Es ist anzumerken, dass durch die genaue Herstellung der Hülsen und des Bohrloches auch eine Abdichtungswirkung durch die Hülse erzielt wird. Allerdings wird dadurch das Einbringen des Stabes deutlich erschwert.



Abbildung 5-1: Abgedrehte Muttern als Abstandshülsen mit unterschiedlichen Durchmessern

Herstellung

Das Aufbringen der Distanzhalter am Ende der Gewindestange erfolgte durch Aufdrehen per Hand. Um eine genaue Position der Hülse entlang der Stange und somit eine definierte Einklebelänge gewährleisten zu können, wurden die Hülsen mit Sekundenkleber am Stab angeklebt. In Abbildung 5-4 ist die Position der Hülse am Ende der Gewindestange gut ersichtlich.

5-2.3 EXTERNE ZENTRIERUNG

Eine externe Zentrierung und Abdichtung des Bohrloches in Form eines Kegelstumpfes wurde nach den Vorversuchen entwickelt. Diese Kegel wurden ebenfalls durch eine externe Firma aus Stahl vorgefertigt. Der Vorteil einer externen Zentrierung liegt im einfachen Einbringen des Stabes und einer besseren Abdichtung des Bohrloches. Durch seitliche Schlitze und einem zugehörigen Bit, konnte eine einfache Applikation realisiert werden. Dadurch ist ein einfaches Abschrauben nach dem Aushärten des Klebstoffes und eine Wiederverwenden möglich. Die verwendeten Kegelstümpfe mit dem entwickelten Bit sind in Abbildung 5-2 und Abbildung 5-3 dargestellt. Die Position auf der Gewindestange ist in Abbildung 5-4 ersichtlich.



Abbildung 5-2: Zentrierkegel für den Stangentyp M12



Abbildung 5-3: Bit und Zentrierkegel M12

5-2.4 ENTKOPPLUNG l_{emb}

Nach den ersten Pull-Pull Prüfungen wurde die Art der Sicherstellung einer verbundfreien Zone zwischen Holz und Stahl überdacht und geändert. Entlang der Versenkung l_{emb} wurde durch Aufbringen einer Trennschicht der mechanische Verbund zwischen Klebstoff und Gewinde verhindert. Diese Trennschicht wurde im Weiteren durch einen aufgesteckten Schrumpfschlauch realisiert. Dieses Verfahren ist zwar aufwändig, erfüllt aber den Zweck der Trennung ohne einen Verlust der Stahlfläche. Um den Schrumpfschlauch an den Stabquerschnitt anzulegen, wurde dieser an einer Heißluftpistole erwärmt, bis eine gleichmäßige und glatte Oberfläche entstand. Der angebrachte Schrumpfschlauch mit der Zentrierung sind in Abbildung 5-4 exemplarisch dargestellt.



Abbildung 5-4: M16 Gewindestange mit Zentrierkegel, Schrumpfschlauch und Distanzhülse

5-2.5 HOLZ

Der häufigste Einsatzort von parallel zur Faser eingeklebten Gewindestangen ist ihre Verwendung als steifes Verbindungselement von Trägern aus Brettschichtholz (BSH) aus Fichte (*Picea Abies*). So wurde in Absprache mit dem Projektpartner für die Prüfkörper der Pull-Pull-Prüfserien Fichten-BSH der Festigkeitsklassen GL24h und GL32h gemäß ÖNORM EN 14080 [103] gewählt. Um zwischen den verschiedenen Prüfkörpern bzw. Stabdurchmessern keine großen Schwankungen der Holzqualität zu riskieren und vergleichbare Prüfwerte zu erhalten, wurde für alle Einzelserien ein einheitliches Format als Grundträger gewählt. Die Grundträger, aus denen die Prüfkörper geschnitten wurden, wiesen demnach Abmessungen von $b / h / l = 160 / 400 / 4000$ mm auf.

Herstellung

Die Prüfkörper wurden mit einer Kreissäge aus den Grundträgern geschnitten und sägerau belassen. Dabei wurde auf eine effektive Verteilung der verschiedenen großen Körper geachtet, sodass wenig Verschnitt entstand. Dadurch sind einige Serien aus nur zwei Grundträgern und andere (vor allem größere Körper) aus mehreren Grundträgern geschnitten worden. Um eine Zuordnung der Prüfkörper zum Grundträger zu gewährleisten, wurden diese nummeriert und tabellarisch den Ursprungsträgern zugeordnet. Bei der Herstellung konnte aufgrund des Aufbaus des BSH (Anmerkung: es ist nur in seltenen Fällen von außen erkennbar, ob sich ein Wuchsmerkmal im Bereich der Verklebung befindet) und der Größe der Prüfkörper nur bedingt auf einen astfreien Zuschnitt Rücksicht genommen werden. Die Größe der Prüfquerschnitte wurde, um ein Holzversagen durch Aufspalten des Querschnittes zu verhindern, genügend groß mit einer

Kantenlänge von $8d$ gewählt. Dieser Wert repräsentiert die etwa 1,5-fachen Mindestabstände und liegt somit über jenen aus den in Abschnitt 4-14 erläuterten Normen und Zulassungen. Die Länge der Prüfkörper wurde für eine maximal mögliche Klebstoffdicke von 2 mm und den Beschreibungen in Abschnitt 4-9.8 mit einem Abstand zwischen den Gewindestangenenden von $1,4l_g$ gewählt. Die Probengrößen können Abschnitt 5-2.7 entnommen werden.

Sortierung

Für eine gleichmäßige Verteilung der Rohdichte wurden die Prüfkörper bei Prüfserien mit gleichen Abmessungen und gleicher Rohdichte vor der Herstellung der Verklebung in gleiche Gruppen sortiert. Diese Sortierung erfolgte an den zugeschnittenen Prüfkörpern nach deren Gewicht. Die Aufteilung wurde durch Zuweisung der nebeneinander liegenden Proben in zwei unterschiedliche Prüfserien durchgeführt. Bei Prüfkörpergeometrien, die nur einer Serie zugewiesen werden konnten, wurde keine Sortierung vorgenommen.

Bohrungen

Zur Herstellung der Verklebung sind einerseits die Einfüll- und Entlüftungslöcher und andererseits die eigentliche Bohrung in welche die Gewindestange geklebt wird, erforderlich. Zunächst wurden die Einfüll- und Entlüftungslöcher für die Klebstoffapplikation von der Oberseite des Probekörpers mit einer Ständerbohrmaschine mit Durchmesser 8 mm gebohrt. Für eine optimale Verklebung mit der noch reaktionsfreudigen Bohrlochoberfläche, wurde die anschließend hergestellte Bohrung für die Gewindestange zeitnahe, meist 1-2 Stunden vor der Verklebung, gebohrt. Diese genau zentrisch im Hirnholz der Prüfkörper platzierte Bohrung wurde, für einen horizontalen und geraden Verlauf, zunächst an einer Langlochbohrmaschine mit einem Spiralbohrer bis in eine Tiefe von ca. 100-120 mm vorgebohrt. Der Durchmesser dieses Bohrers wies bereits den Enddurchmesser d_h auf. Anschließend wurden die Probekörper auf eine Arbeitsfläche geklemmt und die Bohrung per Handbohrmaschine mit einem Schlangenbohrer bis zur endgültigen Bohrtiefe erweitert. Um eine Schwächung der Verklebung durch Bohrrückstände zu vermeiden, wurden das Bohrloch und die Einfüll- und Entlüftungslöcher mehrmals mit Druckluft ausgeblasen.



Abbildung 5-5: Langlochbohrmaschine zur Herstellung einer zentrischen Bohrung

Konditionierung

Die Konditionierung der Holzfeuchte erfolgte in Anlehnung an ÖNORM EN 1382 [112] in der Klimakammer des LTC bei $(20 \pm 2)^\circ\text{C}$ und $(65 \pm 5) \%$ relativer Luftfeuchtigkeit. Die zugeschnittenen Prüfkörper wurden dabei über mehrere Wochen bis zum Erreichen einer Ausgleichfeuchte von rund 12 % konditioniert, bevor die Verklebung erfolgte. Während der Aushärtung des Klebstoffes wurden alle Proben erneut in der Klimakammer gelagert. Die Aushärtezeit betrug gemäß Zulassung [95] mindestens 10 Tage. Die Prüfkörper, welche vor den Prüfungen klimatischen Bedingungen entsprechend NK2 gemäß EC 5 ausgesetzt waren, wurden nach 10 Tagen in der Klimakammer bei $(20 \pm 2)^\circ\text{C}$ und $(65 \pm 5) \%$ relativer Luftfeuchtigkeit in eine andere Klimakammer des LTC bei $(20 \pm 2)^\circ\text{C}$ und $(80 \pm 5) \%$ relativer Luftfeuchtigkeit bis zum Zeitpunkt der Prüfung gelagert.

5-2.6 KLEBSTOFF

Aus der Literaturrecherche gehen zwei aktuell übliche Klebstoffsysteme für den Einsatz mit eingeklebten Gewindestangen hervor, vgl. Abschnitt 4-15. Diese sind 2K-Epoxidharze und 2K-Polyurithanklebstoffe. Für die durchgeführten Untersuchungen wurden Vertreter dieser beiden Klebstoffsysteme untersucht und die dabei bestimmten Kennwerte mit jenen eines dritten Klebstoffs, welcher in weiterer Folge als „Sekundenkleber“ bezeichnet wird, verglichen. Die wesentlichen Informationen zu diesen Klebstoffsystemen sind in Tabelle 5-4 aufgelistet.

Tabelle 5-4: Im Rahmen der Untersuchungen verwendete Klebstoffsysteme

Eigenschaft	WEVO-Spezialharz EP 32 S mit Härter B 22 TS [56]	Collano RP 3007 [111]	Fa. Nolax
Typ	2 Komponenten Epoxidharz	2 Komponenten Polyurethan	„Sekundenkleber“
Aushärtezeit ruhend	10 h	48 h	< 1 Min
Aushärtezeit bis zur Erstbelastung	20 h		
Aushärtezeit bis zur Vollbelastung	10 Tage		
Zulassung	Z-9.1-705 [88]	Nein	Nein

Das WEVO Spezialharz EP 32 S [95] repräsentiert ein für diese Anwendung bereits zugelassenes Klebstoffsystem. Eine nähere Beschreibung der betreffenden, deutschen bauaufsichtlichen Zulassung ist in Abschnitt 4-15.3 enthalten. Die Applikation erfolgt in kleinen Mengen durch 2K-Kartuschen, die per Handpistole oder pneumatisch mit einem Statikmischer, vermischt werden. Die im Zuge dieser Arbeit verklebten Gewindestangen wurden mit 2K-Kartuschen per Handpistole, wie in Abbildung 5-6 dargestellt, verklebt.



Abbildung 5-6: Handpistole mit WEVO Spezialharz EP 32 S [95] 2K-Kartusche und Statikmixer

Der Polyurethanklebstoff Collano RP 3007 [111] weist ein breites Haftspektrum und eine erhöhte Temperaturbeständigkeit auf. Er wurde allerdings noch nicht für die Anwendung von eingeklebten Gewindestangen bauaufsichtlich zugelassen. Die Firma Collano sieht darin jedoch ein großes Potenzial und stellte eine 6 kg Klebstoffprobe für die hier erläuterten Untersuchungen probeweise zur Verfügung. Da diese in zwei getrennten Gebinden verpackt und ohne geeignete Einspritzvorrichtung geliefert wurde, erfolgte die Mischung per Hand. Die zwei Komponenten wurden nach dem vorgegebenen Mischverhältnis eingewogen und in einem Gefäß verrührt, bis der Klebstoff eine gleichmäßige Farbe annahm. Um das Eintragen von Luftblasen durch ein druckloses Einschütten des Klebstoffes zu vermeiden, wurden leere 1K Spritzkartuschen mit dem angerührten Klebstoff gefüllt und dieser per Hand eingespritzt.



Abbildung 5-7: Collano RP 3007 [111] Gebinde der Komponente A und Komponente B

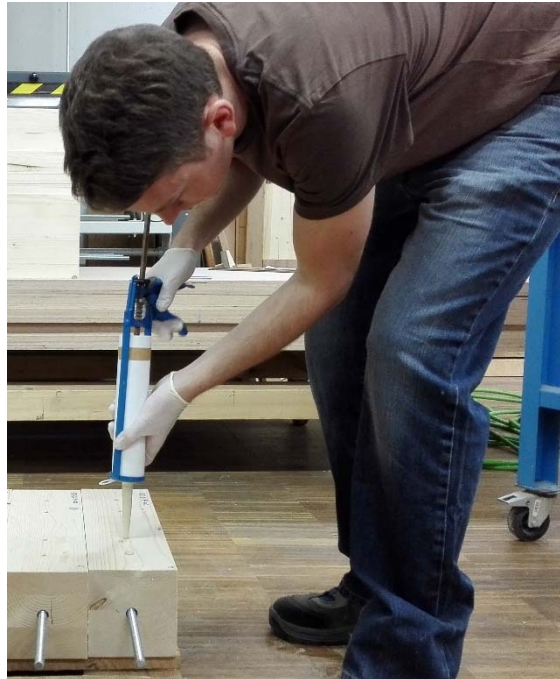


Abbildung 5-8: Ein Komponenten Kartusche und Kartuschenpistole

Durch einen Kontakt zur Firma Nolax konnte ein weiteres innovatives Klebstoffsystem in die Untersuchungen aufgenommen werden. Der betreffende Klebstoff („Sekundenkleber“) wird über eine stationäre Einpressvorrichtung in das Bohrloch gepresst und härtet in wenigen Sekunden aus. Lt. Angaben der Firma Nolax kann die Klebefuge sofort voll belastet werden. Bei einwandfreier Funktion stellt dies Vorteile in Bezug auf Verarbeitungs- und Vorhaltezeiten in der Produktion dar. Aufgrund der stationären Anlage war es nicht möglich, die Verklebungen an der TU Graz durchzuführen. Stattdessen wurden die Prüfkörper zur Firma Nolax geschickt und vor Ort gebohrt und verklebt.

5-2.7 PRÜFKÖRPER

An dieser Stelle ist ein Verzeichnis aller Serien, welche Belastungsversuche beinhalteten, inklusive Prüfkörperbezeichnung abgebildet. Eine Beschreibung der einzelnen Serien erfolgt im Abschnitt 5-1.

Die verwendeten Indizes stehen dabei für:

V	Vorversuch
1 2	Klebstofffugendicke
E	Epoxidharz (WEVO)
P	Polyurethan (Collano)
N	Klebstoff der Fa. Nolax
F1	Fichte GL24h
F2	Fichte GL32h
12 / 16 / 20	Stabdurchmesser d in mm
90 / 175...	Einklebelänge l_g

Die geometrischen Parameter der Prüfkörper sind in Abbildung 5-9 dargestellt.

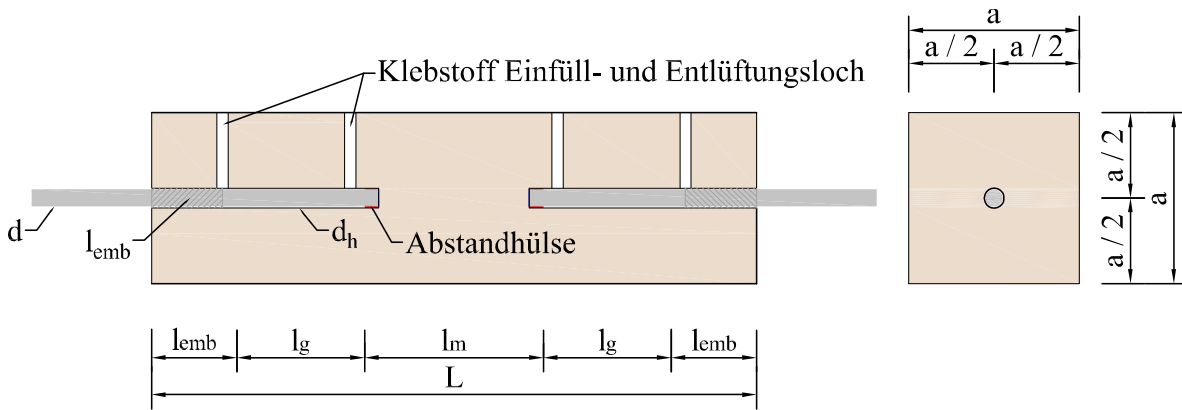


Abbildung 5-9: Längs- und Querschnitt eines Prüfkörpers

Abstandshülse Linie der Stange

Vorprüfung; V6

Table 5-5: Prüfkörpergeometrien der Prüfserie V6 GL24h

Serie	d [mm]	l_g [mm]	l_{emb} [mm]	a [mm]	d_h [mm]	L [mm]
V6-1-E	12	90	60	120	14	430
V6-2-E	12	90	60	120	16	430
V6-1-P	12	90	60	120	14	430
V6-2-P	12	90	60	120	16	430
V6-1-N	12	90	60	140	14	430
V6-2-N	12	90	60	140	16	430

Prüfserie Stahlstäbe; V7

Table 5-6: Prüfkörpergeometrien der Prüfserie V7 Gewindestangen 8.8

Serie	d [mm]	l [mm]
M12-8.8-f-tens	12	400
M16-8.8-f-tens	16	400
M20-8.8-f-tens	20	400

Prüfserie Einklebelänge Fichte GL24h; F1
Tabelle 5-7: Prüfkörpergeometrien der Prüfserie F1 Einklebelänge GL24h

Serie	d [mm]	l _g [mm]	l _{emb} [mm]	a [mm]	d _h [mm]	L [mm]
F1-12-90*						
F1-12-175	12	175	60	100	14	800
F1-16-135	16	135	80	128	18	670
F1-16-180	16	180	80	128	18	840
F1-16-225	16	225	80	128	18	1010
F1-16-360	16	360	80	128	18	1520
F1-20-165	20	165	100	160	22	812
F1-20-275	20	275	100	160	22	1220

Anmerkung: *bereits in Vorversuchen enthalten (V6-1-E)

Prüfserie Einklebelänge Fichte GL32h; F2
Tabelle 5-8: Prüfserie Einklebelänge GL32h

Serie	d [mm]	l _g [mm]	l _{emb} [mm]	a [mm]	d _h [mm]	L [mm]
F2-12-90	12	90	60	100	14	530
F2-12-175	12	175	60	100	14	800
F2-16-135	16	135	80	128	18	670
F2-16-180	16	180	80	128	18	840
F2-16-225	16	225	80	128	18	1010
F1-16-360	16	360	80	128	18	1520
F2-20-165	20	165	100	160	22	812
F2-20-275	20	275	100	160	22	1220

5-3 METHODEN

Im folgenden Abschnitt werden die Prüfkonfigurationen sowie Methoden zur Auswertung der im nächsten Kapitel beschriebenen Prüfdaten erläutert.

5-3.1 „PULL-PULL“ EINGEKLEBTE GEWINDESTANGE

Die an den eingeklebten Gewindestangen durchgeführten statischen Pull-Pull-Prüfungen wurden an der Prüfmaschine „GeZu“ des „Institutes für Holzbau und Holztechnologie“ der TU-Graz durchgeführt. Es handelt sich um eine horizontale, kraftgesteuerte Zugprüfmaschine des Typs „lignum_z_850“ (GeZu), mit

einer maximalen Prüfkraft von 850 kN. Der Prüfaufbau ist in Abbildung 5-10 sowie Abbildung 5-11 dargestellt und weist beidseitig verankerte Gewindestangen, die über Koppelmuttern mit den Prüfkörpern verbunden sind auf. Die Längsachse der Prüfmaschine verläuft von Osten (O / Ost) nach Westen (W / West). Das östliche Lager der Maschine stellt ein unverschiebliches Lager da. Die Kraft und Verformung wird durch zwei hydraulische Zylinder am westlichen Lager aufgebracht. Diese Lager erfährt eine horizontale Verschiebung mit einem maximalen Verschiebeweg von 120 mm. Die Kraftmessung erfolgt über zwei Kraftmessdosen am Festlager im Osten und wird zur Gesamtprüflast addiert.

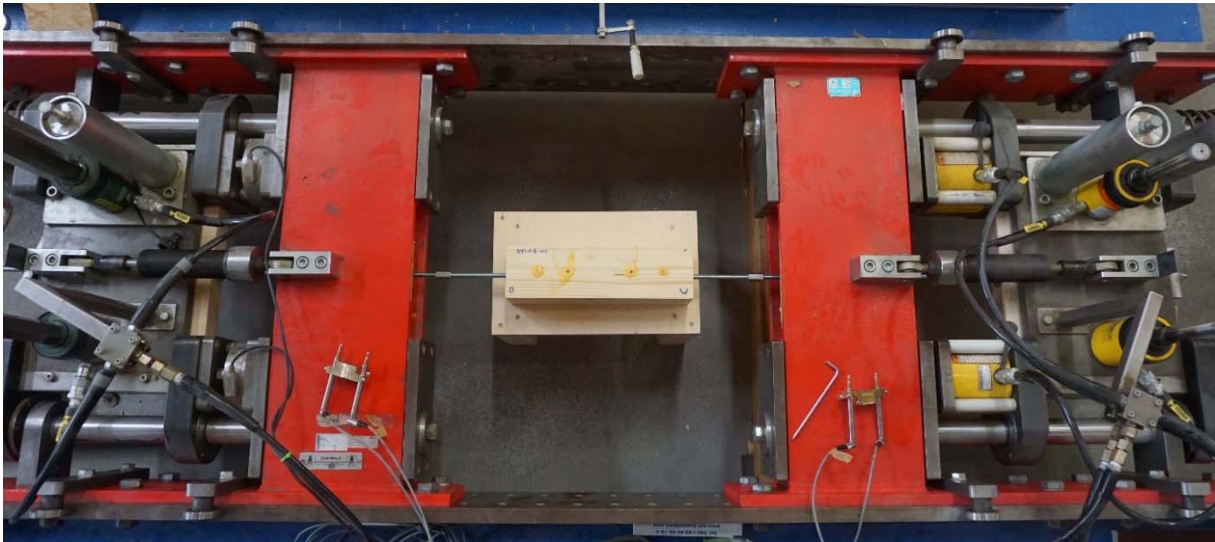


Abbildung 5-10: Prüfmaschine „lignum_z_850“ (GeZu)



Abbildung 5-11: Statisches System des Pull-Pull Prüfaufbaues der Prüfmaschine GeZu

Es erfolgt eine lokale Wegmessung zwischen Gewindestab und Hirnholzfläche des Holzes, um die lokale Steifigkeit der einzelnen Verbindungen ermitteln zu können. Die Messung wird mittels Wegaufnehmer durchgeführt. Die Anordnung der Wegaufnehmer (WA) kann Abbildung 5-12 entnommen werden. Es wurde speziell für diese Versuche eine Halterung (gelb dargestellt) für jeden Gewindestangen-Durchmesser angefertigt. Aus geometrischen Randbedingungen entstehen unterschiedlich große Abstände der Wegaufnehmer zum Rand der Verklebung. Die Abstände sind zusammen mit den Abständen der Klemmung an der Gewindestange in Tabelle 5-9 zusammengefasst.

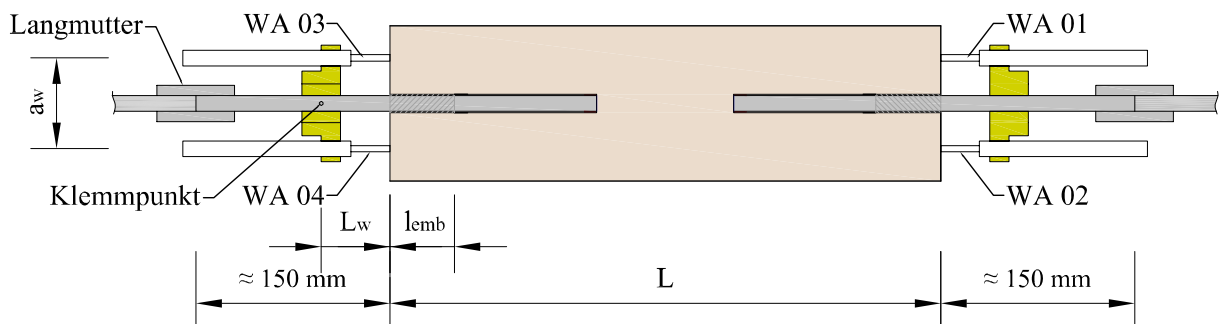


Abbildung 5-12: Anordnung und geometrische Größen der lokalen Wegmessung

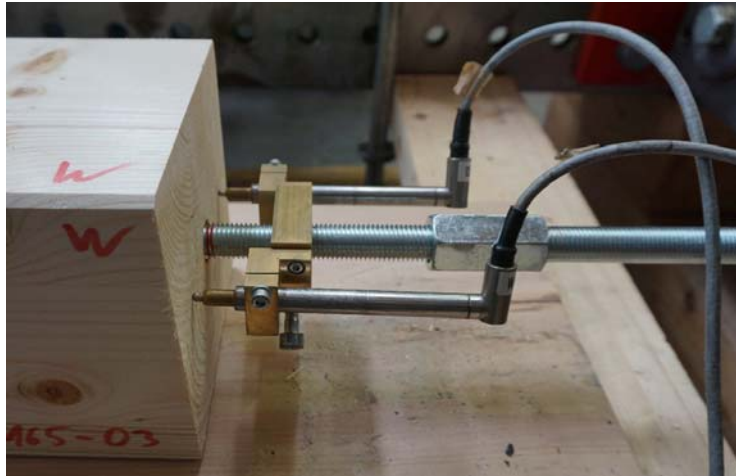


Abbildung 5-13: lokale Wegmessung während der Pull-Pull-Prüfung

Tabelle 5-9: Abstände der Wegmessung

	M12	M16	M20
a_w [mm]	70	87	95
L_w [mm]	40,5	46,5	46,5

5-3.2 AUFSPALTEN DER PRÜFKÖRPER

Nach den statischen Prüfungen wurden die Bruchkörper aufgespalten, um den genauen Versagensmechanismus zu untersuchen. Hierfür wurden mit einer Kreissäge zwei Schlitze entlang der Verklebung geschnitten und die Probe mit Kleien gespalten. Bei den bereits versagten Verbindungen konnte die Gewindestange mit dem Klebstoff leicht aus der Bohrung herausgelöst werden.

Die Verklebungen der noch intakten Probekörperseite wurden auf dieselbe Weise aufgespalten. Dabei versagte die Klebstoffuge auf einer Seite der halbierten Probe und hinterließ immer einen Holzteil ohne Klebstoff und ohne Gewindestange. Im zweiten Teil befand sich die Gewindestange mit Holzfasern auf der Verklebung hin zum anderen Holzkörper. Da auf dieser Seite der gespaltenen Probe der Adhäsionsverbund zwischen Klebstoff und Holz noch nicht versagt hatte, musste die Gewindestange mechanisch aus dem Bohrloch gelöst werden. Dabei versagte der Klebstoff der Länge nach auf Zug. So teilte sich die Verklebung in manchen Fällen in zwei Teile. Die Verklebungen der Vorversuche wurden anschließend durch Anschleifen von den Holzfasern befreit. Dies ließ eine Beurteilung der nun sichtbaren Luftblasen zu. In Abbildung 5-14 ist ein Beispiel einer aufgespaltenen Probe dargestellt.



Abbildung 5-14: Beispiel einer aufgespaltenen Probe aus Vorversuch 3

5-3.3 SCHIEFSTELLUNG DER GEWINDESTANGE

Die extern verklebten Prüfkörper der Serie V6-x-N wiesen eine sichtbare Schiefstellung der Gewindestangen auf. Aus diesem Grund wurde für diese Serie der Winkel zwischen Stabachse und Probekörperachse gemessen. Es wurden die horizontalen und vertikalen Abstände zwischen Prüfkörperachse und Mittelpunkt des Stabendes (15 cm außerhalb des Prüfkörpers) gemessen und in eine richtungsunabhängige Neigung in ° umgerechnet.

5-3.4 MERKMALE DER VERKLEBUNG

Alle Verklebungen wurden nach dem Aufspalten gründlich untersucht und Merkmale entlang der Verklebung aufgenommen. Die dokumentierten Merkmale beziehen sich nur auf die Verklebung bzw. die Bohrlochmantelfläche. Dabei wurden größere Luftblasen in der Verklebung, Äste, Mark, Harzgallen sowie zu lange Verklebungen festgehalten. Im Anhang B sind alle Merkmale in tabellarischer Form den einzelnen Verklebungen zugeordnet. Hier sollen die aufgetretenen Merkmale beschrieben werden.

Große Luftblase in der Verklebung (L)

Durch die horizontale Herstellung der Probekörper konnten Luftblasen, die während dem Verkleben entstanden, teilweise nicht mehr aus der Verbundzone entweichen. Als „große“ Luftblasen wurden Luftblasen über 5 mm Länge eingestuft. Somit gelten Luftbläschen, die an den Gewindegängen der Gewindestangen entstehen, nicht als „große“ Luftblase und wurden an den belasteten Prüfkörper nicht dokumentiert. Luftblasen weisen im Vergleich zu Bruchflächen eine sehr glatte Oberfläche des Klebstoffes und weiche Ausrundungen an den Rändern der Luftblase auf. Dies wird durch den hydrostatischen Druck des Klebstoffes während der Herstellung hervorgerufen. In Abbildung 5-15 sind zwei Beispiele für „große“ Luftblasen dargestellt und mit einer roten Markierung gekennzeichnet.

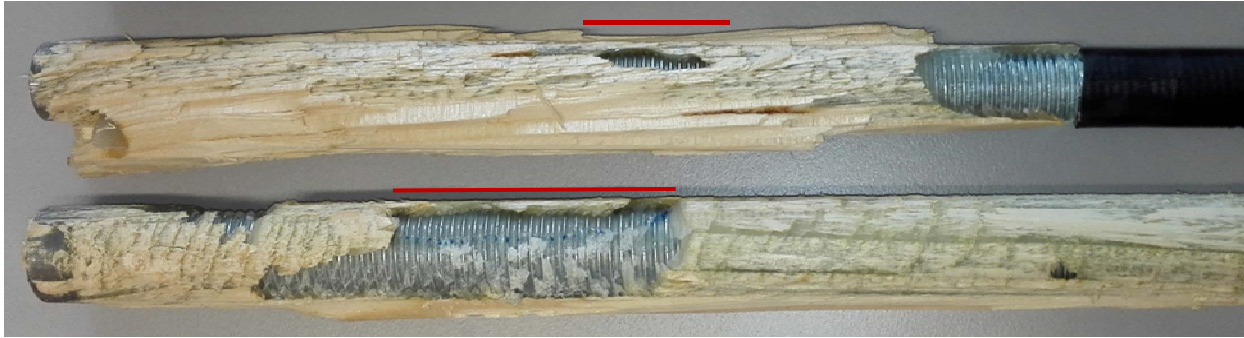


Abbildung 5-15: Beispiele für Luftblasen in der Verklebung

Ast in der Mantelfläche der Verklebung (Ast)

Das Material der Probekörper besteht aus BSH mit mindestens drei Vollholzlamellen. Da die Gewindestangen in die mittlere Lamelle eingeklebt wurden, konnte die Astfreiheit der Verklebung vorab nicht ermittelt werden. Durch die erhöhten mechanischen Eigenschaften von Ästen kommt es zu einer Konzentration der Schubspannungen und die Verbindung erreicht höhere Traglasten. Für die Auswertung wurden nur als „groß“ eingestufte Äste entlang der Verbundzone Klebstoff-Holz gewertet. Kleine Äste unter 5 mm Durchmesser und die Schrägfasrigkeiten neben Ästen, die knapp neben der Verbundzone im Prüfkörper zu liegen kamen, wurden somit nicht als Ast gewertet. Diese scheinen in der Auswertung nicht auf. In Abbildung 5-16 sind Beispiele für als Ast eingestufte Probekörper abgebildet.



