

Trag- und Verformungsverhalten von Verbundträgern aus Brettschichtholz und faserverstärkten Kunststoffen

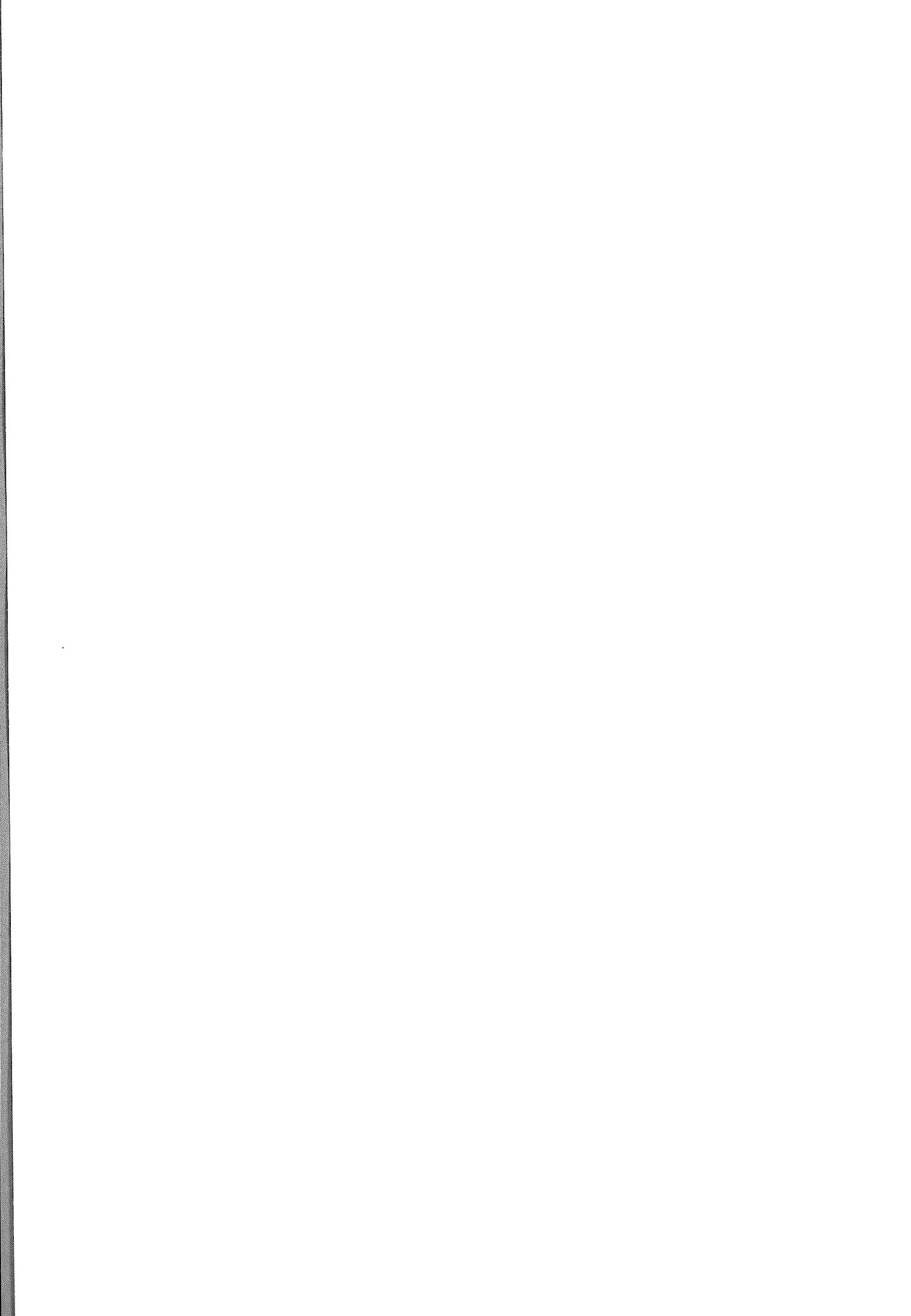
von

Hans Joachim Blaß und Markus Romani

Die Arbeiten wurden gefördert durch die
Deutsche Gesellschaft für Holzforschung e.V.
mit Mitteln der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen
"Otto von Guericke" e.V. (AiF), Köln

Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine
Abteilung Ingenieurholzbau
Universität Fridericiana Karlsruhe
Univ.-Professor Dr.-Ing. H.J. Blaß

2000



Vorwort

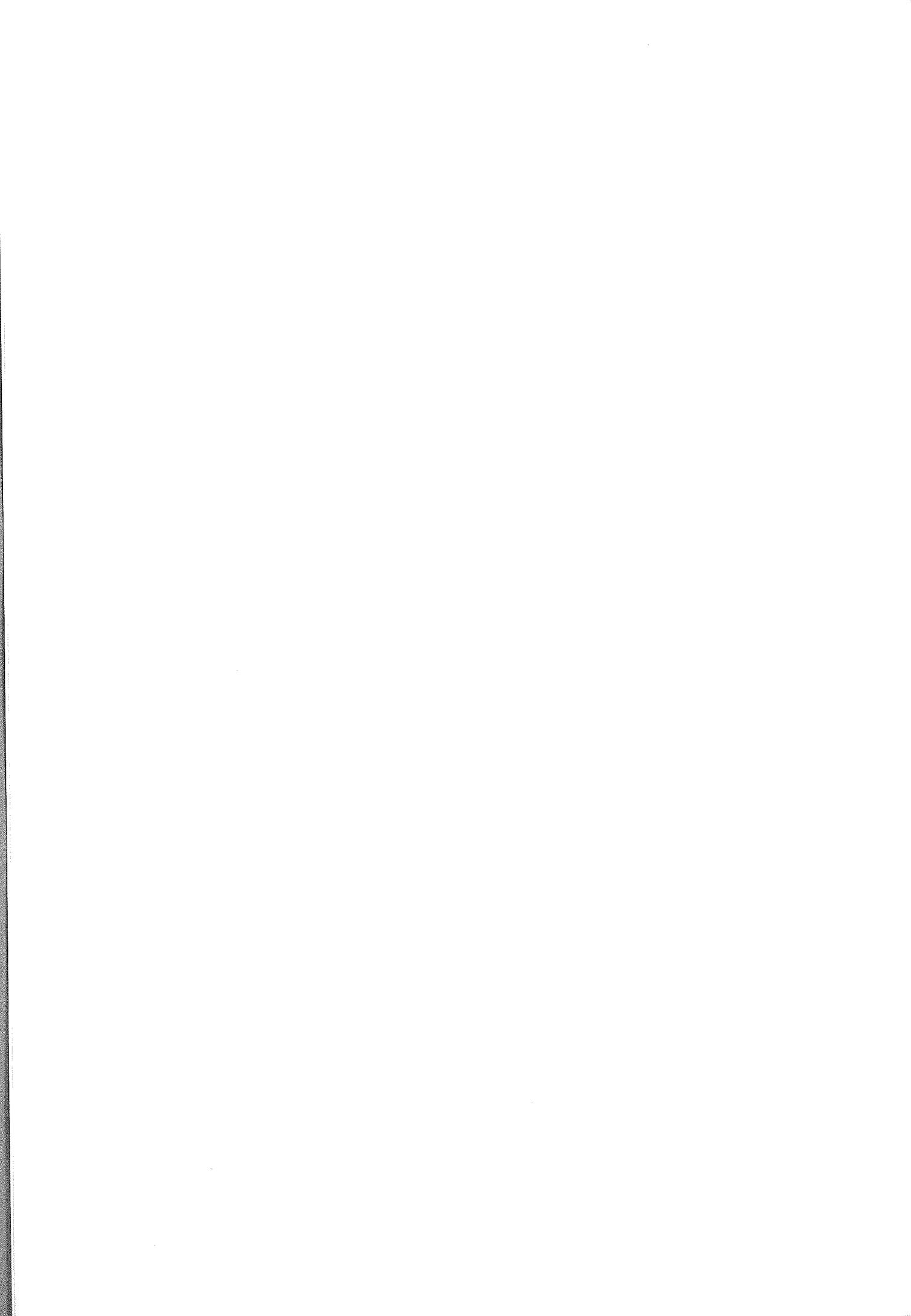
Brettschichtholz wird seit mehr als einem Jahrhundert erfolgreich für Bauteile des Ingenieurholzbaus eingesetzt. Weiterentwicklungen dieses Holzwerkstoffes erfolgten zunächst im Bereich der Entwicklung zuverlässiger Kunstharzkleber sowie in der Optimierung der Festigkeitssortierung der Bretter und dem gezielten Querschnittsaufbau aus unterschiedlichen Brettangeboten. Weitere Steigerungen der Tragfähigkeit und Steifigkeit konnten durch den Verbund mit Materialien höherer Festigkeit wie Furnierschichtholz oder glasfaserverstärkten Kunststofflamellen erreicht werden. Das zunehmende Angebot hochfester faserverstärkter Kunststofflamellen ermöglicht eine weitere Verbesserung der Eigenschaften von Verbundträgern. In diesem Vorhaben wurde das Trag- und Verformungsverhalten von Verbundträgern aus Brettschichtholz und faserverstärkten Kunststofflamellen mit Kohle- und Aramidfasern theoretisch und experimentell untersucht und es wurde ein Bemessungsverfahren für verstärkte Träger vorgestellt.

Das Forschungsvorhaben entstand im Auftrag der Deutschen Gesellschaft für Holzforschung (DGfH) mit finanzieller Unterstützung durch die Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen (AiF).

Die umfangreichen Untersuchungen wurden von Herrn Dipl.-Ing. Markus Romani, der auch den Forschungsbericht erstellte, betreut und durchgeführt. Für die Vorbereitung der Prüfkörper und die Messungen waren die Herren Martin Huber, Alexander Klein und Johann Lafferthorn verantwortlich. Den Firmen Christian Burgbacher GmbH & Co, ispo GmbH, Sika Chemie GmbH und Twaron Products ist für die Herstellung der Prüfkörper und die Bereitstellung der Kunststofflamellen besonders zu danken. Bei der Auswertung und graphischen Darstellung der Ergebnisse haben die wissenschaftlichen Hilfskräfte Rouven Ehrhardt, Hans Peter Ulmer und Georg Welz gewissenhaft mitgewirkt.

Allen Beteiligten ist für die Mitarbeit zu danken.

Hans Joachim Blaß



Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Forschungsziel	2
3	Literaturübersicht	3
3.1	Bauteilversuche	3
3.2	Untersuchungen von Klebeverbindungen	5
4	Verbundwerkstoff: Faser-Verbund-Kunststoff Lamelle	6
4.1	CFK- und AFK-Lamelle	6
4.1.1	Kohlenstoff- und Aramidfasern	7
4.1.2	Matrixwerkstoff	7
4.1.3	Klebstoffe	8
5	Experimentelle Untersuchungen	9
5.1	Versuchsumfang	9
5.2	Versuchsmaterial	9
5.2.1	Brettmaterial	9
5.2.2	Faser-Verbund-Kunststoff Lamellen (FVK)	9
5.2.3	Klebstoffe	10
5.3	Zugversuche an FVK-Lamellen	12
5.4	Druckscherversuche	14
5.5	Biegeversuche an Verbundträgern	21
5.5.1	Zielsetzung der einzelnen Versuchsreihen	23
5.5.2	Herstellung der Verbundträger	24
5.5.3	Versuchsdurchführung und Messeinrichtung	26
5.5.4	Ergebnisse und Vergleich der Versuchsreihen untereinander	27
5.6	Keilzinkenproben	37

6	Berechnungsmodell	39
6.1	Vorüberlegungen	39
6.2	Vereinfachtes Modell	42
6.2.1	Unverstärkter Querschnitt	43
6.2.2	Verstärkter Querschnitt im linear-elastischen Spannungsbereich	45
6.2.2.1	Querschnitt mit Randlamelle im elastischen Tragzustand	46
6.2.2.2	Querschnitt ohne Randlamelle im elastischen Tragzustand	48
6.2.3	Verstärkter Querschnitt im linear-elastischen/ideal-plastischen Druckbereich – linear elastischen Zugbereich	49
6.2.3.1	Querschnitt mit Randlamellen mit teilplastiziertem Druckbereich	50
6.2.3.2	Querschnitt ohne Randlamelle mit teilplastiziertem Druckbereich	53
6.2.4	Schubspannungen	57
6.2.5	Vergleich von unverstärkten und verstärkten Querschnitten	58
6.2.6	Biegesteifigkeit	59
6.3	Verankerung der Verstärkungslage	62
6.4	Vergleich des Bemessungsmodells mit den Versuchsergebnissen	64
7	Simulation	70
7.1	Allgemeines	70
7.2	Simulation des Trägeraufbaus	70
7.3	Simulation der Materialeigenschaften	71
7.4	Zuordnung von Festigkeits- und Steifigkeitswerten	73
7.5	Ermittlung der Tragfähigkeit	74
7.6	Ergebnisse	75
8	Zusammenfassung	78
9	Literatur	80

1 Einleitung

Etwa seit dem Beginn des 20. Jahrhunderts wurden unter anderem von Otto Hetzer Holzbalken durch Verklebung einzelner Bohlen hergestellt. Diese Bauweise gilt als Vorläufer der Brettschichtholzbauweise. Spätere Untersuchungen zeigten, dass die Verklebung einzelner Bretter zu Brettschichtholz (BS-Holz) zu geringeren Streuungen der Materialeigenschaften durch das gleichmäßige Verteilen der Wuchsunregelmäßigkeiten und damit zu einer Erhöhung der Tragfähigkeit des BS-Holzes im Vergleich zu Vollholz führt.

Die Tragfähigkeit des BS-Holzes wird durch die mechanischen Eigenschaften des Holzes und durch die Festigkeit der Keilzinkenverbindungen begrenzt. So versagen BS-Holz-Träger unter einer Momentenbeanspruchung hauptsächlich im Zugbereich in der Nähe von Wuchsunregelmäßigkeiten oder an den Keilzinkenverbindungen (KZV). Eine Steigerung der Tragfähigkeit von BS-Holz kann durch eine gezielte Auswahl der Brettlamellen im hoch beanspruchten Randbereich und durch sorgfältige Herstellung der Keilzinkenverbindungen erzielt werden. Diese Maßnahmen bedeuten einen erhöhten Aufwand, der sich in zusätzlichen Kosten bei der Herstellung niederschlägt.

Steigerungen der Tragfähigkeit von BS-Holz können ebenfalls durch Verstärkungen mit Werkstoffen hoher Festigkeit und hoher Steifigkeit erzielt werden. Dies sind z. B. Lamine aus Kunststofffasern wie Aramid oder Kohlenstoff. Für die Verstärkung von BS-Holz Trägern bietet sich eine Verstärkung mit unidirektional ausgerichteten Fasern an, da hier das Laminat eine höhere Zugfestigkeit und einen höheren Zugelastizitätsmodul aufweist, als bei bidirektionalen Verstärkungslagen.

Neben guten Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften bieten Faserverbundkunststoffe (FVK) weitere Vorteile. Durch ihr geringes Gewicht bei hoher Tragfähigkeit wurden sie zunächst in der Luft- und Raumfahrttechnik eingesetzt. Seit einigen Jahren werden diese Werkstoffe auch in der Automobilindustrie und im Bauwesen verwendet. Im Massivbau werden Faserverbundkunststoffe neben der hohen Zugfestigkeit auch aufgrund ihrer Beständigkeit gegenüber korrosiven Medien verwendet. Anwendung finden die FVK-Lamellen auch im Bereich der nachträglichen Verstärkung von Tragwerken, da aufgrund ihrer einfachen Applikation ein Austausch von Bauteilen häufig vermieden werden kann.

Für eine gezielte Verwendung von FVK-Lamellen zur Verstärkung von BS-Holz-Trägern im Ingenieurholzbau spricht die Möglichkeit, den Baustoff BS-Holz besser als bisher ausnutzen zu können. Der Verstärkungseffekt erfolgt durch die Entlastung der in der Zugzone befindlichen Schwachstellen wie z. B. Ästen oder KZV. Weiterhin werden Traglaststeigerungen durch die höhere Ausnutzung des plastischen Potentials von BS-Holz erzielt.

Aufgrund des Verstärkungseffektes können Bretter der Sortierklasse S7 oder MS7, die bisher nicht für die Herstellung von BS-Holz verwendet wurden, wirtschaftlich eingesetzt werden.

Die genannten Vorteile ermöglichen kleinere Querschnitte bei gleicher Traglast. Hieraus ergeben sich günstigere Transport- und Einbaubedingungen und ein geringeres Gewicht der Tragkonstruktion. Im Bereich der Sanierung und Nutzungsänderung von Tragwerken ist aufgrund der einfachen Applikation der FVK-Lamellen eine nachträgliche Verstärkung wirtschaftlich möglich.

2 Forschungsziel

Das Ziel des Forschungsvorhabens ist die Untersuchung des Trag- und Verformungsverhaltens von Verbundträgern aus BS-Holz und Faserverbundkunststoffen und die Angabe eines daraus abgeleiteten Rechenmodells zur Bemessung der Verbundträger. Dazu ist der Einfluss des Verstärkungsgrades, der geometrischen Anordnung der Verstärkung und des verwendeten Brettmaterials genauer zu untersuchen.

Durch ein Simulationsmodell wird der Einfluss der festigkeitsrelevanten Einflussgrößen des Holzes auf das Trag- und Verformungsverhalten ermittelt. Ziel dieses Teils der Untersuchung ist es, Angaben über das Trag- und Verformungsverhalten der Verbundträger über die in dieser Arbeit experimentell untersuchten Konfigurationen hinaus zu machen und den Verstärkungseffekt zu quantifizieren.

Da eine wirklichkeitsnahe Simulation nur mit einem iterativen Verfahren möglich ist, wird darüber hinaus ein Rechenmodell vorgestellt, mit dem eine einfache, praxisnahe Berechnung von Verbundträgern möglich ist. Dieses Berechnungsverfahren soll den Anwendern die Möglichkeit bieten, eine Bemessung von Verbundträgern unter Biegebeanspruchung durchführen zu können.

Neben der Berechnung der Verbundträger ist für ihre praktische Nutzung eine wirtschaftliche Herstellung notwendig. Die Herstellung muss sich an der üblichen Herstellung von BS-Holz orientieren, um Änderungen im Herstellungsablauf zu vermeiden. Hierzu sollten Bauteile unter praxisnahen Bedingungen hergestellt werden.

3 Literaturübersicht

3.1 Bauteilversuche

In der Vergangenheit wurden verschiedene Möglichkeiten untersucht, Biegeträger aus Holz mit anderen Materialien im Zug- und Druckbereich zu verstärken. Als Verstärkung wurden Stahl z.B. von PETERSON (1965), LANTOS (1970), BULLEIT ET AL. (1989) oder Lamellen aus faserverstärkten Kunststoffen z.B. von BIBLIS (1965) und HERNANDEZ ET AL. (1997) verwendet.

Bei Stahl steht das hohe Gewicht, seine Korrosionsanfälligkeit, das ungünstige Verhalten im Brandfall und die im Vergleich zu Holz geringere elastische Dehnung einer breiten Verwendung als Verbundwerkstoff mit BS-Holz im Wege. Mit glasfaserverstärkten Lamellen müssen hohe Verstärkungsgrade gewählt werden, um signifikante Steigerungen der Tragfähigkeit und Biegesteifigkeit zu erzielen. Dies liegt an dem im Vergleich zu Holz nur etwa drei- bis vierfach höheren Elastizitätsmodul der Glasfaserlamellen.

BIBLIS (1965) führte Untersuchungen an Verbundträgern mit verschiedenen Holzarten und glasfaserverstärkten Kunststoffen (GFK) durch, um die Gültigkeit eines Berechnungsmodells unter Berücksichtigung der Schubverformung sowohl im elastischen als auch im plastischen Zustand zu untersuchen. Die Verstärkung wurde sowohl an der Unterseite, als auch an der Oberseite der Querschnitte aufgeklebt. Die Verklebung erfolgte mit einem Epoxidharzklebstoff. Bei diesen Versuchen wurde das Verhältnis der Spannweite zur Querschnittshöhe variiert, um Querkrafterinflüsse zu berücksichtigen. Ergebnis dieser Untersuchung war, dass unter Berücksichtigung von Schubeffekten bessere Vorhersagen der Biegetragfähigkeit und der Biegesteifigkeit möglich waren.

ROWLANDS ET AL. (1986) führten neben umfangreichen Versuchen an verschiedenen Klebstoff - FVK Kombinationen auch Versuche an BS-Holz Trägern mit Verstärkungen aus GFK-Lamellen durch. Es wurden BS-Holz Träger mit fünf Brettlamellen aus Douglasienholz, mit und ohne Keilzinkenverbindung in der zweituntersten Holzlamelle in einer Drei-Punkt-Biegeprüfung untersucht. Das Vorhandensein einer Keilzinkenverbindung in der zweituntersten Holzlamelle hatte keinen signifikanten Einfluss auf die Tragfähigkeit oder Steifigkeit. In den Versuchen wurde weiterhin eine Steigerung der Biegesteifigkeit und der Traglast durch die Faserverstärkung festgestellt.

EHLBECK ET AL. (1987) untersuchten Verbundträger aus BS-Holz mit Glasfaserverbundprofilen. Die Glasfaserverbundprofile waren beidseitig mit Deckschichten aus Kiefer-Messerfurnieren versehen, um eine bessere Verklebbarkeit zu erreichen. Ziel der Untersuchung war es, die Tragfähigkeit von mit Glasfaser-Verbund-Profilen verstärkten BS-Holz Biegeträgern zu untersuchen und gleichzeitig die Tragfähigkeits-

steigerung gegenüber unverstärkten BS-Holz Trägern zu ermitteln. Ergebnis der Untersuchung war, dass Holzbereiche mit Ästen stärker entlastet wurden, als die Bereiche, bei denen Keilzinkenverbindungen vorhanden waren.

VAN DE KUILEN (1991) untersuchte mit GFK-Profilen verstärkte Vollholzquerschnitte, die sowohl im Zugbereich als auch im Zug- und Druckbereich mit zwei unterschiedlichen Verstärkungsgraden hergestellt wurden. Als Klebstoff wurde ein Resorcin-Formaldehyd-Klebstoff verwendet. In dieser Untersuchung wird ein iteratives Berechnungsverfahren nach der Verbundtheorie auf der Grundlage der Spannungs-Dehnungsbeziehung des Holzes von GLOS (1981) angegeben. Ergebnis dieser Untersuchung war, dass die Biegesteifigkeit bedeutend erhöht werden konnte und eine einfache Berechnung der Biegesteifigkeit mit der elastischen Verbundtheorie möglich ist.

PLEVRIS ET AL. (1992) untersuchten Verbundquerschnitte aus Holz und kohlefaserverstärkten Kunststoffen (CFK) und entwickelten Berechnungsgleichungen für kombinierte Belastungen aus Normalkraft und Biegemoment für verschiedene Versagensarten. In der Untersuchung wurde festgestellt, dass auch kleine Verstärkungsgrade zu einer signifikanten Verstärkung führen.

DOLAN ET AL. (1997) untersuchten in einer Pilotstudie die Möglichkeit, vorgespannte Glas- bzw. Kevlar-Fasern in die Klebefugen einzulegen. Die Untersuchung ergab, dass nicht vorgespannte Fasern den Herstellungsprozess wesentlich vereinfachen und zu einer Erhöhung der Tragfähigkeit und der Biegesteifigkeit ausreichend sind.

HERNANDEZ ET AL. (1997) führten eine Untersuchung an BS-Holz Biegeträgern mit Verstärkungen aus GFK-Lamellen mit je einer Verstärkungslage in der Zug- und Druckzone und Versuche mit zwei Verstärkungslagen in der Zugzone durch. Die Klebefuge zwischen den zwei Verstärkungslagen bestand aus einem Epoxidharzklebstoff während die GFK-Lamellen mit dem Holz mit einem Resorcin-Formaldehyd-Harz verleimt wurden. Eine Randlamelle aus Holz wurde nicht verwendet. Das Versagen der meisten Träger erfolgte plötzlich und ging von einer Keilzinkenverbindung aus. Als begleitendes, aber nicht bruchauslösendes Versagen wurde die Delaminierung der GFK-Lamelle festgestellt. Die in der Druck- und Zugzone verstärkten Träger wiesen eine höhere Steifigkeit und eine geringere Tragfähigkeit auf als die mit zwei Lagen in der Zugzone verstärkten Träger.

Neben einer Steigerung der Tragfähigkeit wurde bei den meisten Untersuchungen eine reduzierte Streuung der Versuchswerte festgestellt. Bei den meisten Untersuchungen wurde, wie auch im Rahmen dieses Forschungsvorhabens, das Erreichen der Biegezugfestigkeit, mit einem anschließend beobachteten Schubversagen, ausgehend vom Anriss, beobachtet.

3.2 Untersuchungen von Klebeverbindungen

ROWLANDS ET AL. (1986) führten eine umfangreiche Untersuchung zu Klebeverbindungen an zehn verschiedenen Klebstoffen mit Verklebungen von Douglasie und Ahorn durch. Versuche an Ahorn wurden wegen der günstigeren Festigkeitseigenschaften für die Druckscherversuche verwendet. Als Faserverbundkunststoffe wurden unidirektionale und gewobene Glasfasern, Kohlenstofffasern und Kevlar verwendet. In dieser Untersuchung wurden ebenfalls Witterungseinflüsse und der Einfluss von Lastwechseln untersucht. Die Scher- und Zugfestigkeit der Klebstoffe wurden nach ASTM D 905-49 und ASTM 1344-72 untersucht. Die Druckscherprobekörper aus Douglasie versagten bis auf einen Prüfkörper mit Epoxidharzklebstoff alle im Holz. Klebeverbindungen mit unidirektional verstärkten Lamellen wiesen eine höhere Scherfestigkeit parallel zur Faser auf als Klebeverbindungen mit gewobenen Verstärkungsmaterialien. Für den verwendeten Resorcin-Formaldehyd Klebstoff wurde eine gute Scherfestigkeit in Verbindung mit unidirektional verstärkten Glas- und Kohlenstofffasern festgestellt. Kevlar wies bei diesen Versuchen hingegen eine geringere Scherfestigkeit auf. Bei Alterungsversuchen nach ASTM D 2559, Zyklus 1, wurde ein Abfall der Scherfestigkeit der meisten Glasfaser-Klebstoff Kombinationen festgestellt. Bei Epoxidharzklebstoffen, die in trockenem Zustand eine höhere Scherfestigkeit als die übrigen Klebstoffe aufwiesen, wurde allerdings bei diesen Versuchen ein großer Festigkeitsabfall festgestellt.

GARDNER ET AL. (1994) suchten nach einem kommerziell interessanten Klebstoff für eine Verklebung von Holz und Faser-Verbund-Kunststoffen (FVK) unter trockenen und feuchten Bedingungen. Hierzu wurden Druckscherversuche mit trockenen und wassergelagerten Druckscherproben mit Resorcin-Formaldehyd-, Polymer Isocyanat- und Epoxidharzklebstoffen durchgeführt. Ergebnis dieser Untersuchung war, dass der verwendete Resorcin-Formaldehyd- und Epoxidharzklebstoff zur Verklebung von Holz mit FVK-Lamellen geeignet ist, deren Matrix aus einem Vinylesterharz besteht. Mit dem Resorcin-Formaldehyd Klebstoff, wurden die besten Ergebnisse bei der Verklebung von FVK, bestehend aus einer Polyesterharzmatrix, erzielt.

4 Verbundwerkstoff: Faser-Verbund-Kunststoff Lamelle

4.1 CFK- und AFK-Lamellen

Faser-Verbund-Kunststoff Lamellen (FVK-Lamellen) sind Verbundbauteile, die aus einer Matrix und Fasern bestehen.

Zur Verstärkung von BS-Holz Trägern ist eine Ausrichtung der Fasern in einer Richtung sinnvoll, da hierdurch die FVK-Lamellen den höchsten Zug-Elastizitätsmodul und die höchste Zugfestigkeit in Längsrichtung erreichen. Die Fasern bestehen i.d.R. aus Glas, Aramid oder Kohlenstoff. Sowohl die Festigkeit, als auch der Zug-Elastizitätsmodul der FVK-Lamellen steigen in der folgenden Reihenfolge: Glas, Aramid, Kohlenstoff.

CFK- und AFK-Lamine erzielen durch den wesentlich höheren Elastizitätsmodul und die höhere Zugfestigkeit mit einem geringeren Verstärkungsgrad die gleiche oder einen größeren Verstärkungseffekt, als dies mit den kostengünstigeren GFK-Laminen möglich ist.

CFK-Lamine werden in einem Pultrusionsverfahren (kontinuierliches Strangziehen) hergestellt, bei dem es prinzipiell möglich ist, unendlich lange Lamellen zu produzieren. In der Praxis werden CFK-Lamine in einer Länge von etwa 300 m produziert und auf Rollen geliefert.

CFK- und AFK-Lamine besitzen ähnlich dem Holz ein hervorragendes Verhältnis von Zugfestigkeit zu Gewicht. Die Festigkeitseigenschaften von Faser-Verbund-Kunststoffen hängen nicht nur von der verwendeten Faser, sondern ebenso von dem verwendeten Matrixwerkstoff und dem Faservolumenanteil ab. Bei CFK-Lamellen beträgt der Faservolumenanteil zwischen 65 bis 70%.

FVK-Lamellen sind durch die unidirektionale Anordnung der Fasern anisotrope Werkstoffe ähnlich wie Holz. Die Zugfestigkeit und der Elastizitätsmodul sind rechtwinklig zur Faser wesentlich geringer als in Längsrichtung. FVK-Lamellen weisen eine geringe Scherfestigkeit auf.

Das Ermüdungsverhalten von CFK-Lamellen, die in Faserrichtung auf Zug unter einer Gebrauchsspannung belastet werden, ist besser als z. B. bei Stahl. Die Dauerstandsfestigkeit von CFK-Lamellen auch unter aggressiven Beanspruchungen ist sehr gut.

Die Feuerwiderstandsdauer von CFK-Lamellen ist aufgrund der geringen Temperaturbeständigkeit der Matrixwerkstoffe gering. Aus diesem Grund ist eine Decklamelle aus Holz unterhalb der CFK-Lamelle als Brandschutz sinnvoll.

4.1.1 Kohlenstoff- und Aramidfasern

Kohlenstofffasern (CF) werden durch den thermischen Abbau von Polymerfasern (Polyacrylnitril) hergestellt. CF werden je nach Ausgangsmaterial und Verarbeitung als Normaltyp (N-Typ), HT-Typ und HM-Typ unterschieden. Der HM-Typ weist den größten Zug-E-Modul auf, der HT-Typ die größte Zugfestigkeit (bis zu 7000 N/mm²). Der Zug-Elastizitätsmodul liegt zwischen 180.000 N/mm² und 500.000 N/mm². Aus 3000 bis 12000 praktisch endlosen Einzelfasern werden Kohlenstoff-Filamentgarne hergestellt, die wiederum zu Geweben, Geflechtes oder in Bändern weiterverarbeitet werden können. Kohlenstofffasern werden als außerordentlich korrosionsbeständig, gut elektrisch und thermisch leitend beschrieben. CF besitzen ein besseres Dauerschwingverhalten als alle anderen Werkstoffe, auch besser als Stahl oder Aluminium (MOSER 1992, EHRENSTEIN 1992).

Aramidfasern (AF) sind organische Fasern, die aus aromatischen Polyamiden aufgebaut sind. AF sind während der Verarbeitung wesentlich unempfindlicher als CF, sie sind allerdings empfindlich gegen UV-Strahlung und sollten aus diesem Grund vor UV-Strahlung geschützt werden. Der Zug-Elastizitätsmodul der AF liegen zwischen 80.000 N/mm² und 190.000 N/mm² und die Zugfestigkeit um 3500 N/mm². AF neigen zur Feuchtigkeitsaufnahme, wobei Feuchtigkeit die Haftung zwischen Faser und Matrix beeinträchtigt. Aramidfaser verlieren etwa 20% ihres Zugelastizitätsmoduls und der Zugfestigkeit bei einer Temperaturerhöhung von 20°C auf 180°C (EHRENSTEIN 1992).

Sowohl die Kohlenstofffasern als auch die Aramidfasern besitzen einen negativen, linearen Temperatureausdehnungskoeffizienten (MOSER 1992).

Die Fasern verhalten sich beim Zugversuch in Längsrichtung ideal-elastisch bis zum Bruch.

4.1.2 Matrixwerkstoff

Der Matrixwerkstoff dient zur Kraftübertragung zwischen den einzelnen Fasern und zur Lagesicherung.

Die Fasern sind in Längsrichtung zwar sehr zugfest, reagieren jedoch empfindlich auf Querdruck und Oberflächenverletzungen. Aus diesem Grund werden die Fasern in einem Matrixwerkstoff geschützt. Dieser Matrixwerkstoff besteht meist aus einem lösungsmittelfreien Epoxidharz (EP) oder einem ungesättigtem Polyesterharz (UP) mit einer Zugfestigkeit von 60 bis 90 N/mm² bei einer Bruchdehnung von 3 bis 5%. MOSER (1992) gibt an, dass die Steifigkeit der Matrix nur zwischen 1% bis 5% und die Festigkeit etwa 5% der Fasersteifigkeit bzw. Faserfestigkeit der üblich verwendeten Fasern beträgt.