Abbildung 5-16: Beispiel eines Astes in der Verklebung

Mark entlang der der Mantelfläche der Verklebung (M)

In einigen wenigen Fällen tangierte das Bohrloch das Mark des Holzkernes. Die niedrigen mechanischen Eigenschaften des Markes könnten einen Einfluss auf die Traglast der Verbindung haben und wurden dokumentiert. In Abbildung 5-17 sind Beispiele für Mark entlang der Mantelfläche der Verklebung gezeigt.



Abbildung 5-17: Beispiel einer Probe mit Mark entlang der Verklebung

Harzgalle entlang der der Mantelfläche der Verklebung (H)

Das Auftreten einer Harzgalle entlang der Verklebung wurde ebenfalls dokumentiert. In der Auswertung wurde dieses Merkmal nicht ausgeschieden. In Abbildung 5-18 ist ein Beispiele einer Harzgalle gezeigt.



Abbildung 5-18: Beispiel einer Harzgalle

Zu lange Einklebelänge (>lg)

In den Vorversuchen V6 entstanden, aufgrund der Undichtheit der Abstandhalter, teilweise zu lange Verklebungen. Durch den Einfluss der Einklebelänge auf die Traglast konnten diese Verklebungen für die Auswertung nicht verwendet werden. In Abbildung 5-19 ist ein Beispiel einer zu langen Verklebung dargestellt. Der Rot markierte Bereich befindet sich außerhalb des Abstandhalters.



Abbildung 5-19: Beispiel einer zu langen Verklebung

5-3.5 VERSAGENSART

Die Versagensart der Verklebungen bzw. der Verbindungen wurden, wie auch die Merkmale der Verklebung, nach dem Aufspalten der Bruchflächen aufgenommen und dokumentiert. Dabei wurde in folgende Versagensarten unterschieden:

Stahlbruch, Aufspalten des Holzes, Schubbruch im Holz, reinem Kohäsionsbruch des Klebstoffes, kombiniertes Versagen aus Schubbruch im Holz und Kohäsionsbruch des Klebstoffes, Adhäsionsversagen zwischen Klebstoff und Holz.

Die Versagensarten der gebrochenen Verbindungen sind hier mit ihren Brucheigenschaften und Abkürzungen „()“ beschrieben und in Tabellarischer Form in Anhang B enthalten.

Stahlbruch (St)

Die Gewindestange versagt im Nettoquerschnitt auf Zug. Dieses Versagen kündigt sich aufgrund des plastischen Bruchverhaltens der Stahlstange durch große Verformungen an. Die Verklebung bleibt dabei intakt.

Aufspalten des Holzes (A)

Die entstehenden Querkraftkräfte führen zu einem plötzlichen Versagen des Holzes. Es kommt zum Aufspalten der Stirnfläche und die Gewindestange wird aus dem Holz gezogen. In Abbildung 5-20 ist ein aufgespaltener Prüfkörper beispielhaft dargestellt.

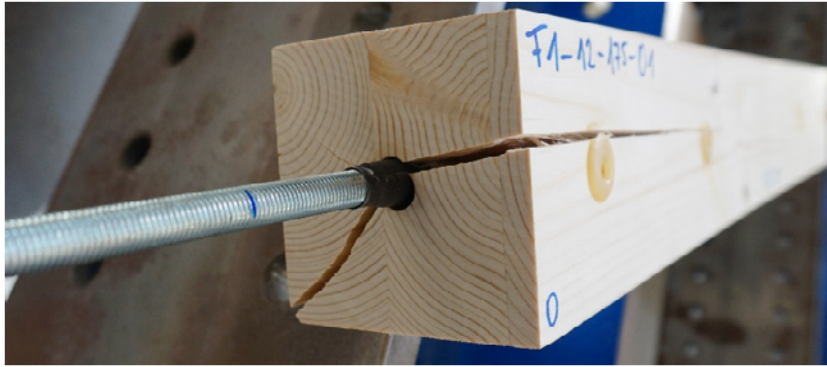


Abbildung 5-20: Beispiel eines aufgespaltenen Prüfkörpers

Schubbruch im Holz (S)

Das Holz versagt infolge der Schubspannungen entlang der Klebefuge. Die Gewindestange wird zusammen mit der intakten Verklebung, die Holzfasern über die gesamte Einklebelänge aufweist, herausgezogen. Aufgrund der Inhomogenität des Holzes mit lokalen Festigkeitsschwankungen tritt das Versagen teilweise in einiger Entfernung zur Klebefuge auf. Dies hat zur Folge, dass nicht nur einzelne Holzfasern, sondern ein Holzblock aus dem Prüfkörper ausgezogen wird. In Abbildung 5-21 ist die Bruchfläche eines Schubbruches exemplarisch dargestellt.



Abbildung 5-21: Beispiel zweier durch Holzschubbruch versagter eingeklebter Gewindestangen

reiner Kohäsionsbruch des Klebstoffes (K)

Bei einem Kohäsionsversagen in der Verklebung, versagt der Klebstoff entlang der Gewindestange, da hier die größte Schubbeanspruchung besteht. Die Gewindestange wird ohne Holzfasern und nur mit wenigen Klebstoffresten aus dem Probekörper gezogen. In Abbildung 5-22 ist zur Veranschaulichung ein Beispiel einer während der Prüfung nicht versagten Verklebung gezeigt. Die Gewindestange wurde aus einer intakten Verbindung zur Untersuchung der Verklebungsmerkmale gelöst und zeigte dabei ein dem Kohäsionsversagen ähnliches Bild.



Abbildung 5-22: Beispiel eines möglichen Kohäsionsversagens des Klebstoffes (Das Bild zeigt keine Bruchfläche sondern wurde an einer nicht gebrochenen Verklebung die mechanisch gespalten wurde erstellt.)

Kombiniertes Versagen aus Schubbruch im Holz und Kohäsionsbruch des Klebstoffes (S&K)

Das kombinierte Versagen, bestehend aus einem Schubbruch des umliegenden Holzes und einem Kohäsionsversagen des Klebstoffes, wurde als eigene Versagensart definiert. Die Anteilmäßige Verteilung der beiden Versagensarten S und K wurde dabei nicht erfasst. In Abbildung 5-23 ist ein Beispiel ein solches kombiniertes Versagen dargestellt.



Abbildung 5-23: Beispiel eines Mischbruches aus Schubbruch im Holz und Kohäsionsversagen des Klebstoffes

Adhäsionsversagen zwischen Klebstoff und Holz (Ad)

Ein Adhäsionsversagen zwischen dem Klebstoff und der Bohrlochoberfläche des Holzes kann entlang der gesamten Einklebelänge oder zusammen mit anderen Versagensarten nur in gewissen Bereichen auftreten. Einer dieser Bereiche stellen Äste die höhere Schubfestigkeiten als das umgebende Holz aufweisen dar. In Abbildung 5-24 ist eine Beispiel eines solchen Mischbruches dargestellt. Der auf Adhäsion versagte Bereich in der Mitte der Abbildung zeigt eine durch einen Ast hervorgerufene glatte Fläche des Klebstoffes. Es kommt zu keinem Bruch des Klebstoffes, sondern der Stab wird ohne Holzfasern aus dem Prüfkörper gezogen.



Abbildung 5-24: Beispiel eines teilweisen Adhäsionsversagens

5-3.6 „PULL-PULL“ STAHLVERSUCHE

Die statischen Pull-Pull-Stahlprüfungen an Gewindestangen wurden in Anlehnung an ÖNORM EN 14592 [113] an der Universalprüfmaschine lignum_uni_275 („Zwick“) der Marke Zwick / Roell durchgeführt. Es handelt sich um eine weggesteuerte Vertikalprüfmaschine mit einer Maximallast von 275 kN. Die Einspannung der Gewindestangen erfolgte mittels passender Klemmkeile, die vor dem Start der Prüfung über eine externe Hydraulik, siehe Abbildung 5-11, aktiviert wurden. Die Klemmkraft wurde dabei an die Prüflast angepasst. Um die in der ÖNORM EN 14592 [113] geforderte Prüfzeit von 10 ± 5 Sekunden einzuhalten, wurde der Maschinenweg auf 1,5 mm/s eingestellt. Es erfolgte eine Kraftmessung durch die Prüfmaschine. Auf eine Wegmessung wurde aufgrund der nicht vorhersehbaren Bruchstelle und der damit einhergehenden Gefährdung der Messinstrumente verzichtet.

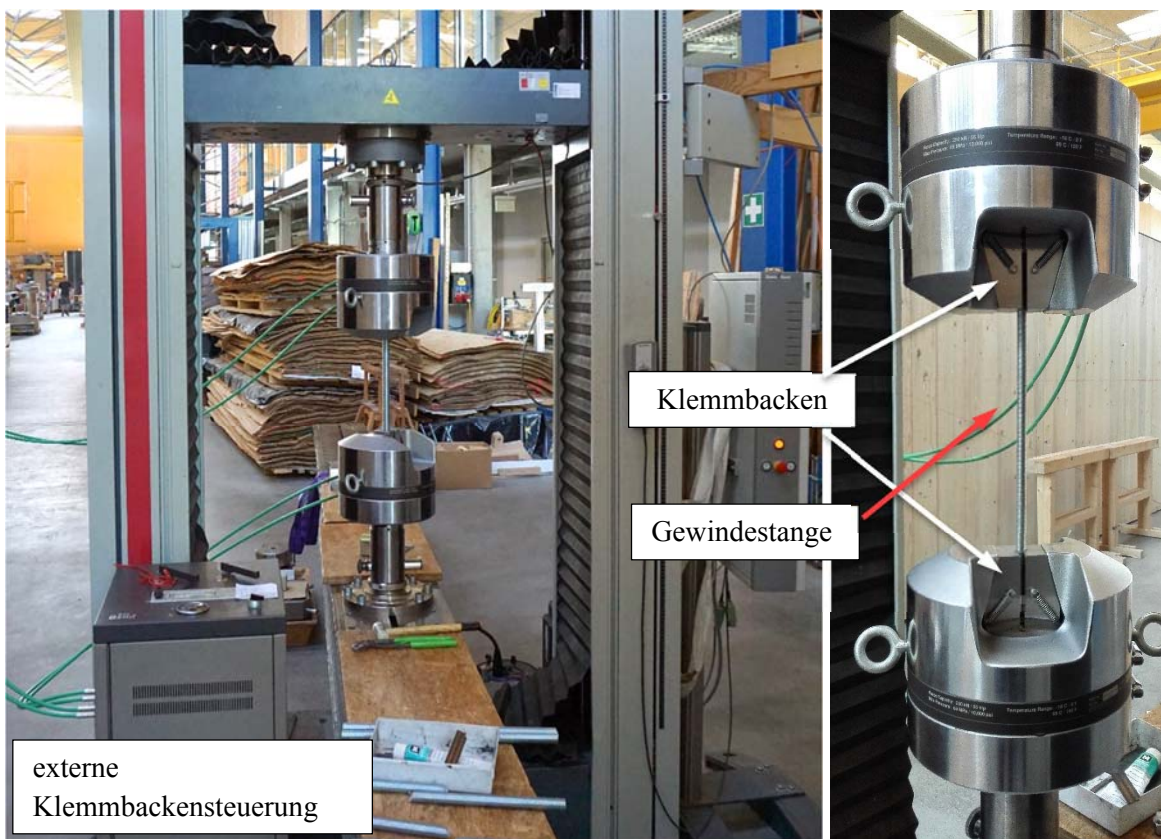


Abbildung 5-25: Prüfkongfiguration der statischen Stahlprüfungen der Prüfmaschine „Zwick“

5-3.7 AUSWERTUNG MERKMALFREIE PROBEN

Die Auswertung der Prüfwerte der statisch geprüften Prüfkörper wurde nur an als „merkmalfreie“ eingestuftem Prüfkörpern ausgewertet. Prüfkörper die nach Abschnitt 5-3.4 große Äste oder eine zu lange Verklebung in der versagten Verbindung aufwiesen, wurden nicht mit Ausgewertet. Der Probekörper V6-2-N-05 wies durch die Hauptbohrung durchgebohrte Klebstoffein- und austrittslöcher auf und wurde als Fehlverklebung aussortiert.

5-3.8 ROHDICHTE

Die Ermittlung der Rohdichte ρ bzw. der Rohdichte bei 12 % Holzfeuchte ρ_{12} , erfolgte an Kleinproben nach den Zugprüfungen. Die Darrprobekörper wurden aus dem Bereich l_m zwischen den Gewindestangen aus den Prüfkörpern geschnitten. Die Größe der Proben variierte je Serie bzw. je Stabdurchmesser. Bei den Vorprüfungen V6 wurden 25 ± 5 mm dicke Scheiben des gesamten Querschnittes gewählt. Um eine genauere Bestimmung der Rohdichte im Bereich der Verklebung zu ermöglichen, wurde für die Bestimmung der Rohdichte bei den Versuchsserien F1 und F2 die beschriebenen Querschnittsscheiben auf einen Querschnitt von $4 d \times 4 d$ um die Verklebung reduziert.

Nach dem Abwiegen der feuchten Proben und Vermessen des Volumens, wurden die Darrproben gemäß ÖNORM ISO 3130 [114] in einem Darrofen bei $(103 \pm 2)^\circ\text{C}$ getrocknet, bis der Massenunterschied zwischen zwei Wiegunen, die im Abstand von 2 h erfolgten, geringer als 0,1 % war. Das Trockenwiegen erfolgte unmittelbar nachdem die Probe aus dem Darrofen geholt wurde. Die Rohdichte bzw. die Rohdichte bei 12 % Holzfeuchte, wurde mit den Bestimmungsgleichungen (5.1) nach ÖNORM ISO 3131 [115] ermittelt. Da die Holzfeuchten der einzelnen Prüfkörper nicht genau 12 % betragen, wurde die Rohdichte, wie in ÖNORM EN 384 [116] beschrieben, nach Gleichung (5.2) angepasst.

$$\rho_u = \frac{m_u}{a_u \cdot b_u \cdot l_u} = \frac{m_u}{V_u} \quad (5.1)$$

$$\rho_{12} = \rho_u \cdot (1 - 0,005 \cdot (u - 12)) \quad (5.2)$$

mit:

u	Feuchtegehalt
m_w	Masse bei einem Feuchtegehalt u
a_u, b_u, l_u	Abmessungen des Prüfkörpers bei einem Feuchtegehalt u
V_u	Volumen bei einem Feuchtegehalt u

5-3.9 HOLZFEUCHTE

Die Bestimmung der Holzfeuchte erfolgte an den für die Bestimmung der Rohdichte zugeschnittenen Proben. Der Ablauf der Wiegung und Trocknung erfolgte nach ÖNORM ISO 3130 [114] und wurde bereits in 5-3.8 beschrieben. Die Holzfeuchte u zum Zeitpunkt der Prüfung konnte so nach Gleichung (5.3) ermittelt werden.

$$u = \frac{m_1 - m_2}{m_2} \cdot 100 \quad (5.3)$$

mit:

u	Feuchte in %
m_1	Masse vor der Darrtrocknung
m_2	Masse nach der Darrtrocknung

5-3.10 TRAGFÄHIGKEIT

Der zu erwartende Mittelwert der Verbindungstragfähigkeit wurde aus den Bruchlasten der Pull-Pull Versuche ermittelt. Bei der Auswertung wurden nur „merkmalfreie“ Proben nach Abschnitt 5-3.7 berücksichtigt. Da es sich bei den Bruchlasten um nur einen Wert je Prüfkörper handelt, diese jedoch jeweils mit zwei baugleichen Verbindungen bestückt waren, mussten die Daten als rechtszensiert und korreliert betrachtet und dementsprechend ausgewertet werden. Dabei wird, wie Brandner in [117] nachwies, eine Lognormalverteilung der Prüfwerte sowie eine Equikorrelation des seriellen Systems eines Prüfkörpers zugrunde gelegt. Durch die Rückrechnung unter Verwendung von trivialen statistischen Methoden, kann ein geschätzter Mittelwert der Tragfähigkeit $F_{ax,0,mean,est}$ [kN] sowie der dazugehörige Variationskoeffizient CoV [%] ermittelt werden. Hierdurch wird berücksichtigt, dass die nicht versagte Verbindung eine höhere Tragfähigkeit als die im selben Prüfkörper befindliche versagte Verbindung besitzt. Zusätzlich wird die Korrelation zwischen den Tragfähigkeiten der beiden Verbindungen eines Prüfkörpers durch ihre Platzierung im selben Holzbauteil (korrelierte Rohdichten, Festigkeiten, etc.) berücksichtigt. Für diese rechtszensierte und korrelierte Auswertung wurden nur Bruchlasten von nach Abschnitt 5-3.7 „merkmalfreien“ Probekörpern die keinen großen Ast in der **nicht** versagten Verbindung aufwiesen berücksichtigt. Die Werte dieser Prüfkörper wurde in einem zweiten Schritt zu den geschätzten Werten der Rechtszensierung, gewichtet eingerechnet. Dies erfolgte durch die Bildung eines Mittelwertes und einer Standardabweichung einzig für die nicht rechtszensierten Daten. Diese wurden in einem weiteren Schritt nach Gleichung (5.4) zur geschätzten Standardabweichung aller „merkmalfreien“ Probekörper berechnet. Der Mittelwert aller „merkmalfreien“ Probekörper wurde durch eine einfache Wichtung der Probekörperanzahlen der beiden Mittelwerte gewichtet. Die Ergebnisse dieser Auswertung werden mit dem Index „est“ ausgewiesen.

$$s = \sqrt{\frac{s_n^2 \cdot (n-1) + s_m^2 \cdot (m-1)}{(n+m)-1}} \quad (5.4)$$

mit:

- n Anzahl der Proben die rechtszensiert und korreliert ausgewertet wurden
 m Anzahl der Proben die einen großen Ast in der **nicht** versagten Verbindung aufwiesen

5-3.11 AUSZIEHFESTIGKEIT

Die mittlere Ausziehfestigkeit $f_{ax,0}$ des Holzes bei einem Holzversagen entlang der Verbundfläche Klebstoff-Holz, wird zum Vergleich der Klebstoffe und Verklebelängen aus der Bruchlast bzw. Tragfähigkeit rückgerechnet. Dabei wird nach Gleichung (5.5) die Bruchlast durch die Mantelfläche des Bohrloches entlang der Verklebung dividiert.

$$f_{ax,0} = \frac{F_{ax,0}}{d_h \cdot \pi \cdot l_g} \quad (5.5)$$

Für den Vergleich mit Werten aus Normen und Zulassungen wurden die mittleren Schubfestigkeiten wie sie in diesen Bemessungsmodellen definiert sind, durch Gleichung (5.6) an der Mantelfläche des Stahlstabes ermittelt.

$$f_{ax,0} = \frac{F_{ax,0}}{d \cdot \pi \cdot l_g} \quad (5.6)$$

5-3.12 QUANTILWERTE DER FESTIGKEIT

Die 5 % Quantilwerte der Schubfestigkeit sind aus den Erwartungswerten der rechtszensiert und korreliert ausgewerteten Daten, nach Gleichung (5.7) ermittelt. Die Gleichung (5.7) wurde von Brandner [117] zur Ermittlung von 5 % Quantilwerten, für Daten die nur durch ihren Mittelwert und den Variationskoeffizient beschrieben sind, ermittelt.

$$y_{05,LND} = \frac{\mu_Y \cdot \exp \left[\Phi^{-1}(0,05) \cdot \sqrt{\ln(\text{CoV}[Y]^2 + 1)} \right]}{\sqrt{\text{CoV}[Y]^2 + 1}} \quad (5.7)$$

$\Phi(0,05)$ z-Wert

μ_Y Mittelwert

LND Lognormal-Verteilung

CoV Variationskoeffizient

Y ersetzen

5-3.13 STAHL BRUCHLAST

Die Auswertung der Pull-Pull-Versuche zur Ermittlung der Stahlkenngrößen weicht von der zuvor erläuterten Auswertung der im Holz eingeklebten Gewindestangen ab. Hier wurden aufgrund der Tatsache, dass eine Bruchlast je geprüfem Stab vorhanden und somit keine Rechtszensierung erforderlich ist, der Mittelwert \bar{X} sowie der Variationskoeffizient CoV wie folgt statistisch ausgewertet:

Arithmetische Mittelwert \bar{X}
$$\bar{X} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n X_i \quad (5.8)$$

Standardabweichung
$$s = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (X_i - \bar{X})^2}{n - 1}} \quad (5.9)$$

Variationskoeffizient
$$\text{CoV} = \frac{s}{\bar{X}} \quad (5.10)$$

5-3.14 VERBINDUNGSSTEIFIGKEIT

Die Verbindungssteifigkeit $K_{ser,ax}$ wurde aus den Daten der lokalen Wegmessung berechnet. Der gemessene Weg wurde dabei um die Stahldehnung, im Bereich l_{emb} und L_w zwischen Klemmpunkt der Wegaufnahme und Beginn der Verklebung, siehe Abbildung 5-12, rechnerisch reduziert. Bei der Auswertung wurde zunächst der linear-elastische Bereich der Kraft-Verschiebungslinie der Prüfung als solcher mit konstanter

Verbindungssteifigkeit bestimmt und anschließend für diesen Bereich eine Regressionsgerade aus den gemessenen Daten ermittelt. In Abbildung 5-26 ist exemplarisch eine Kraft-Verschiebungskurve mit diesem Bereiche zur Ermittlung von $K_{ser,ax}$ dargestellt. Die Verbindungssteifigkeit beschreibt dabei die Kraft, die benötigt wird, um eine bestimmte Verformung zu erzeugen (kN/mm). Sie kann vereinfacht auch nach Gleichung (5.11) bestimmt werden.

$$K_{ser,ax} = \frac{\Delta F}{\Delta u} \quad (5.11)$$

ΔF Kraftdifferenz im gewählten Bereich

Δu Differenz der lokalen Verschiebung

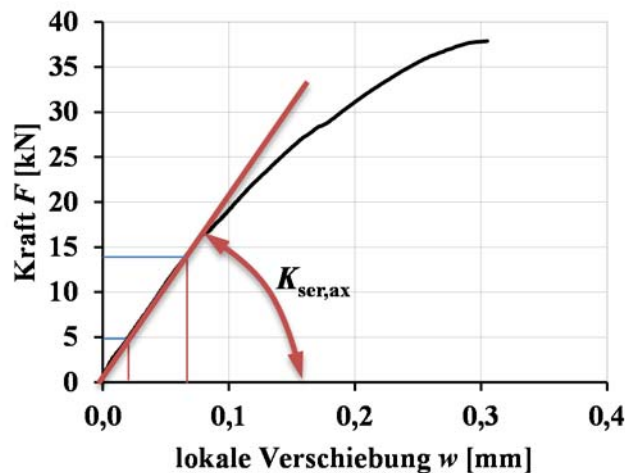


Abbildung 5-26: Kraft – Verschiebung Diagramm mit Bestimmungsbereich von $K_{ser,ax}$

Bei der statistischen Auswertung der Verbindungssteifigkeit wurden Verklebungen mit großen Ästen oder zu langen Verklebungen aussortiert und für jeden Prüfkörper der Mittelwert der beiden Steifigkeiten gebildet. Enthielt eine der beiden Verbindungen eines Probekörpers einen dieser Ausschlusskriterien so wurde die Steifigkeit der anderen Verbindung als Wert für diesen Prüfkörper berücksichtigt. Die Bildung der Mittelwerte wurde aufgrund der Korrelation zwischen den Verklebungen eines Prüfkörpers gewählt.

KAPITEL 6: VORVERSUCHE HERSTELLUNG UND KONTROLLE

In diesem Kapitel werden die Versuche, welche zur Herstellung und Kontrolle der Verklebung durchgeführt wurden, beschrieben. Hierbei wurden die hergestellten Versuchskörper ohne einen Belastungstest aufgespalten und die Verklebung visuell untersucht. Ziel dieser Untersuchungen war es, die zur Anwendung kommenden Klebstoffsysteme im Zusammenhang mit dem speziellen Fall einer horizontalen Verklebung zu verstehen und eventuell auftretende Fehler in der Herstellung vor einem Einsatz an einer größeren Prüfserie auszuschließen. Es wurden sieben Vorversuchsserien in der chronologischen Abfolge von V1 bis V7 durchgeführt. Die Vorversuchsserie V6 beinhaltet dabei die ersten Pull-Pull-Prüfserien und wird daher, wie auch die Stahlversuche V7, erst in Kapitel 7 beschrieben.

Bereits nach ersten Klebeversuchen stellte sich heraus, dass es bei einer horizontalen Herstellung der Verklebung durch die Form der Gewindeflanken zu einer Bildung von kleinen Luftblasen entlang der Verklebung kommen kann. Zudem wurde die Problematik von größeren Luftblasen am Beginn bzw. Ende der Einklebelänge beobachtet. Nun galt es, die Entstehung dieser Luftblasen zu untersuchen und mögliche Verfahren sowie geometrische und herstellungstechnische Einflussgrößen auszuwerten und gegebenenfalls zu verbessern.

6-1 VORVERSUCHE V1

In einer ersten Serie wurde das Verhalten des Klebstoffes beim Einbringen untersucht. Hierzu wurde eine Versuchsreihe mit M12 Gewindestangen und dem Klebstoffsystem WEVO-Spezialharz EP 32 S mit Härter B 22 TS [95] durchgeführt.

6-1.1 MATERIAL UND HERSTELLUNG

Die Einflüsse von Randabständen sowie des Abstandes des Verklebungsendes zum Probenende konnten aufgrund der belastungsfreien Untersuchung ausgeschlossen werden. Die Prüfkörpergeometrie wurde somit nach Verfügbarkeit der Holzbauteile gewählt. Die Verklebungslänge wurde, hinsichtlich einer maximal zu erwarteten Länge für M12-Gewindestangen, mit 300 mm gewählt.

Die Variation der Versuchskörper bestand in der geometrischen Anordnung der Einfüllöffnungen sowie der Bewegung der Stäbe während des Verklebens. Wie in Abbildung 6-1 dargestellt, kamen zwei Varianten von Klebstoffeinfüllpositionen zum Einsatz. Die in der Abbildung oben zu sehende Probe wurde durch eine untenliegende Einfüllbohrung diagonal befüllt. Ziel dieser Anordnung war es, die Bildung von großen Luftblasen an Anfang und Ende der Verklebung zu verhindern. Dabei wurde, nachdem das Bohrloch vollständig mit Klebstoff gefüllt war und der Klebstoff aus der Austrittsbohrung floss, ein Holzdübel in die Einfüllöffnung getrieben. Um ein in der Praxis übliches optisches Verschließen der Einfüllbohrungen zu untersuchen, wurde auch in das Klebstoffaustrittsloch ein Dübel eingebracht. Die zweite, in Abbildung 6-1 unten dargestellte Variante, weist zwei obenliegende Klebstoffein- und Austrittsbohrungen auf. Die

Befüllung fand hier von der tiefer im Holz liegenden Stabseite aus statt. Auch diese Proben wurden nach dem Befüllen mit Holzdübeln verschlossen.

Die bereits erwähnte Rotationsbewegung der Stangen während des Verklebens, wurde per Hand aufgebracht. Es erfolgte eine ca. 30° Drehung im Uhrzeigersinn, gefolgt von einer gegenläufigen Bewegung um wiederum ca. 30°. Ziel war es, das Entstehen von kleinen Luftblasen entlang der Gewindeflanken zu verhindern bzw. diese dazu zu bewegen, aus dem Gewinde aufzusteigen und aus dem Entlüftungsloch gedrückt zu werden.

Um einen möglichen Einfluss der Klebstoffdicke zu untersuchen, wurden Klebstoffschichten mit Dicken von 1 mm und 2 mm hergestellt.

Die Zentrierung der Gewindestangen im Bohrloch wurde, wie in Abschnitt 5-2.2 beschrieben, mit Distanzhülsen am Ende der Verklebung sichergestellt. Zur Herstellung einer verbundfreien Zone l_{emb} wurde bei einigen Proben auch zu Beginn der Verklebung, noch im Bereich l_{emb} , eine weitere Hülse am Stab angebracht. Diese Hülse hatte neben dem Zentrieren auch die Aufgabe, die Verklebung abzudichten, sodass im Bereich l_{emb} kein Klebstoff vorhanden ist. Da sich das Anbringen und Herstellen dieser Hülsen für einzelne Prototypen als zu aufwendig erwiesen hatte, wurde die Hälfte der Proben durch ein aufgeklebtes Dichtband abgedichtet. Um einen eventuell an den Hülsen vorbeifließenden Klebstoff zu stoppen, wurde dieses Dichtband ebenfalls auf Proben mit Hülse angebracht.

Die unterschiedlichen Varianten und Kombinationen der acht hergestellten Prüfkörper sind in Tabelle 6-1 aufgelistet.