4.1.3 Klebstoffe

Faser-Verbund-Kunststoffe werden meistens untereinander mit Epoxidharzklebstoffen verklebt. Epoxidharzklebstoffe lassen sich ohne Pressdruck verwenden, was für eine nachträgliche Verstärkung bestehender Bauwerke von Vorteil ist. Nachträgliches Verstärken im Massivbau wird mit CFK-Lamellen und Epoxidharzklebstoffen bereits durchgeführt. Mit Epoxidharzklebstoffen können dickere Fugen hergestellt werden, als mit den im Holzbau üblichen Klebstoffen. Bei Untersuchungen mit in Serie hergestellten verstärkten BS-Holz Trägern wurden Epoxidharzklebstoffe meist vermieden, da diese Klebstoffe bei der BS-Holz Herstellung aus Kosten- und Verarbeitungsgründen keine Verwendung finden.

Zur Verklebung sind auch kombinierte Klebefugen denkbar. So verwendeten HERNANDEZ ET AL. (1997) in ihrer Untersuchung einen Epoxidharzklebstoff zur Verklebung zwischen den Verstärkungslagen, da diese Klebstoffe zur Verklebung von GFK-Lamellen eine breite Anwendung besitzen und somit von einer haltbaren Verklebung ausgegangen werden konnte. Die Verklebung zwischen Holz und der FVK-Lamelle erfolgte dagegen mit einem bei BS-Holz Herstellern üblichen Resorcinformaldehydklebstoff.

Nachteilig wirken sich höhere Temperaturen auf das Tragverhalten von Epoxidharzklebstoffen aus. So geben TADEU ET AL. (1999) an, dass bei einer Temperatur von 60°C eine Beton-Stahl Verbindung fast die Hälfte der Anfangsscherfestigkeit verliert und bei 90°C nur noch 24% bis 29% der Anfangsscherfestigkeit vorhanden ist. Bei einer Temperatur von 120°C erfolgte eine Entfestigung des Harzes.

Für eine Serienproduktion von Verbundträgern aus BS-Holz und FVK sind für die BS-Holz Hersteller Klebstoffe interessant, die in der normalen BS-Holz Herstellung verwendet werden. Die häufig verwendeten Resorcinharzklebstoffe geben beim Aushärten Feuchte ab. Bei mehreren FVK-Lagen in einem Verbundquerschnitt muss somit die Feuchte in den FVK abgeführt werden.

Als weitere Klebstoffe für tragende Holzbauteile werden bei der BS-Holz Herstellung Einkomponenten-Polyurethanklebstoffe verwendet. Diese Klebstoffe benötigen zum Abbinden Feuchtigkeit, die sie aus dem umgebenden Holz erhalten. Bei einer mehrlagigen Verklebung von FVK-Lamellen in BS-Holz muss der Klebstoff zum Aushärten die Feuchtigkeit aus den FVK-Lamellen erhalten.

5 Experimentelle Untersuchungen

5.1 Versuchsumfang

Im Rahmen des Forschungsvorhabens wurden folgende experimentellen Untersuchungen durchgeführt:

- Zugversuche an FVK-Lamellen;
- Druckscherversuche mit durch FVK-Lamellen verstärkten Probekörpern in Anlehnung an DIN EN 392;
- Bauteilversuche in Anlehnung an DIN EN 408 mit verstärkten Biegeträgern;
- Biegeprüfungen von Keilzinkenverbindungen nach DIN EN 408.

5.2 Versuchsmaterial

5.2.1 Brettmaterial

Für alle Versuche wurde das Sortiment Fichte/Tanne verwendet.

Für die Bauteilversuche wurde Holz aus maschinell sortierten Brettern der Sortierklassen MS7, MS10 und MS17 ausgewählt.

5.2.2 Faser-Verbund-Kunststoff Lamellen (FVK-Lamellen)

Für das Forschungsvorhaben standen insgesamt vier verschiedene FVK-Lamellen zur Verfügung. Drei der FVK-Lamellen bestanden aus Kohlenstofffasern und eine FVK-Lamelle aus Aramidfasern.

In Tabelle 5.1 und Tabelle 5.2 werden die Bezeichnungen und Eigenschaften der FVK-Lamellen entsprechend den Herstellerangaben beschrieben.

Da FVK-Lamellen mehrerer Hersteller verwendet wurden und für die einzelnen Versuchsreihen einheitliche Breiten geprüft werden sollten, wurden für die Zug- und Druckscherversuche eine Breite von 50 mm und für die Bauteilversuche eine Breite von 100 mm gewählt. Die Lamelle L3 wurde für die Vorversuche in Streifen der Breite 50 mm gesägt und bei den Bauteilversuchen in einem Arbeitsgang mit den bereits hergestellten Versuchsträgern auf die Breite von 100 mm gehobelt.

Die AFK-Lamelle L3 war werksseitig auf beiden Seiten, die CFK-Lamellen L1, L2 und L4 werksseitig auf einer Seite angeschliffen.

Tabelle 5.1: Verwendete FVK-Lamellen

Abk.	Produktbezeichnung	Hersteller / Vertrieb	Typ
L1	Sika CarboDur S	Sika Chemie GmbH	CFK
L2	Sika CarboDur H	Sika Chemie GmbH	CFK
L3	-	Akzo Nobel Faser AG	AFK
L4	S&P CFK Lamelle 200/2000	Ispo GmbH	CFK

Tabelle 5.2: Herstellerangaben zu den einzelnen FVK-Lamellen

Abk.	Zug-E-Modul [N/mm ²]	Zugfestigkeit [N/mm ²]	Dicke [mm]	Breiten [mm]
L1	170.000	3050	1,2 1,4	50/60/80/100/120 60/90/120
L2	>300.000	1450	1,4	50
L3	etwa 80.000	etwa 990	1,8	132
L4	>200.000	2.200-2.500	1,4	50/80/100

Die fett gedruckten Breiten standen für das Forschungsvorhaben als Ausgangsmaterial zur Verfügung.

5.2.3 Klebstoffe

Als Klebstoffe wurden zwei Epoxidharzklebstoffe, die vom Hersteller für eine Verwendung mit den Lamellen L1 und L2 bzw. L4 vorgesehen sind und zwei Klebstoffe aus der BS-Holz Herstellung verwendet.

In Tabelle 5.3 sind die Bezeichnungen dieser Klebstoffe zusammen gefasst.

Die Klebstoffe K1 und K2 werden in Kombination mit den dazugehörigen CFK-Lamellen beim Verstärken von Massivbaukonstruktionen verwendet und müssen daher auch für größere Fugendicken geeignet sein. Aus diesem Grund weisen diese Klebstoffe Füllstoffe auf. Die nachträgliche Bearbeitung durch Hobeln und Sägen mit üblichen Holzbearbeitungsmaschinen erwies sich bei den Epoxidharzklebstoffen K1 und K2 als verschleißintensiv für das verwendete Werkzeug.

Die Epoxidharzklebstoffe K1 und K2 wurden aufgrund der bewährten Verklebung von CFK-Lamellen im Massivbau ausgewählt. Der Resorcinharzklebstoff K4 wurde gewählt, da eine Verklebung mit Resorcinharzklebstoffen mit der AFK-Lamelle L3 möglich erschien, und dieser Klebstoff bei BS-Holz Herstellern Verwendung findet.

Der Polyurethanklebstoff K3 wurde in das Versuchsprogramm aufgenommen, da dieser Klebstoff sowohl bei BS-Holz-Herstellern Verwendung findet und gleichzeitig, neben der Verklebung der AFK-Lamelle L3, eine Verklebung mit CFK-Lamellen möglich erschien.

Tabelle 5.3: Verwendete Klebstoffe

Abk.	Produktbezeichnung	Hersteller / Vertrieb
K1	Sikadur-30	Sika Chemie GmbH
K2	ispo Concretin SK 41	ispo GmbH
K3	Collano Purbond HB 110	Ebnöther AG
K4	Dynosol S-199 mit Härter H-629	Dyno Industries A.S.

5.3 Zugversuche an FVK-Lamellen

Die Zugversuche wurden in Anlehnung an DIN EN ISO 527-5 durchgeführt. Da die FVK-Lamellen nicht in Plattenform vorlagen, wurden die Versuche an Streifen der Breite 50 mm mit der jeweils vorhandenen Lamellendicke durchgeführt. Gemessen wurden die Bruchlast und mit einem Dehnungsmessgerät in der Mitte des Prüfkörpers die Dehnung bis ca. 1/3 der Bruchlast. Mit der gemessenen Dehnung wurde der Elastizitätsmodul der FVK-Lamellen ermittelt.

In Bild 5.1 ist eine geprüfte CFK-Lamelle dargestellt. Zum Schutz vor wegfliegenden Fasern wurden die Versuche in einem Schutzkasten durchgeführt.

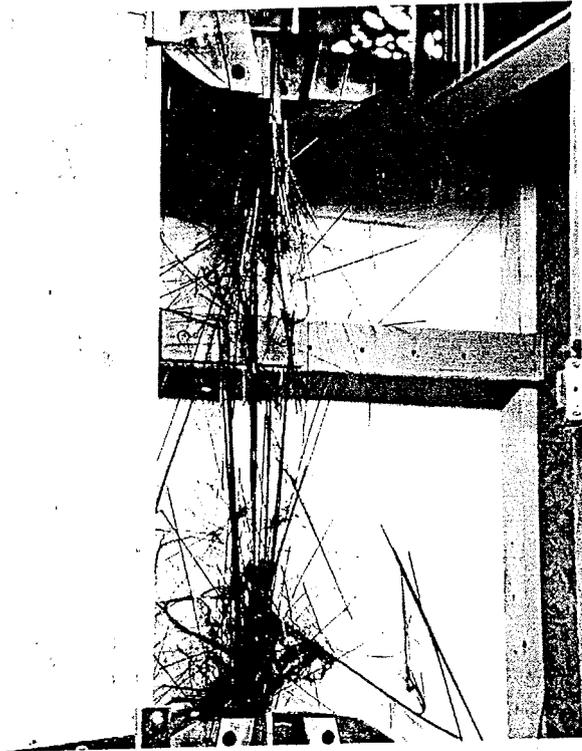


Bild 5.1: Bruchbild einer im Zugversuch geprüften CFK-Lamelle

Die Nettolänge der Versuchskörper zwischen den Lasteinleitungselementen wurde zu 700 mm gewählt. Die Länge des sandgestrahlten Lasteinleitungselementes aus 2 mm dickem Stahlblech betrug 70 mm. Die Lasteinleitungselemente wurden am Ende der FVK-Lamelle aufgeklebt. Die FVK-Lamellen versagten spröde.

Das Versagen wurde eingeleitet durch hörbares Versagen einzelner Fasern der FVK-Lamellen.

Tabelle 5.4: Versuchsergebnisse der Zugversuche an FVK-Lamellen

Versuch	Lamelle	Zug-E-Modul [N/mm ²]	Zugfestigkeit [N/mm ²]
Z11	L1	174.000	2.970
Z12	L1	172.000	3.090
Z13	L1	180.000	3.060
Z14	L1	171.000	3.310
Z15	L1	166.000	2.790
Mittelwert		173.000	3.050
Variationskoeffizient [%]		2,94	6,21
Z21	L2	293.000	1.740
Z22	L2	317.000	1.920
Z23	L2	299.000	1.500
Z24	L2	311.000	1.840
Z25	L2	302.000	1.380
Mittelwert		304.000	1.680
Variationskoeffizient [%]		3,15	13,6
Z31	L3	77.300	1.020
Z32	L3	66.600	920
Z33	L3	80.700	1.110
Z34	L3	66.900	- ¹⁾
Z35	L3	78.600	928
Mittelwert		74.000	995
Variationskoeffizient [%]		9,12	8,99
Z41	L4	196.000	2.600
Z42	L4	188.000	2.460
Z43	L4	209.000	2.760
Z44	L4	203.000	2.440
Z45	L4	- ¹⁾	- ¹⁾
Mittelwert		199.000	2.570
Variationskoeffizient [%]		4,55	5,78

¹⁾ Vorzeitiges Versagen an der Lasteinleitung

5.4 Druckscherversuche

Um die Tragfähigkeit der verwendeten Klebstoffe in einer Holz - FVK-Lamellen Verbindung beurteilen zu können, wurden Druckscherversuche an Proben mit einer Übergreifungslänge l_0 von 50 mm und 100 mm durchgeführt. Die Herstellung, Klimatisierung und Prüfung der Probekörper erfolgte bei Normalklima 20/65.

Da zunächst Bauteilversuche mit Epoxidharzklebstoffen geplant waren, wurden zunächst Druckscherversuche mit dem damals verfügbaren Klebstoff K1 durchgeführt. Um vergleichbare Angaben für verwendete Klebstoffe von BS-Holz Herstellern zu erhalten, wurden zusätzliche Druckscherversuche mit dem Polyurethanklebstoff K3 und dem Resorcinharzklebstoff K4 durchgeführt. Da diese beiden Klebstoffe beim Abbinden Feuchtigkeit aufnehmen bzw. abgeben, wurden neben den Versuchsreihen mit einer FVK-Lamelle auch Versuchsreihen mit zwei Lagen von FVK-Lamellen durchgeführt. Hierbei sollte ermittelt werden, ob auch für eine mehrlagige Verstärkung eine ausreichend tragfähige Verklebung möglich ist. Die beiden Klebstoffe wurden von einem BS-Holz Hersteller, bei dem die Prüfkörper hergestellt wurden, zur Verfügung gestellt und entsprechend den Herstellerangaben verarbeitet.

Der Versuchsaufbau ist in Bild 5.2 dargestellt. Gemessen wurde die Höchstlast F .

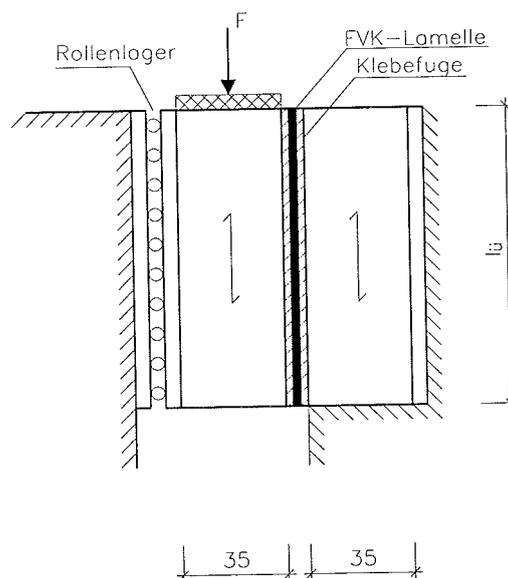


Bild 5.2: Versuchsaufbau der Druckscherversuche

In Bild 5.3 sind die grundsätzlichen Versagensarten bei den Versuchen mit CFK-Lamellen dargestellt. Die CFK-Lamelle befindet sich jeweils auf der unteren Hälfte des Bildes. Auf der linken Seite in Bild 5.3 ist ein Scherversagen des Holzes zu erkennen. Der mittlere Prüfkörper weist auf der rechten oberen Hälfte große Anteile von Kohlenstofffasern auf. In diesem Bereich kam es zu einem interlaminaeren Versagen der CFK-Lamelle.

Beim rechten Prüfkörper ist ein Erreichen der Scherfestigkeit des Holzes, ein interlaminares Versagen der CFK-Lamelle und ein Versagen des Klebeverbundes zu erkennen. Das Versagen des Klebstoffes ist am grauen Bereich der oberen Prüfkörperhälfte zu erkennen.

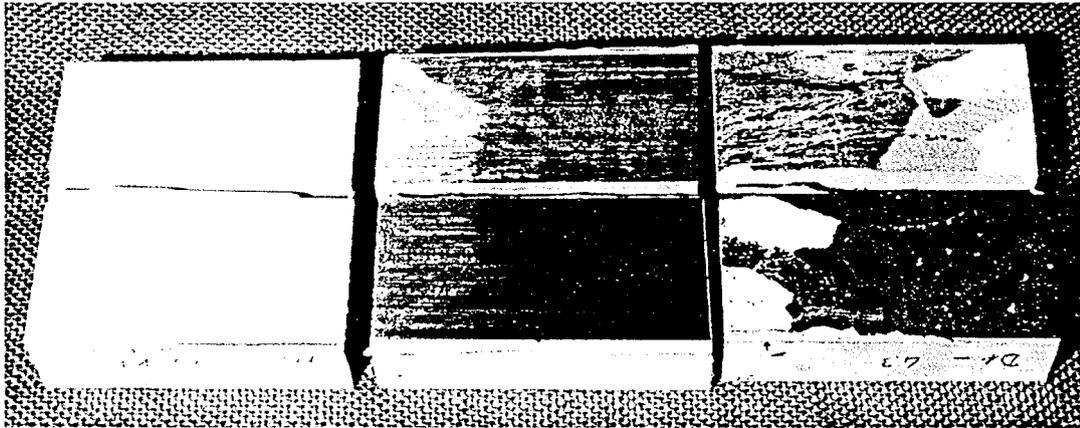


Bild 5.3: Geprüfte Druckscherkörper der Länge 100 mm mit CFK-Lamellen und Klebstoff K1

In Bild 5.4 bis Bild 5.6 sind die Versuchsergebnisse der einzelnen Versuchsreihen dargestellt. Die Scherspannung τ entspricht hierbei der mittleren Scherspannung beim Bruch bezogen auf die gemessene Verbindungsfläche zwischen dem Holz und der FVK-Lamelle. In jedem Diagramm sind Prüfkörper mit der Übergreifungslänge l_0 von 50 mm und 100 mm aufgetragen. In Bild 5.5 und Bild 5.6 sind zusätzlich Druckscherversuche mit zwei Lagen einer FVK-Lamelle dargestellt. In der Legende ist der Aufbau der einzelnen Prüfkörper beschrieben. Die erste Bezeichnung l_0 gibt die Übergreifungslänge an, die zweite Bezeichnung die Lamellenart (CFK oder AFK) und Lamellenbezeichnung (L1 bis L4), die dritte den Klebstoff (K1 bis K4) und schließlich ob es sich um eine Lage bzw. zwei Lagen der FVK-Lamelle handelt.