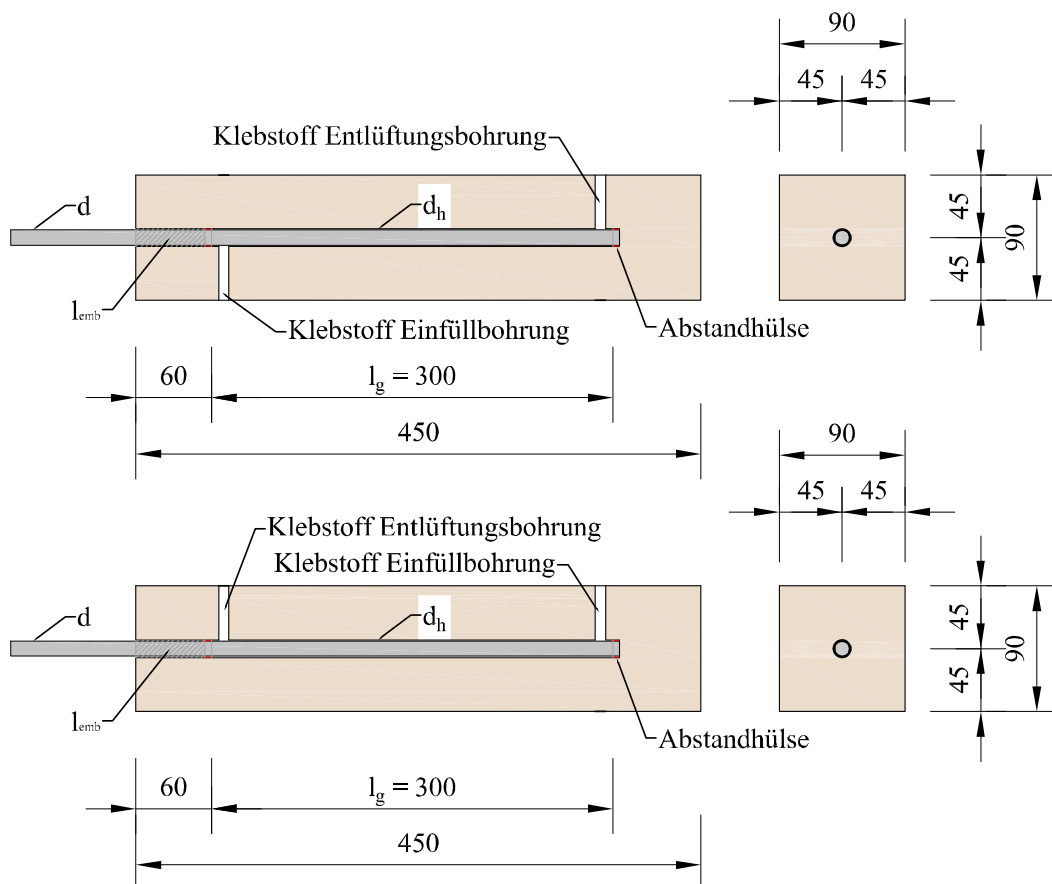


Abbildung 6-1: Versuchskörper der Serie VI

Tabelle 6-1: Variationen der 8 Versuchskörper; Vorversuche V1

Parameter	Index	Zugehörige Proben
Verhalten bei diagonalem Einbringen des Klebstoffes (Einbringen von unten und Entlüften an der Oberseite)	D (diagonal)	V1-1-ED, V1-1-EDR, V1-2-ED, V1-2-EDR
Verhalten bei Einbringen des Klebstoffes von oben. (von hinten nach vorne)	U (up)	V1-1-EU, V1-1-EUR, V1-2-EU, V1-2-EUR
Verhalten bei leichten Rotationsbewegungen während des Einbringens des Klebstoffes (Rotation ca. 30°)	R (rotate)	V1-1-EDR, V1-2-EDR, V1-1-EUR, V1-2-EUR,
Klebstoffdicke (1 mm und 2 mm)	1-, 2-	Alle Proben (V1-1-EU = 1 mm)
Distanzhalter und Dichtung (Dichtung mit und ohne Distanzhalter) ¹	R (Dichtung und Distanzhalter)	V1-1-EDR, V1-2-EDR, V1-1-EUR, V1-2-EUR,

¹Die Proben ohne Distanzhalter mussten mit Keilen extern zentriert werden.

Das Einbringen des 2K-EPX Klebstoffes WEVO [95] erfolgte dabei wie in Abschnitt 5-2.6 beschrieben. Nach dem Herstellen der Versuchskörper wurden alle Klebstoffein- und Austrittslöcher mit Holzdübeln verschlossen. Diese hatten im Vergleich zu den Bohrlochlängen eine relativ große Länge (Länge Bohrloch: 39 mm vs. Länge Dübel: 35 mm). Die Dübel wurden immer zunächst in das Einfüllloch, dann in das Austrittsloch eingeschlagen. Bei manchen Proben wurde der erste Dübel durch das Einbringen des zweiten Dübels etwas heraus gedrückt.

6-1.2 AUSWERTUNG

Nach dem Aushärten (24 h) wurden die Versuchskörper aufgespalten und teilweise angeschliffen. Nach einer visuellen Begutachtung der Klebefugen können folgende Beobachtungen festgehalten werden.

Dichtheit

Die Abdichtung mittels Dichtband kann den Stab nicht zentrisch halten, was zu einer externen Zentrierung mit Keilen führte. Wie in Abbildung 6-2 ersichtlich, ist es auch nicht möglich, damit den Stab abzudichten, was zu einem Weiterfließen des Klebstoffes und in Folge zu möglichen großen Luftblasen am Anfang der Verklebung führt.

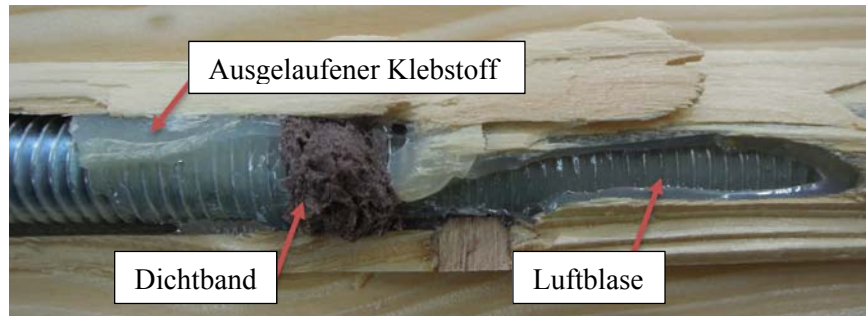


Abbildung 6-2: Auslaufen des Klebstoffes trotz Dichtband V1-1-EU

Die Versuchskörper mit Abstandshülse und Dichtband als Zentrierung und Abdichtung waren hingegen wesentlich dichter, vgl. Abbildung 6-3.

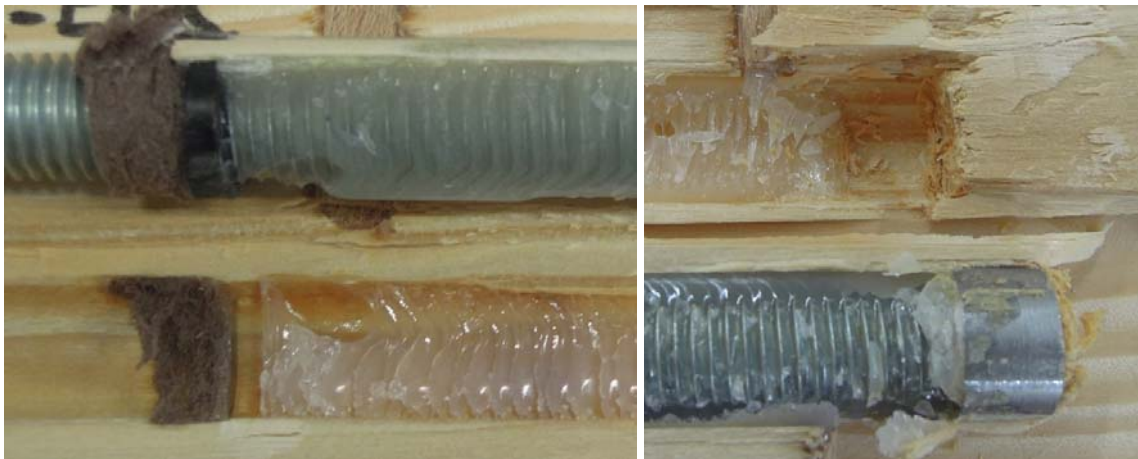
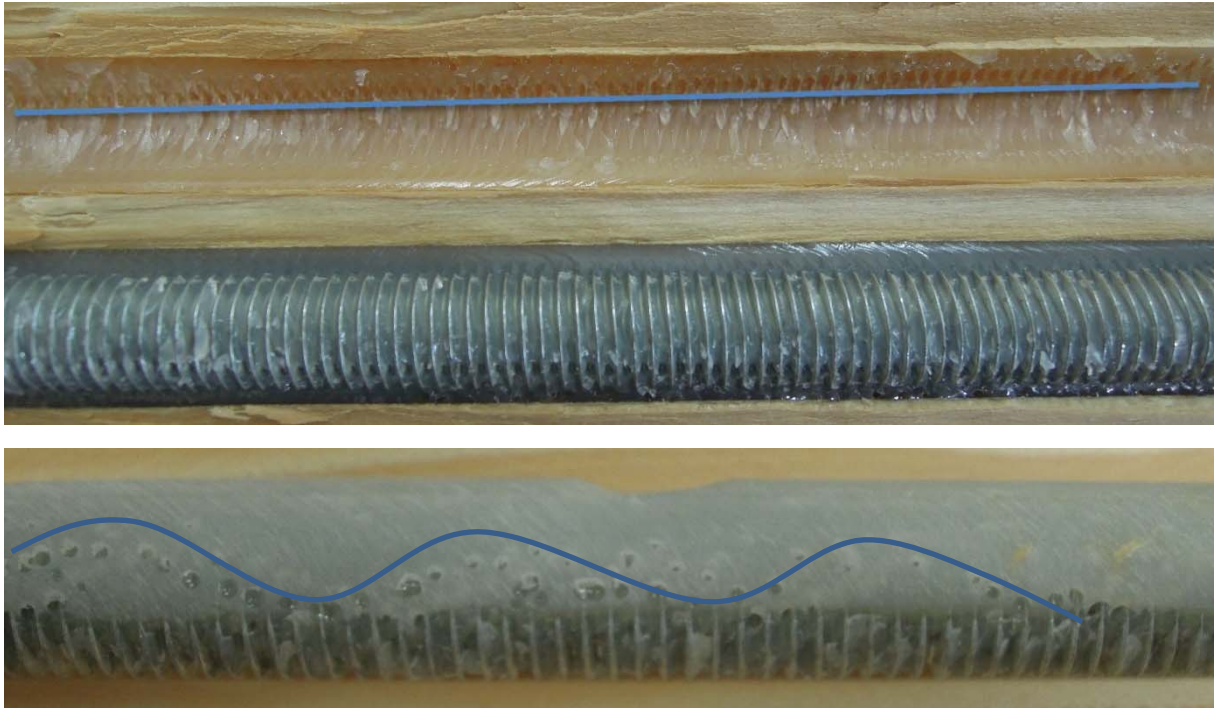


Abbildung 6-3: Verschiedene Hülsen zur Zentrierung und Abdichtung aus V1

Luftblasen entlang der Gewindestange

Alle Versuchskörper wiesen Luftblasen entlang den Gewindeflanken auf. Die Verteilung variiert dabei stark und verlief bei den während dem Verkleben rotierten Gewindestangen teilweise sinusförmig entlang der Stabachse. Somit kann festgehalten werden, dass die Entstehung bzw. das Festhaften der Luftblasen am Gewinde auch durch eine Rotationsbewegung nicht verhindert werden kann.



*Abbildung 6-4: Verlauf von kleinen Luftblasen entlang der Gewindegänge **oben:** Herstellung mit ruhendem Stab
unten: Herstellung mit Rotationsbewegung*

Luftblasen am Anfang und Ende der Verklebung

Ein diagonales Einbringen des Klebstoffes führte zu keiner Verbesserung der Luftblasenbildung am Anfang und Ende des Stabes. Die bereits beschriebene Ursache für sehr große Blasen durch ein Auslaufen des Klebstoffes, konnte nicht als einzige Ursache für diesen Effekt ermittelt werden. Auch Proben mit dichter Zentrierung sowie alle Prüfkörper mit einer Einfüllung von oben (Index U) wiesen Luftblasen auf. Dies wird auf das Verschließen der Löcher mittels Holzdübeln zurückgeführt. Somit ist festzuhalten, dass zwar die Entstehung nicht verhindert werden konnte, allerdings bei von oben gebohrten Klebstofflöchern die Luftblasen durch ein mögliches Nachrinnen des Klebstoffes möglicherweise austreten können.

6-1.3 ZUSAMMENFASSUNG V1

Die erhofften Verbesserungen durch eine veränderte Anordnung der Einfüllöffnungen des Klebstoffes blieben aus. Auch die Rotation der Stäbe erbrachte keine nennenswerte Verbesserung. Die Zentrierhülsen zeigten die gewünschte Dichtheit und scheinen eine definierte Verklebungslänge zwischen zwei Hülsen zu ermöglichen.

6-2 VORVERSUCHE V2

Die Vorversuche V1 ergaben eine Luftblasenbildung entlang den Gewindegängen aller Proben. In einer weiteren Kleinserie wurde ein möglicher Einfluss durch ein leicht abgedrehtes Gewinde untersucht, welches von bestimmten Unternehmen für die Herstellung solcher Verbindungen verwendet wird. Die Versuchsreihe wurde mit M12 Gewindestangen und dem Klebstoffsystem WEVO-Spezialharz EP 32 S mit Härter B 22 TS [95] durchgeführt.

6-2.1 MATERIAL UND HERSTELLUNG

Die Herstellung des abgedrehten Gewindes der M12 Gewindestangen wurde an einer Drehbank durchgeführt. Durch das Ausweichen der Gewindestange vom Hobel, musste die Gewindestange öfters nachgeschoben werden. So konnte immer nur ein kurzes Stück bearbeitet werden. Dieses Verhalten ist auf die geringe Biegesteifigkeit einer M12 Gewindestange im Vergleich zu größeren Durchmessern zurückzuführen. Der gewählte Durchmesser betrug 10,7 mm und führte zu einer Verbreiterung der Gewindegänge von $\approx 0,2$ mm auf 1,0 mm. Der abgedrehte Bereich der Stange ist in Abbildung 6-5 (rechts) zu erkennen.



Abbildung 6-5: Gewindestange mit Abstandshülse und teilweise abgedrehtem Gewinde

Es wurden zwei abgedrehte Gewindestangen hergestellt. Die Holzprobekörper wiesen die gleichen Maße der Versuchskörper wie in den Vorversuchen V1 auf. Die beiden Gewindestangen wurden in Bohrlöcher mit 14 mm und 16 mm Durchmesser eingeklebt (V2-1-EU und V2-2-EU). Nach dem Verkleben wurden die Klebstoffein- und Austrittslöcher mit Holzdübeln 1-2 cm tief geschlossen.

6-2.2 AUSWERTUNG

Nach dem Aushärten (24 h) wurden die Versuchskörper aufgespalten und teilweise angeschliffen. Nach einer visuellen Begutachtung der Klebefugen können folgende Beobachtungen festgehalten werden.

Dichtheit

Die mit Stahlhülsen abgedichteten Bohrlöcher blieben dicht. Es konnte kein Klebstoffaustritt über die Länge der Hülsen hinaus festgestellt werden.

Luftblasen entlang der Gewindestange

Entlang der Stabachse konnten zahlreiche kleine Luftblase, ähnlich der Luftblasen in V1, beobachtet werden. In Abbildung 6-6 sind diese Luftblasen sehr gut zu erkennen.



Abbildung 6-6: Luftblasen bei abgedrehter Gewindestange V2

Luftblasen am Anfang und Ende der Verklebung

Es entstanden Luftblasen (Abbildung 6-7) mit einer Länge von ca. 10-20 mm, die in Richtung Klebstoffein- und Austrittslöcher zeigten. Teilweise stiegen sie bis zum Holzdübel auf.



Abbildung 6-7: Fotodokumentation einer noch oben hin entweichenden Luftblase

6-2.3 ZUSAMMENFASSUNG V2

Die erhofften Verbesserungen durch eine veränderte Gewindegeometrie blieben bei dieser Herstellungsvariante V2 aus. Die Luftblasenbildung konnte nicht unterbunden werden bzw. wies keine signifikante Verminderung auf. Auch die Bearbeitung des Stabes stellt einen Mehraufwand dar. So wird von weiteren Versuchen mit abgedrehtem Gewindequerschnitt abgeraten. Durch eine dichte Zentrierung konnte eine definierte Verklebungslänge geschaffen werden. Die Bildung von großen Luftblasen wurde so reduziert, jedoch können diese, bei einem Verschluss mit Holzdübeln nicht vollständig entweichen.

6-3 VORVERSUCHE V3

Das teilweise schon bestätigte, nachträgliche Austreten von großen Luftblasen am Verklebungsanfang und -ende wurde zusammen mit zwei üblichen Verdichtungstechniken des Betonbaus an 4 Probekörpern untersucht. Die M12 Gewindestangen wurden mit dem Klebstoffsystem WEVO-Spezialharz EP 32 S mit Härter B 22 TS [95] eingeklebt.

6-3.1 MATERIAL UND HERSTELLUNG

Die Holzprobekörper wiesen die gleiche Geometrie wie in den Vorversuchen V1 auf. Bei den vier untersuchten Herstellungsvarianten wurde stets eine Klebstofffugendicke von 2 mm angewandt. Um das Nachlaufen des Klebstoffes zuzulassen, wurde keine der Proben verschlossen. Bei einem Probekörper wurde, um diesen Effekt zu verstärken, eine Erweiterung der Klebstoffaustrittsbohrung, durch ein Brett mit einer 24 mm Bohrung, vorgenommen (V3-2-E+ in Abbildung 6-8).



Abbildung 6-8: Versuchskörper V3-2-EU und V3-2-EU+

Ein Rütteltisch sowie das seitliche Klopfen mit einem Gummihammer, stellten zwei weitere Varianten der Nachbehandlung dar. Ziel war es, wie im Betonbau mittels Rüttelflaschen und Rütteltische eine Verdichtung des Materials zu erwirken und somit die entstandenen Luftblasen zum Aufsteigen zu bewegen. Nach dem Herstellen der Verklebung wurde die Probe V3-2-EUV für 60 Sekunden auf einem Rütteltisch vibriert. Die Probe V3-2-EUH wurde ebenfalls nach dem Herstellen der Verklebung durch seitlich aufgebrachte Hammerschläge erschüttert. Als Vergleich wurde die Probe V3-2-EU ohne Nachbehandlung erstellt.

6-3.2 AUSWERTUNG

Nach dem Aushärten (24 h) wurden die Versuchskörper aufgespalten und teilweise angeschliffen. Nach einer visuellen Begutachtung der Klebefugen können folgende Beobachtungen beschrieben werden.

Dichtheit

Alle Proben wurden mit Abstandshülsen zur Abdichtung und Zentrierung hergestellt und blieben dicht.

Luftblasen entlang der Gewindestange

Die Bildung von Luftblasen entlang der Gewindegänge konnte bei keiner der vier Proben verhindert werden. Die Verklebungen der vibrierten und geklopfen Körper zeigten keine Verbesserungen der Luftblasenverteilung.

Luftblasen am Anfang und Ende der Verklebung

Durch das Offenlassen der Klebstoffein- und Austrittslöcher verblieben in keiner Probe große Luftblasen in der Verklebung. Bei den Proben V3-2-EU+ und V3-2-EU in Abbildung 6-9 kann das nachgelaufene Klebstoffvolumen gut erkannt werden.



Abbildung 6-9: Absenkung des Klebstoffes der austretende Luftblasen links: V3-2-ED+ rechts: V3-2-ED

6-3.3 ZUSAMMENFASSUNG V3

Durch eine Zentrierung mit Abstandshülsen kann eine dichte Verklebung über eine definierte Länge erzeugt werden. Eine Nachbehandlung durch Vibrieren oder Klopfen des Holzkörpers bewirkt keine Verbesserung der Luftblasenbildung. Ohne das Verschließen der Klebstoffein- und Austrittslöcher kann eine Verklebung ohne große Luftblasen am Anfang und Ende dieser umgesetzt werden. Da keine passende Methode zur Vermeidung von kleinen Luftblasen gefunden wurde, ist ferner zu untersuchen, ob diese eine Auswirkung auf die Tragfähigkeit der Verbindung haben.

6-4 VORVERSUCHE V4

Zur Abklärung der Luftblasenbildung und der Handhabung des Klebstoffes Collano RP 3007 [111] wurden zwei Versuchskörper mit M12 Gewindestngen und 1 mm sowie 2 mm Klebstofffugendicke hergestellt.

6-4.1 MATERIAL UND HERSTELLUNG

Die Geometrie des Holzkörpers entspricht den Probekörpern aus Vorversuch V1.

Der Klebstoff wurde, wie in Absatz 5-2.6 erläutert, zunächst vermischt und anschließend mit einer 1K-Kartuschenpistole in die Einfülllöcher gepresst.

6-4.2 AUSWERTUNG

Nach dem Aushärten (24 h) wurden die Versuchskörper aufgespalten und teilweise angeschliffen. Nach einer visuellen Begutachtung der Klebefugen können folgende Beobachtungen beschrieben werden.

Dichtheit

Beide Proben wurden mit Abstandshülsen zur Abdichtung und Zentrierung hergestellt und blieben dicht.

Luftblasen entlang der Gewindestange

Die Bildung von Luftblasen entlang der Gewindegänge konnte bei keiner der Proben verhindert werden. Deren Verteilung konnte aufgrund der opalen Farbe des Klebstoffes nur durch Anschleifen, bzw. an den

Bruchkanten studiert werden. Es scheint keinen signifikanten Unterschied der Luftblasenbildung zwischen den beiden in den Vorversuchen untersuchten Klebstoffsystemen zu geben.

Luftblasen am Anfang und Ende der Verklebung

Entstandene Luftblasen am Ende der Verklebung konnten aufgrund einer zu weit vom Stabende entfernten Anordnung des Klebstoffeintrittsloches nicht entweichen. Der große Abstand zwischen Stabende und Bohrung ist in Abbildung 6-10 gut ersichtlich. In den Vorversuchen 1 bis 3 wurde ein Abstand von 10 mm zwischen der Mitte des Bohrloches und dem Abstandhalter gewählt. Bei diesem geringen Abstand konnten Luftblasen entweichen. Der größere Abstand befand sich nur am Stabende, sodass eine Einschätzung durch die korrekt platzierte Klebstoffaustrittsbohrung am Anfang der Verklebung getroffen werden kann. An dieser Stelle konnten Luftblasen entweichen und der Klebstoff lief nach.

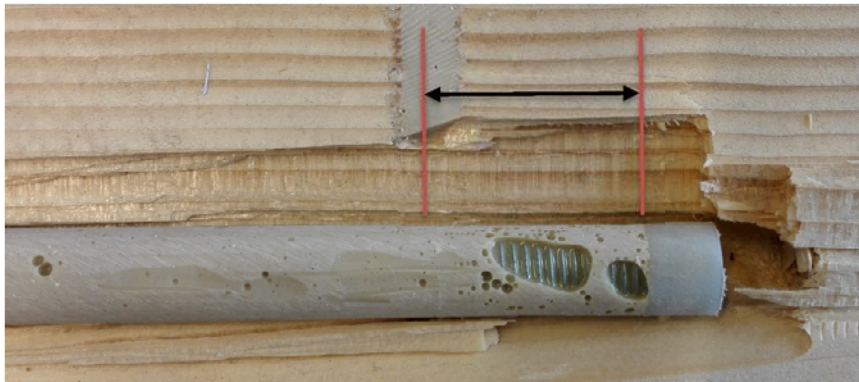


Abbildung 6-10: Luftblasen am Ende der Verklebung durch zu großen Abstand der Klebstoffeinfüllbohrung

6-4.3 ZUSAMMENFASSUNG V4

Das Klebstoffsystem Collano RP 3007 [111] verhält sich in Bezug auf Luftblasenbildung und Verarbeitung ähnlich dem zuvor getesteten Klebstoffsystem WEVO-Spezialharz EP 32 S mit Härter B 22 TS [95]. Es entstehen kleine Luftblasen an den Gewindegängen des Stabes, die nicht entweichen können. Durch die eingesetzten Distanzhülsen konnten eine gute Dichtheit sowie eine definierte Verklebungslänge hergestellt werden. Die Positionierung der Klebstoffein- und Austrittslöcher erwies sich als äußerst wichtig und muss bei der Herstellung möglichst nahe am Stabende bzw. am Ende des verklebten Bereichs erfolgen.

6-5 VORVERSUCHE V5

Im Rahmen der Serie V5 wurde eine alternative Methode der Zentrierung und Herstellung einer vertieften Einbindelänge untersucht. Die Notwendigkeit dieser Alternative wurde bei der Auswertung der Versuchsserie V6 deutlich, bei der die Abstandhalter in manchen Fällen nicht korrekt abdichteten. So wurde ein praktisches und vor allem zuverlässiges Verfahren für die weiteren Versuchsserien entwickelt.

6-5.1 MATERIAL UND HERSTELLUNG

Die Probekörper der Vorversuche V5 wurden der Stabgeometrie der Vorversuche V6 angepasst. So ergaben sich für die M12 Gewindestangen eine Verklebungslänge von 90 mm und l_{emb} zu 60 mm. Die Abmessungen der Probekörper können Abbildung 6-11 entnommen werden.

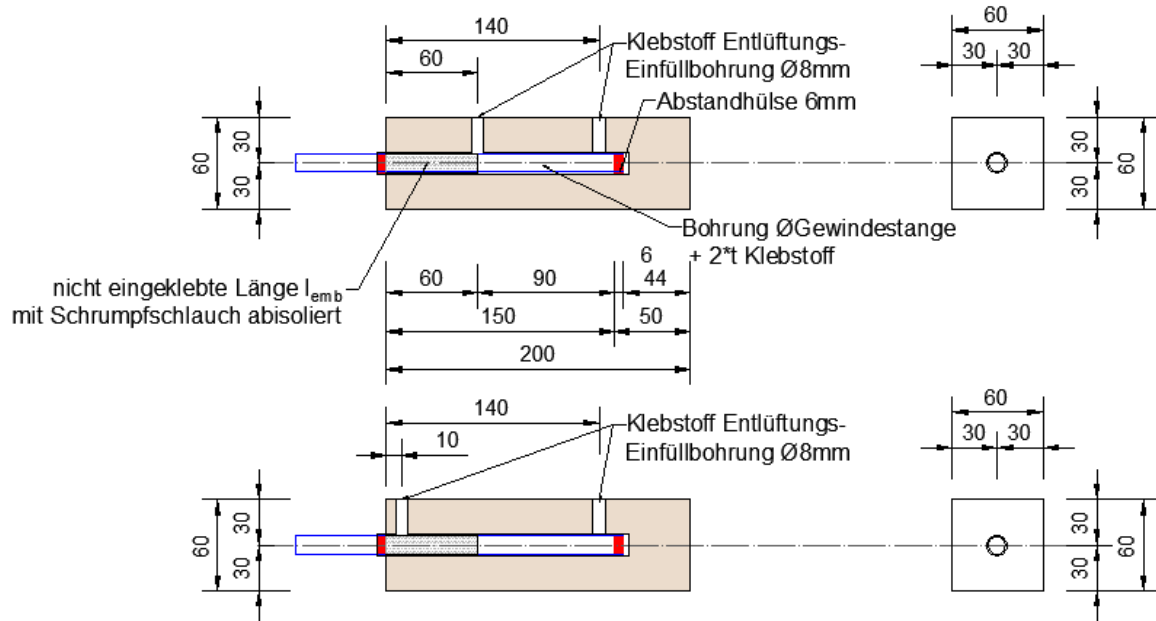


Abbildung 6-11: Versuchskörper der Vorversuche V5

Blauer Stab einheitlich TMR

Zur Zentrierung des Stabes kam am Stabende die bereits mehrfach erwähnte Gewindehülse zum Einsatz. Die vertiefte Einbindelänge wurde jedoch nicht durch eine weitere dichte Hülse, sondern durch eine mechanische Trennung des Klebstoffes von der Gewindestange erzielt. Ein Schrumpfschlauch wurde im Bereich l_{emb} auf die Gewindestange aufgebracht und mittels einer Heißluftpistole geschrumpft. Der mechanische Verbund zwischen Klebstoff und Gewindestab ist somit unterbunden und es können keine Kräfte in den Holzquerschnitt eingeleitet werden. Der Klebstoff kann nun den gesamten Hohlraum entlang des Stabes auffüllen, ohne einen Verbund im Bereich l_{emb} zu erzeugen. Die Zentrierung des Stabes an der Hirnholzfläche der Probekörper wurde durch extern aufgedrehte Abstandshülsen und einen Kegelstumpf realisiert. Eine vorbereitete Gewindestange mit Zentrierhülse und Schrumpfschlauch ist in Abbildung 6-12 abgebildet.



Abbildung 6-12: Gewindestange der Vorversuche V5 mit Zentrierhülse und Schrumpfschlauch im Bereich l_{emb}



Abbildung 6-13: Externe Zentrierung durch Kegelstumpf und Zentrierhülsen

Für die Vorversuche kamen die Klebstoffsysteme WEVO-Spezialharz EP 32 S mit Härter B 22 TS [95] und Collano RP 3007 [111] mit 1 mm und 2 mm Klebstofffugendicke zum Einsatz. Wie in Abbildung 6-11 dargestellt, wurde der Abstand der Entlüftungsbohrung von der Hirnholzfläche zwischen 10 mm und 60 mm variiert. Diese Variation führte zu acht unterschiedlichen Konfigurationen, die jeweils zweimal produziert wurden. Die Prüfkörperbezeichnung folgt dem bisherigen Schema mit einer Adaption bezüglich der Position der Entlüftungsbohrung mit dem Index $a = 10$ mm und $b = 60$ mm.

Bei der Herstellung der Versuchskörper wurde ein Ausbrechen von Holzfasern durch die Bohrabfolge festgestellt. Es wurde zunächst die Bohrung der Gewindestange hergestellt und nachträglich die Klebstoffein- und Austrittslöcher gebohrt. Der Bohrer der Klebstofflöcher brach dabei beim Eindringen in das größere Bohrloch für die Gewindestange Holzfasern aus. Dies führte bei den Entlüftungslöchern mit einem Abstand von 10 mm dazu, dass die Bohrlochgeometrie an der Hirnholzfläche nicht mehr kreisförmig war. Dadurch konnte bei einigen Proben kein dichter Abschluss durch die externe Zentrierung erfolgen. Bei vier der 16 Probekörper wurde ferner die Klebstoffeinfüllöffnung zu nahe am Stabende gebohrt, sodass diese teilweise über der Zentrierhülse zu liegen kam. Das Verkleben der Prüfkörper erfolgte wie in Abschnitt 5-2.6 beschrieben.

6-5.2 AUSWERTUNG

Die Auswertung der Vorversuche V5 erfolgte visuell in zwei Schritten. Zunächst wurde die Dichtheit der noch nicht gespaltenen Prüfkörper sowie ein mögliches Entfernen der externen Zentrierung untersucht. Anschließend wurden, wie auch bei den vorherigen Untersuchungen, die Probekörper aufgespalten und die Verklebung auf Luftblasen begutachtet.

Dichtheit

Jene Probekörper, bei denen es zu einem Ausbrechen von Holzfasern an der Stirnseite gekommen war, erwiesen sich wie in Abbildung 6-14 ersichtlich, als teilweise undicht. So konnte Klebstoff austreten, der jedoch durch die Entlüftungsbohrung nachlief und so zu keiner Luftblasenbildung führte. Dennoch wird ein optimierter Ablauf der Bohrungen im Weiteren angewandt. Zunächst werden die kleineren Bohrlöcher der Klebstoffbefüllung und anschließend das Bohrloch der Gewindestange gebohrt.



Abbildung 6-14: Auslaufen des Klebstoffes neben der externen Zentrierung **links: Kegelstumpf**

Wiederverwenden der Zentrierung

Die externen Zentrierungen konnten vor dem Aufspalten abgeschraubt werden. Bei den externen Zentrierungen mit Distanzhülsen musste zunächst der für eine gute Dichtheit über die Hülsen gezogene Schrumpfschlauch entfernt werden. Der Kegelstumpf hingegen konnte durch ein zuvor aufgetragenes Trennmittel sehr leicht abgeschraubt werden. Für die weiterführenden Versuchsserien werden eigens angefertigte Kegelstümpfe verwendet. In Abschnitt 5-2.3 sind diese Stahlteile beschrieben.

Luftblasen am Anfang und Ende der Verklebung

Die beiden untersuchten Positionen der Klebstoffapplikation bewirkten sehr unterschiedliche Ergebnisse in Bezug auf das Auffüllen der mittels Schrumpfschlauch abgetrennten Länge. Alle Prüfkörper bei denen die Entlüftung nur 10 mm vom Probekörperanfang entfernt liegt, wurden komplett mit Klebstoff aufgefüllt. Bei zwei der acht Proben entstanden jedoch Luftblasen am Übergang von Gewinde zu Schrumpfschlauch. Es wird vermutet, dass die Querschnittsreduktion in Kombination mit dem Fehlen einer Entlüftung an dieser Stelle dies bewirkte. Die Bedeutung einer korrekten Lage der Klebstoffeinfüllbohrung wird anhand der Abbildung 6-15 deutlich. Der Prüfkörper V5-1-E-a1 weist eine verschobene Distanzhülse auf, wodurch der Klebstoff auch hinter diesen Ring fließen konnte. Die Prüfkörper mit zu dichter Bohrung zum Ende des Stabes wiesen ein ähnliches Verhalten auf. Die Entstehung der Luftblase in der Verklebung der Probe V5-2-E-a2 wird auf diesen Umstand zurückgeführt. Im Bereich des Schrumpfschlauches befand sich, in allen Proben deren Entlüftungsbohrung direkt über dem Übergang zwischen Gewinde und Schrumpfschlauch positioniert war, ein großer Bereich ohne Klebstoff. Die Dichtheit der externen Zentrierung zusammen mit dem Austreten des Klebstoffes und der Beendigung des Befüllvorganges bewirken, dass der Klebstoff nur ca. 2 bis 4 cm in den Bereich des Schrumpfschlauches vordringen kann. Die Verklebungen mit Collano RP 3007 [111] füllten diesen Bereich am weitesten auf. Alle Proben wiesen einen schrägen Verlauf des Klebstoffabschlusses auf. In diesem Winkel scheint sich der Klebstoff selbst zu stützen. Die so hergestellten Proben wiesen keine größeren Luftblasen in der Verbundzone auf.

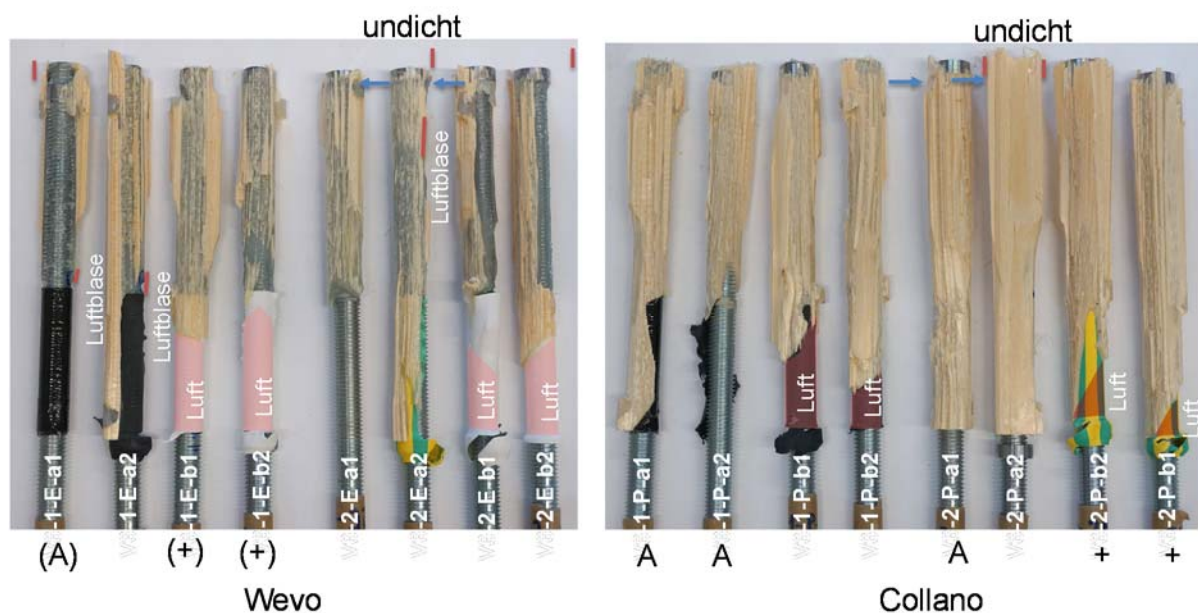


Abbildung 6-15: Bruchflächen der Vorversuche V5

Neu einfügen Times...

6-5.3 ZUSAMMENFASSUNG V5

Es wurden 16 Probekörper mit zwei unterschiedlichen Klebstoffen und je zwei Klebstoffdicken untersucht. Die Hälfte dieser Proben wurde am Anfang des Probekörpers und die restlichen Proben am Anfang der Verbundzone entlüftet. Die Auswertung zeigt, dass durch eine Entlüftung am Anfang der Verbundzone alle Verbundzonen frei von großen Luftblasen blieben. Somit stellt diese Herstellungsmethode eine zufriedenstellende Lösung dar. Durch eine externe Zentrierung mittels Kegelstümpfen und einer Trennung des Gewindes vom Klebstoff mittels eines Schrumpfschlauches, kann eine definierte und vertiefte Verbundzone hergestellt werden. Ein Vorteil der Kegelstümpfe liegt in der Wiederverwendbarkeit durch ein mögliches Abschrauben nach dem Verkleben.

6-6 ZUSAMMENFASSUNG

Es wurden fünf Vorversuchsserien zur Kontrolle der Herstellung ohne Pull-Pull-Prüfungen durchgeführt. Dabei kamen zwei unterschiedliche Klebstoffsysteme mit Klebstofffugendicken von 1 mm und 2 mm zum Einsatz. Die Zentrierung der Gewindestangen im Bohrloch wurde durch zwei unterschiedliche Bauteile erreicht. Am Ende der Verklebung wird eine Distanzhülse auf die Gewindestange aufgedreht. Am anderen Ende der Verklebung sorgt ein Kegelstumpf für eine optimale Zentrierung und Dichtheit des Bohrloches. Der Ablauf der Bohrungen zum Einbringen des Klebstoffes und der Hauptbohrung wurde als wichtig erkannt. Die Herstellung der beiden kleineren Bohrungen für die Klebstoffbefüllung vor der eigentlichen Bohrung für die Gewindestange verhindert ein Absplittern von Holzfasern an der Bohrlochmantelfläche. Es wurden verschiedene Verfahren und Geometrien zur Vermeidung von kleinen Luftblasen an den Gewindegängen untersucht. Keine der durchgeführten Untersuchungen führte zu einer signifikanten Verbesserung der Bildung oder Verteilung dieser kleinen Luftblasen. Hinsichtlich der Herstellbarkeit von 1 mm und 2 mm dicken Fugen konnte kein signifikanter Unterschied bei der Qualität der Verklebung ermittelt werden.

KAPITEL 7: AUSWERTUNG DER BELASTUNGSPRÜFUNGEN

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der Belastungsprüfungen dargestellt, beschrieben und diskutiert. Zunächst werden die durchgeführten Vorversuche V6 zu drei verschiedenen Klebstoffen mit je zwei Klebstofffugendicken ausgewertet. Anschließend werden die Vorversuche V7, in denen Gewindestangen belastet wurden und abschließend die Auswertung der Hauptserie der Einzelstäbe dargestellt. Die Beschreibung der Prüfserien sowie die Methoden der Auswertung befinden sich in Kapitel 5.

7-1 KLEBSTOFFVERGLEICH VORVERSUCHE V6

Die Vorversuche V6 stellen, wie in Abschnitt 5-1.2 bereits beschrieben, einen Vergleich dreier Klebstoffsysteme dar. Die Probenbezeichnung 1 / 2 bezieht sich dabei auf die Klebstofffugendicke von 1 mm bzw. 2 mm. Die Abkürzungen E (Epoxidharz), P (Polyurethan) und N („Sekundenkleber“ Fa. Nolax) bezeichnen die Art des Klebstoffes. In der folgenden Auswertung werden zunächst die ausgewerteten Eigenschaften der Probekörper und im Anschluss die mechanischen Parameter Festigkeit und Steifigkeit beschrieben.

Schiefstellung der Gewindestangen

Die Schiefstellung der Gewindestangen der Serie V6-x-N variierte zwischen den einzelnen Verklebungen von 0° bis 2,1°. Eine Ausnahme bestätigte, durch eine Schiefstellung von 3,1°, die Regel. Bei der Auswertung der Prüfergebnisse konnte die Neigung zwischen Stab- und Probekörperachse nicht als signifikant für die Bruchlast ermittelt werden. Die Variation durch Einflüsse aus Rohdichte und Wuchsmerkmalen überlagerte sich mit den Schiefstellungen, sodass keine Erhöhung oder Abminderung durch eine leichte Schiefstellung von $\alpha < 3,1^\circ$ innerhalb der Serie ermittelt werden konnte.

Bruchwinkel des Klebstoffes

Die in Abschnitt 4-4.4 beschriebene, durch die Flankenneigung der Gewindgänge hervorgerufene, Aufteilung der Kräfte konnte an den Bruchflächen der Serien E beobachtet werden. Der Klebstoff zeigte, wie

in



Abbildung 7-1 ersichtlich, Risse in einem Winkel zwischen 30° und 33° zur Stabachse. Dies entspricht dem halben Flankenwinkel des Gewindes (30°).

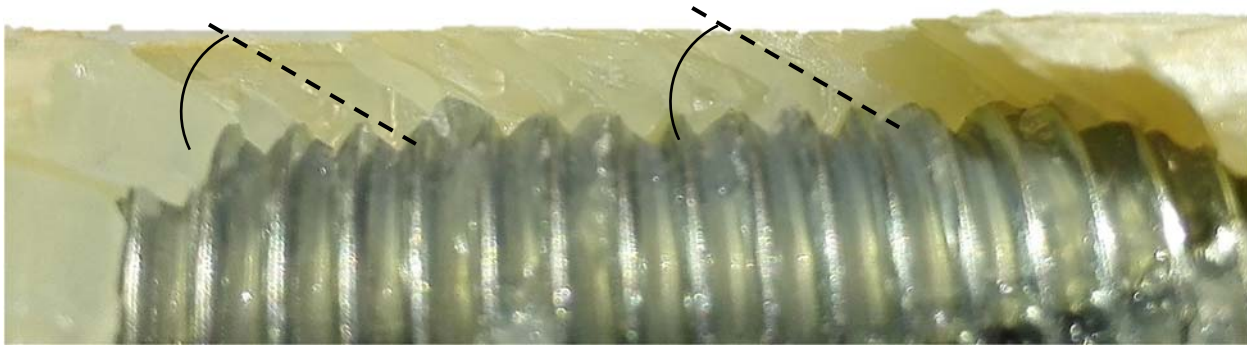


Abbildung 7-1: Bruchwinkel des Klebstoffes der Serie V6-2-E

Luftblasen

In zwei der 52 Proben bildeten sich große Luftblasen in der Verklebung. Diese beiden Proben wurden mit dem Polyurethan Klebstoff verklebt und sind im Anhang B-1 mit dem Merkmal L nach Abschnitt 5-3.4 gekennzeichnet. Die Bildung der Blasen war dabei unabhängig von der Klebstoffdicke und wird auf die geringere Viskosität des Klebstoffes zurückgeführt. Da in den zuvor durchgeführten Vorversuchen und speziell für das Wevo Spezialharz EP 32 S [95] keine solche Blasenbildung beobachtet wurde, werden die weiteren Versuchsserien nach demselben Herstellungsprozess durchgeführt. Die Position der Luftblasen in der Serie V6-x-P kann als mittig entlang der Einklebelänge l_g beschrieben werden. In Abbildung 7-2 ist eine der Luftblasen dargestellt. Der Einfluss auf die Tragfähigkeit einer Luftblase an dieser Position der Verklebung ist noch zu ermitteln.

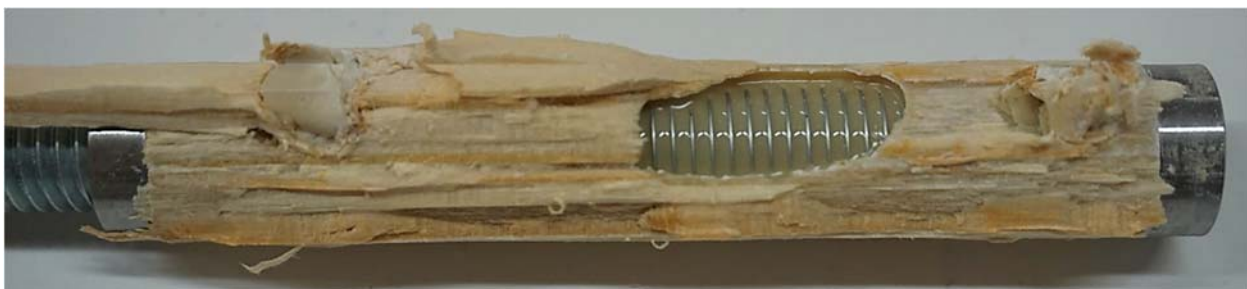


Abbildung 7-2: Bruchfläche der Verklebung V6-2-P-01

7-1.1 AUSREIßERBEREINIGUNG

In einem ersten Schritt wurden alle Proben einer Serie, deren versagten Verbindungsseite keine Merkmale aufweisen, als Boxplot und die Prüfwerte der merkmalsbehafteten Proben als Punkte nach Tabelle 7-1 dargestellt. Die Abbildung 7-3 enthält die Darstellung der Schubfestigkeiten, nach Abschnitt 5-3.11, der Vorversuchsserie V6. Die mit Dreiecken als Ast gegenzeichneten Proben befinden sich großteils über dem zugehörigen Whisker der Boxplots. Somit wird die Annahme, dass Äste in der Verbundzone eine erhöhte Tragfähigkeit bewirken, bestätigt. Um den Einfluss solcher Proben auf die statistische Auswertung auszuschließen, werden Verklebungen mit einem Ast in der gebrochenen Verbindungsseite, in der weiteren Betrachtung der Ergebnisse nicht mehr berücksichtigt. Weitere aufgetretene Merkmale, wie Luftblasen und Mark werden im Weiteren als merkmalfreie Proben betrachtet.

Tabelle 7-1: Symbole der im Boxplot nicht berücksichtigten merkmalsbehafteten Prüfkörper

Symbol	Merkmal	Symbol	Merkmal
○	Luftblase	*	Luftblase Mark
▽	Ast	◇	Luftblase und Ast
×	Mark	⊕	Mark und Ast

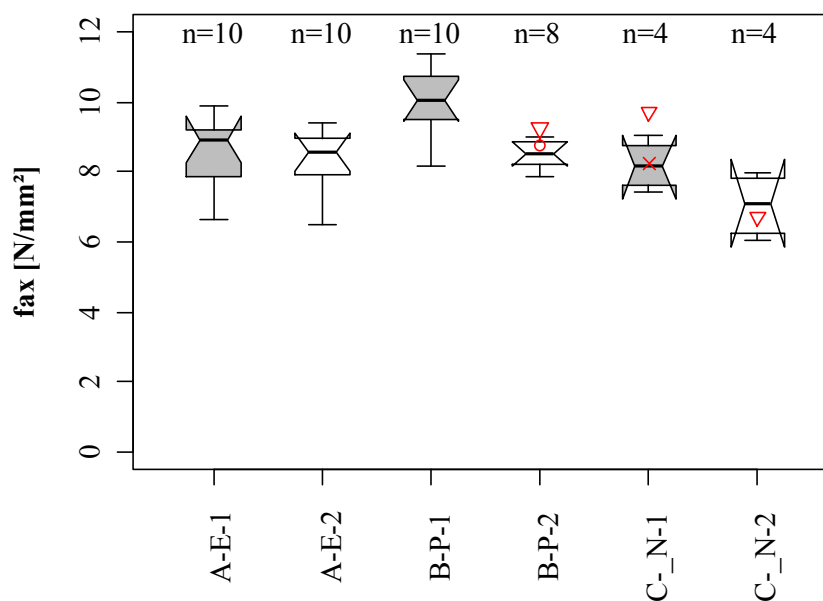


Abbildung 7-3: Boxplots der Schubfestigkeit der Serien V6 mit Punkten der merkmalsbehafteten Proben

Ohne V6-2-N-05

Die nach der Aussortierung der Verklebungen mit Ast für die Auswertung zur Verfügung stehenden Probenanzahlen sind in Tabelle 7-2 der Anzahl der durchgeführten Versuche gegenübergestellt. Durch die unterschiedlichen in Abschnitt 5-3 beschriebenen Ausschlussprinzipien für Festigkeiten und Steifigkeiten, sind für beide Auswertungen Probenanzahlen angegeben.

Tabelle 7-2: Anzahl der für die Auswertung herangezogenen Prüfwerte der Vorversuche V6

Serie	<i>n</i> [Versuche]	<i>n</i> [<i>F</i> , <i>f</i> , <i>u</i> , ρ_{12}]	<i>n</i> [<i>K</i> _{ser}]
V6-1-E	10	10	9
V6-2-E	10	10	10
V6-1-P	10	10	9
V6-2-P	10	9	10
V6-1-N	6	5	5
V6-2-N	6	4	6

Es wird darauf hingewiesen, dass die Probenanzahl der Serien N und besonders die Serie V6-2-N eine sehr geringe Anzahl an, für die Auswertung der Festigkeit, zur Verfügung stehende Daten aufweisen. Für eine Einschätzung des Klebstoffsystems und einen qualitativen Vergleich ist dies ausreichend. Die statistischen Lageparameter sind jedoch für weitere Auswertungen nicht stabil genug.

7-1.2 EIGENSCHAFTEN DER PRÜFKÖRPER

In Tabelle 7-3 sind die nach Abschnitt 5-3.8 und Abschnitt 5-3.9 ausgewerteten Werte der auf 12 % Holzfeuchte normierten Rohdichte ρ_{12} und der Holzfeuchte *u* mit den zugehörigen statistischen Parametern angegeben. Die dazugehörigen Boxplots der Rohdichte sind in der folgenden Abbildung 7-4 dargestellt. Es ist erkennbar, dass die beiden Serien mit den Klebstoffsystemen E und P ähnliche Verteilungen der Rohdichte ohne einen signifikanten Unterschied aufweisen. Die beiden Serien des Klebstoffes N jedoch leicht höhere Mittelwerte der Rohdichte mit einem geringeren Variationskoeffizienten CoV aufweisen. Eine erhöhte Rohdichte hat einen Einfluss auf die Holzfestigkeiten und führt zu dem Schluss, dass größere Bruchlasten erreicht werden können. Da es sich um verschiedene Klebstoffsysteme handelt, konnte der Einfluss der Rohdichte nicht evaluiert werden. Die Prüfergebnisse wurden somit nicht auf eine gemeinsame Rohdichte hin normiert. Es wird hier darauf hingewiesen, dass der Rohdichteunterschied einen positiven Effekt auf die Prüfwerte der Serie V5-x-N haben könnte. Die Holzfeuchte der sechs Serien weist gleichmäßige Werte auf. Ein Einfluss der Holzfeuchte auf die Vergleichbarkeit der hier vorliegenden Prüfergebnisse kann somit ausgeschlossen werden.

Tabelle 7-3: Eigenschaften der Prüfkörper der Prüfserie V6

Serie	<i>n</i>	$\rho_{12,med}$ [kg/m ³]	$\rho_{12,mean}$ [kg/m ³]	CoV [ρ_{12}] [%]	<i>u</i> _{min} [%]	<i>u</i> _{mean} [%]	<i>u</i> _{max} [%]
V6-1-E	10	443	442	5,87	11,2	11,6	12,0
V6-2-E	10	441	448	7,50	10,8	11,6	11,9
V6-1-P	10	447	441	6,72	11,1	11,4	11,9
V6-2-P	9	442	451	6,44	10,6	11,3	11,9
V6-1-N	5	473	479	3,24	11,1	11,3	11,4
V6-1-E	4	456	458	1,88	11,3	11,4	11,5

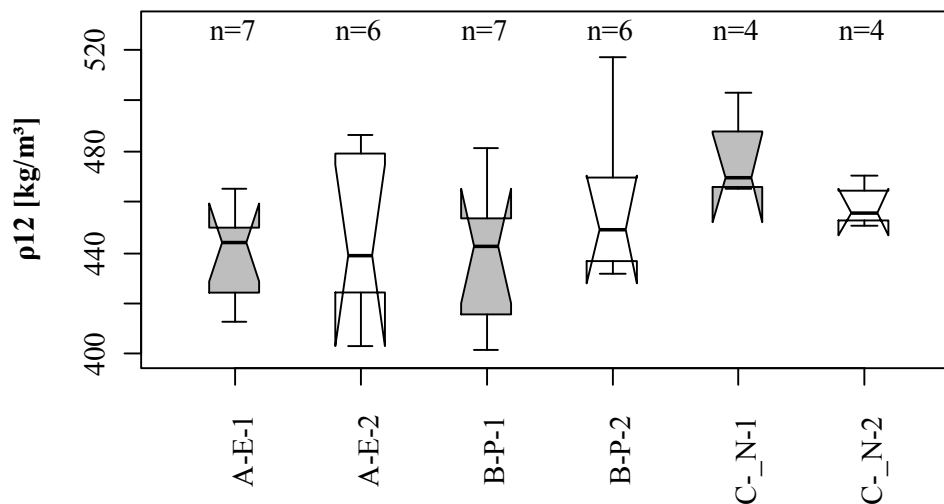


Abbildung 7-4: Boxplots der Rohdichte der Prüfsreihe V6

7-1.3 FESTIGKEIT

Die sich ergebenden Tragfähigkeiten $F_{est,mean}$ und Schubfestigkeiten f_{ax} sind mit den zugehörigen Variationskoeffizienten CoV in Tabelle 7-4 und den nachfolgenden Boxplots in Abbildung 7-5 und Abbildung 7-6 eingetragen. Die Prüfsreihe V6-1-P weist die höchste Schubfestigkeit $f_{ax,est,mean}$ auf. Die weiteren Serien mit 1 mm Klebefuge zeigen eine etwas niedrigere Festigkeit, wobei die Serie E einen leicht höheren Mittelwert, aufweist. Die Variationskoeffizienten dieser Serien weist ähnliche Werte auf. In einem Vergleich der 1 mm Serien zu den zugehörigen Serien mit einer 2 mm Klebstofffugendicke fällt auf, dass der zuvor signifikant höhere Wert der Schubfestigkeit der Serie P auf das Niveau der Serie E abfällt. Diese Reduktion um etwa 15 % bewirkt trotz der größeren Mantelfläche des Bohrloches, eine leichte Reduktion der Traglast. Auch die Serie N weist eine niedrigere Festigkeit bei einer stärkeren Klebefuge auf. Die Werte der Serie E vermindern sich bezüglich der Festigkeit am geringsten. Folglich steigt der Mittelwert der Traglast um 12 %. Dieses Verhalten ist durch die Schubsteifigkeit der verschiedenen Klebstoffsysteme zu begründen und wird im nächsten Abschnitt anhand der Verbindungssteifigkeiten verdeutlicht.

Tabelle 7-4: Ergebnisse der Pull-Pull-Belastungsprüfungen der Prüfsreihe V6

Serie	n	$F_{est,mean}$ [kN]	$f_{ax,med}$ [N/mm ²]	$f_{ax,mean}$ [N/mm ²]	CoV [f_{ax}] [%]	$f_{ax,est,mean}$ [N/mm ²]	CoV [$f_{ax,est}$] [%]
V6-1-E	10	34,8	8,92	8,54	11,3	8,79	8,97
V6-2-E	10	39,2	9,79	9,50	11,3	8,66	12,5
V6-1-P	10	40,0	10,0	10,0	9,13	10,1	9,10
V6-2-P	9	39,2	9,99	9,74	4,60	8,65	4,86
V6-1-N	5	33,4	8,24	8,19	7,63	8,43	8,36
V6-2-N	4	33,4	7,08	7,04	13,3	7,39	14,6

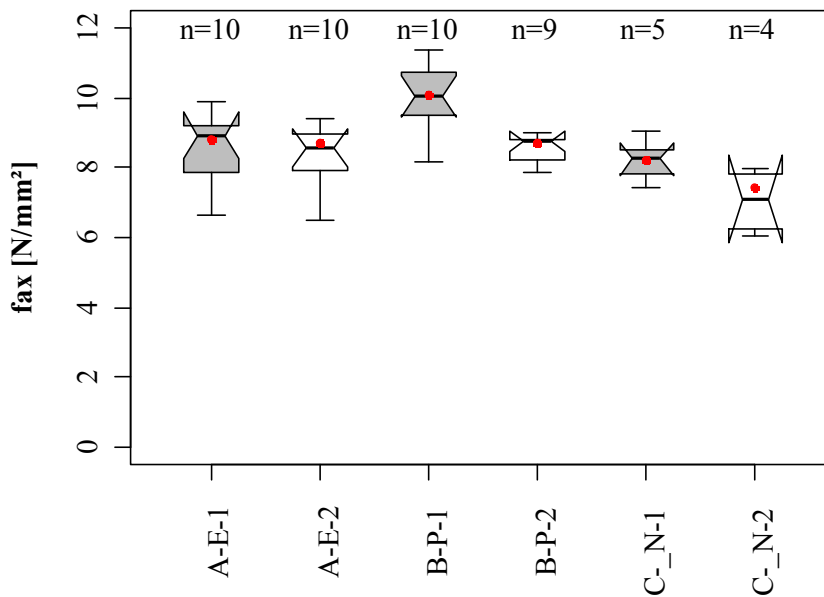


Abbildung 7-5: Boxplots der Schubfestigkeiten mit zugehörigen Schätzungen der Mittelwerte der Serie V6

Legende

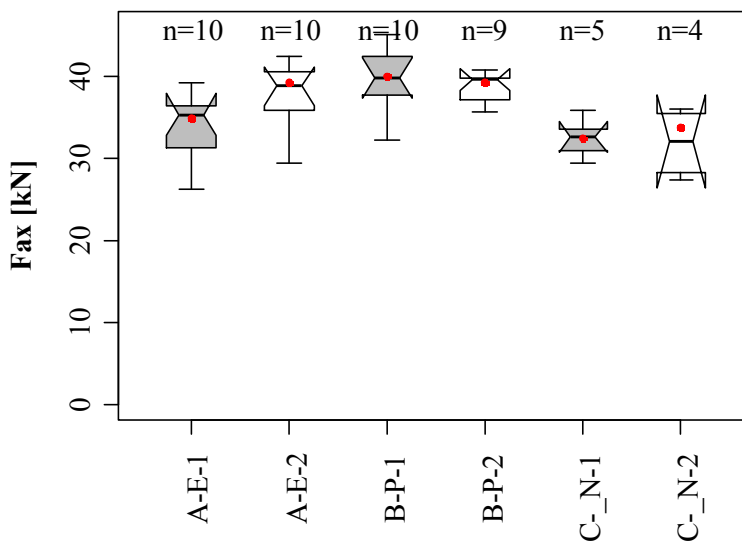


Abbildung 7-6: Boxplots der Traglasten mit zugehörigen Schätzungen der Mittelwerte der Serie V6

7-1.4 VERBINDUNGSSTEIFIGKEIT

Die Ergebnisse der Verbindungssteifigkeit aus den Vorversuchen V6 werden in diesem Abschnitt dargestellt und diskutiert. In Tabelle 7-5 sind die nach Abschnitt 5-3.14 ausgewerteten Steifigkeiten $K_{ser,ax,mean}$ mit den zugehörigen CoV erfasst. Die Abbildung 7-7 zeigt die Boxplots der einzelnen Serien. Die hier als Verbindungssteifigkeit beschriebenen Werte beziehen sich, wie in Abschnitt 5-3.14 beschrieben, auf die Verbindung ohne Stahldehnung zwischen Hirnholzfläche und Beginn der Verklebung (Länge l_{emb}). Es ist erkennbar, dass sich die Werte ähnlich der Schubfestigkeit der Verbindung (siehe Abbildung 7-5) verhalten. Dies ist auf den geringeren Schubmodul des Polyurethanklebstoffes, der bei dickeren Klebefugen eine größere Schubverformung bewirkt, zurückzuführen. Die Mittelwerte der

Verbindungssteifigkeiten der Serie P fallen um etwa 30% auf das Niveau der Serie N ab. Anders als bei der Festigkeit und Tragfähigkeit erreicht die Serie E die höchsten Werte der Steifigkeit. Durch eine Erhöhung der Klebstofffugendicke fällt dies leicht ab, es können aber immer noch höhere Werte als in Serie P erzielt werden. Die Variationskoeffizienten CoV der Serien E und P steigen nur gering mit der Erhöhung der Klebstofffugendicke. Auffällig sind die deutlich höheren Werte der Serie N aufgrund der geringeren Anzahl an Proben. Die Steifigkeiten aller Prüfserien können mit Werten über 110 kN/mm als sehr steif bezeichnet werden. Die Werte des Klebstoffsystems E und die 1 mm Fuge der Serie P weisen jedoch mit um etwa 40 % höheren Mittelwerten eine signifikant höhere Verbindungssteifigkeit auf.