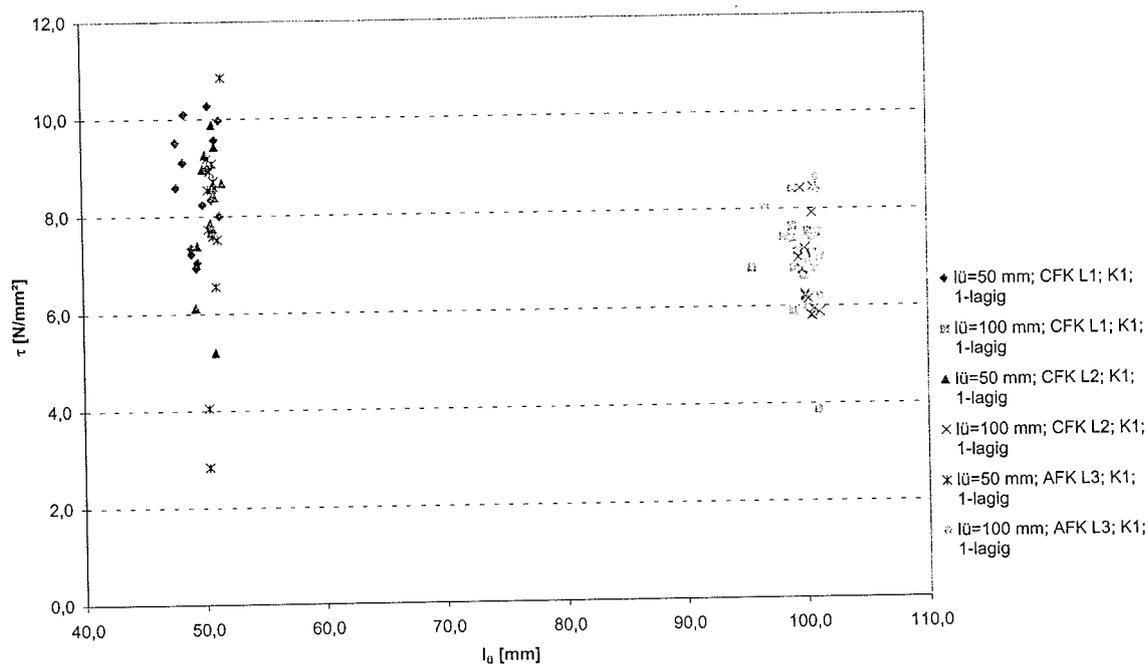


Bild 5.4: Mittlere Bruchscherspannungen der Druckscherversuche mit dem Epoxidharzklebstoff K1

Die Druckscherproben wiesen zum Teil unterschiedliche Übergreifungslängen auf. Die Auswertung erfolgte mit den gemessenen Breiten und Längen des Übergreifungsbereiches.

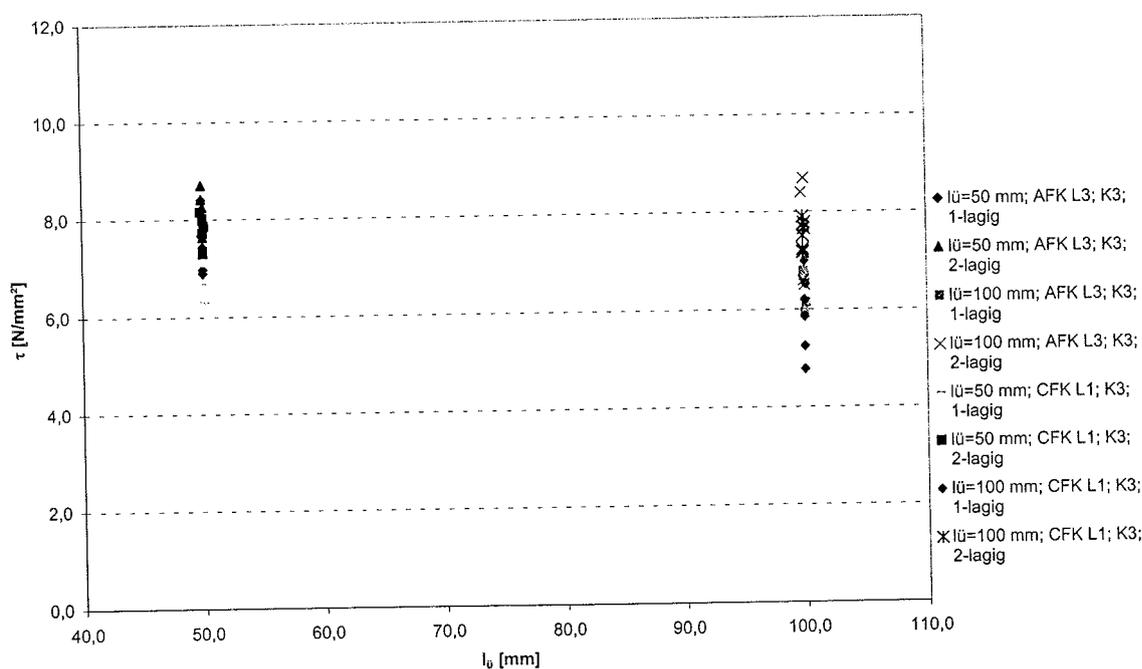


Bild 5.5: Mittlere Bruchscherspannungen der Druckscherversuche mit dem Polyurethanthanklebstoff K3

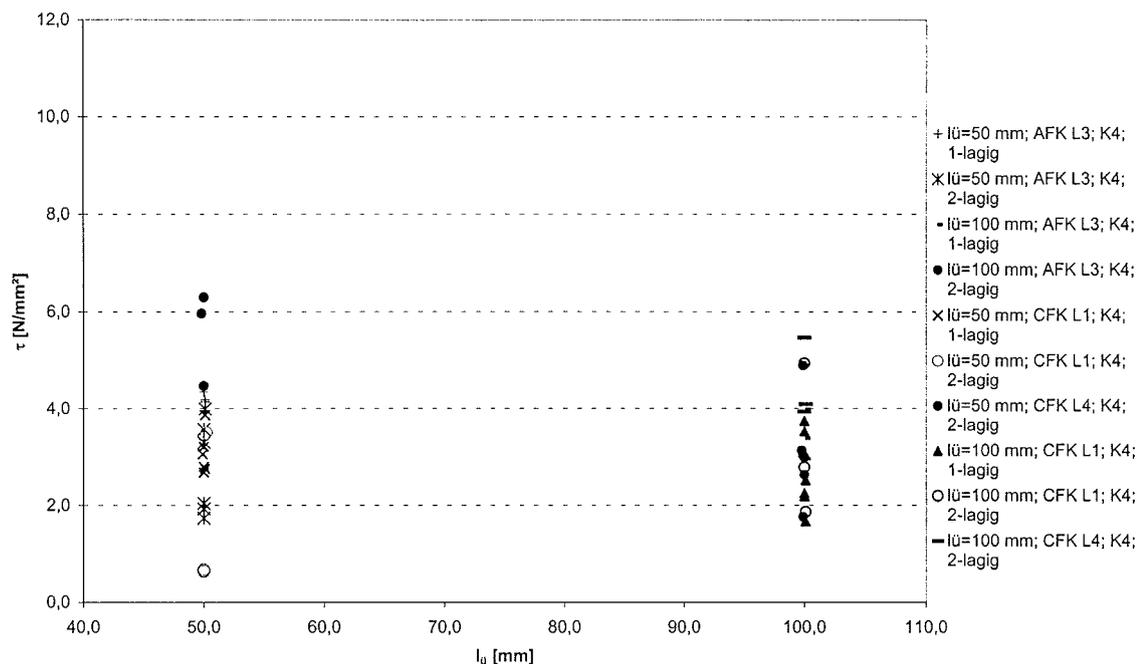


Bild 5.6: Mittlere Bruchscherspannungen der Druckscherversuche mit dem Resorcinharzklebstoff K4

In Bild 5.7 ist ein geöffneter Versuchskörper nach dem Druckscherversuch mit zwei Lagen der Lamelle L3 und dem Klebstoff K3 dargestellt. Das Versagen trat zwischen der AFK-Lamelle und dem Holz auf. Es sind deutliche Faseranteile des Holzes auf der FVK-Lamelle bzw. Fasern der FVK-Lamelle auf der Holzoberfläche zu erkennen.

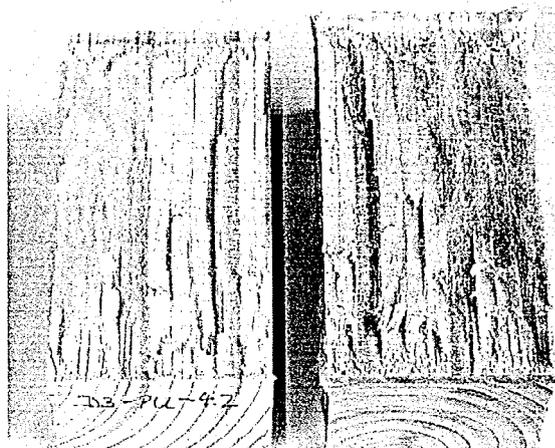


Bild 5.7: Prüfkörper mit zwei Lagen der Lamelle L3 und dem Klebstoff K3 ($l_0 = 100$ mm)

In Bild 5.8 ist ein Versuchskörper mit zwei Lagen der Lamelle L3 und dem Resorcinharzklebstoff K4 dargestellt. Das Versagen trat zwischen den AFK-Lamellen auf.

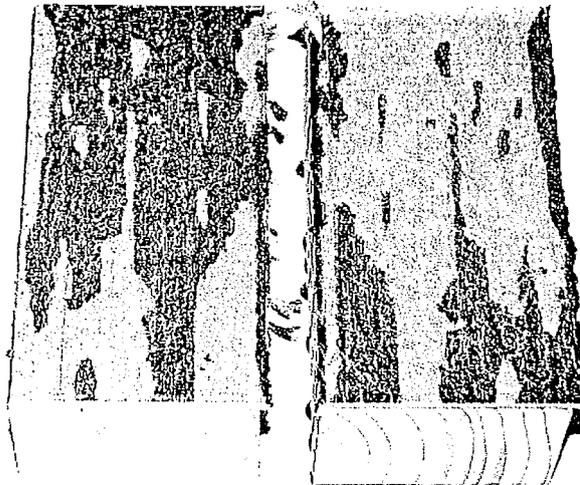


Bild 5.8: Prüfkörper mit zwei Lagen der Lamelle L3 und dem Klebstoff K4 ($l_0 = 100$ mm)

Bild 5.9 zeigt einen Prüfkörper mit einer Lage der CFK-Lamelle L1 und dem Resorcinharzklebstoff K4. Auf der linken Seite des Bildes befindet sich die Hälfte mit der CFK-Lamelle, auf der rechten Seite des Bildes ist der fast vollflächig vorhandene Klebstoff auf dem Holzkörper zu erkennen. Die Verklebung versagte zwischen dem Klebstoff und der CFK-Lamelle.

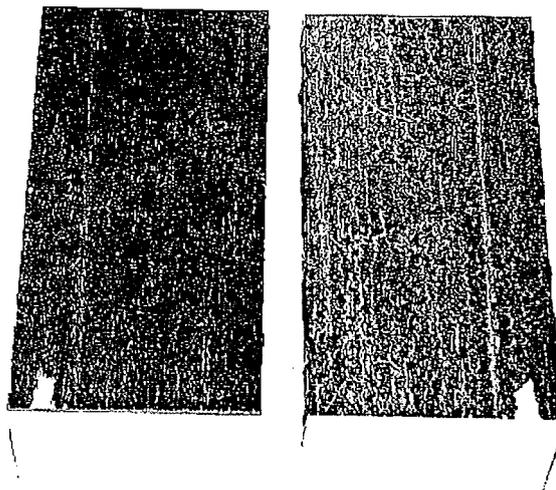


Bild 5.9: Prüfkörper mit einer Lage der Lamelle L1 und dem Klebstoff K4 ($l_0 = 100$ mm)

In Bild 5.10 ist ein Versuchskörper eines Druckscherversuchs mit der CFK-Lamelle L1 und dem Klebstoff K4 dargestellt. Auf der rechten Seite des Bildes ist die CFK-Lamelle mit einem vollflächigen Holzfaserteil auf der Klebefuge gezeigt. Das Versagen geschah über den gesamten Bereich im Holz.

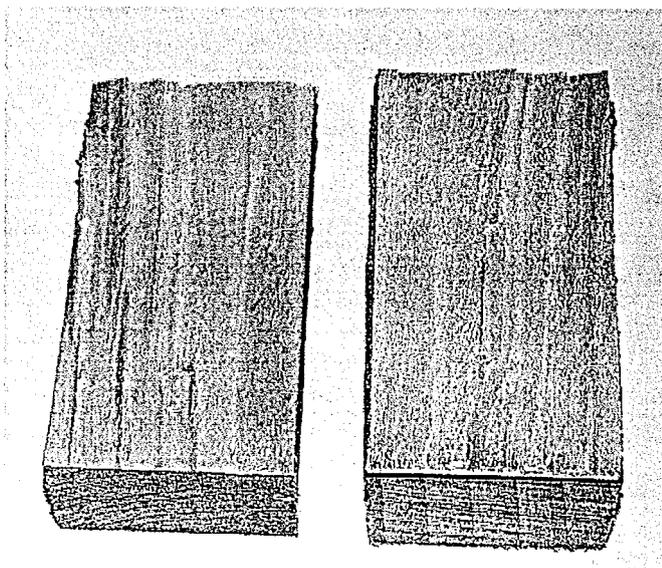


Bild 5.10: Druckscherversuch mit einer Lage der Lamelle L1 und dem Klebstoff K3 ($l_v = 100$ mm)

Bei einzelnen Versuchsreihen der Tabelle 5.5 wurden vergleichsweise große Werte für den Variationskoeffizienten ermittelt. Dies trat aufgrund des geringen Probenumfangs vor allem bei den Versuchsreihen mit nur drei Prüfkörpern auf.

Eine visuelle Überprüfung der Versuchskörper mit sehr hohen bzw. niedrigen Werten der Scherfestigkeit in den Versuchsreihen D1-R3-1, D3-R3 und D1-R4-1 ergab keine Erklärung für eine besonders gute bzw. schlechte Verklebung.

Aus den in der Tabelle 5.5 und Bild 5.4 bis Bild 5.6 dargestellten Ergebnissen ist zu erkennen, dass bei den durchgeführten Versuchen mit dem Klebstoff K1 und K3 mit einer Lage an FVK-Lamellen ähnliche Ergebnisse erzielt wurden. Der Klebstoff K4 hingegen erzielte insgesamt geringere Werte der Scherfestigkeit. Ein Vergleich der Klebstoffe K3 und K4 mit zwei Lagen an FVK-Lamellen bestätigt diese Ergebnisse.

Tabelle 5.5: Ergebnisse der Druckscherversuche

Reihe	Anzahl	Lamelle	l_0 [mm]	Klebstoff	Lagen	Mittelwert τ [N/mm ²]	Variations- koeff. [%]
D1-E1	14	L1	50	K1	1	8,62	13,3
D2-E1	15	L2	50	K1	1	8,11	15,2
D3-E1	14	L3	50	K1	1	8,22	21,4
D1-PU1	6	L1	50	K3	1	6,86	5,20
D3-PU1	6	L3	50	K3	1	7,56	7,75
D1-PU3	6	L1	50	K3	2	7,85	3,90
D3-PU3	6	L3	50	K3	2	8,12	5,07
D1-R1	6	L1	50	K4	1	3,06	14,5
D3-R1	6	L3	50	K4	1	4,08	9,92
D1-R3-1	3	L1	50	K4	2	1,60	102
D1-R3-2	3	L4	50	K4	2	5,58	17,4
D3-R3	6	L3	50	K4	2	2,76	35,2
D1-E2	14	L1	100	K1	1	6,90	11,1
D2-E2	14	L2	100	K1	1	6,93	12,9
D3-E2	13	L3	100	K1	1	7,06	18,3
D1-PU2	6	L1	100	K3	1	5,93	13,7
D3-PU2	6	L3	100	K3	1	6,57	6,83
D1-PU4	6	L1	100	K3	2	7,54	3,88
D3-PU4	6	L3	100	K3	2	7,60	11,9
D1-R2	6	L1	100	K4	1	2,64	30,9
D3-R2	6	L3	100	K4	1	3,23	14,5
D1-R4-1	3	L1	100	K4	2	3,19	49,5
D1-R4-2	3	L4	100	K4	2	4,50	18,7
D3-R4	6	L3	100	K4	2	3,07	33,4

5.5 Biegeversuche an Verbundträgern

An insgesamt 38 Bauteilen wurde das Trag- und Verformungsverhalten von Verbundträgern aus BS-Holz mit FVK-Lamellen untersucht. Da die Prüfkörper der Versuchsreihen Tr-1 und Tr-2 mit Lamellen ohne KZV hergestellt werden sollten, wurde für alle Träger eine Spannweite von 4,20 m bei einer Gesamtlänge von 4,50 m festgelegt. Die Bauteilhöhe wurde für alle Versuchskörper mit etwa 310 mm und die Breite mit 100 mm festgelegt. In Tabelle 5.6 und Tabelle 5.7 sind die durchgeführten Versuchsreihen zusammen gefasst. Der Aufbau der Versuchsträger ist in Bild 5.11 dargestellt.