Tabelle 7-5: Ergebnisse der Steifigkeiten der Pull-Pull-Belastungsprüfungen der Prüfserie V6

Serie	<i>n</i>	$K_{ser,ax,mean}$ [kN/mm]	CoV [$K_{ser,ax}$] [%]
V6-1-E	9	223	5,57
V6-2-E	10	211	9,15
V6-1-P	9	200	6,83
V6-2-P	10	153	14,3
V6-1-N	5	164	18,6
V6-2-N	6	141	21,5

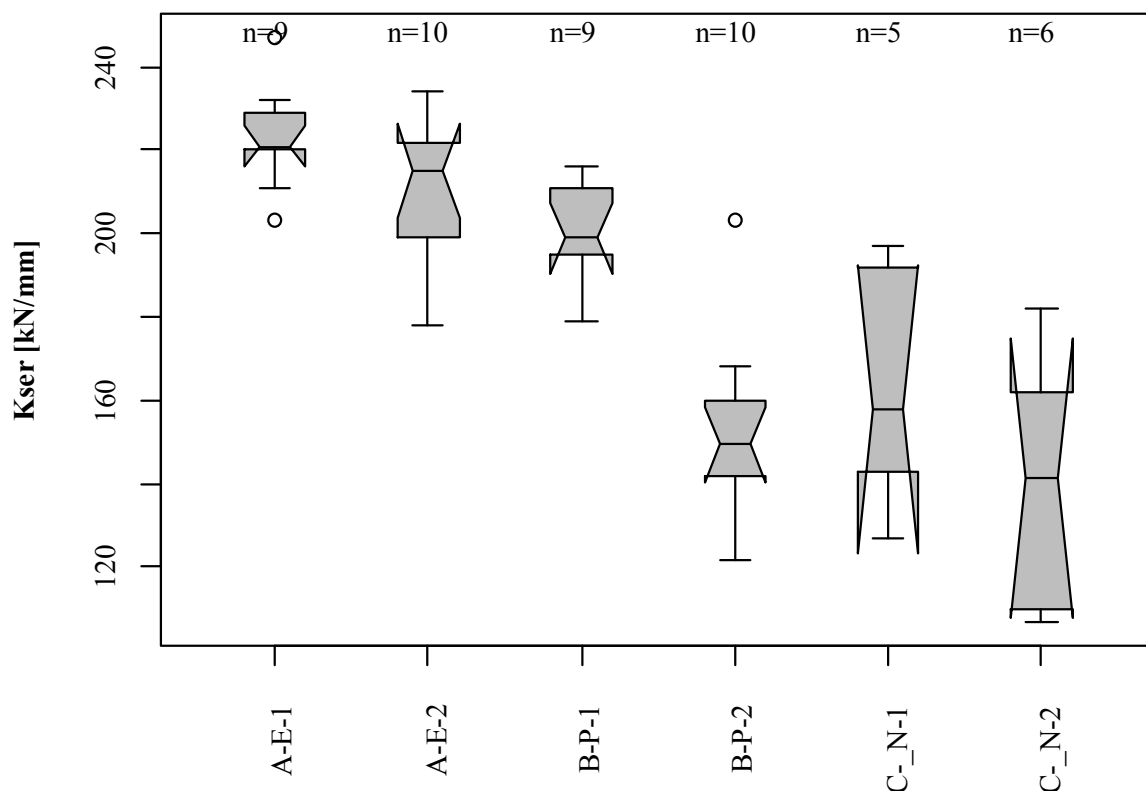


Abbildung 7-7: Boxplots der Verbindungssteifigkeiten der Vorversuche V6

7-1.5 KLEBSTOFFFUGENDICKE

Der Vergleich der Klebstofffugendicke von 1 mm und 2 mm in diesen Vorversuchen soll eine Entscheidung der für die Hauptserie zu verwendende Fugendicke bringen. Als Klebstoffsystem für die Hauptserie – Einzelstab wird das Wevo Spezialharz EP 32 S [95], welches das einzige bereits zugelassene System dieser Vorversuche darstellt, gewählt. Die Auswertung der Ergebnisse der Tragfähigkeit lassen auf höhere Werte einer 2 mm Klebstofffuge schließen. Die Betrachtung gleicher Einklebelängen stellt dabei einen Vergleich mit unterschiedlichen Schlankheiten dar. Bezieht man die Werte der Schubfestigkeit auf die Schlankheit des Bohrloches, so fällt auf, dass der von Steiger et al. [83] beschriebene Effekt der Abnahme der Schubfestigkeit bei größeren Schlankheiten, hier nicht zutrifft. Somit erreicht die 1 mm Klebefuge des EPX Klebstoffes die von Steiger et al. [83] prognostizierte Schubspannung bei einer Schlankheit von 7,5. Die Werte der 2 mm Fuge liegen jedoch etwas unter den Erwartungswerten einer Schlankheit von 6,4. Somit kann der in der Bemessungsformel von Steiger et al. [83] berücksichtigte Bohrlochdurchmesser, ohne Berücksichtigung der Klebstofffugendicke, nicht für eine 2 mm Fuge angewendet werden. Eine dickere Klebstofffuge hat einen höheren Verbrauch an Klebstoff und eine Reduktion des Holzquerschnittes zur Folge. Der Klebstoffbedarf einer 2 mm Fuge wird, bei gleicher Einklebelänge, im Vergleich mit einer 1 mm Klebstofffuge, um rund 66 % erhöht. Vergleicht man anstatt gleicher Einbindelängen, gleiche Traglasten so wird der Unterschied der Klebstoffbedarf geringer. In einem Vergleich durch die Verwendung der von Steiger et al. [83] aufgestellten Bemessungsgleichung, unter Berücksichtigung der Ergebnisse in Abschnitt 7-1.3 mit etwa gleichen Festigkeiten der beiden Fugendicken unter gleicher Einklebelänge, zeigt sich ein erhöhter Klebstoffbedarf der 2 mm Fuge von 45 %. Die Angesprochene Nettoquerschnittsreduktion des Holzes durch eine größere Klebstofffuge, verringert den höchst möglichen Wirkungsgrad der Verbindung. Weiters wird das für die Aufnahme der Querszugkräfte benötigte Holzvolumen reduziert. Dies könnte vor allem bei Querschnitten mit reduzierten Randabständen nachteilig sein. Der Unterschied der Steifigkeiten zwischen einer 1 mm und einer 2 mm Klebefuge ist für das Wevo Spezialharz EP 32 S [95] durch den geringen Unterschied von untergeordneter Bedeutung. Die soeben beschriebenen Eigenschaften der Klebefugen lassen den Schluss zu, dass eine 1 mm Fuge für eine wirtschaftliche und vor allem effektive Verbindung die bessere Wahl darstellt.

7-1.6 ZUSAMMENFASSUNG

In den Vorversuche V6 wurden drei Klebstoffsysteme mit je zwei Klebstofffugendicken durch Pull-Pull Prüfungen getestet. Der Durchmesser der Gewindestange sowie die Einklebelänge wurden dabei konstant gehalten. Die erzielten Schubfestigkeiten bei einer Klebefugendicke von 1 mm zeigen ein großes Potenzial des verglichenen PUR Klebstoffes. Der „Sekundenkleber“ der Firma Nolax erzielte 17 % niedrigere Festigkeiten als der PUR Klebstoff. Er stellt aber vor allem durch die verkürzte Aushärtezeit eine sehr interessante Entwicklung dar. Der EPX Klebstoff wies die zweit höchsten Festigkeiten auf und überzeugte vor allem durch eine hohe Verbindungssteifigkeit sowie die Unempfindlichkeit bezüglich der Klebstofffugenstärke. Die im Rahmen der Vorversuche durchgeführten Klebstoffvergleiche wurden an sehr kurzen Einklebelängen und mit, für den konstruktiven Ingenieurbau, eher kleinen Stabdurchmessern ausgeführt. Ein weiterer Vergleich mit Geometrien die einen hohen Ausnutzungsgrad der Stahlstange bewirken wäre bezüglich des unterschiedlichen Verbundverhaltens sehr interessant.

7-2 STAHLVERSUCHE VORVERSUCHE V7

Die Vorversuche V7 an Gewindestangen stellen, wie in Abschnitt 5-1.3 beschrieben, Pull-Pull Prüfungen der drei verwendeten Größen M12, M16 und M20 dar. In Abbildung 7-8 ist die Bruchfläche einer M12 Gewindestange exemplarisch dargestellt. Der Bruch erfolgte in allen Fällen über mehrere Gewindegänge.



Abbildung 7-8: Bruchflächen der getesteten Gewindestangen des Typs M12

Die Mittelwerte der Bruchlasten F_{mean} sind zusammen mit den auf den Spannungsquerschnitt berechneten Festigkeiten in Tabelle 7-6 mit den dazugehörigen Variationskoeffizienten angegeben. In der nachfolgenden Abbildung 7-9 sind die Einzelwerte als Boxplots der in Rot dargestellten Mindestfestigkeit von 800 N/mm^2 den Bruchlasten der Mindesttraglasten gegenübergestellt. Wie zu erwarten war, liegen die Festigkeiten über den Mindestwerte der Norm. Diese Erhöhung ist nicht für alle Durchmesser gleich und ist mit 20 % für die M20 Gewindestangen am stärksten ausgeprägt. Im Zusammenhang mit den niedrigen CoV von Stahl ist somit eine etwas längere Verklebung der Gewindestangen möglich, ohne dass ein Stahlbruch eintritt.

Tabelle 7-6: Ergebnisse der Pull-Pull-Belastungsprüfungen der Prüfsérie V7

Serie	F_{mean} [kN]	$R_{m,med}$ [N/mm ²]	$R_{m,mean}$ [N/mm ²]	CoV [R_m] [%]
M12-8.8-f-tens	80,1	950	951	0,81
M16-8.8-f-tens	151	961	964	2,30
M20-8.8-f-tens	240	982	979	1,35

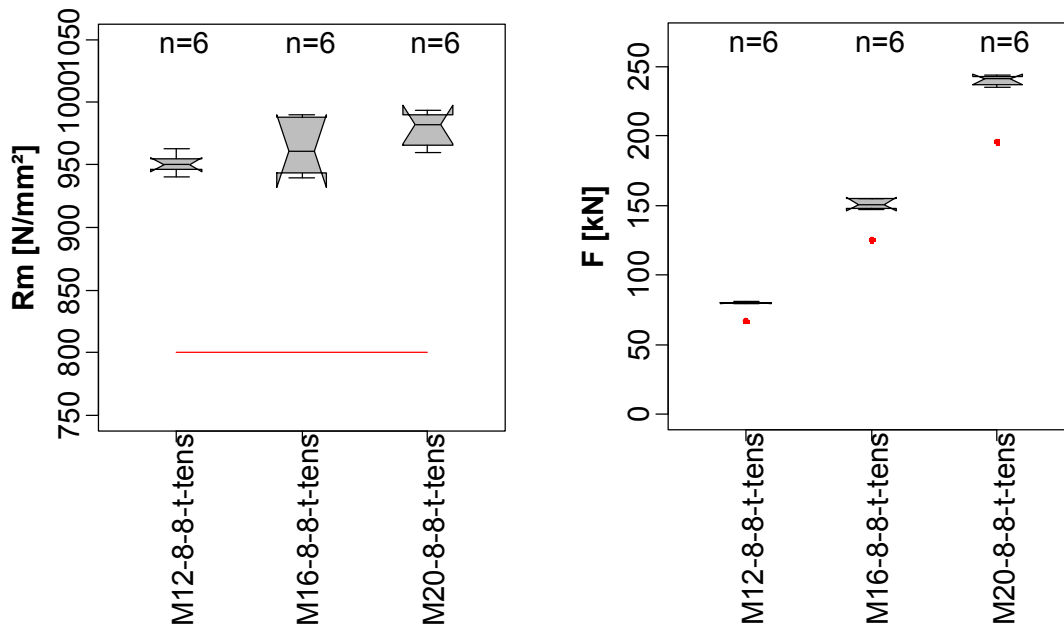


Abbildung 7-9: Boxplots der Prüfergebnisse der Serie V7 und Normfestigkeit [52] in Rot

Linie bis zum Rand Legende

7-2.1 PLASTISCHES VERHALTEN

Das bilineare Werkstoffverhalten der getesteten Gewindestangen der Materialgüte 8.8 ist in Abbildung 7-10 dargestellt. Die Prüfkraft ist dabei dem Prüfmaschinenweg gegenübergestellt. Das Ende des elastischen Bereiches ist deutlich zu erkennen. Weiters kann ein duktils Verhalten mit einer geringen Laststeigerung bis hin zum Versagen der Stange durch eine horizontale Linie beschrieben werden.

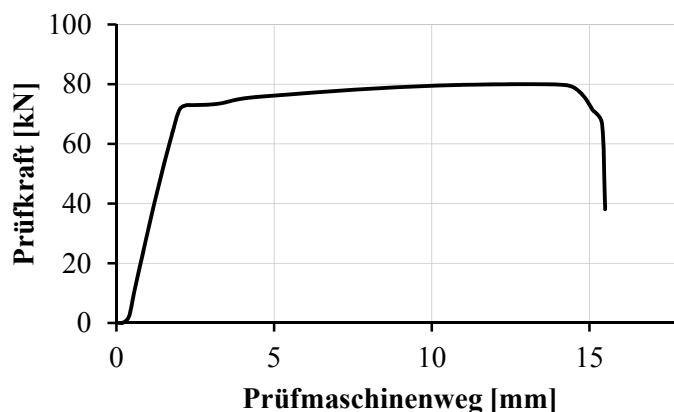


Abbildung 7-10: Kraft-Prüfmaschinenweg-Diagramm einer getesteten M16 Gewindestange

Alle drei Durchmesser in ein Diagramm

7-2.2 ZUSAMMENFASSUNG

Die Auswertung der Pull-Pull Prüfungen an drei verschiedenen Gewindestangendurchmessern hat gezeigt, dass die Festigkeiten der vorliegenden Gewindestangen die Mindestfestigkeiten übertreffen. Somit können

sowohl die erwarteten Bruchlasten der eingeklebten Gewindestangen als auch die Einklebelänge der weiteren Versuche auf diese Festigkeiten angepasst werden, ohne dass ein Stahlbruch zu erwarten ist. Weiters konnte bestätigt werden, dass die vorliegenden Gewindestangen ein bilineares Spannungs-Dehnungs-Verhalten aufweisen.

7-3 HAUPTSERIE – EINZELSTAB

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse der in Abschnitt 5-1.4 beschriebenen Hauptserie – Einzelstab bezüglich der Prüfkörpereigenschaften, Festigkeiten und Steifigkeiten wiedergegeben, beschrieben und diskutiert. Es wurden 15 Serien mit je 10 Probekörpern hergestellt und in einer Pull-Pull Prüfung, nach Abschnitt 5-3.1, getestet. Diese Ergebnisse werden, zusammen mit den Ergebnissen der Serie V6-1-E, die in diesem Abschnitt als F1-12-90 bezeichnet wird, beschrieben. Als Klebstoffsystem wurde das Wevo Spezialharz EP 32 [95], wie in Abschnitt 7-1.5 beschrieben, verwendet.

Im Kapitel 5 Material und Methoden wurde bereits erläutert, dass der Index „F1“ BSH Probekörper der Festigkeitsklasse GL24h und „F2“ GL32h beschreibt. Die Unterscheidung der einzelnen Serien erfolgt durch die Einklebeläng oder der zugehörigen Schlankheit λ (l_g / d_h) sowie durch den Stabdurchmesser d .

Luftblasen

Die Entstehung von großen Luftblasen in der Mitte der Einklebelänge wurde bereits an sehr kurzen horizontal hergestellten Prüfkörpern der Vorversuchen, die mit einem Polyurethan Klebstoff verklebt wurden, beobachtet. In der Hauptserie – Einzelstab wurde ein anderes Klebstoffsystem, bei dem dieses Verhalten nicht beobachtet werden konnte, eingesetzt. Dennoch wurden einige Luftblasen nach der Definition in Abschnitt 5-3.4 entdeckt. Die Zuordnung der einzelnen Luftblasen zu den Verklebungen kann Anhang B-3 entnommen werden. In Abbildung 7-11 sind Beispiele von Luftblasen, die in den hier beschriebenen Serien aufgetreten sind, abgebildet. Für die oberste Stange in dieser Abbildung konnte das Abweichen des Bohrers durch einem Ast und die daraus resultierende Krümmung des Bohrloches sowie eine ungleichmäßige Klebstoffdicke eruiert werden. Die Entstehungsursache der anderen Luftblasen konnte nicht ermittelt werden. Die Anzahl an Luftblasen je Serie steigt allerdings mit der Schlankheit. Daraus wird geschlussfolgert, dass die Entstehungswahrscheinlichkeit mit der Schlankheit zunimmt und diese Luftblasen nicht aus der Verklebung austreten können. Der Einfluss auf die Traglast wird im Weiteren untersucht.

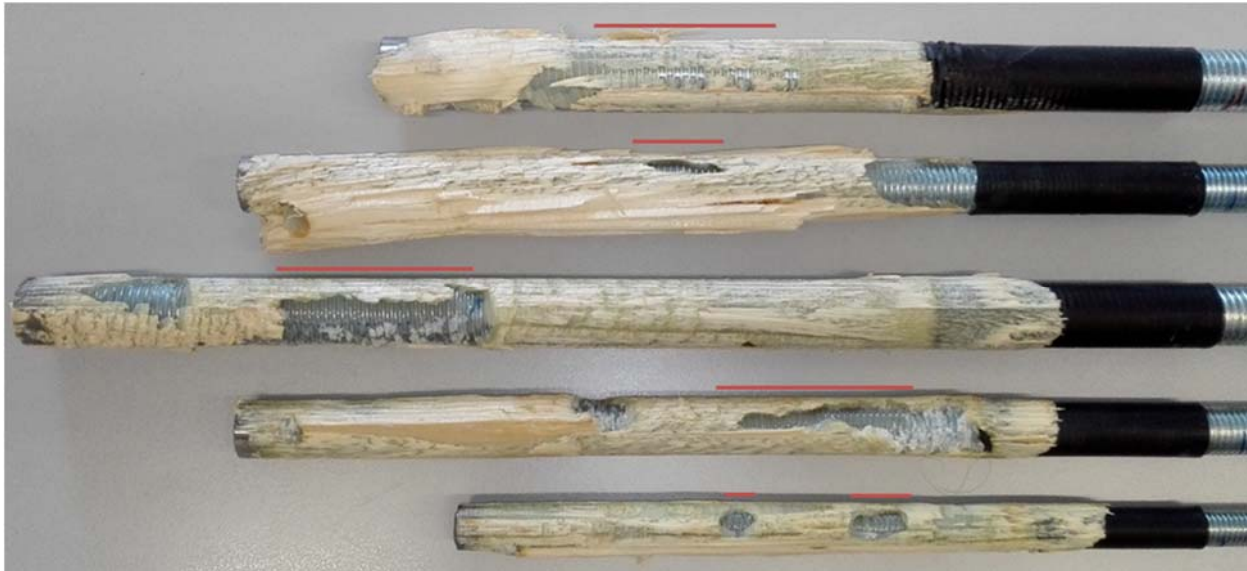


Abbildung 7-11: Beispiele für Luftblasen in der Verklebung der Hauptserie - Einzelstab

7-3.1 AUSREIßERBEREINIGUNG

Die Bereinigung von Ausreißern merkmalsbehafteter Verklebungen erfolgt an den in die Festigkeitsklassen aufgeteilten Serien. Es wird definiert, welche Proben für die weiteren Untersuchungen herangezogen und welche als Ausreißer eliminiert werden. In einem ersten Schritt werden all jene Proben einer Serie, deren versagter Verklebung keine Merkmale aufweist, als Boxplot und die Prüfwerte merkmalsbehafteter Proben lediglich als Punkte nach Tabelle 7-1 dargestellt. Die

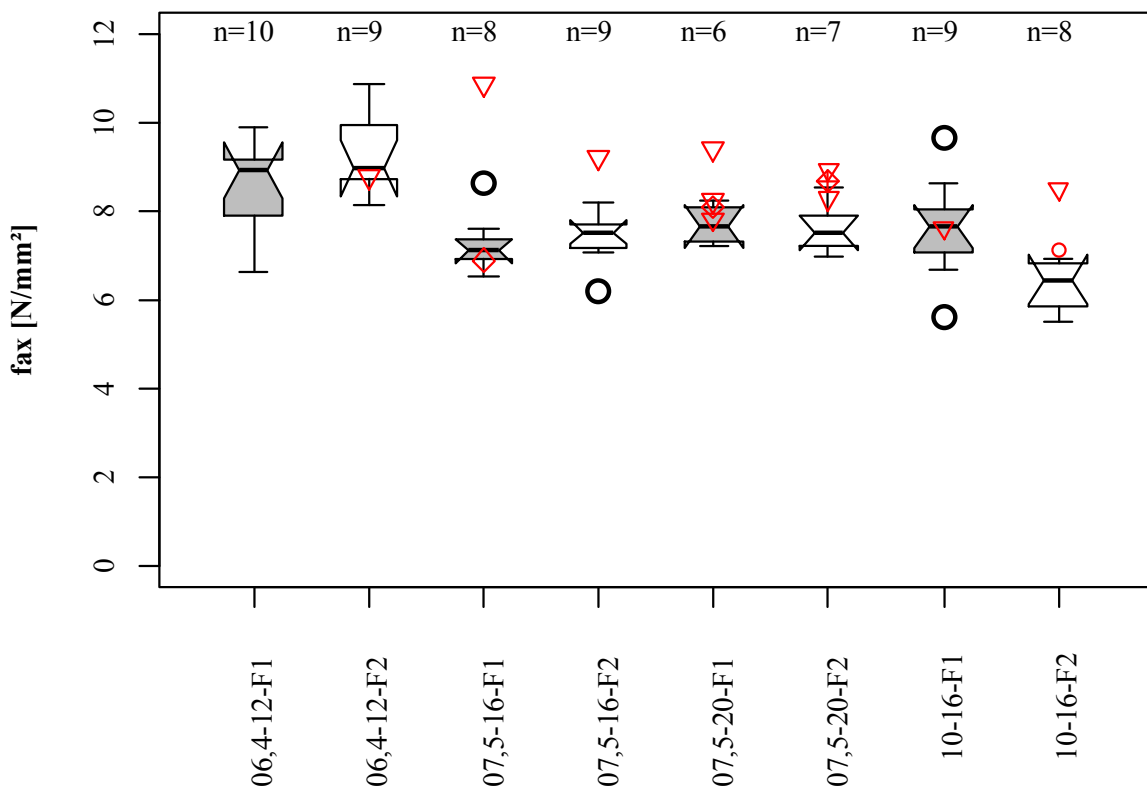


Abbildung 7-12 zeigt die Schlankheiten 6,4, 7,5 und 10 für die jeweiligen Serien F1 und F2. In Abbildung 7-13 befinden sich die restlichen Schlankheiten der Hauptserie – Einzelstab mit Werten von 12,5 und 20.

Es wird deutlich, wie bereits bei der Auswertung der Vorversuche V6 erkannt wurde, dass Verklebungen mit Ästen meist höhere Festigkeiten erzielen und somit auszuschneiden sind. Die in den beschriebenen Abbildungen als Dreiecke gekennzeichneten Werte befinden sich Großteils über dem oberen Quartilwert und somit über der Box oder sogar außerhalb des Whisker. Die Annahme, dass Äste in der Verbundzone eine erhöhte Tragfähigkeit bewirken, wird somit bestätigt. Um den Einfluss solcher Proben auf die statistische Auswertung ausschließen zu können, werden Verklebungen mit einem Ast in der gebrochenen Verbindungsseite, in den weiteren Betrachtungen der Ergebnisse nicht mehr berücksichtigt. Andere aufgetretene Merkmale, wie Luftblasen und Mark, werden im Weiteren als merkmalfreie Proben betrachtet.

Anmerkung: Das Mischungsverhältnis des zur Herstellung der Verklebungen verwendeten Klebstoffsystems betrug während dem Herstellen der Serie F2-16-180 nicht dem normalen Mischungsverhältnisses des 2K-Klebstoffsystems. Aufgrund eines zunächst unentdeckt gebliebenen Austretens des Harzes neben dem statischen Mischer veränderte sich das Mischungsverhältnis. Wie in Abschnitt 4-2.3 beschrieben wurde, ist die Tragfähigkeit des Klebstoffes jedoch stark vom Mischungsverhältnis abhängig. Ein Fehlen des Härter hat dabei einen größeren Einfluss als ein Ausfallen des Harzes. Zehn Tage nach dem Herstellen der Verklebungen wurden kleine helle Tropfen des Harzes, die noch teilweise in flüssigem Zustand waren, entdeckt. Im Folgenden werden die Daten dieser Serie **grau hinterlegt** dargestellt.

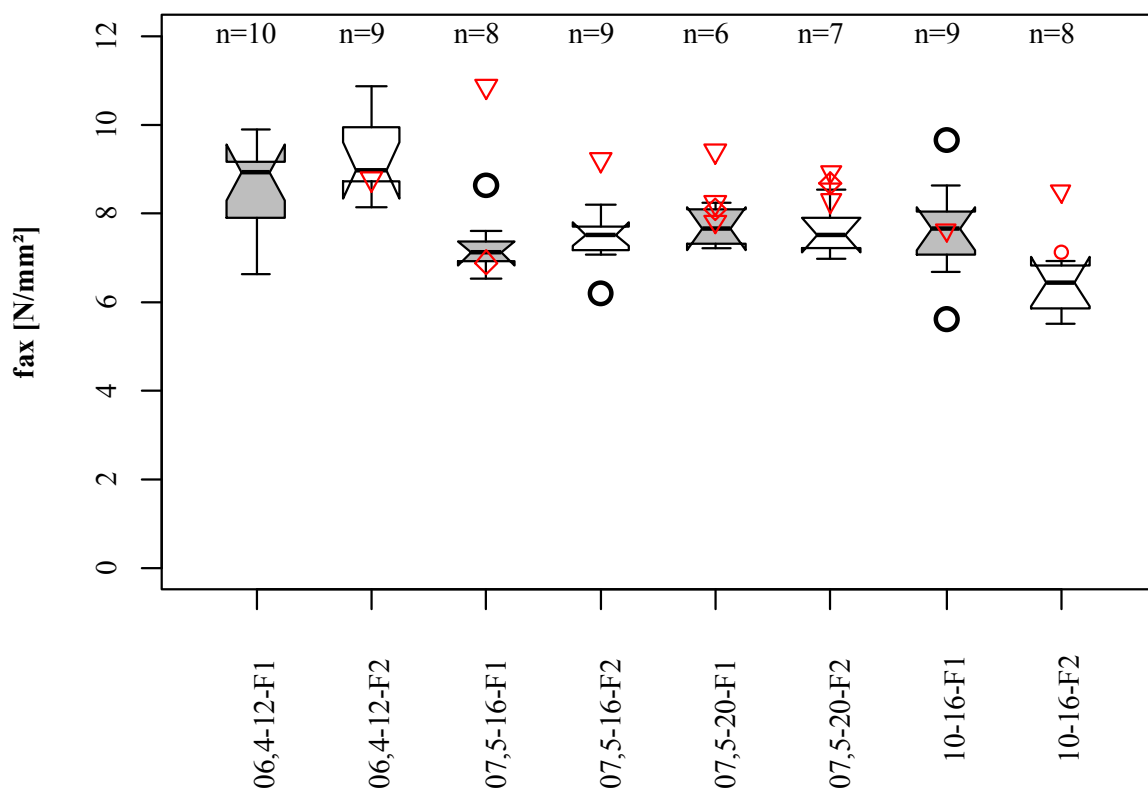


Abbildung 7-12: Boxplots der Festigkeiten zur Ermittlung von Ausreißern der Schlankheit 6,4, 7,5 und 10

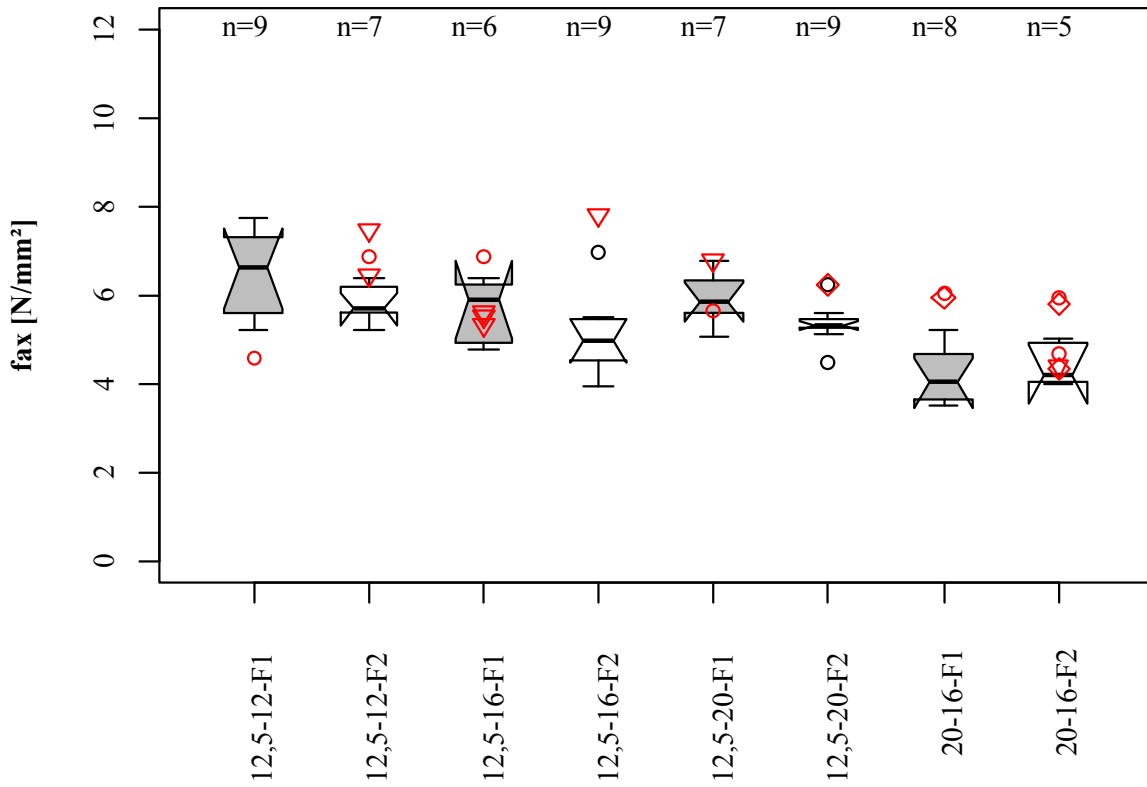


Abbildung 7-13: Boxplots der Festigkeiten zur Ermittlung von Ausreißern der Schlankheit 12,5 und 20

Wieß und grau F1/F2

Tabelle 7-7: Anzahl der für die Auswertung herangezogenen Prüfwerte der Hauptserie - Einzelstab

Serie	<i>n</i> [Versuche]	<i>n</i> [<i>F, f, u, ρ</i>₁₂]	<i>n</i> [<i>K</i>_{ser}]	Serie	<i>n</i>	<i>n</i> [<i>F, f, u, ρ</i>₁₂]	<i>n</i> [<i>K</i>_{ser}]
F1-12-90	10	10	9	F2-12-90	10	9	10
F1-12-175	10	10	10	F2-12-175	10	8	10
F1-16-135	10	8	9	F2-16-135	10	9	10
F1-16-180	10	9	10	F2-16-180	10	9	10
F1-16-225	10	8	9	F2-16-225	10	9	9
F1-16-360	10	9	10	F2-16-360	10	7	8
F1-20-165	10	6	10	F2-20-165	10	7	10
F1-20-275	10	9	10	F2-20-275	10	9	10

7-3.2 EIGENSCHAFTEN DER PRÜFKÖRPER

Die Rohdichte ρ_{12} (normiert auf 12 % Holzfeuchte) ist mit der Holzfeuchte u durch statistische Parameter in Tabelle 7-8 und Tabelle 7-9 für die Prüfserien der Hauptserie – Einzelstab abgebildet. Der Variationskoeffizient CoV der Rohdichte ist bei sechs Serien über 6,5 % und somit überdurchschnittlich hoch. Die Mittelwerte der Holzfeuchte aller Prüfkörper befindet sich im Bereich von 12 ± 2 %. Ein Einfluss der Holzfeuchte auf die Vergleichbarkeit der Ergebnisse wird somit ausgeschlossen. In Abbildung 7-14 sind die Rohdichten der Prüfserien, ohne Prüfkörper die Äste in der Verbundzone aufwiesen, als Boxplots dargestellt. Die Vergleichsserien F1 und F2 sind farblich getrennt und in zwei Gruppen eingetragen. Es ist ersichtlich, dass sich die Rohdichteverteilung der beiden Festigkeitsklassen in weiten Bereichen überschneiden. Dies hat zur Folge, dass der Rohdichteinfluss auf die Schubfestigkeit der Verbindung nicht ausgewertet werden kann. In Abbildung 7-14 sind dieselben Werte nochmals als Boxplots nach Festigkeitsklasse sortiert abgebildet. Es ist erkennbar, dass die Rohdichte der BSH GL24h (F1) niedrige Mittelwerte mit etwas höheren Streuungen aufweist, die Werte der Festigkeitsklasse BSH GL32h jedoch nur knapp darüber zu liegen kommen. Somit überschneiden sich die Rohdichten der beiden Gruppen stärker als erwartet. Dies wird durch die Betrachtung aller Prüfkörper einer Festigkeitsklasse, wie sie in Abbildung 7-15 durch Boxplots und in Tabelle 7-10 durch die Mittelwerte nochmals gezeigt wird, deutlich sichtbar. Der Mittelwert für GL24h ist etwas höher als der in die EN 14080 [118] verankerte Wert. Das BSH GL32h weist hingegen einen deutlich niedrigeren Mittelwert als die EN 14080 [118] auf und wäre demzufolge als GL28h einzustufen. Durch die Betrachtung von BSH als System können diese Abweichungen teilweise erklärt werden. Die in dieser Serie vorliegenden Rohdichteunterschiede können in Bezug auf die Ermittlung des Rohdichteinflusses nicht als signifikant unterschiedlich betrachtet werden. Somit wird die Schlussfolgerung gezogen, dass die Festigkeitsklassen F1 und F2 für die Auswertung als eine Festigkeitsklasse betrachtet werden müssen.