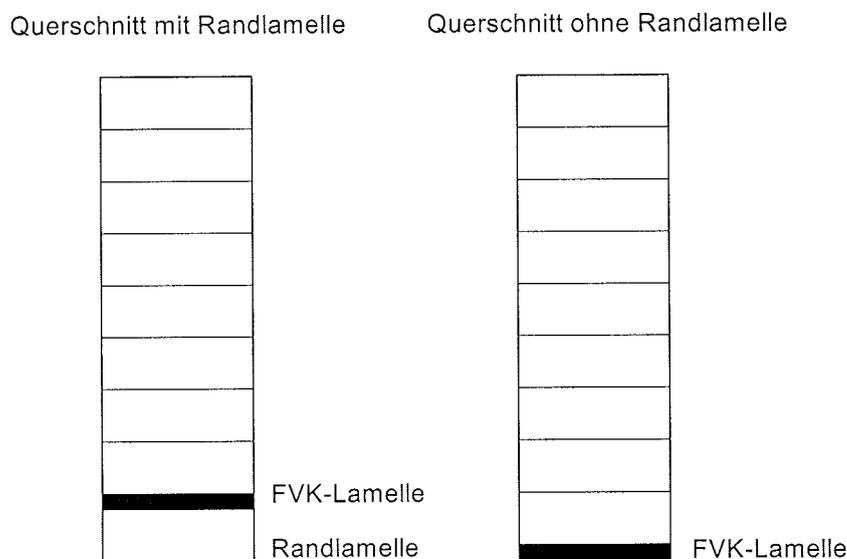


Bild 5.11: Bezeichnungen der Querschnittsteile und Aufbau der Versuchsträger

Als Ausgangsmaterial für die Bauteilversuche wurde für alle Versuchsreihen MS10 und für die Versuchsreihen Tr-1 und Tr-2 im Randbereich bei den äußersten zwei Holzlamellen auch MS7 verwendet. Bei den Versuchsreihen Tr-5 und Tr-6 wurden im Randbereich MS17 Brettlamellen angeordnet. In Tabelle A1 (Anlage 1) ist der mittlere Längsschwingungs-E-Modul und die mittlere Rohdichte bei der jeweiligen Feuchte jedes Brettes angegeben.

Grund für die Wahl einer möglichst niedrigen Sortierklasse war, den Verstärkungseffekt zu erhöhen, indem ein möglichst großer Unterschied der Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften des vorhandenen Brettmaterials zur jeweils verwendeten FVK-Lamelle besteht. Aufgrund der geringen Ausbeute an MS7 wurden MS7 Bretter nur bei den ersten beiden Versuchsreihen im Randbereich der Bauteile verwendet. Bei den übrigen Versuchsreihen wurde auf MS7 Brettlamellen verzichtet und dafür MS10 Brettlamellen mit möglichst niedrigem Elastizitätsmodul und niedriger Rohdichte im Randbereich angeordnet. Aus der Tabelle A1 (Anlage 1) ist zu erkennen, dass mit dem mittleren Längsschwingungs-E-Modul von 9844 N/mm^2 für das verwendete Brettangebot ein vergleichsweise geringer Elastizitätsmodul für MS10 Bretter vor-

handen war. Das Versuchsprogramm zu den Bauteilversuchen ist in Tabelle 5.6 und Tabelle 5.7 zusammengestellt.

Tabelle 5.6: Versuchsprogramm der Bauteilversuche

Reihe	Anzahl	Sortierklasse der Einzelbretter	RL aus Holz	Mittlere Höhe/Breite [mm]	FVK- Lamelle	Kleb- stoff	KZV
Tr-1	5	MS7 / MS10	MS7 / MS10	308/100	L1	K2	ohne
Tr-2	5	MS7 / MS10	MS7 / MS10	312/100	L4	K2	ohne
Tr-3	5	MS10	MS10	308/100	L1	K2	mit
Tr-4	5	MS10	MS10	312/100	L4	K2	mit
Tr-5	5	MS10 / MS17	MS17	312/100	L3	K3	mit
Tr-6	5	MS10 / MS17	MS10	312/100	L3	K3	mit
Tr-7	5	MS10	-	308/100	L1	K3	mit
Tr-8	3	MS10	-	310/100	L4	K3	mit

Tabelle 5.7: Material, Verstärkung und Herstellung der Bauteile

Reihe	Dicke der Rand- lamelle [cm]	Anzahl Verstärk- ungslagen	Verstärkungs- grad [%]	Herstellung
Tr-1	3,5	1	0,39	Labor
Tr-2	3,5	2	0,90	Labor
Tr-3	3,5	1	0,39	Labor
Tr-4	3,5	2	0,90	Labor
Tr-5	3,4	4	2,31	BS-Holz Hersteller
Tr-6	3,4	4	2,31	BS-Holz Hersteller
Tr-7	-	1	0,39	BS-Holz Hersteller
Tr-8	-	2	0,90	BS-Holz Hersteller

Die Keilzinkenverbindungen wurden versetzt im Bereich zwischen den Lasteintragungspunkten angeordnet. Hierbei wurden die obersten zwei und die untersten drei Brettlamellen mit einer Keilzinkenverbindung versehen. Die FVK-Lamellen wurden über die gesamte Länge und Breite der Träger angeordnet.

5.5.1 Zielsetzung der einzelnen Versuchsreihen

Versuchsreihe Tr-1 und Tr-2:

Bei diesen beiden Versuchsreihen sollte das Trag- und Verformungsverhalten unterschiedlich verstärkter Bauteile ohne Einfluss von Keilzinkenverbindungen untersucht werden.

Versuchsreihe Tr-3 und Tr-4:

Diese beiden Versuchsreihen entsprachen den Versuchsreihen Tr-1 und Tr-2 mit dem Unterschied, dass in den Trägern Keilzinkenverbindungen in Bauteilmitte vorhanden waren. Durch einen Vergleich mit den Versuchsreihen Tr-1 und Tr-2 sollte der Einfluss der Keilzinkenverbindung untersucht werden.

Versuchsreihe Tr-5 und Tr-6:

Für diese beiden Versuchsreihen wurde eine AFK-Lamelle verwendet. Durch Druckscherversuche wurde neben einer Verklebung mit dem Resorcinharzklebstoff K4 auch eine Verklebung mit dem Polyurethanklebstoff K3 untersucht. Aufgrund der günstigeren Ergebnisse der Druckscherversuche für den Klebstoff K3 mit CFK- und AFK-Lamellen wurde für diese Versuchsreihe der Polyurethanklebstoff K3 für eine praxisnahe Herstellung bei einem BS-Holz Hersteller verwendet. Ein weiteres Ziel dieser Versuchsreihe war es, den Bruchverlauf nach dem Versagen der Randlamelle unterhalb der Verstärkungsschicht zu untersuchen. Hierzu wurden für die Randlamellen der Versuchsreihe Tr-5 Brettlamellen der Sortierklasse MS17 und bei der Versuchsreihe Tr-6 für die zweit unterste Holzlamelle Brettlamellen der Sortierklasse MS17 angeordnet. Bei der Versuchsreihe Tr-5 sollte nach dem Versagen der Randlamelle keine Traglaststeigerung mehr möglich sein. Im Gegensatz hierzu sollte bei der Versuchsreihe Tr-6 nach dem Versagen der MS10 Randlamelle eine ausgeprägte Traglaststeigerung erfolgen.

Als Verstärkungsgrad wurde eine Lagenanzahl der AFK-Lamelle gewählt, die ungefähr dem Verstärkungsgrad zweier Lamellen L4 entspricht, die in den Versuchsreihen Tr-2 und Tr-4 verwendet wurden. Durch diese große Verstärkungsmenge sollte neben einer Vergleichbarkeit mit den anderen Versuchsreihen auch eine bauteilspezifische Überprüfung der Haltbarkeit der Klebefuge durch die höheren Traglasten erfolgen.

Versuchsreihe Tr-7 und Tr-8:

Diese Versuchsreihen sollten Angaben für eine mögliche nachträgliche Verstärkung liefern, wie sie z.B. in einem Sanierungsfall auftritt. Die Versuchsreihen Tr-7 und Tr-8 wurden ebenfalls als Folgeversuche zu Tr-1 bis Tr-4 durchgeführt. Im Gegensatz zu diesen Versuchsreihen wurden hierfür bei gleicher Höhe der Bauteile keine Randlamellen angebracht und die Verstärkung an der Unterseite der Träger aufgeklebt. Der innere Hebelarm der Verstärkungsschicht war aus diesem Grund günstiger als bei den ersten vier Versuchsreihen. Zusätzlich wurden diese Versuchsreihen wie bei der Reihe Tr-5 und Tr-6 ebenfalls bei einem BS-Holz Hersteller praxisnah mit dem Polyurethanklebstoff K3 hergestellt.

5.5.2 Herstellung der Verbundträger

Um eine einwandfreie Verklebung zu erreichen, wurde als Klebstoff für die ersten vier Versuchsreihen der Epoxidharzklebstoff K2 verwendet. Dieser Klebstoff wird vom Hersteller einer CFK-Lamelle zur Verklebung zwischen CFK-Lamellen und Beton empfohlen. Da dieser Klebstoff in der BS-Holz Herstellung nicht verwendet wird, wurden die Versuchsreihen Tr-1 bis Tr-4 im Labor hergestellt. Der Epoxidharzklebstoff wurde bei diesen Versuchsreihen zur Verklebung zwischen den CFK-Lamellen und zwischen CFK-Lamellen und Holz verwendet. Das Sollmaß der Klebefugendicke des Epoxidharzklebstoffs betrug 1 mm. Es wurden bei den Versuchsreihen Tr-1 bis Tr-4 herstellungsbedingt pro Tag eine Fuge je Bauteil hergestellt.

Die Herstellung im Labor verlief wie folgt:

1. Ablängen der CFK-Lamellen und Anschleifen der nicht geschliffenen Seiten der CFK-Lamellen;
2. Entstauben der gehobelten Holzoberfläche;
3. Säubern und Entfetten der CFK-Lamelle;
4. Mischen des Epoxidharzklebstoffs und des Härters;
5. Aufbringen des Klebstoffs auf den Brettschichtholzträger;
6. Auflegen der CFK-Lamelle bzw. Randlamelle;
7. Andrücken der CFK-Lamelle bzw. Randlamelle bis Klebstoff seitlich austritt, um eine vollflächige Verklebung zu gewährleisten ;
8. Fixieren mit Gewichten, um ein Verrutschen zu verhindern;
9. Säubern des seitlichen Bauteilbereiches;
10. Entlastung der Klebefuge am Folgetag.

Für die Versuchsreihen Tr-1 bis Tr-4 wurden die Träger beim BS-Holz Hersteller mit einem Polyurethanklebstoff vorgefertigt. Die Verstärkungslagen und die Randlamellen wurden im Prüflabor bei Normalklima 20/65 aufgeklebt. Die Randlamellen wurden am Tag zuvor bzw. am gleichen Tag auf ihr Sollmaß gehobelt.

Die Versuchsreihen Tr-5 bis Tr-8 wurden als komplette Verbundträger bei einem BS-Holz Hersteller hergestellt, bei dem der verwendete Polyurethanklebstoff in der normalen Herstellung von BS-Holz verwendet wird.

Die Bauteile wurden beim BS-Holz Hersteller wie übliche BS-Holz Bauteile hergestellt. Beim Klebstoffauftrag wurde abweichend eine Trägerlamelle aus Holz verwendet, auf welcher die FVK-Lamelle aufgelegt wurde. In Bild 5.12 ist eine AFK-Lamelle beim Klebstoffauftrag mit der Trägerlamelle zu erkennen. Da die FVK-Lamelle mit der Trägerlamelle nicht verbunden ist, besteht die Gefahr, dass beim Weitertransport auf dem Förderband die FVK-Lamelle von der Trägerlamelle rutscht. Dies kann verhindert werden, indem die FVK-Lamelle am Ende der Trägerlamelle z.B. durch Klammern fixiert wird. Bei der Herstellung der Versuchskörper war dies allerdings nicht notwendig.

Um die Holzlamellen durch die Leimauftragmaschine zu transportieren, werden sie über ein Zahnrad nach vorne geschoben. Beim Transport der FVK-Lamellen darf der Anpressdruck dieses Zahnrades nicht zu hoch bzw. zu gering sein, um einerseits eine Beschädigung der dünnen FVK-Lamelle zu verhindern, andererseits aber einen ausreichenden Vorschub zu gewährleisten.

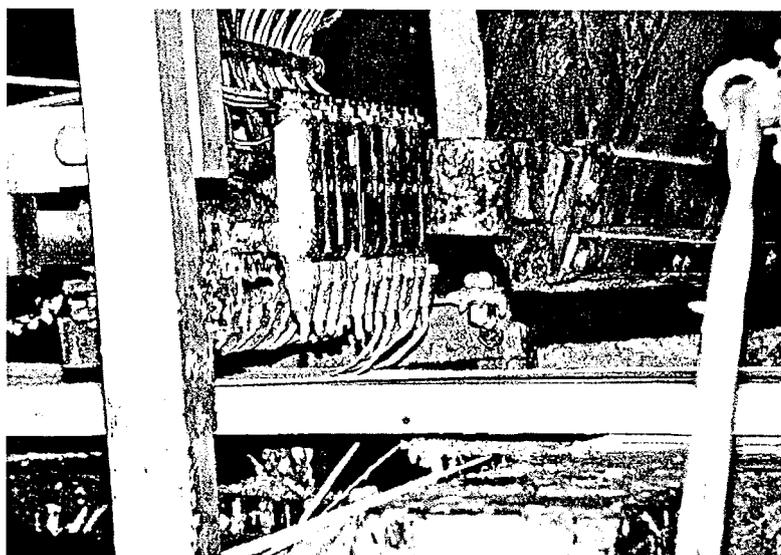


Bild 5.12: AFK-Lamelle mit Trägerlamelle beim Klebstoffauftrag

Die Vorarbeiten und die Herstellung beim BS-Holz Hersteller verlief wie folgt:

1. Ablängen und Anschleifen der nicht geschliffenen Seiten der FVK-Lamellen;
2. Säubern und Entfetten der FVK-Lamelle;
3. Einmaliges Einstellen der Leimauftragsmaschine;
4. Herstellen der Bauteile entsprechend der üblichen Brettschichtholzerstellung mit Einschränkung der oben angegebenen Besonderheiten beim Klebstoffauftrag;
5. Pressen bzw. Aushärten der Bauteile im Spannbett.

Für die Herstellung wurde der gleiche Pressdruck und die gleiche Auftragsmenge des Klebstoffes verwendet, wie bei der üblichen Herstellung von BS-Holz. Die Bauteile wurden zum Aushärten etwa 24 h in einem Spannbett belassen.

5.5.3 Versuchsdurchführung und Messeinrichtung

Die Bauteilversuche wurden in Anlehnung an DIN EN 408 durchgeführt. Die Prüfgeschwindigkeit betrug zwischen 15 und 20 mm/min. Die Versuche wurden an einer 400 kN EPZ-Eigenbau (Genauigkeitsklasse 1) und 100 kN EPZ-Eigenbau (Genauigkeitsklasse 1) durchgeführt. In Bild 5.13 ist der Versuchsaufbau dargestellt.

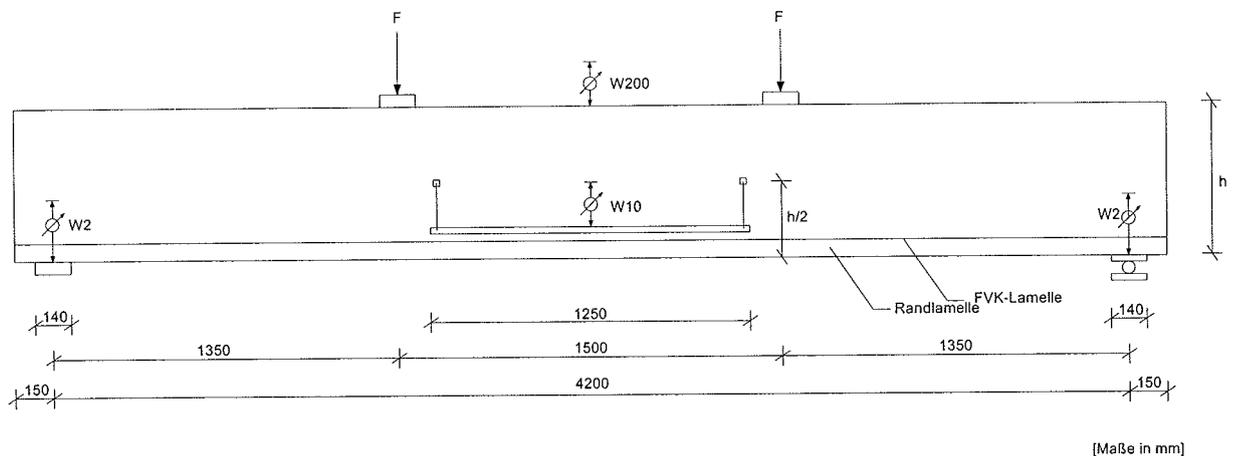


Bild 5.13: Versuchsaufbau der Bauteilversuche

Die Verschiebungen wurden in Trägermitte an der Oberkante durch einen induktiven Wegaufnehmer W200, an den Auflagern beidseitig mit induktiven Wegaufnehmern W2 und im mittleren Bereich mit zwei induktiven Wegaufnehmern W10, bezogen auf die geometrische Mittellinie des Querschnitts, gemessen.

Die Auswertung des E-Moduls nach DIN EN 408 erfolgte mit den gemittelten Werten der Wegaufnehmer W10. Die Gesamtverformung bezogen auf die Spannweite von 420 cm wurde aus der an der Bauteiloberkante gemessenen Vertikalverformung und

unter Berücksichtigung der Eindrückung am Auflager ermittelt. Die Eindrückung am jeweiligen Auflager wurde aus dem Mittelwert der dort befindlichen Wegaufnehmer W2 ermittelt.

5.5.4 Ergebnisse und Vergleich der Versuchsreihen untereinander

Die Last-Verformungsdiagramme der Versuche sind in den Anlagen 2 bis 20 dargestellt. Die aufgetragene Last entspricht der Last F pro Kolben entsprechend Bild 5.13. Die Verformung entspricht der Gesamtdurchbiegung in Bauteilmitte.

Die Werte des mittleren Längsschwingungs-Elastizitätsmoduls und der mittleren Rohdichte sind in Tabelle A1 (Anlage 1) angegeben. Neben den Mittelwerten des Gesamtquerschnittes sind in Tabelle A1 ebenfalls Angaben zu den Materialeigenschaften der im Randbereich verwendeten Bretter zu entnehmen. Der Randbereich wurde definiert als die unteren drei Holzlamellen und die oberen zwei Holzlamellen. Die Bretter MS17 der Versuchsreihen Tr-5 und Tr-6 wiesen einen mittleren Längsschwingungs-Elastizitätsmodul von 15437 N/mm^2 bei einer Rohdichte von 491 kg/m^3 auf. Der Längsschwingungs-Elastizitätsmodul der Bretter MS7 bzw. MS10 wiesen einen mittleren Längsschwingungs-Elastizitätsmodul von 9844 N/mm^2 und eine Rohdichte von 402 kg/m^3 auf. Die Rohdichte wurde bei der jeweiligen Feuchte bei der HolzAuswahl ermittelt.

Beispiele für die Abfolge des Versagens sind in den Bildern A1 bis A3 (Anlagen 21 bis 23) dargestellt. Die Ergebnisse der Versuchsreihen sind in den Tabellen A2 bis A5 (Anlagen 24 bis 27) dargestellt.

Insgesamt traten bei den Bauteilversuchen vier verschiedene Versagensarten auf.

Bei der ersten Versagensart versagten die Bauteile plötzlich und ohne Ankündigung. Bei den Versuchsreihen Tr-7 und Tr-8 war dies ein typisches Versagen, da bei diesen Versuchsreihen keine Randlamelle vorhanden war. Bei einzelnen Versuchen trat dieses Versagen auch bei Versuchsreihen mit Randlamelle auf. In Bild 5.14 ist das Last-Verformungsdiagramm eines solchen Versuches gezeigt. Bei diesen Versuchen war in der Regel nur eine geringe Krümmung der Last-Verformungskurve zu erkennen.

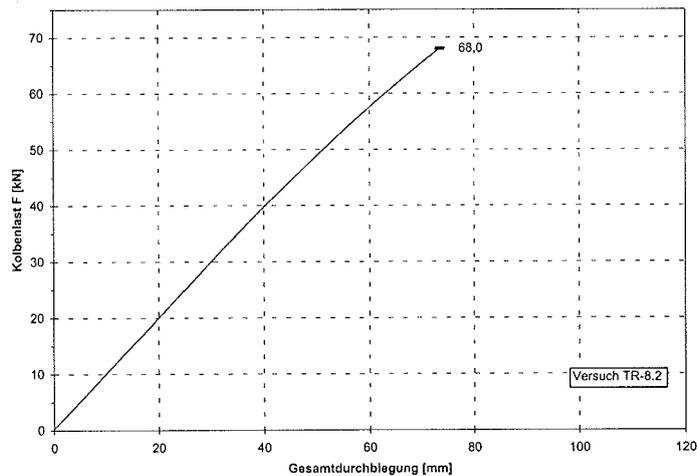


Bild 5.14: Last-Verformungsdiagramm des Versuchs Tr-8.2

Eine weitere Versagensart war ein Versagen der Randlamelle bei anschließender erneuter Lastaufnahme ohne die zuvor erreichte Last wieder zu erreichen. In Bild 5.15 ist das Last-Verformungsdiagramm des Versuchs Tr-3.3 dargestellt, bei dem nach zweimaligem Lastabfall ein Versagen des Gesamtsystems unterhalb der Höchstlast erfolgte.

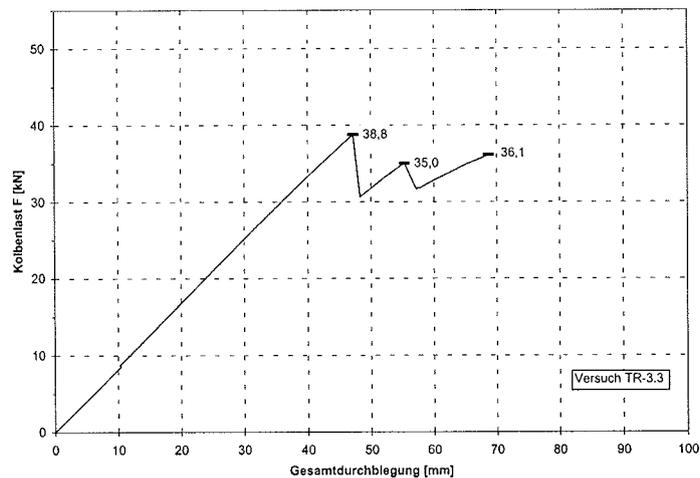


Bild 5.15: Last-Verformungsdiagramm des Versuchs Tr-3.3

Die dritte Versagensart ist in Bild 5.16 dargestellt. Nach dem Versagen der Randlamelle kam es zu einer weiteren Steigerung der Last, das Gesamtversagen erfolgte dann in den meisten Versuchen durch ein Versagen der zweiten Holzlamelle von unten.

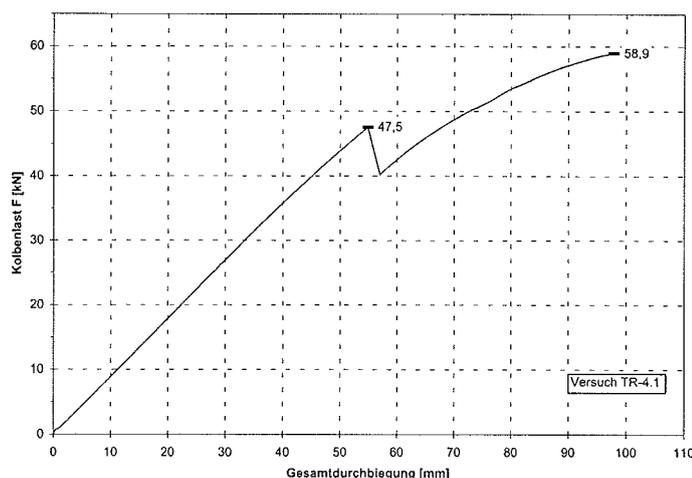


Bild 5.16: Last-Verformungsdiagramm des Versuchs Tr-4.1

In Bild 5.17 ist die vierte Versagensart dargestellt, bei der es zu einem stufenweisen Versagen kam. Dieses Versagen trat bei der Versuchsreihe Tr-5 und Tr-6 auf. Bei einigen Versuchen wurden die Versuche ohne ein Gesamtversagen des Bauteils abgebrochen. Nach Rissen in der Randlamelle und der zweiten Holzlamelle von unten traten sehr große Druckfalten auf. Das Bauteil verformte sich ausgesprochen plastisch. Das Versagen erfolgte in mehreren Stufen, teilweise trat mehrfaches Versagen innerhalb einer Brettlamelle auf.

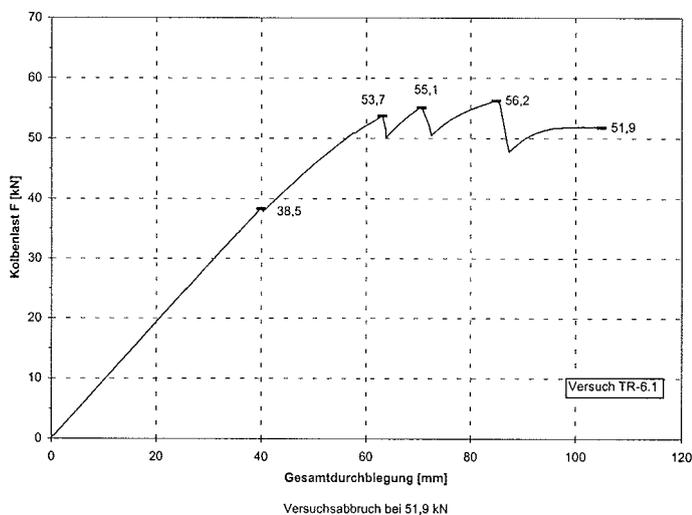


Bild 5.17: Last-Verformungsdiagramm des Versuchs Tr-6.1

Bis zum ersten Versagen einer Holzlamelle zeigte sich bei den meisten Versuchen keine bzw. nur eine geringe Krümmung der Last-Verformungskurve. Plastische Verformungen traten demnach bei diesen Versuchen nicht auf.

Trat nach dem ersten Versagen kein Versagen des Gesamtsystems auf, so konnte teilweise ein ausgeprägt plastisches Verhalten beobachtet werden. In Bild 5.16 ist ein Beispiel mit einem durchschnittlichen plastischen Verhalten dargestellt. In einzelnen Versuchen wurden im Querschnitt Druckfalten bis zu etwa $1/3$ der Querschnittshöhe beobachtet.

Ein Gesamtversagen eines Versuchskörpers aufgrund eines Versagens der FVK-Lamelle erfolgte bei keinem Versuch.

Bei Versuchen mit mehreren Lagen von FVK-Lamellen wurden sowohl bei dem Epoxidharzklebstoff, als auch beim Polyurethanklebstoff, keine Ablöseerscheinungen zwischen den einzelnen Lagen der FVK-Lamellen festgestellt.

Das Versagen des Gesamtsystems wurde teilweise durch ein Herunterdrücken der FVK-Lamelle beim Versagen der oberhalb der FVK-Lamelle liegende Holzlamelle und einem damit verbundenen Herausziehen der FVK-Lamelle aus dem Auflagerbereich heraus begleitet. In Bild 5.18 ist das beschriebene Herunterdrücken der FVK-Lamelle dargestellt.

Wie ebenfalls in Bild 5.18 zu sehen, breiteten sich zunächst vertikale Risse meist über zwei bis drei Holzlamellen oberhalb der Verstärkungslage aus, danach in Trägerlängsrichtung.

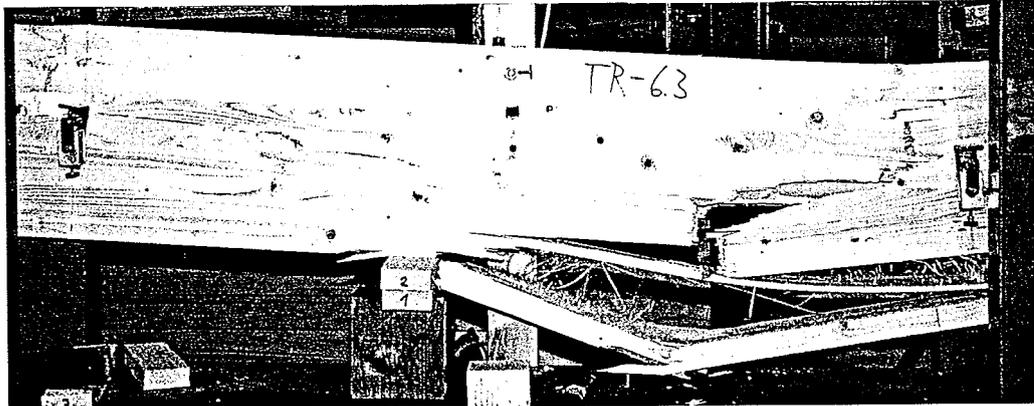


Bild 5.18: Gesamtversagen des Versuchs Tr-6.3

Wegen der gleichen Maße können die einzelnen Versuchsreihen direkt miteinander verglichen werden. Die Einflüsse der Verwendung eines höheren Verstärkungsgrades, von Randlamellen unterhalb der FVK-Lamelle, verschiedenen Klebstoffen und verschiedener FVK-Lamellen sind damit unmittelbar erkennbar. In Tabelle 5.8 werden die einzelnen Versuchsreihen miteinander verglichen.

Tabelle 5.8: Vergleich der einzelnen Versuchsreihen

Vergleich der Reihe a/Reihe b	Mittelwert der Traglast F_{\max} F_a/F_b	Mittelwert der Biegesteifigkeit EI_a/EI_b	Mittelwert der Verformung v_{\max} v_a/v_b
Tr-2/Tr-1	1,31	1,10	1,24
Tr-4/Tr-3	1,35	1,12	1,52
Tr-8/Tr-7	1,34	1,19	1,38
Tr-3/Tr-1	0,98	0,99	0,91
Tr-4/Tr-2	1,01	1,00	1,12
Tr-7/Tr-3	1,16	1,07	0,96
Tr-8/Tr-4	1,14	1,14	0,87
Tr-7/Tr-4	0,86	0,96	0,63
Tr-8/Tr-3	1,55	1,28	1,33
Tr-5/Tr-6	1,02	1,04	1,08

Bei der Versuchsreihe Tr-1 konnte bis auf den Versuch Tr-1.2 die Belastung nach dem Versagen der Randlamelle bis zum Gesamtversagen gesteigert werden. Das Gesamtversagen des Versuchs Tr-1.2 trat nach dem Versagen der Randlamelle nur unwesentlich unterhalb der zuvor erreichten Traglast ein.

In der Versuchsreihe Tr-2 konnte nach dem Versagen der Randlamelle die Traglast bei allen Versuchskörpern gesteigert werden.

Die Versuchsreihe Tr-3 entsprach der Versuchsreihe Tr-1 mit Ausnahme der KZV bei Tr-3. Bei einem Versuch trat nach dem Versagen der Randlamelle ein sofortiges Gesamtversagen ein. Zwei Träger versagten ohne die bereits zuvor erreichte Traglast erneut zu erreichen.

Bei der Versuchsreihe Tr-4 erfolgte bei allen Versuchen eine Traglaststeigerung nach dem Versagen der Randlamelle und ein Gesamtversagen ausgehend von der Lamelle oberhalb der zwei FVK-Lamellen.

Das Gesamtversagen der Versuchsreihen Tr-5 und Tr-6 trat nach einem stufigen Versagen, entsprechend Bild 5.17, ausgehend von der zweit untersten Holzlamelle auf. Aufgrund des teilweise ausgeprägt plastischen Verhaltens konnten die Versuche

Tr-5.1, Tr-6.1 und Tr-6.5 nicht bis zum Versagen des Gesamtsystems belastet werden.

Die Versuchsreihe Tr-7 wurde ohne Randlamelle durchgeführt. Das Versagen des Gesamtsystems erfolgte bei diesen Prüfkörpern nach dem Versagen der untersten Holzlamelle. Das Versagen von zwei der drei Träger der Versuchsreihe Tr-8 erfolgte wie diejenigen der Reihe Tr-7. Beim Versuch Tr-8.3 konnte nach einem Anreißen der untersten Holzlamelle und dem damit verbundenen Lastabfall die Last bis zum endgültigen Versagen nochmals gesteigert werden.