Tabelle 7-8: Eigenschaften der Prüfkörper der Hauptserie Einzelstab aus BSH GL24h

Serie	λ	n	$\rho_{12,med}$ [kg/m ³]	$\rho_{12,mean}$ [kg/m ³]	CoV [ρ_{12}] [%]	u_{min} [%]	u_{mean} [%]	u_{max} [%]
F1-12-90	6,4	10	443	442	5,9	11,2	11,6	12,0
F1-12-175	12,5	10	433	431	6,0	10,6	11,8	12,5
F1-16-135	7,5	8	397	403	5,5	10,6	11,5	12,0
F1-16-180	10,0	9	418	435	8,7	10,8	11,6	12,8
F1-16-225	12,5	7	412	431	8,5	9,8	10,9	12,5
F1-16-360	20,0	9	468	464	8,2	11,1	12,0	13,2
F1-20-165	7,5	6	401	401	4,9	11,3	11,7	12,0
F1-20-275	12,5	9	432	424	6,04	9,87	10,6	12,1

Anmerkung: Die Serie F1-12-90 stellt die Vorversuchsserie V6-1-E dar

Tabelle 7-9: Eigenschaften der Prüfkörper der Hauptserie Einzelstab aus BSH GL32h

Serie	λ	n	$\rho_{12,med}$ [kg/m ³]	$\rho_{12,mean}$ [kg/m ³]	CoV [ρ_{12}] [%]	u_{min} [%]	u_{mean} [%]	u_{max} [%]
F2-12-90	6,4	9	481	468	5,3	12,6	12,8	13,1
F2-12-175	12,5	8	438	448	6,8	12,4	12,8	13,2
F2-16-135	7,5	9	444	458	5,3	11,5	12,6	12,8
F2-16-180	10,0	9	446	451	7,0	11,8	12,2	12,6
F2-16-225	12,5	9	444	459	7,6	11,0	11,9	12,5
F2-16-360	20,0	7	441	447	3,8	12,1	12,5	12,9
F2-20-165	7,5	7	490	490	2,9	10,2	11,2	11,7
F2-20-275	12,5	9	442	440	2,6	10,8	11,4	12,0

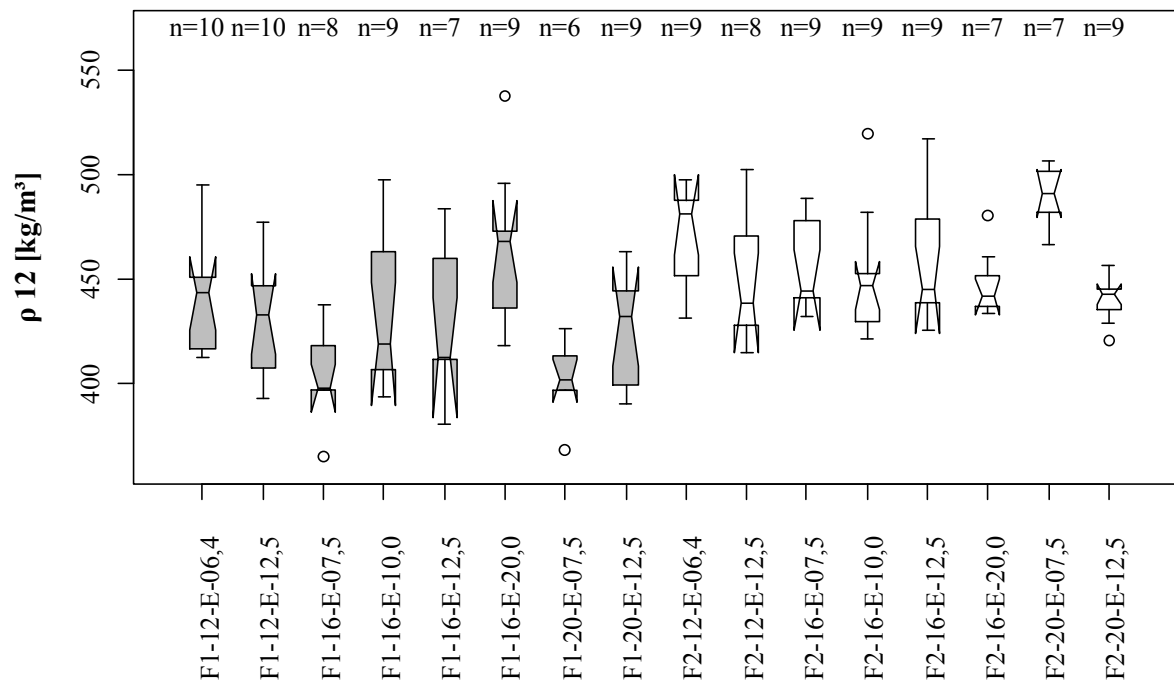


Abbildung 7-14: Boxplots der Rohdichten der Hauptserie - Einzelstab

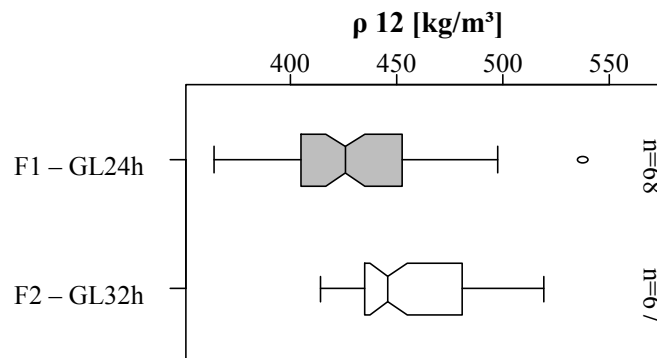


Abbildung 7-15: Boxplots der Rohdichten der Hauptserie – Einzelstab

Punkte mit mean und EN 14080

Tabelle 7-10: Vergleich der Rohdichten aus der EN 14080 [118] mit den Mittelwerten der Prüfkörper

	EN 14080		Prüfkörper
	ρ_k [kg/m³]	ρ_{mean} [kg/m³]	$\rho_{12,mean}$ [kg/m³]
GL24h	385	420	430
GL32h	440	490	457

7-3.3 ZUSAMMENLEGUNG DER BEIDEN FESTIGKEITEN GL24H UND GL32H

Die beiden Festigkeitsklassen GL24h und GL32h werden nach einem Rohdichtevergleich in Abschnitt 7-3.2 als eine Serie betrachtet. Die neu ermittelten statistischen Kenngrößen der Rohdichte und Holzfeuchte, der nun ohne dem Index 1 / 2 und nur mit F (Fichte) bezeichneten Prüfserien, sind mit der dazugehörigen Anzahl n an verwendeten Werten, in Tabelle 7-11 dargestellt. Ein Boxplot der Rohdichte jeder Serie ist in Abbildung 7-16 enthalten. Die nun sehr gleichmäßige Verteilung der Rohdichte ist gut zu erkennen.

Tabelle 7-11: Eigenschaften der Prüfkörper der zusammgelegten Hauptserie Einzelstab

Serie	λ	n	$\rho_{12,med}$ [kg/m ³]	$\rho_{12,mean}$ [kg/m ³]	CoV [ρ_{12}] [%]	u_{min} [%]	u_{mean} [%]	u_{max} [%]
F-12-90	6,4	19	450	454	6,20	11,2	12,2	13,1
F-12-175	12,5	18	435	439	6,53	10,6	12,2	13,2
F-16-135	7,5	17	432	432	8,34	10,6	12,1	12,8
F-16-180	10,0	18	439	443	7,84	10,8	11,9	12,8
F-16-225	12,5	16	442	447	8,35	9,81	11,5	12,5
F-16-360	20,0	16	451	457	6,80	11,1	12,2	13,2
F-20-165	7,5	13	466	449	10,9	10,2	11,4	12,0
F-20-275	12,5	18	436	432	4,85	9,87	11,0	12,1

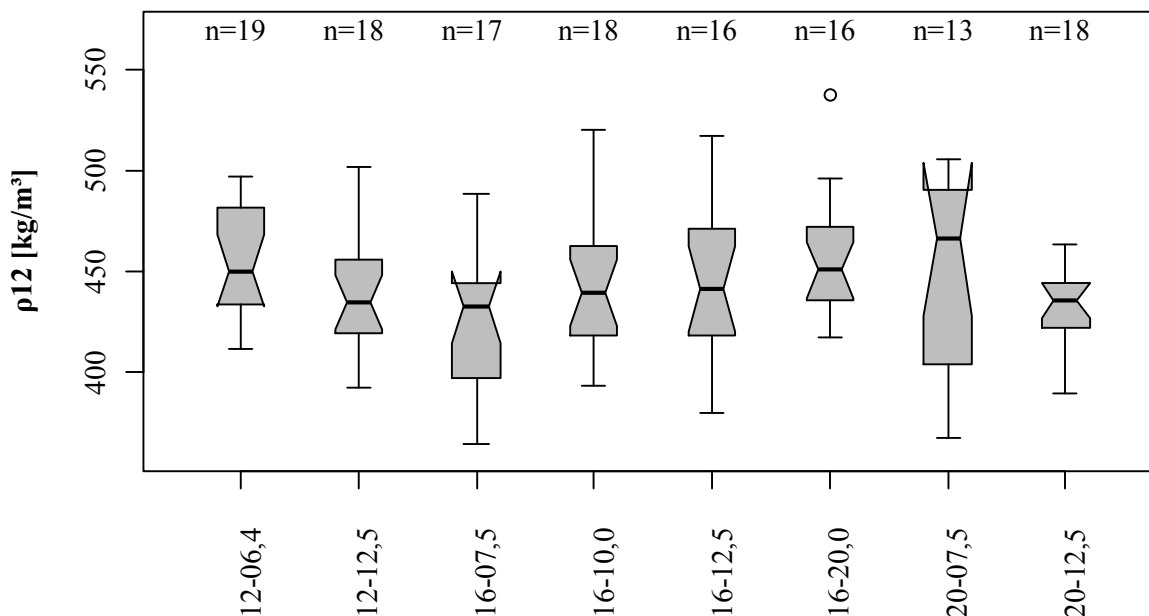


Abbildung 7-16: Rohdichten der zusammengeführten Prüfserien GL24h & GL32h

Die Zusammenlegung der Prüfserien erfordert auch eine erneute rechtszensierte und korrelierte Auswertung der Festigkeiten und Tragfähigkeiten nach Abschnitt 5-3.10. Die Ergebnisse sind in Tabelle 7-12 zusammengefasst. In der folgenden Abbildung 7-17 sind die Schubfestigkeiten der zusammengelegten Serien als Boxplots inklusive den Erwartungswerten des Mittelwertes gezeigt.

Beschreibung CoV fax?

Tabelle 7-12: Ergebnisse der Pull-Pull-Belastungsprüfungen der Hauptserie Einzelstab aus BSH GL32h

Serie	λ	n	$F_{est,mean}$ [kN]	$f_{ax,med}$ [N/mm ²]	$f_{ax,mean}$ [N/mm ²]	CoV [f_{ax}] [%]	$f_{ax,mean,est}$ [N/mm ²]	CoV [$f_{ax,est}$] [%]	$f_{ax,05,est}$ [N/mm ²]
F-12-90	6,4	19	36,1	8,98	8,88	11,1	9,12	11,5	7,35
F-12-175	12,5	18	48,9	6,14	6,15	13,9	6,36	14,6	4,85
F-16-135	7,5	17	57,5	7,19	7,33	8,00	7,54	8,74	6,40
F-16-180	10,0	18	74,2	6,87	7,02	15,4	7,29	16,8	5,40
F-16-225	12,5	16	72,0	5,33	5,42	16,6	5,66	15,2	4,08
F-16-360	20,0	16	95,3	4,43	4,51	17,2	4,68	16,0	3,36
F-20-165	7,5	13	89,1	7,51	7,65	6,42	7,81	6,61	6,87
F-20-275	12,5	18	108	5,49	5,55	10,8	5,71	9,94	4,62

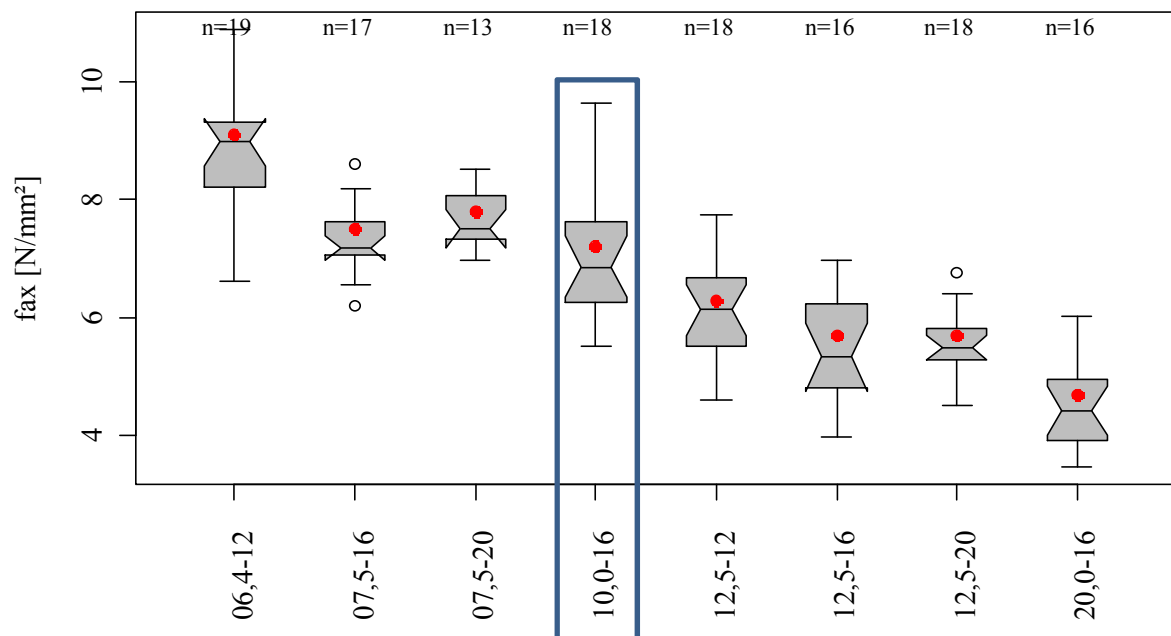


Abbildung 7-17: Boxplots der Schubfestigkeiten der zusammengefügten Prüfserien GL24h & GL32h

MW der $f_{ax,est,mean}$

Verklebungsfehler! Legende!

Die in Abbildung 7-17 als Boxplots dargestellten Festigkeiten der Schlankheiten 7,5 und 12,5 zeigen ähnliche Festigkeiten der unterschiedlichen Durchmesser. Für die Ermittlung eines möglichen Durchmesserinflusses sind diese in der Abbildung 7-18 und Abbildung 7-19 in Abhängigkeit des Durchmessers dargestellt. In beiden Diagrammen ist ein nichtlinearer Abfall der Schubfestigkeiten bei größeren Durchmessern zu erkennen. In Abbildung 7-18 ist der große Sprung zwischen den Durchmessern 12 mm und 16 mm durch die etwas unterschiedlichen Schlankheiten von 6,4 und 7,5 verstärkt. Der nichtlineare Abfall kann, wie Brandner et al. in [119] beschreiben, über den Größeneffekt der mechanischen Eigenschaften des Holzes erklärt werden. Wie Ringhofer [120] und Hübner [121] an axial beanspruchten, parallel zur Faser eingeschraubten Schrauben und Gewindestangen (nicht metrisch) bereits feststellten, kommt es bei kleinen Durchmessern durch die Steigerung des Durchmessers zu einem starken Abfall der mittleren Schubfestigkeit. Dieser Reduktion wurde als nichtlinear erkannt und nähert sich ab einem Durchmesser von 16 mm einem horizontalen Verlauf an. In Brandner et al. (2012) wird dieser Abfall durch eine Potenzfunktion mit einem Exponenten zwischen -0,13 und -0,41 beschrieben.

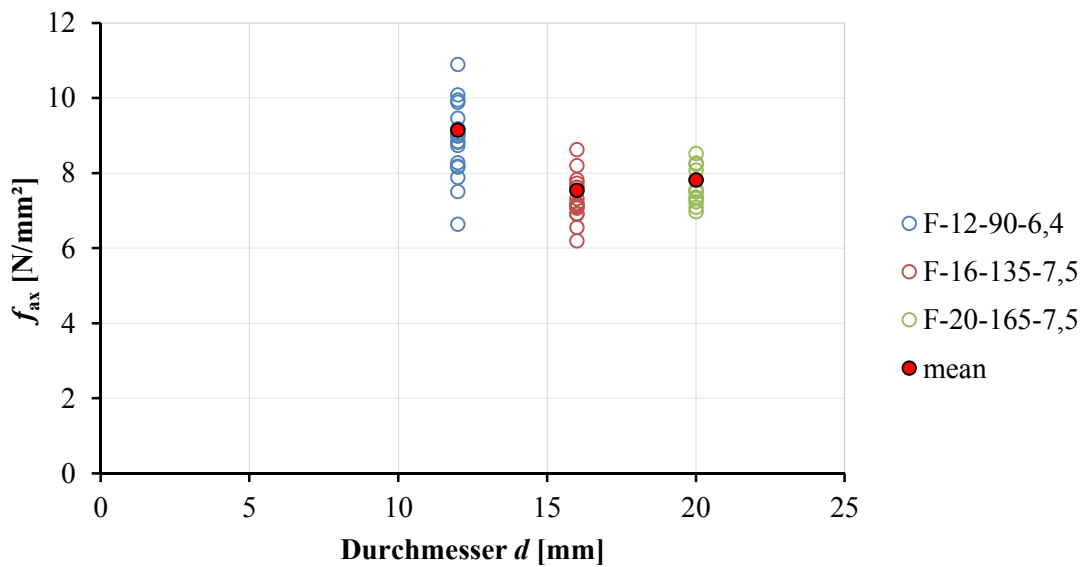


Abbildung 7-18: Schubfestigkeiten der Schlankheiten 6,4 und 7,5 d_h verschiedener Durchmesser

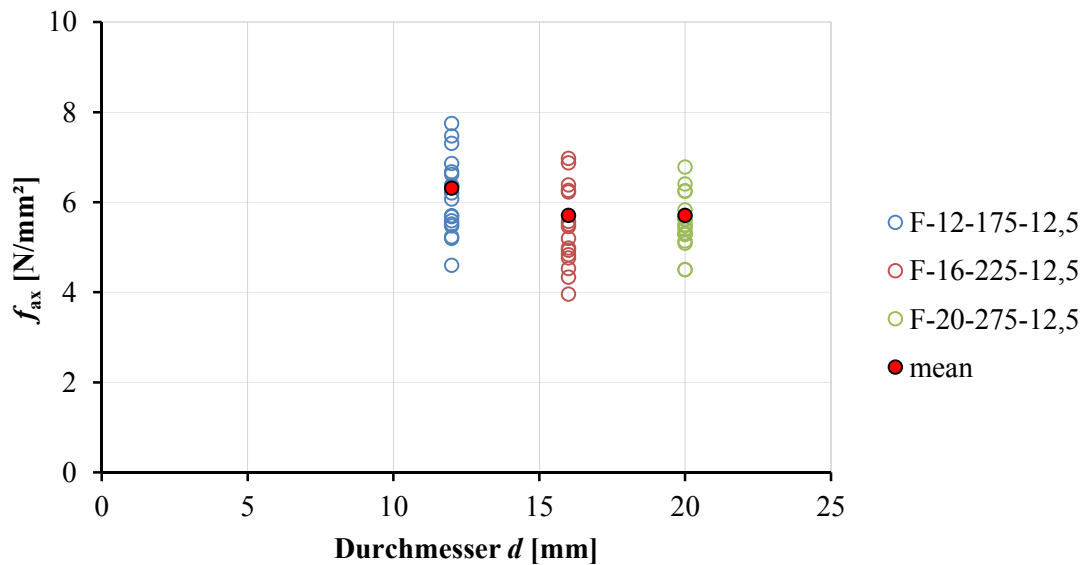


Abbildung 7-19: Schubfestigkeiten der Schlankheit 12,5 d_h verschiedener Durchmesser

7-3.4 BEMESSUNGSGLEICHUNG DER SCHUBFESTIGKEIT

In Abschnitt 4-14 bis 4-17 der Literaturrecherche wurde bereits beschrieben, dass bereits einige Bemessungsmodelle für parallel zur Faser in Holz eingeklebte Gewindestangen existieren. Daher sollen hier die ermittelten Prüfwerte mit bestehenden Modellen verglichen und die Korrelation ausgewertet werden. Im Weiteren werden, auf Randbedingungen ausgewählter Modelle basierende, für die Prüfwerte angepasste Gleichungen erstellt.

Bemessungsmodell nach Steiger et al. [83]

Das in Abschnitt 4-16.9 erläuterte Modell nimmt Bezug auf die Schlankheit der Verklebung und Rohdichte. Die in Abbildung 7-20 gezeigte Gegenüberstellung der durch das Bemessungsmodell nach Steiger et al. [83] zu erwartenden mittleren Schubfestigkeiten mit den aus den Bruchlasten nach Abschnitt 5-3.11 ermittelten Schubfestigkeiten f_{ax} veranschaulicht die zu hohen Erwartungswerte des Modells. Dabei stellt die durchgezogene Diagonale eine perfekte Übereinstimmung der Festigkeiten und die strichliert eingetragene Gerade eine lineare Trendlinie der **Schnittpunkte** dar. Kommt die Trendlinie unter der Diagonale zu liegen, so überschätzt das Bemessungsmodell die ausgewerteten Daten. Die Korrelation der beiden Festigkeiten beträgt $r = 0,784$. Somit kann das Bemessungsmodell nach Steiger et al. [83] ohne eine Anpassung der Gleichungsparameter nicht für eine Prognose der vorliegenden Herstellungsmethode mit dem Wevo Spezialharz EP 32 S [95] genutzt werden.

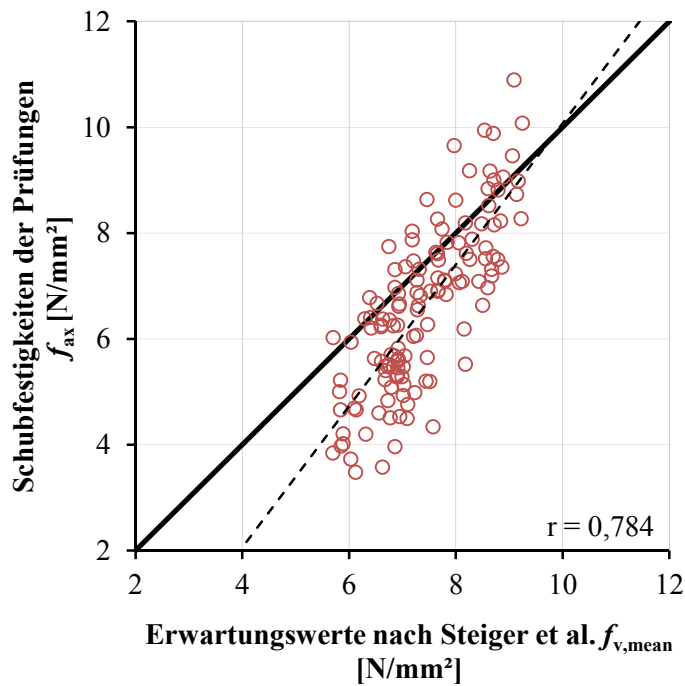


Abbildung 7-20: Vergleich der Erwartungswerte der Schubfestigkeit nach Steiger et al. [83] mit den Prüfergebnissen der Hauptserie – Einzelstab

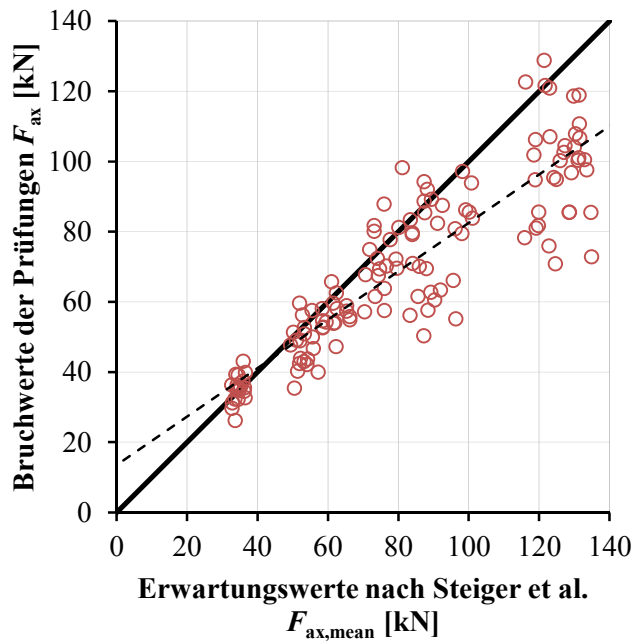
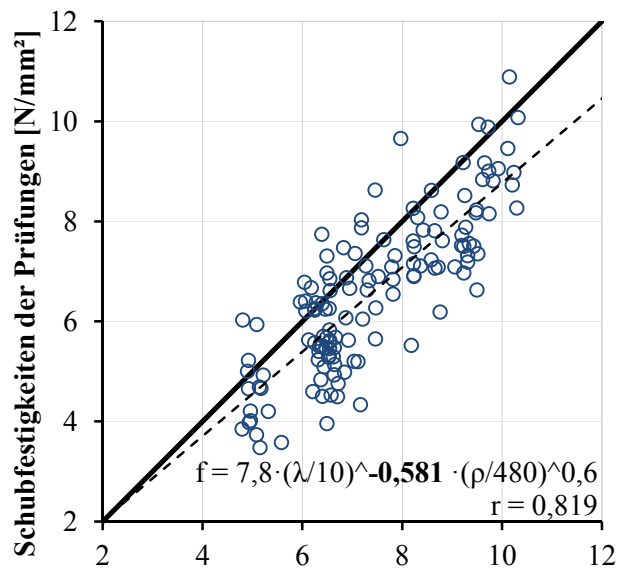


Abbildung 7-21: Vergleich der Erwartungswerte der Tragfähigkeit nach Steiger et al. [83] mit den Prüfergebnissen der Hauptserie – Einzelstab

Anpassung der Berechnungsmodelles nach Steiger et al. **XX** durch den an die Prüfergebnisse angepassten Exponenten.