Eine Rissüberbrückung ohne Delaminieren konnte nur bei einigen Versuchen und hier vor Allem bei den Versuchsreihen Tr-5 und Tr-6 beobachtet werden.

In Tabelle 5.8 wurden die Mittelwerte der E-Moduln, der Gesamtverformungen und der Traglasten der einzelnen Versuchsreihen mit den entsprechenden Werten der anderen Versuchsreihen verglichen.

Den Einfluss des Verstärkungsgrades und eines höheren E-Moduls der FVK-Lamelle zeigen die Vergleiche zwischen den Versuchsreihen Tr-2 mit Tr-1, Tr-4 mit Tr-3 und Tr-8 mit Tr-7. Durch die Verwendung eines höheren Verstärkungsgrades und eines höheren E-Moduls der CFK-Lamellen wurde die Traglast um 31%, 35% und 34% im Vergleich zur Verstärkung mit einem niedrigeren Verstärkungsgrad und E-Modul erhöht. Gleichzeitig war die Biegesteifigkeit um 10%, 12% und 19% größer und es wurde eine größere Gesamtdurchbiegung von 24%, 52% und 38% gemessen. Die erhöhte Verformung weist auf ein ausgeprägteres plastisches Verhalten hin.

Aus Tabelle 5.8 ist zu erkennen, dass ein Einfluss der KZV-Verbindung zwischen den Versuchsreihen Tr-1 und Tr-3 bzw. Tr-2 und Tr-4 auf die Traglast und die Biegesteifigkeit nicht zu erkennen war. Dies kann mit den unterschiedlichen Lamellen im Randbereich erklärt werden. Bei der Versuchsreihe Tr-1 bzw. Tr-2 wurden in den Randbereichen (die zwei obersten und die zwei untersten Lamellen) Bretter der Sortierklasse MS7 verwendet, bei der Versuchsreihe Tr-3 bzw. Tr-4 MS10.

Der Vergleich zwischen der Reihe Tr-7 und Tr-3 zeigt, dass sich durch die veränderte Lage der Verstärkung eine Traglaststeigerung von 16% und eine Erhöhung der Biegesteifigkeit der Bauteile um 7% einstellte. Analog ergibt sich für einen Vergleich der Bauteilreihen Tr-8 mit Tr-4 eine Erhöhung der Traglast und der Biegesteifigkeit von jeweils 14%. Die günstigere Lage der Verstärkung ergab somit, unabhängig vom Verstärkungsgrad, jeweils eine gleiche prozentuale Erhöhung der Traglast und der Biegesteifigkeit.

Aus einem Vergleich der Versuchsreihen Tr-7 und Tr-4 ist zu erkennen, ob durch eine günstigere Lage der Verstärkung bei geringerem E-Modul die gleiche Traglast bzw. Steifigkeit erreicht wird, wie bei einem größeren Verstärkungsgrad mit höherem E-Modul der CFK-Lamelle und einer Randlamelle. Die Traglast der Querschnitte mit höherem Verstärkungsgrad konnte durch die günstigere Lage der Verstärkung nicht

kompensiert werden. Die Traglasten der Träger der Reihe Tr-7 lagen 14% unterhalb derjenigen der Reihe Tr-4. Die Biegesteifigkeit der Bauteile Tr-7 war 4% geringer als bei der Reihe Tr-4.

Ein Vergleich der Versuchsreihen Tr-8 mit Tr-3 ergibt die größten Steigerungen der Traglast und der Biegesteifigkeit unter den durchgeführten Versuchsreihen. Bei diesem Vergleich werden eine günstigere Lage der Verstärkung, ein höherer Verstärkungsgrad und ein höherer E-Modul einer entsprechend weniger verstärkten Versuchsreihe gegenüber gestellt. Hierbei ergibt sich eine Traglaststeigerung von 55%, eine Erhöhung der Biegesteifigkeit von 28% und eine Steigerung der Maximalverformung von 8%.

Bei den Versuchsreihen Tr-5 und Tr-6 wurde der Einfluss der Lage der aus MS17 Brettern hergestellten Lamellen als Randlamellen (Reihe Tr-5) bzw. als zweit unterste Lamellen (Reihe Tr-6) untersucht. Vergleicht man die Ergebnisse der Versuchsreihen Tr-5 und Tr-6, so ergibt sich eine Zunahme der Traglast um 2%, eine Erhöhung der Biegesteifigkeit um 4% und eine Verformungszunahme um 8%. Auffallend ist hier die niedrigere Traglast der Reihe Tr-5 gegenüber Tr-6. Ein möglicher Einfluss könnten die Tragfähigkeitseigenschaften der KZV der MS10 bzw. MS17 Lamellen sein. Das Versagen der Randlamellen der Reihe Tr-5 trat trotz MS17 Lamellen früher an einer KZV ein, als das Versagen der MS10 Lamellen mit einem Versagen im Astbereich. Die zweit unterste Holzlamelle versagte i.d.R. bei beiden Versuchsreihen an den KZV. Im Gegensatz zu den Versuchen mit CFK-Lamellen und Randlamelle erfolgte bei diesen Versuchsreihen das Ablösen der Randlamelle weniger ausgeprägt. Bei einigen Versuchen kam es sogar zu einem Zweitversagen an einer anderen Stelle innerhalb einer Lamelle. Im Versagensbereich wurden dennoch Ablöseerscheinungen festgestellt, die unterschiedlich stark, allerdings nie das Ausmaß der Ablöseerscheinungen der CFK-Lamellen, aufwiesen. Ob dieses geringere Ablösen auf die Verwendung des Polyurethanklebstoffes oder der Oberflächeneigenschaft der AFK-Lamelle zurück zu führen ist, kann ohne ergänzende Versuche nicht beantwortet werden.

Bei der Begutachtung der geprüften Bauteile wurde festgestellt, dass zwischen den mit Epoxydharzklebstoff und den mit Polyurethanklebstoff durchgeführten Versuche mit CFK-Lamellen große Unterschiede in der Klebefugenfläche auftraten. Die Kontaktflächen zwischen den CFK-Lamellen und dem Holz der Bauteilversuche, die mit dem Exoxidharzklebstoff K2 hergestellt wurden, wiesen große Anteile von Fasern der CFK-Lamellen und große, graue Flächen, entsprechend der Farbe des Epoxidharzklebstoffes, auf. Dies wurde sowohl bei der Klebefuge zwischen CFK-Lamelle mit dem oberen Trägerbereich als auch bei der Klebefuge zwischen Randlamelle und CFK-Lamelle festgestellt.

Die Faseranteile auf der Klebefuge deuten auf ein interlaminares Versagen der CFK-Lamellen in diesen Bereichen hin. Die grauen Flächen bedeuten ein Versagen der Klebefuge zwischen dem Klebstoff und der FVK-Lamelle.

Bild 5.19 zeigt eine Klebefuge einer abgelösten Randlamelle. Die dunklen Stellen dieser Randlamelle bestehen aus abgelösten Fasern bzw. Matrixanteilen, die hellen sind sichtbare Stellen des Epoxidharzklebers.

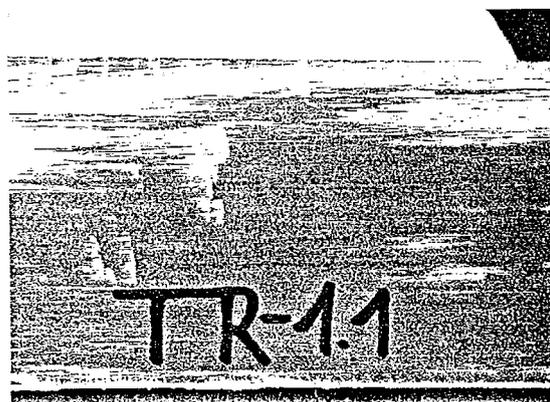


Bild 5.19: Klebefuge der abgelösten Randlamelle des Versuchs Tr-1.1

Auf den CFK-Lamellen konnten nur kleine Bereiche mit Holzfasern festgestellt werden. Im Gegensatz dazu wurden bei der Versuchsreihe Tr-7 und Tr-8 bei der Verwendung des Polyurethanklebstoffes wesentlich größere Bereiche mit einem Holzfaseraanteil festgestellt. Gleiches zeigte sich bei den mit AFK-Lamellen hergestellten Prüfkörpern der Versuchsreihen Tr-5 und Tr-6.

Bei keinem Versuch mit mehreren Lagen von FVK-Lamellen wurde ein Versagen der Klebefuge zwischen den FVK-Lamellen festgestellt.

Die wirksame Biegesteifigkeit der einzelnen Versuchsträger aus den Versuchen wurde mit folgender Gleichung bestimmt:

$$efE \cdot I = \sum_{i=1}^n (E_i \cdot I_i + E_i \cdot A_i \cdot a_i^2) \quad (5.1)$$

Der Index i steht für die einzelnen Lamellen, $A_i \cdot a_i^2$ ist der Steiner-Anteil, E_i der E-Modul der Brettlamelle und I_i das Flächenmoment 2. Grades der Brettlamelle. Die E-Moduln der Einzelbretter keilgezinkter Brettlamellen wurden entsprechend ihrer Länge innerhalb der Brettlamelle gewichtet. Zur Gegenüberstellung der einzelnen Bauteilversuche wurde die ermittelte wirksame Biegesteifigkeit durch das Flächenmoment 2. Grades des Gesamtquerschnitts dividiert, um einen von der Querschnittsgeometrie unabhängigen Vergleich zu ermöglichen.

Die derart berechneten wirksamen Biege-Elastizitätsmoduln und die in den Versuchen ermittelten Biege-Elastizitätsmoduln sind in Tabelle 5.9 für die Versuchsreihen Tr-1 bis 4 und in der Tabelle 5.10 für die Versuchsreihen Tr-5 bis Tr-8 dargestellt.

Tabelle 5.9: Vergleich der errechneten E-Moduln mit den Biege-E-Moduln aus dem Versuch (Versuchsreihen Tr-1 bis Tr-4)

Versuch	E_{Versuch} [N/mm ²]	$E_{\text{Rechnung-}}verstärkt$ [N/mm ²]	$E_{\text{Versuch}}/E_{\text{Rechnung}}verstärkt$ [-]	$E_{\text{Rechnung}}unverstärkt$ [N/mm ²]	$E_{\text{Versuch}}/E_{\text{Rechnung}}verstärkt/unverstärkt$ [-]
Tr-1.1	10448	9920	1,05	8966	1,17
Tr-1.2	10152	10294	0,99	9202	1,10
Tr-1.3	11011	10627	1,04	9600	1,15
Tr-1.4	9497	9459	1,00	8415	1,13
Tr-1.5	10907	10342	1,05	9248	1,18
Mittelwert	10403	10128	1,03	9086	1,14
Tr-2.1	12262	11153	1,10	8585	1,43
Tr-2.2	11102	11344	0,98	9090	1,22
Tr-2.3	11460	11106	1,03	8379	1,37
Tr-2.4	11328	11268	1,01	8804	1,29
Tr-2.5	11093	10715	1,04	8432	1,32
Mittelwert	11449	11117	1,03	8658	1,32
Tr-3.1	10131	9927	1,02	8833	1,15
Tr-3.2	10534	10253	1,03	9153	1,15
Tr-3.3	10127	10401	0,97	9301	1,09
Tr-3.4	10299	10531	0,98	9441	1,09
Tr-3.5	10360	10565	0,98	9475	1,09
Mittelwert	10290	10335	1,00	9241	1,11
Tr-4.1	11001	11459	0,96	8807	1,25
Tr-4.2	12440	12070	1,03	9447	1,32
Tr-4.3	11583	12119	0,96	9462	1,22
Tr-4.4	11086	12084	0,92	9402	1,18
Tr-4.5	11314	12148	0,93	9480	1,19
Mittelwert	11485	11976	0,96	9320	1,23

Tabelle 5.10: Vergleich der errechneten E-Moduln mit den Biege-E-Moduln aus dem Versuch (Versuchsreihen Tr-5 bis Tr-8)

Versuch	E_{Versuch} [N/mm ²]	$E_{\text{Rechnung-verstärkt}}$ [N/mm ²]	$E_{\text{Versuch}}/E_{\text{Rechnung-verstärkt}}$ [-]	$E_{\text{Rechnung-unverstärkt}}$ [N/mm ²]	$E_{\text{Versuch}}/E_{\text{Rechnung-unverstärkt}}$ [-]
Tr-5.1	12093	13149	0,92	11083	1,09
Tr-5.2	13299	13976	0,95	11969	1,11
Tr-5.3	12136	13226	0,92	11211	1,08
Tr-5.4	12879	13416	0,96	11374	1,13
Tr-5.5	13203	13755	0,96	11731	1,13
Mittelwert	12722	13504	0,94	11474	1,11
Tr-6.1	12512	12550	1,00	10494	1,19
Tr-6.2	11876	13106	0,91	11119	1,07
Tr-6.3	11999	12711	0,94	10595	1,13
Tr-6.4	12365	12882	0,96	10826	1,14
Tr-6.5	12407	13057	0,95	11055	1,12
Mittelwert	12232	12861	0,95	10818	1,13
Tr-7.1	11108	11017	1,01	9215	1,21
Tr-7.2	11379	11329	1,00	9543	1,19
Tr-7.3	11382	11199	1,02	9422	1,21
Tr-7.4	10997	11076	0,99	9311	1,18
Tr-7.5	10422	11096	0,94	9353	1,11
Mittelwert	11058	11143	0,99	9369	1,18
Tr-8.1	13078	13581	0,96	9127	1,43
Tr-8.2	13062	13678	0,95	9319	1,40
Tr-8.3	13275	13740	0,97	9335	1,42
Mittelwert	13138	13666	0,96	9260	1,42

Aus Tabelle 5.9 und Tabelle 5.10 ist zu erkennen, dass eine Berechnung mit der elastischen Verbundtheorie geeignete Ergebnisse liefert. Der wirksame E-Modul der Versuchskörper wurde im Vergleich zu unverstärkten Trägern um 11% bis 42% erhöht.

Die größte Erhöhung der Biegesteifigkeit wurde bei der Versuchsreihe Tr-8 mit 42%, bei einem hohen Verstärkungsgrad und ohne Randlamelle, ermittelt.

5.6 Keilzinkenproben

Mit den Trägern wurden jeweils 10 bis 13 zusätzliche Keilzinkenproben am Tag der Herstellung der Keilzinkenverbindungen für die Brettlamellen der Bauteilversuche hergestellt. Die Auswahl des Holzes erfolgte dabei aus dem gleichen Brettangebot und unter den selben Gesichtspunkten wie für die Bauteilversuche selbst.

Die Biegefestigkeit wurde nach DIN EN 408 ermittelt.

Die Ergebnisse dieser Versuche sind in Tabelle 5.11 dargestellt. In Bild 5.20 sind die Werte der Biegefestigkeit der einzelnen Keilzinkenproben über der kleineren Rohdichte der beiden Bretthälften aufgetragen.

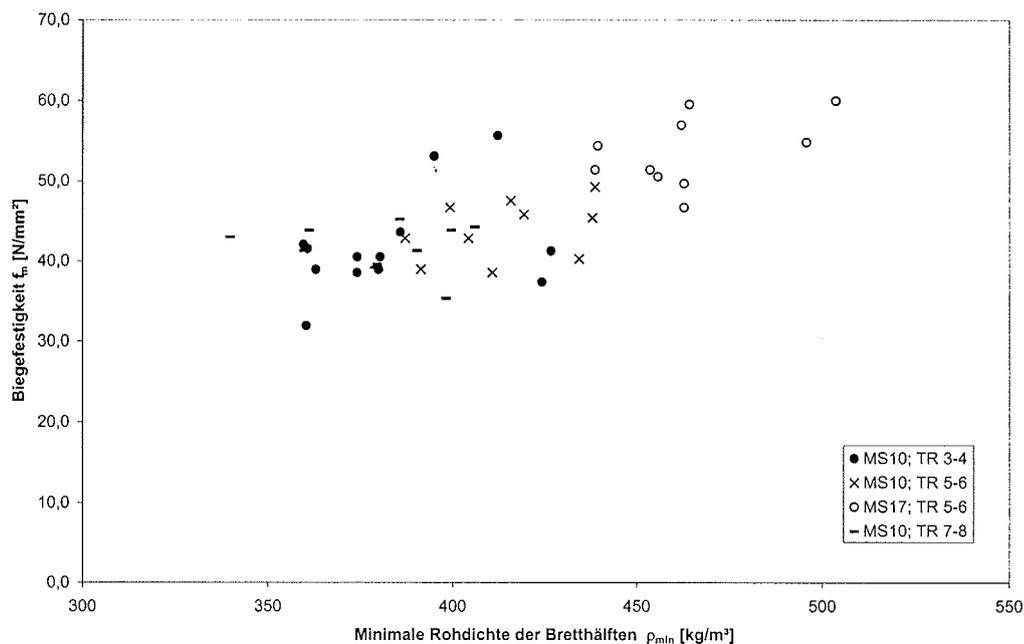


Bild 5.20: Biegefestigkeit der KZV-Proben nach DIN EN 408 zu den einzelnen Versuchsreihen der Bauteilversuche

Sowohl der geringste Wert der Biegefestigkeit für MS10 mit 31,9 N/mm², als auch für MS17 mit 46,7 N/mm² lag über dem erforderlichen charakteristischen Wert der Biegefestigkeit nach DIN 68140-1 mit 30,0 N/mm² für MS10 und 45,0 N/mm² für MS17.