Erwartungswerte angepasste Gleichung
nach Steiger et al. [N/mm²]

Abbildung 7-22: **veränderte Steiger et al. Gleichung**

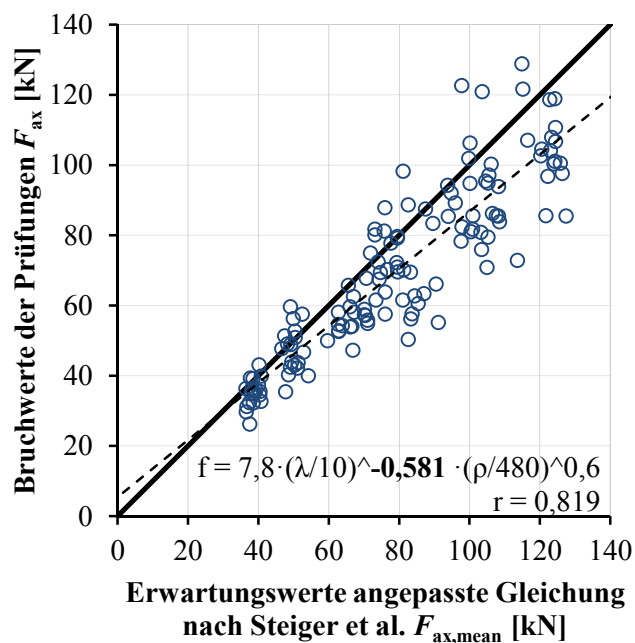
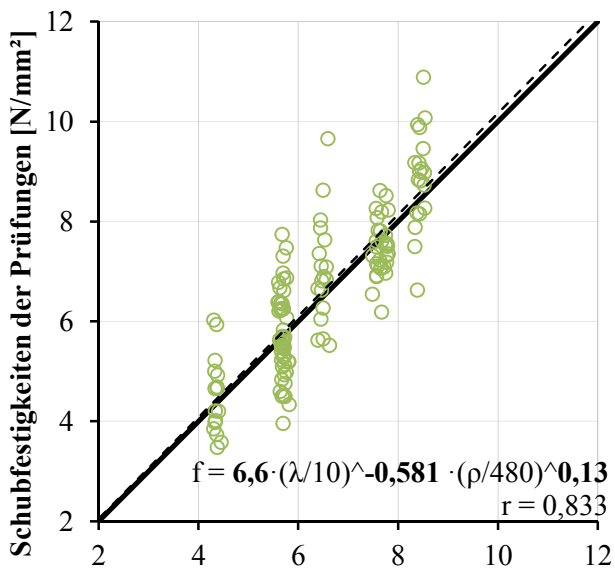
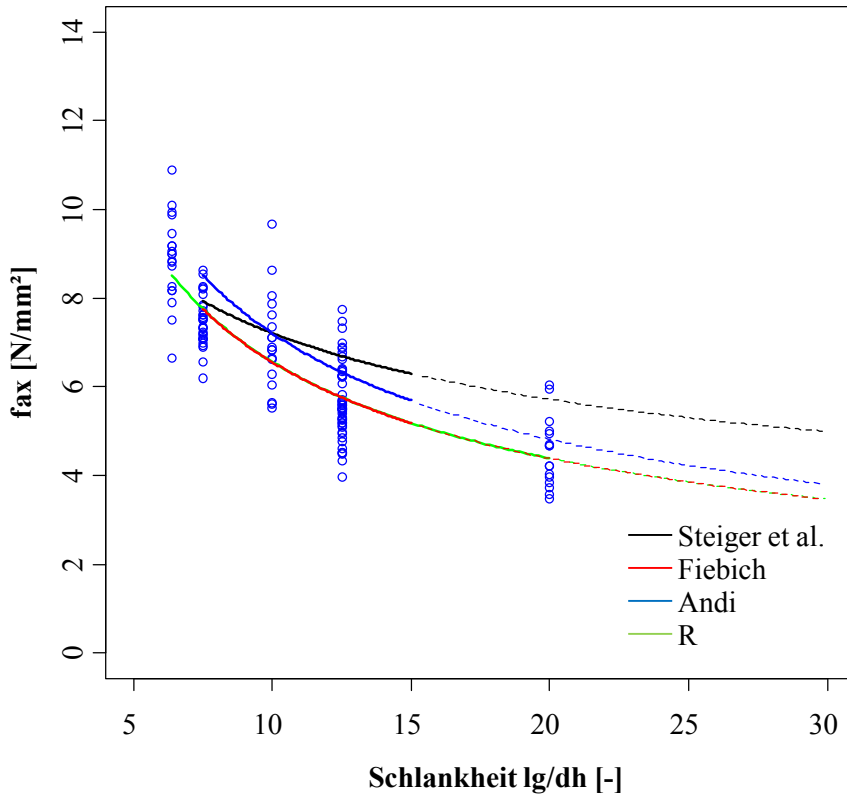


Abbildung 7-23: **veränderte Steiger et al. Gleichung**

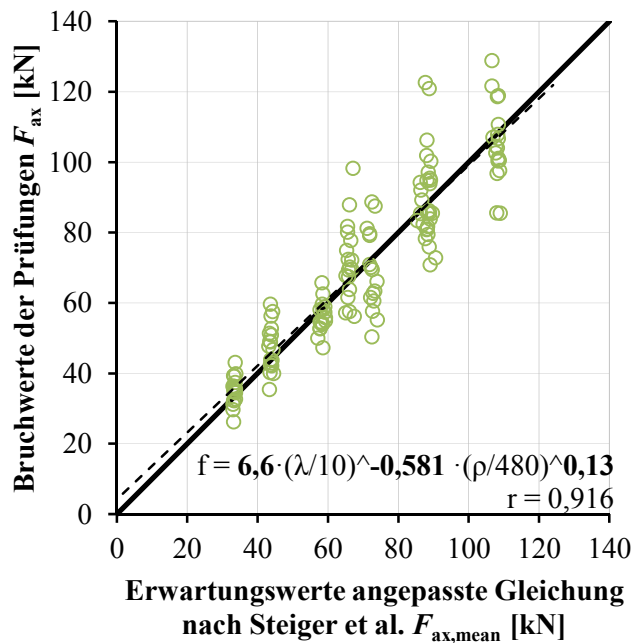
Steiger et al.
$$f_{v,0,mean} = 7,8 \left(\frac{\lambda}{10} \right)^{-1/3} \left(\frac{\rho}{480} \right)^{0,6} \quad (7.1)$$

Andi
$$f_{v,0,mean} = 7,8 \left(\frac{\lambda}{10} \right)^{-0,581} \left(\frac{\rho}{480} \right)^{0,6} \quad (7.2)$$

R
$$f_{v,0,\text{mean}} = 6,56 \left(\frac{\lambda}{10} \right)^{-0,581} \left(\frac{\rho}{480} \right)^{0,134} \quad (7.3)$$



Erwartungswerte angepasste Gleichung nach Steiger et al. [N/mm^2]



Vergleich mit Norm und Zulassungen

Die charakteristischen mittleren Schubfestigkeiten aus den Prüfserien der Hauptserie – Einzelstab wurden für diesen Vergleich auf Festigkeiten der Mantelfläche des Stabes nach Gleichung (5.6) siehe Abschnitt 5-3.11 umgerechnet. Diese sind in Abbildung 7-24 mit Werten aus der ÖNORM B 1995-1-1 [76] und den Zulassungen Wevo Spezialharz EP 32 S Z-9.1-705 [95] und GSA-Harz Z-9.1-778 [58] verglichen. Durch die Deckelung der Schubfestigkeit unter einer Einklebelänge von 250 mm, aufgrund der Bemessungswerte der Norm und somit auch der auf dieser Norm aufbauenden Zulassungen, liegen nur jeweils zwei Werte des Vergleiches nicht auf demselben Grundwert der Abszisse. In diesem Vergleich stellt die Diagonale wiederum eine genaue Übereinstimmung der verglichenen Werte dar. Kommt ein Schnittpunkt über ihr zu liegen, so liefert das Bemessungsmodell konservative Werte. Umgekehrt zeigen Punkte unterhalb der Diagonale eine Überschätzung der Festigkeit durch das Bemessungsmodell an. Es wird somit deutlich, dass die Werte der Norm als konservativ einzustufen sind. Die für den verwendeten Klebstoff gültige Zulassung Z-9.1-705 [57] überschätzt allerdings in zwei Punkten die ermittelten 5 5 Quantilwerte. Die noch höheren Festigkeiten der GSA-Zulassung Z-9.1-778 [58] überschätzen, wie auch das Bemessungsmodell nach Steiger et al. [83], das auf den selben Klebstoff und Stabsystem basiert, in einigen Punkten die erzielten Festigkeiten der Versuchsserien. Diese Ergebnisse führen zur Erkenntnis, dass ...

Fehler in der Verklebung, kleine Luftblasen, große Luftblasen

Prüfaufbau

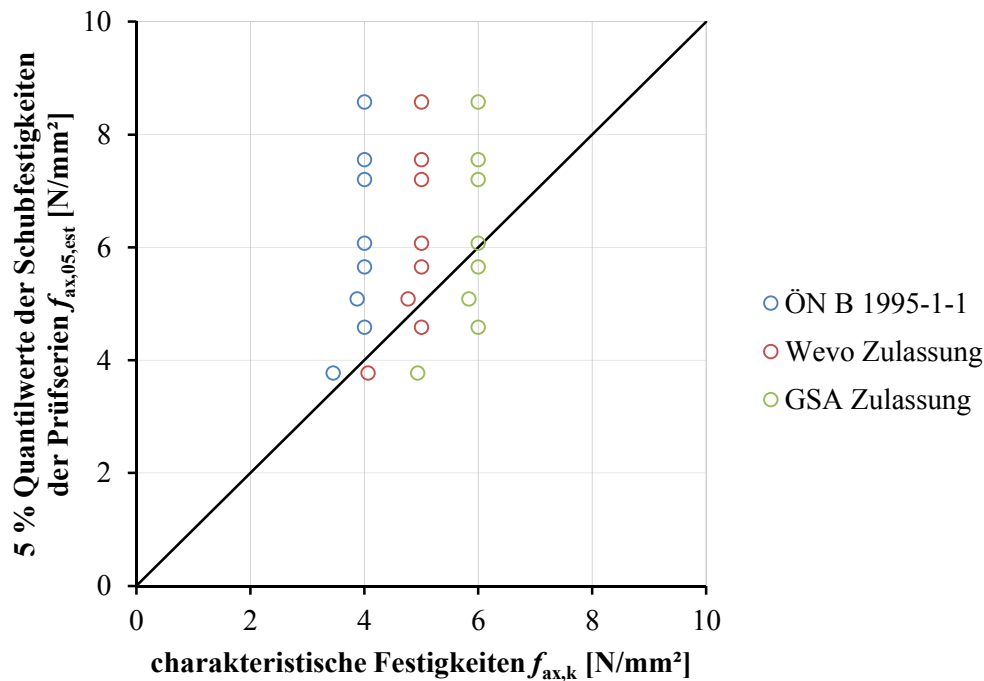


Abbildung 7-24: Vergleich der Schubfestigkeiten der ÖN B 1995-1-1 [76], Wevo Zulassung [95] und der GSA Zulassung [58] mit den charakteristischen Prüfergebnissen der Hauptserie – Einzelstab

Achsenbezeichnung

Ermittlung eines Bemessungsansatzes

Die in den Pull-Pull Versuchen der Hauptserie – Einzelstab ermittelten Schubfestigkeiten werden hier in Abhängigkeit verschiedener Parameter aufgetragen und eine an diese Daten angepasste Trendlinie erstellt. In einem weiteren Schritt wird die Korrelation der durch diese Trendlinie beschriebenen Erwartungswerte der Serien mit den Prüfergebnissen ermittelt. In Abbildung 7-25 sind die an der Mantelfläche des Bohrloches nach Abschnitt 5-3.11 ermittelten Schubfestigkeiten der zugehörigen Einklebelängen gegenübergestellt. Die Trendlinie wurde als Potenzfunktion gewählt und weist einen negativen Exponenten mit dem Wert -0,486 auf. Die Korrelation der Funktion mit den Prüfergebnissen beträgt $r = 0,816$. In Abbildung 7-25 ist die Funktion angegeben und im durch Versuchsergebnisse bestätigten Bereich durchgezogen sowie der erwartete Verlauf bis 500 mm Einklebelänge strichliert dargestellt.

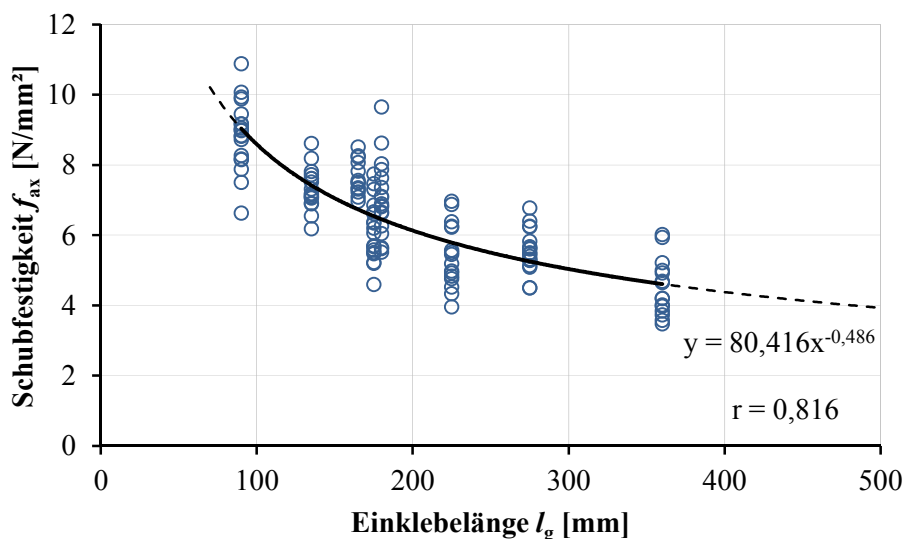


Abbildung 7-25: Ergebnisse der Schubfestigkeit der Hauptserie – Einzelstab in Abhängigkeit der Einklebelänge

Mittelwerte?

Die soeben beschriebenen Schubfestigkeiten, die in Abbildung 7-25 der Einklebelänge gegenübergestellt wurden sind basierend auf dem Ansatz des Bemessungskonzept der ÖNORM 1995-1-1 [76] in Abbildung 7-26 dargestellt. Dieser Ansatz vergleicht die Schubfestigkeit an der Mantelfläche des **Stahlstabes** in Abhängigkeit der Einklebelänge. Die ebenfalls als Potenzfunktion gewählte Trendlinie weist einen negativen Exponenten mit dem Wert -0,515 auf. Dieser liegt wie auch die Korrelation mit den Versuchsergebnissen, etwas höher als bei der in Abbildung 7-25 dargestellten Funktion. Die Korrelation beträgt $r = 0,830$.

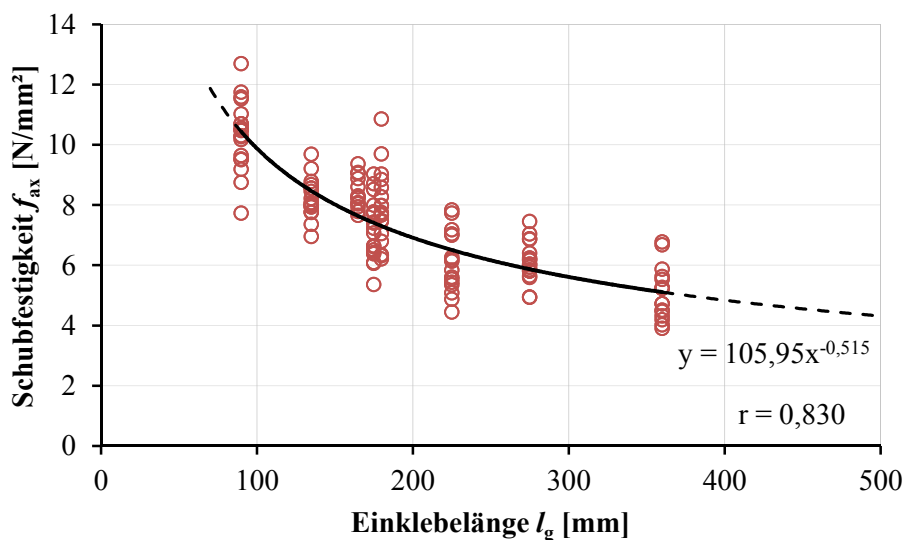


Abbildung 7-26: Ergebnisse der Schubfestigkeit an der Mantelfläche des Stabes der Hauptserie – Einzelstab in Abhängigkeit der Einklebelänge

Der unter anderem von Steiger et al. [83] verwendete, auf der Schlankheit des Bohrloches basierende Ansatz für die mittlere Schubfestigkeit ist in Abbildung 7-27 durch die Anordnung der Prüfergebnisse bezogen auf diese Schlankheit wiedergegeben. Die ermittelte Trendlinie wurde ebenfalls als Prognose bis zu einer Schlankheit von 35 strichliert erweitert. Die Potenzfunktion weist einen größeren negativen

Exponenten, als die in Abbildung 7-25 und Abbildung 7-26 dargestellten Funktionen, von -0,581 auf. Die Korrelation mit den Prüfergebnissen beträgt ähnlich wie die nach der Definition der ÖNORM 1995-1-1 [76] ermittelten Funktion $r = 0,831$.

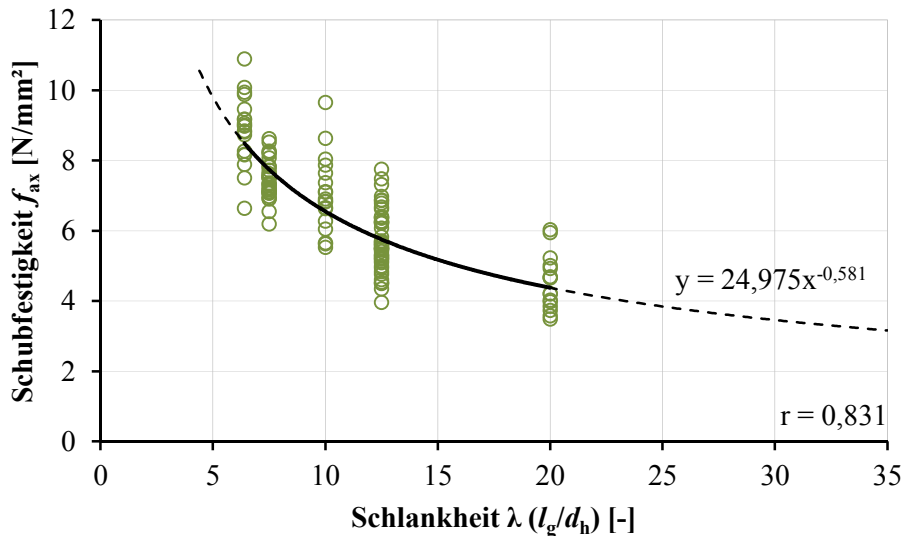


Abbildung 7-27: Ergebnisse der Schubfestigkeit der Hauptserie – Einzelstab in Abhängigkeit der Schlankheit

Mit $f_{ax,mean}$ (mittelwerte einfügen)

Gleichung? Durchmesser und nicht nur Schlankheitsabhängig..

7-3.5 VERBINDUNGSSTEIFIGKEIT

Die aus der lokalen Wegmessung nach Abschnitt 5-3.14 ermittelten Werte der Verbindungssteifigkeit sind mit der Anzahl an verwendeten Daten n und dem Variationskoeffizienten in Tabelle 7-13 eingetragen. In den nachfolgenden Abbildung 7-29 sind die Einzelwerte der Serien als Boxplot dargestellt. Es ist ersichtlich, dass die Steifigkeit vor allem durch den Durchmesser beeinflusst wird. Eine tendenzielle Erhöhung unter einer größeren Schlankheit stellen die Werte der beiden größeren Durchmesser M16 und M20 dar. Dieser Effekt kann bei der Betrachtung des kleinsten Durchmesser M12 jedoch allgemein nicht bestätigt werden. Im Weiteren sind Betrachtungen in Abhängigkeit des Durchmessers dargestellt.

Bezug auf CoV

Tabelle 7-13: Verbindungssteifigkeiten der Pull-Pull-Belastungsprüfungen der Hauptserie Einzelstab

Serie	λ	n	$K_{ser,ax,mean}$ [kN/mm]	CoV [$K_{ser,ax}$] [%]
F-12-90	6,40	19	222	8,14
F-12-175	12,5	18	218	12,0
F-16-135	7,50	17	312	8,75
F-16-180	10,0	18	331	10,0
F-16-225	12,5	16	351	11,6
F-16-360	20,0	16	383	14,4
F-20-165	7,50	13	412	8,41

F-20-275 12,5 18 437 15,5

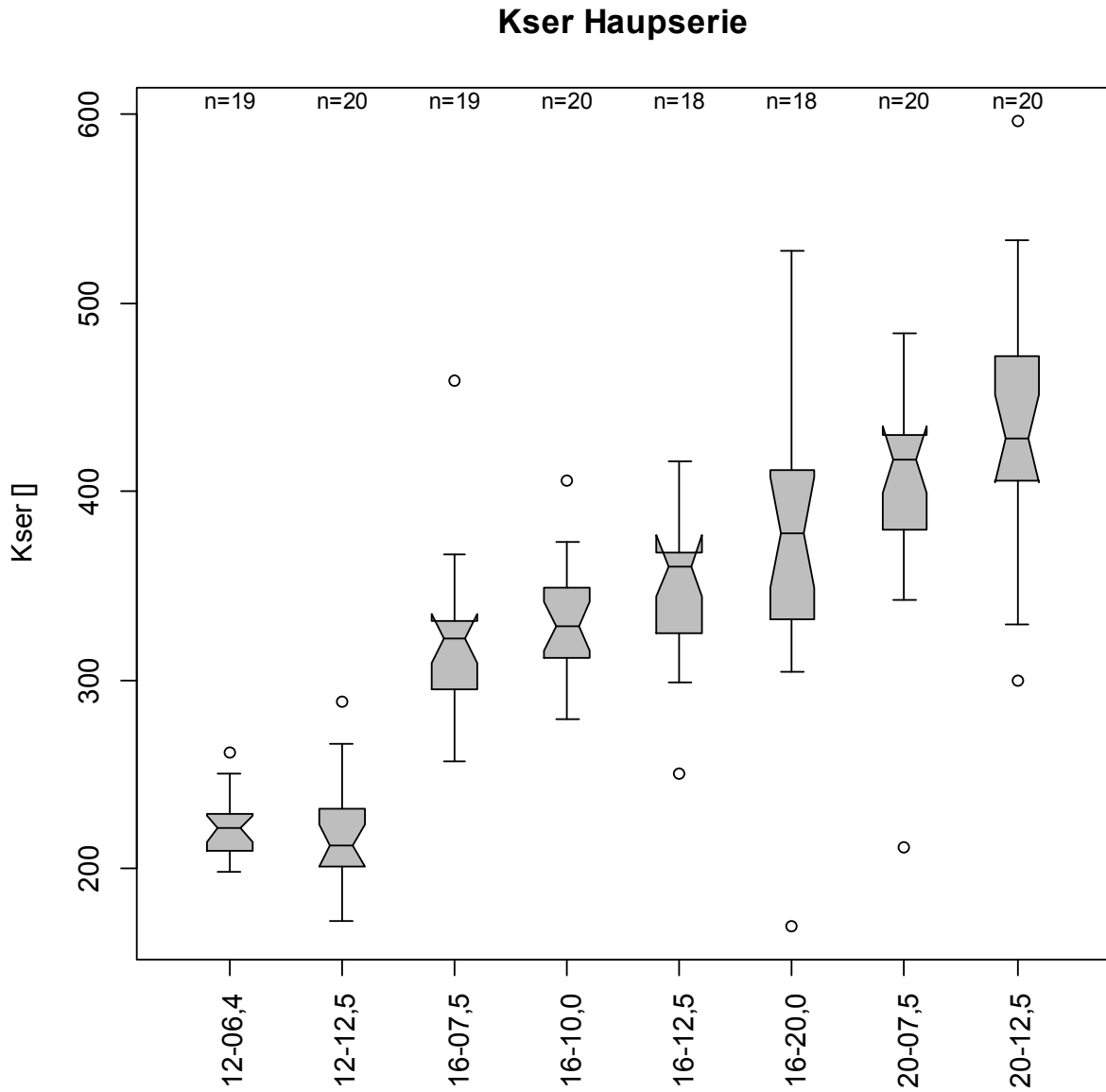


Abbildung 7-28: Boxplots der Verbindungssteifigkeiten der verschiedenen Serien

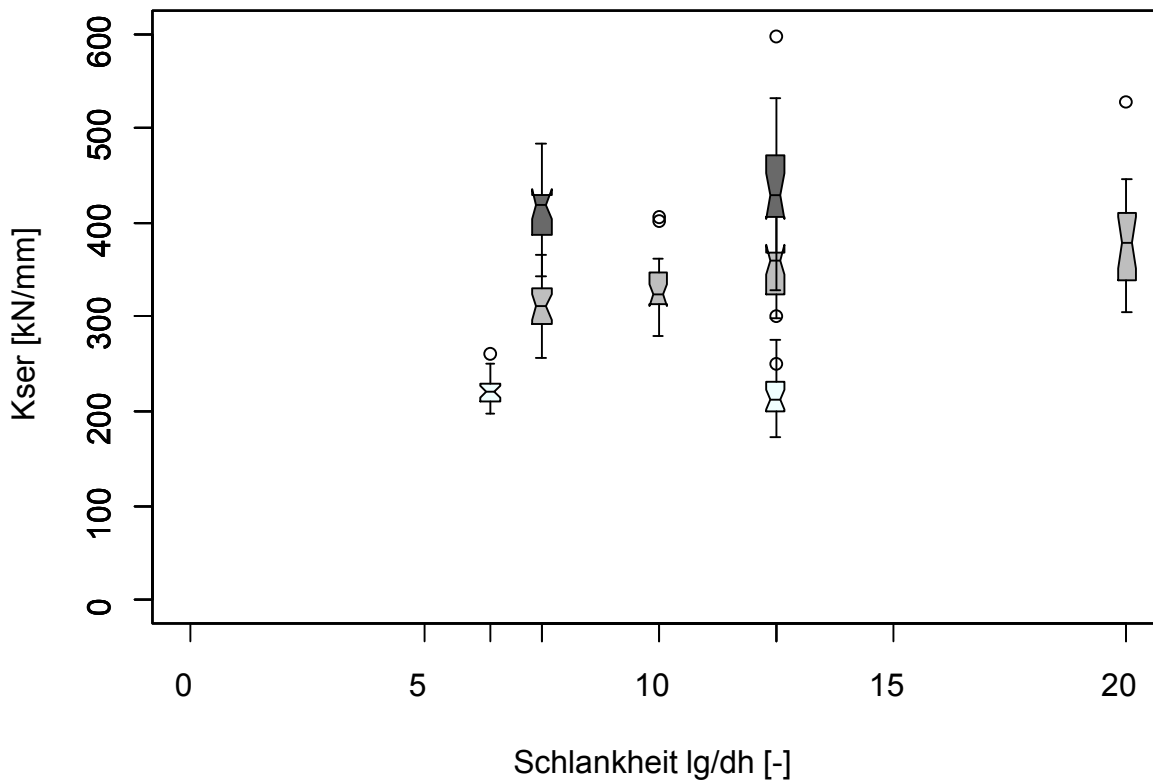


Abbildung 7-29: Verbindungssteifigkeiten in Abhängigkeit der Schlankheit

Anpassung über Schlankheit oder Einklebelänge?

Bemessungsmodell $K_{ser,ax}$

In Abbildung 7-30 sind die einzelnen Prüfwerte der Steifigkeit nach den jeweiligen Stabdurchmessern gezeigt. Die strichliert eingezeichnete und den Daten angepasste Potenzfunktion weist einen Exponenten von 1,3 auf. Die Zunahme der Steifigkeit in Abhängigkeit des Durchmessers kann somit als nicht linear beschrieben werden. In einem weiteren Schritt wird der Nennspannungsquerschnitte der einzelnen Gewindestangen in Abbildung 7-31 dargestellt und die Erhöhung des Querschnittes zum jeweiligen Nenndurchmesser ebenfalls durch eine Potenzfunktion ausgedrückt. Der Exponent dieser Funktion beträgt mit 2,06 und weist somit auf einen größeren Einfluss als die Vergleichbare Kreisfläche hin.

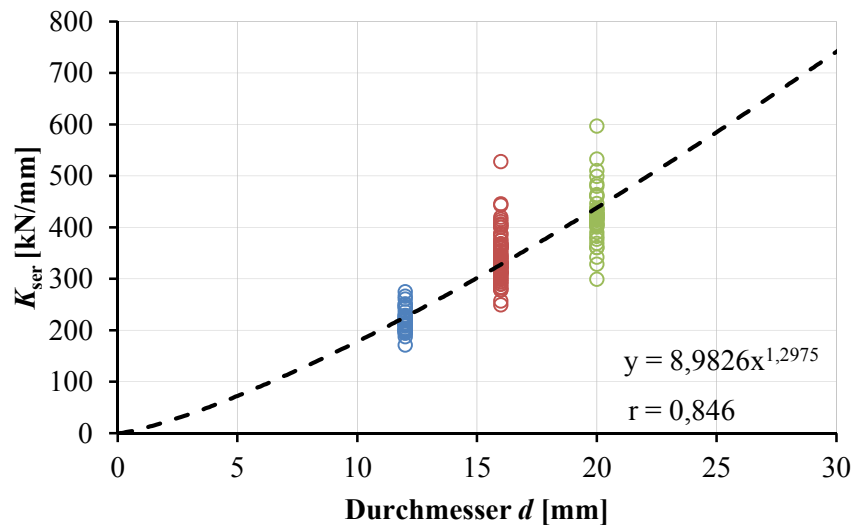


Abbildung 7-30: Verbindungssteifigkeit der Durchmesser M12, M16 und M20, unabhängig der Schlankheit oder Einklebelänge

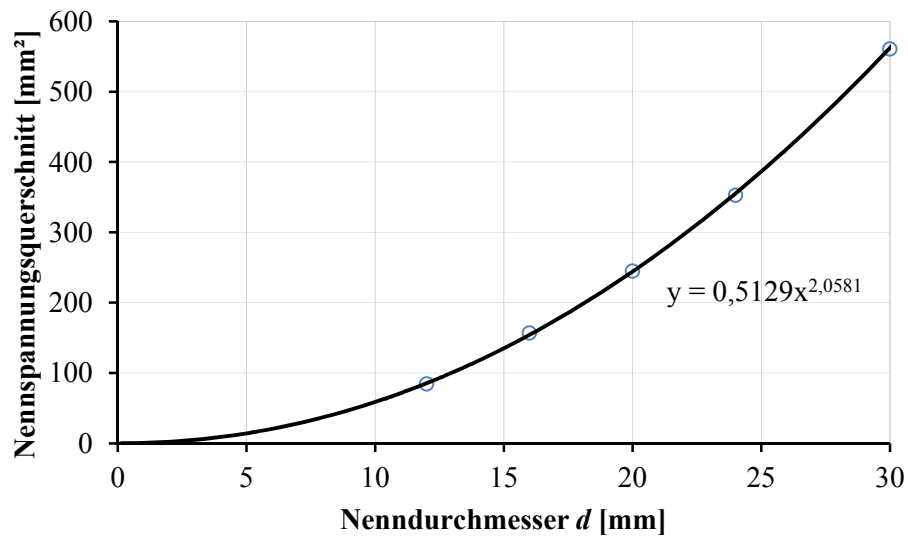


Abbildung 7-31: Verlauf der Spannungsquerschnitte verschiedener Gewindestangendurchmesser

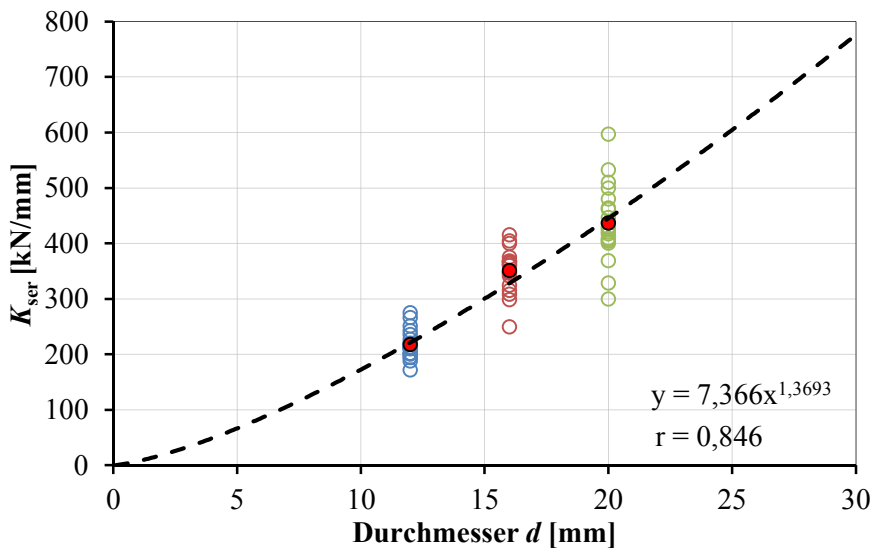


Abbildung 7-32: Verbindungssteifigkeit der Schlankheit 12,5

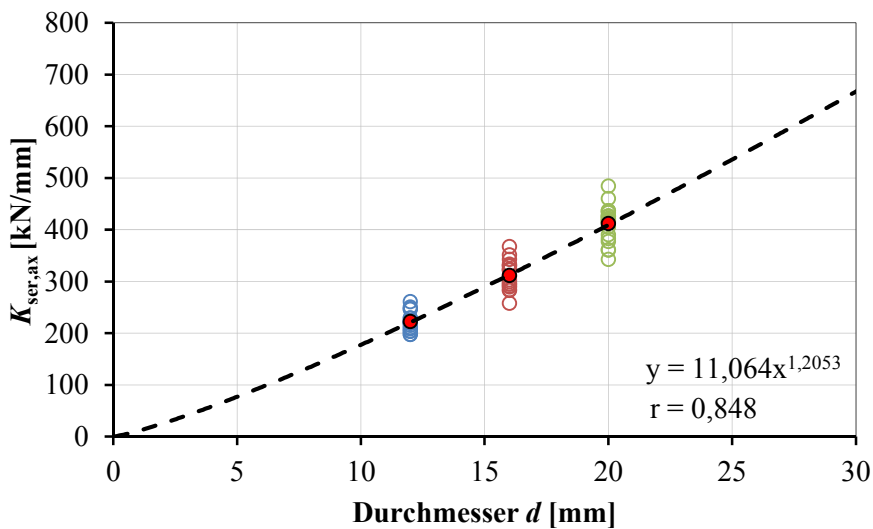


Abbildung 7-33: Verbindungssteifigkeit der Schlankheit 7,5

7-3.6 ZUSAMMENFASSUNG DER HAUPSERIE – EINZELSTAB

KAPITEL 8:ZUSAMMEN FASSUNG UND AUSBLICK

ANHANG A VERZEICHNISSE

A-1 Literaturverzeichnis

- [1] Schaffarczyk A, editor. Einführung in die Windenergietechnik. 1. Aufl. s.l.: Carl Hanser Fachbuchverlag; 2012.
- [2] Harms B, Prass G, Schröder C. Timber Tower – er ist gebaut. 18. Internationales Holzbau-Forum 2012.
- [3] Gehri E. Grundlagen der Verbindungstechnik 1993.
- [4] Gehri E. Verbindungstechnik im Holzbau 2000.
- [5] Schütz W. Zur Geschichte der Schwingfestigkeit. Mat.-wiss. u. Werkstofftech. 1993; 24(6): 203–32.
- [6] Unbekannt. Entgleisung der Amstetten am 19. Oktober 1875: Deutschen Museums in München.
- [7] Radaj D, Vormwald M. Ermüdungsfestigkeit: Grundlagen für Ingenieure. 3., neubearbeitete und erweiterte Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg 2007.
- [8] Haibach E. Betriebsfestigkeit: Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung. 3., korrigierte und erg. Aufl. Berlin: Springer 2006.
- [9] www.ruhrnachrichten.de. Available from: URL: https://www.ruhrnachrichten.de/nachrichten/vermishtes/aktuelles_berichte/Hintergrund-Die-ICE-Katastrophe-von-Eschede;art29854,2021883.
- [10] Erchinger C, Steurer A. In Holz eingeklebte Gewindestangen, Ermüdungsverhalten. Holzforschung Schweiz 2005; (1): 12–3.
- [11] WEVO-Spezialharz EP 32 S mit WEVO-Härter B 22 TS [cited 2017 February 20] Available from: URL: <http://holzleime.de/index.php>.
- [12] Jahobr. Größenvergleich Windkraftanlagen Firma Enercon; 19:26, 2017 [cited 2017 March 20] Available from: URL: https://commons.wikimedia.org/wiki/File:EnerconSizes_de.svg.
- [13] Brandner R, Schickhofer G. Ermüdungsverhalten von Holz und Holzwerkstoffen: holz.bau forschungs gmbh, Technische Universität Graz; 2011. Non-Kind-Machbarkeitsstudie.
- [14] Ragheb M. DYNAMICS AND FATIGUE IN WIND TURBINES 2009.
- [15] Prass G. Türme aus Holz für Windkraftanlagen. 14. Internationales Holzbau-Forum 2008.
- [16] Röhm J, Brand S, Kunz F. Hoher Züblin-Windkraft-Turm aus Holz. In: 21. Internationales Holzbau-Forum IHF 2015.
- [17] Schröder C. Ermüdungsbeanspruchte Brettsperrholz-Bauteile am Beispiel eines Turms für Windkraftanlagen. 21. Internationales Holzbau-Forum 2015.
- [18] Flach M. Ermüdungsverhalten von Verbindungen im Holzbrückenbau. 2. Internationale Holzbrückentage 2012.
- [19] Schickhofer G. Holzbau - Der Roh- und Werkstoff Holz: Skript Institut für Holzbau & Holztechnologie Technische Universität Graz.

- [20] Eberhart O. Ermüdungsnachweise im Ingenieurholzbau. *Holzbau Statik aktuell* 2015; (02).
- [21] Schäfer HJ. Auswertalgorithmus auf der Basis einer Modifikation des Goniometrischen Modells zur stetigen Beschreibung der Wöhlerkurve vom Low-Cycle-Fatigue- bis in den Ultra-High-Cycle-Fatigue-Bereich. 1. Aufl. Aachen: Mainz 2008.
- [22] ON EN 1995-2_Eurocode 5 - Bemessung und Konstruktion von Holzbauten - Teil 2_Bruecken; 2006 2006 Oct 1.
- [23] Hansen L. Experimental investigation of fatigue properties of laminated wood beams. *International Timber Engineering Conference Volume 4*, London 1991.
- [24] Kreuzinger H, Mohr B. Holz und Holzverbindungen unter nicht vorwiegend ruhenden Einwirkungen; 1994.
- [25] Roth P. Dauerbeanspruchung von Eichenholz- und von Tannenholz-Prismen in Faserrichtung durch konstante und durch wechselnde Druckkräfte und Dauerbiegebeanspruchung von Tannenholzbalken.: (Verweis: Kreuzinger und Mohr 1994). Diss. Technische Hochschule Fridericiana 1935.
- [26] Rose G. Über das mechanische Verhalten des Kiefernholzes bei dynamischer Dauerbeanspruchung in Abhängigkeit von Belastungsart, Belastungsgröße, Feuchtigkeit und Temperatur: (Verweis: Kreuzinger und Mohr 1994). Diss. Technischen Hochschule München 1965.
- [27] Dosoudil A. Dauerfestigkeit der verdichteten Hölzer: (Verweis: Kreuzinger und Mohr 1994). *VDI-Zeitschrift* 91; 1949.
- [28] Küch W. Zeit- und Dauerfestigkeit von Lagenhölzern: (Verweis: Kreuzinger und Mohr 1994). *Holz als Roh- und Werkstoff* 1942; (2/3): 69–73.
- [29] Lewis WC. Fatigue Resistance of Quarter Scale Bridge Stringers in Flexure and Shear; (Verweis: Kreuzinger und Mohr 1994). Madison, Wisconsin: Forest Products Laboratory; 1962.
- [30] Sterr R. Untersuchungen zur Dauerfestigkeit von Schichtholzbalken: (Verweis: Kreuzinger und Mohr 1994). Diss. 1962.
- [31] Kolb H. Das Verhalten verleimter und unverleimter Bauhölzer im Biegeschweißversuch: (Verweis: Kreuzinger und Mohr 1994); 1968. *Mitteilungen der Deutschen Gesellschaft für Holzforschung* Heft 55.
- [32] Hansen LP. Experimental Investigation of Fatigue Properties of Laminated Wood Beams: (Verweis: Brandner und Schickhofer 2011). London: International Timber Engineering Conference; 1991.
- [33] Madhoushi M, Ansell MP. Behaviour of timber connections using glued-in GFRP rods under fatigue loading. Part I: In-line beam to beam connections. *Composites Part B: Engineering* 2008; 39(2): 243–8
[<https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2007.07.001>]
- [34] Clorius CO. *Fatigue in Wood - An investigation in tension perpendicular to the grain* 2002.
- [35] Smith I, Landis E, Gong M. *Fracture and fatigue in wood*. Chichester: Wiley 2003.
- [36] Tsai KT, Ansell MP. The fatigue properties of wood in flexure: (Verweis: Brandner und Schickhofer 2011). *Journal of Material Science* 1990; (25): 865–78.
- [37] Clorius CO, Pedersen MU, Hoffmeyer P, Damkilde L. Compressive Fatigue in Wood: (Verweis: Brandner und Schickhofer 2011). *Wood Science and Technology* 2000; 2000(34): 21–37.

- [38] Bonfield BW, Ansell MP. Fatigue properties of wood in tension, compression and shear. *Journal of Materials Science* 1991; (26): 4765–73.
- [39] Sarkani S, Lutes LD. Residual stress effects in fatigue of welded joints. *ASCE Journal of Structural Engineering* 1988; (114(2)): 462–7.
- [40] Chaplain M, Fournely E, Vergne A. Influence of damage models on the prediction of high stressed joint failure. *Proceedings 5th World Conference on Timber Engineering, Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, Lausanne, Switzerland* 1996: 313–20.
- [41] Fuglsang N. The influence of moisture- and load variations on the fatigue behaviour of wood 2005.
- [42] Gerhards CC. Time-related effects of loading on wood strength: a linear cumulative damage theory. *Wood Science* 1979; (11(3)): 139–44.
- [43] Unterweger H. *Stahlbau: Skript*.
- [44] EN 1993-1-9_Eurocode 3 - Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten Teil 1-9 Ermüdung.
- [45] Seidel M, Schaumann P. Ermüdungsfestigkeit von Schrauben.
- [46] Steiger R. In Brett-schichtholz eingeklebte Gewinde-stangen – Stand des Wissens zu einer leistungsfähigen Verbindungstechnik. 18. Internationales Holzbau-Forum 2012 2012.
- [47] Gehri E. Eingeklebte Anker – Anforderungen und Umsetzungen. In: 15. Internationales Holzbau-Forum 09 2009.
- [48] Gehri E. Verbindungstechniken für auf Laubhölzer basierte Holzwerkstoffe mit besonderer Berücksichtigung von BSH und LVL aus Buche. In: 21. Internationales Holzbau-Forum IHF 2015.
- [49] Pörtner C. Untersuchungen zum Verbund zwischen eingeklebten stiftförmigen faserverstärkten Kunststoffen und Holz. Kassel: Kassel Univ. Press 2006.
- [50] Neuhaus H. *Lehrbuch des Ingenieurholzbaus*. Wiesbaden, s.l.: Vieweg+Teubner Verlag 1994.
- [51] Tlustochowicz G, Serrano E, Steiger R. State-of-the-art review on timber connections with glued-in steel rods. *Mater Struct* 2011; 44(5): 997–1020
[<https://doi.org/10.1617/s11527-010-9682-9>]
- [52] Illgner KH, Esser J. *Schrauben Vademecum*. 9., vollst. neu überarb. und erw. Aufl., 40. - 45. Tsd. Bramsche: Rasch 2001.
- [53] Österreichisches Normungsinstitut. ÖNORM EN ISO 3506-1 - Mechanische Eigenschaften von Verbindungselementen aus nichtrostenden Stählen - Teil 1: Schrauben; 2010 2010 Apr 1.
- [54] Bengtsson C, Johansson C-J. GIROD – GLUED-IN RODS FOR TIMBER STRUCTURES: FINAL REPORT SMT4-CT97-2199 2002.
- [55] Habenicht G. *Kleben: Grundlagen, Technologien, Anwendungen* : mit 37 Tabellen. 5., erw. und aktualisierte Aufl. Berlin: Springer 2006.
- [56] (Keine Angabe). *Technisches Datenblatt WEVO-Spezialharz EP 32 S mit WEVO-Härter B 22 TS*. Henstedt-Ulzburg; 01/2017.
- [57] Deutsches Institut für Bautechnik. Zulassung Z-9.1-705 2K-EP-Klebstoff WEVO-Spezialharz EP 32 S mit WEVO-Härter B 22 TS zum Einkleben von Stahlstäben in Holzbaustoffe; 2015 2015 Dec 10.
- [58] Deutsches Institut für Bautechnik. Zulassung Z-9.1-778: 2K-EP-Klebstoff GSA-Harz und GSA-Härter für das Einkleben von Stahlstäben in Holzbaustoffe; 2012 2012 Oct 31.

- [59] Broughton J, Hutchinson A. Adhesive systems for structural connections in timber. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 2001; 21(3): 177–86
[[https://doi.org/10.1016/S0143-7496\(00\)00049-X](https://doi.org/10.1016/S0143-7496(00)00049-X)]
- [60] Riberholt H. Glued Bolts in Glulam. In: CIB-W18/19-7-2.
- [61] Rossignon A, Espion B. Experimental assessment of the pull-out strength of single rods bonded in glulam parallel to the grain. *Holz Roh Werkst* 2008; 66(6): 419–32
[<https://doi.org/10.1007/s00107-008-0263-3>]
- [62] Fabris A. Verhalten von Verbindungen mit axial beanspruchten, eingeleimten Stäben: Marchand + Partner AG, Bern; 2000.
- [63] Gardner DJ, Blumentritt M, Wang L, Yildirim N. *Adhesion Theories in Wood Adhesive Bonding*; 2015.
- [64] Brandner R, Thiel A. *Klebertechnologie und Holzwerkstoffe: Skript* 2015.
- [65] Frihart C. *Wood Structure and Adhesive Bond Strength* 2006.
- [66] Frihart CR, Wescott JM. Why Do Some Wood-Adhesive Bonds Respond Poorly To Accelerated Moisture-Resistant Tests? 9th PACIFIC RIM BIOBASED COMPOSITES SYMPOSIUM 2008.
- [67] Fabris A. Verbesserung der Zugeigenschaften von Bauholz parallel zur Faser mittels Verbund mit profilierten Stahlstangen. *DissertationETH* 2001.
- [68] Bernasconi A. Tragverhalten von eingeleimten Stahlstangen. In: Grazer Holzbau Seminar 2. GraHSE'08: Verbindungstechnik im Ingenieurholzbau 2008.
- [69] Gehri E. Leistungsfähige Verbindungen - Kriterien und Konzepte. SAH-Kurs 2000 2000.
- [70] Gustafsson PJ, Serrano E. Predicting the pull-out strength of glued-in rods 2000.
- [71] Volkersen. Die Schubkraftverteilung in Leim, Niet und Bolzenverbindungen. *Energie und Technik* 1953.
- [72] Volkersen O. Die Schubkraftverteilung auf die Verbindungselemente langer Laschenverbindungen. *Diss. Technische Hochschule Wien* 1943.
- [73] Purgstaller T. Das mechanische Verhalten von Klebeverbindungen im Holzbau. *MasterarbeitTU-Graz* 2010.
- [74] Ottosen NS, Olsson K-G. Hardening/Softening Plastic Analysis of Adhesive Joint. *Journal of Engineering Mechanics*; 1988(114).
- [75] ON EN 1995-1-1 Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten; 2015 2015 Jun 15.
- [76] ON B 1995-1-1 Eurocode 5 - Bemessung und Konstruktion von Holzbauten Teil 1-1 - Allgemeines - Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau; 2015 2015 Jun 15.
- [77] Novack D, Schwab E. Holz als Baustoff; In: HALÁSZ, R. von; SCHEER, C. (1986);; 1986.
- [78] Ressel J. *Werkstoffkunde Holz – Physikalische Eigenschaften von Holz und Holzwerkstoffen: Vorlesungsmanuskript, Fachhochschule Rosenheim, Semester H1 und H2*; 1992.
- [79] Wheeler AS, Hutchinson AR. Resin repairs to timber structures. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 1998; 18(1): 1–13
[[https://doi.org/10.1016/S0143-7496\(97\)00060-2](https://doi.org/10.1016/S0143-7496(97)00060-2)]

- [80] Schmid V, Koppitz J-P, Thurik A. Neue Konzepte im Holzbau mit Furnierschichtholz - Die Holztragkonstruktion des Metropol Parasol in Sevilla. Bautechnik 2011; 88(10): 707–14
[<https://doi.org/10.1002/bate.201101508>]
- [81] Vallee T, Kohl D, Vorholt F, Böhm S. Die Fünf-MinutenGewindestange: INDUKTIVE KLEBSTOFFFAUSHÄRTUNG IM HOLZBAU. KLEB- UND DICHTSTOFFE 2015; (6): 36–9.
- [82] Bathon L, Bletz-Mühldorfer O, Schnidt J, Weber M, Weil M. Zur Temperaturbeständigkeit und Ermüdungsfestigkeit von in Holz eingeklebten Gewindestangen und Lochblechen. Holzbau die neue Quadriga 2010; (2): 45–9.
- [83] Steiger R, Gehri E, Widmann R. Pull-out strength of axially loaded steel rods bonded in glulam parallel to the grain. Mater Struct 2007; 40(1): 69–78
[<https://doi.org/10.1617/s11527-006-9111-2>]
- [84] Aicher S, editor. Joints in timber structures: [proceedings of the international RILEM symposium] ; Stuttgart, Germany, 12 - 14 September 2001. Cachan, France: RILEM Publications; 2001.
- [85] Gehri E. Influence of fasteners spacings on joint performance - experimental results and codification: WORKING COMMISSION W18 - TIMBER STRUCTURES; 2009.
- [86] Blaß HJ, Laskewitz B. Effect of spacing and edge distance on the axial strength of glued-in rods: WORKING COMMISSION W18 - TIMBER STRUCTURES; 1999.
- [87] DIN EN 1995-1-1/NA:2013; 2013 08.2013.
- [88] Deutsches Institut für Bautechnik. Zulassung Z-9.1-791 Verbindungen mit faserparallel in Brettschichtholz eingeklebten Gewindestangen für den Holzbau; 2016 2016 Jun 16.
- [89] Ling Z, Liu W, Lam F, Yang H, Lu W. Bond Behavior between Softwood Glulam and Epoxy Bonded-In Threaded Steel Rod. J. Mater. Civ. Eng. 2016; 28(3): 6015011
[[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)MT.1943-5533.0001435](https://doi.org/10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0001435)]
- [90] Broughton JG, Hutchinson AR. Pull-out behaviour of steel rods bonded into timber. Mat. Struct. 2001; 34(2): 100–9
[<https://doi.org/10.1007/BF02481558>]
- [91] Aicher S, Höfflin L, Wolf M. INFLUENCE OF SPECIMEN GEOMETRY ON STRESS DISTRIBUTIONS IN PULL-OUT TESTS OF GLUED-IN STEEL RODS IN WOOD. Otto-Graf-Journal; 1998(Vol. 9): 205–17.
- [92] Schickhofer G. Holzbau - Nachweisführungen für Konstruktionen aus Holz: Skript Institut für Holzbau & Holztechnologie Technische Universität Graz; 2006.
- [93] Hunger F, Stepinac M, Rajčić V, van de Kuilen J-WG. Pull-compression tests on glued-in metric thread rods parallel to grain in glulam and laminated veneer lumber of different timber species. Eur. J. Wood Prod. 2016; 74(3): 379–91.
- [94] Deutsche Institut für Bautechnik. Zulassung Z-9.1-707 2K-PUR-Klebstoff LOCTITE CR 421 PURBOND zum Einkleben von Stahlstäben in Holzbaustoffe; 2016 2016 Jun 2.
- [95] Deutsches Institut für Bautechnik. Zulassung Z-9.1-705: 2K-EP-Klebstoff WEVO-Spezialharz EP 32 S mit WEVO-Härter B 22 TS zum Einkleben von Stahlstäben in Holzbaustoffe; 2016 2016 Nov 25.
- [96] DIN 976-1 - Gewindebolzen - Teil 1: Metrisches Gewinde; 2002 12-2002.

- [97] Deutsche Institut für Bautechnik. Zulassung Z-30.3-6 - Erzeugnisse, Verbindungsmittel und Bauteile aus nichtrostenden Stählen; 2014 2014 May 1.
- [98] DIN EN 1995-2/NA - National festgelegte Parameter - Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten - Teil 2: Brücken; 2011 08/2011.
- [99] Stepinac M, Hunger F, Tomasi R, Serrano E, Rajcic V, van de Kuilen J-W. Comparison of design rules for glued-in rods and design rule proposal for implementation in European standards. In: 46. CIB-W18. Vancouver (Canada) 2013.
- [100] Riberholt H. Glued Bolts in Glulam-Proposals for CIB Code. In: 21. CIB-W18 1988.
- [101] Ehlbeck J, Ehrhardt W. Ermittlung der Tragfähigkeit von eingeleimten Gewindestangen nach Langzeitbelastung; 1994.
- [102] Gerold M. Verbund von Holz und Gewindestangen aus Stahl; 1992.
- [103] Faye C, Le Magorou L, Morlier P, Surleau J. french data concerning glued-in rods. In: 37. CIB W18 2004.
- [104] Aicher S, Gustafsson P, Wolf M. Load displacement and bond strength of glued-in rods in timber influenced by adhesive, wood density, rod slenderness and diameter. In: 1st RILEM Symposium on Timber Engineering 1999.
- [105] Gustafsson P, Serrano E, Aicher S, Johansson C. A strength design equation for glued-in rods. In: International Symposium on Joints in Timber Structures. Stuttgart 2001.
- [106] Steiger R, Serrano E, Stepinac M, *et al.* Strengthening of timber structures with glued-in rods. *Construction and Building Materials* 2015; 97: 90–105
[<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.03.097>]
- [107] Bainbridge R, Mettem C, Harvey K, Ansell M. Bonded-in rod connections for timber structures—development of design methods and test observations. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 2002; 22(1): 47–59
[[https://doi.org/10.1016/S0143-7496\(01\)00036-7](https://doi.org/10.1016/S0143-7496(01)00036-7)]
- [108] Madhoushi M, Ansell MP. Experimental study of static and fatigue strengths of pultruded GFRP rods bonded into LVL and glulam. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 2004; 24(4): 319–25
[<https://doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2003.07.004>]
- [109] Madhoushi M, Ansell MP. Behaviour of timber connections using glued-in GFRP rods under fatigue loading. Part II: Moment-resisting connections. *Composites Part B: Engineering* 2008; 39(2): 249–57
[<https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2006.11.002>]
- [110] Wanninger F, Frangi A, Fragiaco M. Long-Term Behavior of Posttensioned Timber Connections. *J. Struct. Eng.* 2015; 141(6): 4014155
[[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0001121](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001121)]
- [111] Collano Adhesives AG. Produktdatenblatt Collano RP 3007: 2K PUR-Klebstoff; 2010.
- [112] Österreichisches Normungsinstitut. ÖNORM EN 1382 Holzbauwerke - Prüfverfahren - Ausziehtragefähigkeit von Holzverbindungsmitteln; 1999 1999 Nov 1.

-
- [113] Österreichisches Normungsinstitut. ÖNORM EN 14592 Holzbauwerke - Stiftförmige Verbindungsmittel - Anforderungen; 2012 2012 Jul 15.
- [114] Österreichisches Normungsinstitut. ÖNORM ISO 3130 Holz - Bestimmung des Feuchtegehaltes fuer physikalische und mechanische Pruefungen; 1994 1994 Oct 1.
- [115] Österreichisches Normungsinstitut. ÖNORM ISO 3131 Holz - Bestimmung der Dichte für physikalische und mechanische Pruefungen; 1996 1996 Jun 1.
- [116] Österreichisches Normungsinstitut. ÖNORM EN 384 Bauholz für tragende Zwecke - Bestimmung charakteristischer Werte für mechanische Eigenschaften und Rohdichte; 2016 2016 Nov 1.
- [117] Brandner R. Stochastic System Actions and Effects in Engineered Timber Products and Structures. Institute of Timber Engineering and Wood Technology, Graz University of Technology 2013.
- [118] ON EN 14080_Holzbauwerke - Brettschichtholz und Balkenschichtholz - Anforderungen; 2013 08-2013.
- [119] Brandner R, Gatternig W, Schickhofer G. Determination of Shear Strength of Structural and Glued Laminated Timber. In: Proceedings of the 45th CIB W18 Meeting. Växjö (Sweden) 2012.
- [120] ringhofer A. Axially Loaded Self-Tapping Screws in Solid Timber and Laminated Timber Products. Institute of Timber Engineering and Wood Technology, Graz University of Technology 2017.
- [121] Hübner U. Withdrawal strength of self-tapping screws in hardwoods: CIB-W18/46-7-4. In: 46. CIB-W18. Vancouver (Canada) 2013.
- [122] Schickhofer G. Formelsammlung Holzbau. Formelsammlung, Institut für Holzbau und Holztechnologie, Technische Universität Graz Mai 2015.
- [123] Jeitler G, Augustin M, Schickhofer G. Mechanical properties of Glued Laminated Timber and Cross Laminated Timber produced with the wood species birch. In: World Conference on Timber Engineering 2016 Vienna Austria 2016.

ANHANG B DIVERSE ANDERE ANHÄNGE

B-1 Physikalische und Mechanische Materialeigenschaften von Holzprodukten

Tabelle 8-1: Materialeigenschaften von BSH Fichte und BSH Birke

		GL24h	GL24h	GL28h	GL28h	GL32h	GL32h	Birke	
		[TU]	EN	[TU]	EN	[TU]	EN	BSH	
		[122]	14080	[122]	14080	[122]	14080	[123]	
			[118]		[118]		[118]		
Biegung	$f_{m,k}$	24,0	24,0	28,0	28,0	32,0	32,0	32	
Zug	$f_{t,0,k}$	16,5	19,2	19,5	20,8	22,5	25,6	26	
	$f_{t,90,k}$	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,6	
Druck	$f_{c,0,k}$	24,0	24,0	26,5	28	29,0	32	32	
	$f_{c,90,k}$	2,7	2,5	3,0	2,5	3,3	2,5	4,5	
Schub und Torsion	$f_{v,k}$	2,5	3,5	2,5	3,5	2,5	3,5	4,5	
Rollschub	$f_{r,k}$	1,0	1,2	1,0	1,2	1,0	1,2	2,0	
	$E_{0,mean}$	11.600	11.500	12.600	12.600	13.700	14.200	15.000	
E-Modul	$E_{90,mean}$	390	300	420	300	460	300	650	
	$E_{0,05}$	9.667	9.600	10.500	10.500	11.417	11.800	12.500	
	$G_{0,mean}$	720	650	780	650	850	650	850	
Schubmodul	$G_{90,mean}$	72	65	78	65	85	65	175	
	$G_{0,05}$	600	540	650	540	708	540	710	
Rohdichte	ρ_k	kg/m ³	380	385	410	425	430	440	600
	ρ_{mean}	kg/m ³		420		460		490	620

B-1 Prüfwerte der Vorversuche V6

B-2 Prüfwerte der Vorversuche V7

B-3 Prüfwerte der Hauptserie - Einzelstab

Probekörper	Bruch	Bruchlast [kN]	Holzfeuchte		Verbindung	Verwendung		Steifigkeit Kser [kN/mm]	Versagensart	Merkmal der Klebefuge
			Rohdichte p12 [kg/m³]	te u [%]		Bruchlast / Kser	Bruchlast / Kser			
F1-12-175-01	Ost	57,5	477	11,9	Ost	Ja	196	A, S,		
F1-12-175-02	West	47,8	392	11,6	West	Ja	242			
F1-12-175-03	Ost	51,4	404	10,6	Ost	2.Seite aus.	190	S&K,	L, Ast k, H,	
F1-12-175-04	Ost	35,4	407	11,6	West	Ja	153	S&K,		
F1-12-175-05	West	50,9	446	11,4	Ost	Ja	210	S&K,	L,	
F1-12-175-06	West	42,2	455	12,3	West	2.Seite aus.	166	S,	L,	
F1-12-175-07	West	59,6	427	12,1	Ost	aussortiert	213		L, Ast,	
F1-12-175-08	Ost	40,3	419	11,6	West	2.Seite aus.	175		L,	
F1-12-175-09	West	56,3	438	11,9	Ost	2.Seite aus.	231	S,		
F1-12-175-10	Ost	43,0	444	12,5	West	Ja	196			
					Ost	Ja	250			
					West	Ja	237	S,		
					Ost	2.Seite aus.	224		Ast,	
					West	Ja	211	S&K,		
					Ost	Ja	192	S,		
					West	Ja	212			
					Ost	Ja	242			
					West	Ja	333	S,		
					Ost	Ja	211	S,		
					West	2.Seite aus.	234		L, Ast,	

Tabelle 8-2

Bruch	Bruchlast [kN]	Rohdichte ρ_{12} [kg/m ³]	Holzfeuchte u [%]	Verbindung	Verwendung Bruchlast / Kser	Steifigkeit Kser [kN/mm]	Versagensart	Merkmal der Klebefuge
Ost	57,5	477	11,9	Ost	Ja	196	A, S,	
West	47,8	392	11,6	West	Ja	242		
Ost	51,4	404	10,6	Ost	2.Seite aus.	190		L, Ast k, H,
Ost	35,4	407	11,6	West	Ja	153	S&K,	
West	50,9	446	11,4	Ost	Ja	210	S&K,	
West	42,2	455	12,3	West	2.Seite aus.	166		L,
West	59,6	427	12,1	Ost	aussortiert	213	S,	L,
Ost	40,3	419	11,6	West	2.Seite aus.	175		L, Ast,
West	56,3	438	11,9	Ost	2.Seite aus.	231		L,
Ost	43,0	444	12,5	West	Ja	196	S,	
				Ost	Ja	250		
				West	Ja	237	S,	
				Ost	2.Seite aus.	224		Ast,
				West	Ja	211	S&K,	
				Ost	Ja	192	S,	
				West	Ja	212		
				Ost	Ja	242		
				West	Ja	333	S,	
				Ost	Ja	211	S,	
				West	2.Seite aus.	234		L, Ast,

Probekörper		F1-12-175-01	F1-12-175-02	F1-12-175-03	F1-12-175-04	F1-12-175-05	F1-12-175-06	F1-12-175-07	F1-12-175-08	F1-12-175-09	F1-12-175-10
--------------------	--	--------------	--------------	--------------	--------------	--------------	--------------	--------------	--------------	--------------	--------------

Dies ist eine Veröffentlichung des

FACHBEREICHS INGENIEURBAUKUNST (IBK) AN DER TU GRAZ

Der Fachbereich Ingenieurbaukunst umfasst die dem konstruktiven Ingenieurbau nahe stehenden Institute für Baustatik, Betonbau, Stahlbau & Flächentragwerke, Holzbau & Holztechnologie, Materialprüfung & Baustofftechnologie, Baubetrieb & Bauwirtschaft, Hochbau & Industriebau, Bauinformatik und Allgemeine Mechanik der Fakultät für Bauingenieurwissenschaften an der Technischen Universität Graz.

Dem Fachbereich Ingenieurbaukunst ist das Bautechnikzentrum (BTZ) zugeordnet, welches als gemeinsame hochmoderne Laboreinrichtung zur Durchführung der experimentellen Forschung aller beteiligten Institute dient. Es umfasst die drei Laboreinheiten für konstruktiven Ingenieurbau, für Bauphysik und für Baustofftechnologie.

Der Fachbereich Ingenieurbaukunst kooperiert im gemeinsamen Forschungsschwerpunkt „Advanced Construction Technology“. Dieser Forschungsschwerpunkt umfasst sowohl Grundlagen- als auch praxisorientierte Forschungs- und Entwicklungsprogramme.

Weitere Forschungs- und Entwicklungskooperationen bestehen mit anderen Instituten der Fakultät, insbesondere mit der Gruppe Geotechnik, sowie nationalen und internationalen Partnern aus Wissenschaft und Wirtschaft.

Die Lehrinhalte des Fachbereichs Ingenieurbaukunst sind aufeinander abgestimmt. Aus gemeinsam betreuten Projektarbeiten und gemeinsamen Prüfungen innerhalb der Fachmodule können alle Beteiligten einen optimalen Nutzen ziehen.

Durch den gemeinsamen, einheitlichen Auftritt in der Öffentlichkeit präsentiert sich der Fachbereich Ingenieurbaukunst als moderne Lehr- und Forschungsgemeinschaft, welche die Ziele und Visionen der TU Graz umsetzt.

Nummerierungssystematik der Schriftenreihe

S – Skripten, Vorlesungsunterlagen | F – Forschungsberichte
V – Vorträge, Tagungen | M – Masterarbeiten

Institutskennzahl:

1 – Allgemeine Mechanik | 2 – Baustatik | 3 – Betonbau
4 – Holzbau & Holztechnologie | 5 – Stahlbau & Flächentragwerke
6 – Materialprüfung & Baustofftechnologie | 7 – Baubetrieb & Bauwirtschaft
8 – Hochbau & Industriebau | 9 – Bauinformatik

Fortlaufende Nummer pro Reihe und Institut / Jahreszahl