Tabelle 5.11: Biegefestigkeit f_m der Keilzinkenverbindungen und Rohdichte ρ der Bretthälften

Reihe	Tr-1/2 ¹⁾	Tr-3/4	Tr-5/6	Tr-5/6	Tr-7/8
Sortierklasse	-	MS10	MS10	MS17	MS10
Probenumfang n	-	13	10	10	10
Mittelwert f_m [N/mm ²]	-	41,9	43,8	53,6	41,7
Variationskoeffizient f_m [%]	-	15,0	8,47	8,15	7,23
Kleinstwert f_m [N/mm ²]	-	31,9	38,6	46,7	35,4
Mittelwert ρ_{\min} Bretthälfte [kg/m ³]	-	384	387	464	340
Variationskoeffizient ρ_{\min} [%]	-	6,15	4,53	4,55	5,49
Mittelwert ρ [kg/m ³]	-	408	424	486	380
Variationskoeffizient ρ [%]	-	9,08	5,77	7,94	5,57

¹⁾ ohne Keilzinkenverbindung

6 Berechnungsmodell

6.1 Vorüberlegungen

Die Verstärkung eines BS-Holz Trägers kann mit dem hauptsächlichen Ziel der Erhöhung der Tragfähigkeit oder zur Steigerung der Biegesteifigkeit erfolgen. Daher muss zunächst die Zielsetzung der Verstärkung festgelegt werden.

Sowohl für die Erhöhung der Tragfähigkeit als auch der Biegesteifigkeit wird der größte Verstärkungseffekt erzielt, wenn die Verstärkung einen möglichst großen inneren Hebelarm zur Spannungsnulllinie besitzt. Aufgrund konstruktiver Anforderungen wie Schutz vor UV-Strahlung, Schutz vor Brand oder Schutz vor Vandalismus wird durch das Anbringen der Verstärkung oberhalb der Randlamelle die Wirksamkeit ungünstig beeinflusst.

Der Verbund zwischen der Verstärkungslage und dem anliegenden Holzbereich muss gewährleistet sein. Dies bedeutet, dass an der Berührungsfuge die Dehnung der Verstärkungslamelle und die des Holzes gleich ist.

Somit gilt, dass die Zugfestigkeit der Verstärkungslamelle einen Mindestwert haben sollte, damit ein Versagen durch Erreichen der Zugfestigkeit des Holzes erfolgt und kein Zugversagen der Verstärkungslamelle eintritt. Wird ein duktileres Verstärkungsmaterial mit zu geringer Streckgrenze wie z. B. Stahl verwendet, so erfolgt keine effiziente Spannungsumlagerung nach dem Erreichen der Streckgrenze. So ist z. B. für eine Zugfestigkeit des Holzes von 30 N/mm^2 bei einem Elastizitätsmodul von 10.000 N/mm^2 folgende Streckgrenze einer Verstärkung aus Stahl erforderlich, um die Zugfestigkeit des Holzes ausnutzen zu können:

$$30 \text{ N/mm}^2 \cdot \frac{210.000 \text{ N/mm}^2}{10.000 \text{ N/mm}^2} = 630 \text{ N/mm}^2 \cdot$$

Die Zugfestigkeit und die Streckgrenze der Verstärkungslamelle sollten aus diesem Grund größer sein als die größte erwartete Spannung im Holz an der Klebefuge, multipliziert mit dem Verhältnis der Elastizitätsmoduln des Verstärkungsmaterials und des Holzes. Wie die obige Rechnung zeigt, ist eine Verstärkung mit üblichen Baustählen weniger sinnvoll, da hier ein Fließen des Stahles vor dem Erreichen der Zugfestigkeit des Holzes eintritt.

Für die Erhöhung der Biegesteifigkeit ist vor allem die Lage der Verstärkung im Querschnitt von Bedeutung. Mit einer ausreichenden Verstärkung im Zugbereich sind im Druckbereich vor dem Versagen plastische Verformungen zu erwarten. Aufgrund dieses Verhaltens wandert die Spannungsnulllinie in Richtung der Verstärkung. Das Bauteil verformt sich immer stärker bei nur noch geringer Zunahme der Last.

Bild 6.1 zeigt ein solches Verhalten. Bei dem dargestellten Last-Verformungsdiagramm des Versuchs Tr-2.4 trat ein Versagen der Randlamelle bei einer Last F von 35,7 kN auf. Anschließend konnte die Last F auf 55,2 kN gesteigert werden, bis ein Versagen des Bauteils, ausgehend von der über der FVK-Lamelle liegenden Holzlamelle, erfolgte. Im Bereich zwischen 35,7 kN und 55,2 kN ist ein durch die Krümmung der Kurve gekennzeichnetes plastisches Verhalten zu beobachten.

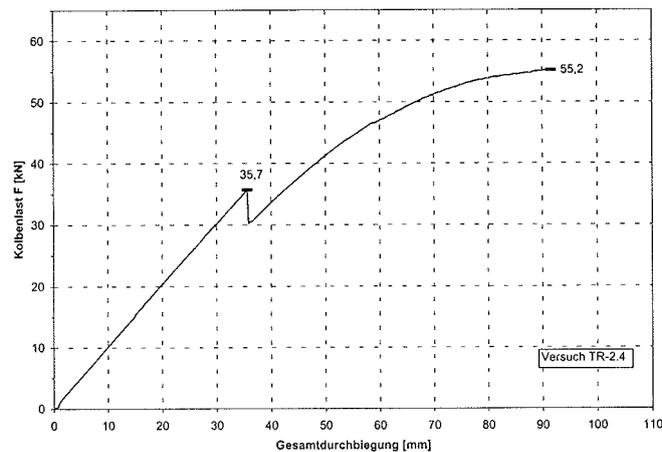


Bild 6.1: Last-Verformungsverhalten des Versuchs Tr-2.4

Wird die Verstärkung auf den Druck- und Zugbereich aufgeteilt, so sind nur geringe plastische Verformungen im Druckbereich und somit eine höhere Biegesteifigkeit als bei einer alleinigen Anordnung der Verstärkung im Zugbereich zu erwarten.

Bei den Versuchsreihen Tr-1 bis Tr-4 mit einer Holzlamelle unterhalb der Verstärkungslage wurden Ablöseerscheinungen dieser Holzlamelle bei steigender Last über einen großen Teil der Trägerlänge beobachtet. Bei den Versuchsreihen Tr-5 und Tr-6 erfolgte ebenfalls ein Ablösen in einem kürzeren Bereich. Löst sich die Randlamelle nur über einem kurzen Bereich ab, so wird der Querschnitt nur in diesem Bereich durch die abgelöste Randlamelle in der Höhe reduziert. Die Wahrscheinlichkeit, dass sich die bruchauslösende Stelle für ein Gesamtversagen im Bereich der abgelösten Randlamelle befindet, ist geringer als bei einem längeren abgelösten Bereich.

Bild 6.2 zeigt einen Prüfkörper mit ausgeprägten Ablöseerscheinungen der Randlamelle nach deren Versagen. In Bild 6.3 ist ein Träger der Versuchsreihe Tr-5 dargestellt, bei dem sich die Randlamelle nur wenig ablöst. Beide Bilder entstanden kurz vor dem Gesamtversagen.

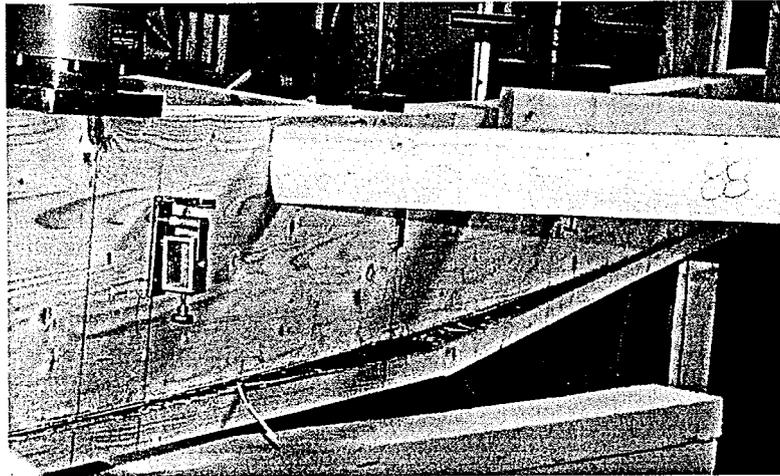


Bild 6.2: Ausgeprägte Ablösung der Randlamelle eines Trägers der Reihe Tr-4

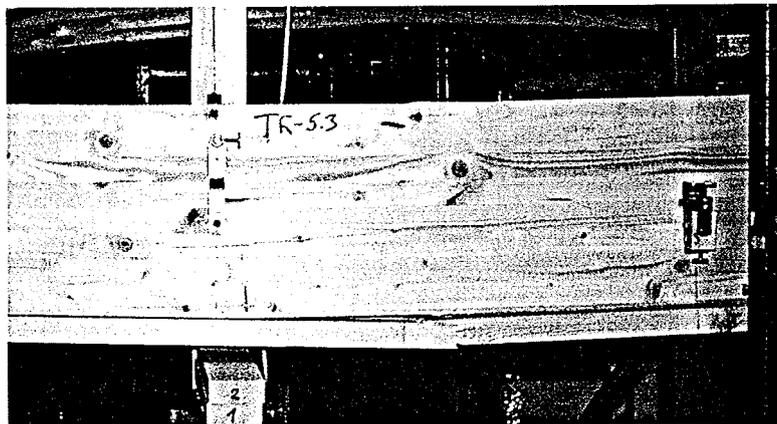


Bild 6.3: Geringe Ablösung der Randlamelle eines Trägers der Reihe Tr-5

Das Ausmaß des Ablösens beeinflusst das Trag- und Verformungsverhalten nach dem Versagen der Randlamelle und ist abhängig von der Qualität der Klebefuge. Zur Beurteilung dieses Effekts im Hinblick auf das Tragverhalten und zur Berücksichtigung in einem Berechnungsmodell sind fortführende Untersuchungen zu empfehlen.

6.2 Vereinfachtes Modell

Nach KRÜGER (1973) gibt es bei nahezu allen Verstärkungen für Holz Klebstoffe, die eine Übertragung der Schubspannungen ohne nennenswerte Schubverformungen und somit ein Ebenbleiben der Querschnitte gewährleisten, so dass mit der Verbundtheorie gute Ergebnisse erzielt werden können.

Bei dem folgenden Modell wird von einem linear-elastischen/linear-plastischen Stoffgesetz des Holzes im Druckbereich, einem linear-elastischen Verlauf der Spannungs-Dehnungslinie sowohl des Holzes im Zugbereich als auch der FVK-Lamelle im Zug- und Druckbereich sowie einem starren Verbund zwischen den Klebefugen des BS-Holzes und der FVK-Lamelle ausgegangen. Weiterhin wird für die Berechnung der Durchbiegung die Steifigkeitsänderung im plastischen Druckbereich vernachlässigt. Die Materialeigenschaften der BS-Holz Träger werden in Bauteillängsrichtung und in der Querschnittshöhe konstant angenommen. Es wird von einem Versagen der untersten Holzlamelle ausgegangen.

Das aufgeführte Modell bietet den Vorteil, dass auf eine iterative Berechnung verzichtet werden kann, wie sie z.B. bei einer genaueren Erfassung der Spannungs-Dehnungslinie erforderlich wäre. Somit kann das Modell auch als einfache Handrechnung angewendet werden, ohne den Einfluss der Plastizität zu vernachlässigen.

Die Tragfähigkeit eines verstärkten Querschnittes aus BS-Holz wird bestimmt durch die mit der höchsten Zugspannung beanspruchten Holzlamelle. Wird eine Holzlamelle unterhalb der FVK-Lamelle angeordnet, so entstehen dort die größten Dehnungen sämtlicher Holzlamellen und bei Annahme gleicher Materialeigenschaften der Holzlamellen auch die größten Zugspannungen.

Ist keine Randlamelle angeordnet, erhält die FVK-Lamelle größere Zugspannungen, als dies mit einer Randlamelle aus Holz der Fall ist. Aus diesem Grund müssen zwei unterschiedliche Versagensfälle für die beiden Querschnittsaufbauten untersucht werden. Die Biegetragfähigkeit mit Randlamelle ist, wie Versuche gezeigt haben, mit dem Versagen der Randlamelle nicht zwingend erschöpft.

Bei den erstellten Diagrammen wird, wenn nicht anders dargelegt, von einer Randlamelle konstanter Dicke bei konstanter Höhe des Querschnittes ausgegangen. Dies bedeutet, dass bei Erhöhung des Verstärkungsgrades die Verstärkungsschicht zur Mitte des Querschnittes zunimmt. Für einen Querschnitt ohne Randlamelle wandert die meist beanspruchte Stelle der untersten Holzlamelle somit weiter in die Mitte des Querschnittes. Gleichzeitig wandert der Schwerpunkt der Verstärkungslage ebenfalls in Richtung der Mitte des Querschnittes, wodurch sich der innere Hebelarm der Verstärkung verringert.

Bei der Variation verschiedener Einflussgrößen wurde die Dicke der Randlamelle konstant gehalten, da bei einer praktischen Anwendung davon ausgegangen wird, dass eine Mindestdicke der Randlamelle gewählt wird.

Das im Folgenden beschriebene Verfahren zur Ermittlung der Biegetragfähigkeit basiert auf einem Verfahren von EHLBECK ET AL. (1987). Es wurden einige zusätzliche Betrachtungen und eine Ergänzung um den Fall einer Verstärkung mit Randlamelle durchgeführt. Weiterhin wurde zusätzlich der Tragzustand im linear-elastischen Bereich untersucht. Dieser Bereich tritt bei einer zu schwachen Verstärkung des Querschnittes und einem großen Verhältnis von Druck- zu Zugfestigkeit auf.

Als Eingangsgrößen für die Berechnung nach diesem Modell sind die Materialeigenschaften des BS-Holzes und der FVK-Lamellen und Angaben zur Geometrie des verstärkten Querschnittes erforderlich.

6.2.1 Unverstärkter Querschnitt

Ebenso wie ein verstärkter Querschnitt besteht auch bei einem unverstärkten Querschnitt die Möglichkeit, dass sich ein plastischer Bereich in der Druckzone ausbildet. Dieses Verhalten wird allerdings bei der Biegebemessung von unverstärkten BS-Holz Querschnitten in der Regel nicht berücksichtigt.

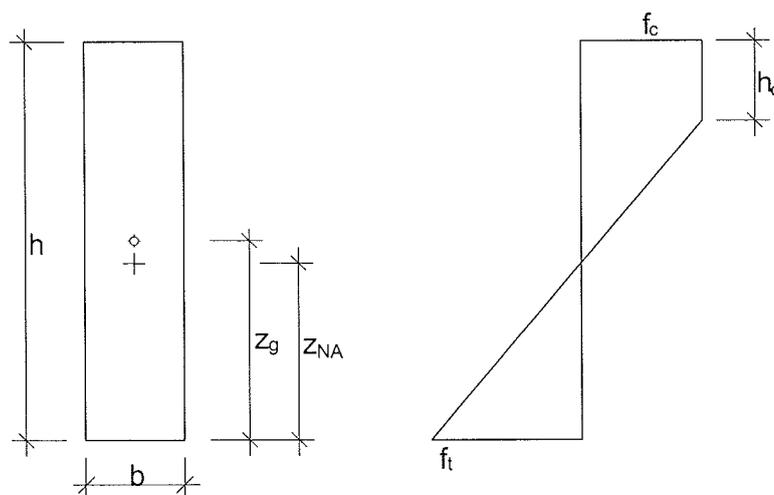


Bild 6.4: Unverstärkter Querschnitt mit teilplastiziertem Druckbereich h_c

Die Biegetragfähigkeit unter Berücksichtigung eines teilplastizierten Bereiches kann aus dem Kräftegleichgewicht und den daraus folgenden Beziehungen für z_{NA} und h_c nach EHLBECK ET AL. (1987) ermittelt werden aus

$$f_c \cdot h_c + \frac{1}{2} \cdot f_c \cdot (h - h_c - z_{NA}) = \frac{1}{2} \cdot f_t \cdot z_{NA} \quad (6.1),$$

$$z_{NA} = 2 \cdot h \cdot \frac{\frac{f_c}{f_t}}{\left(1 + \frac{f_c}{f_t}\right)^2} \quad (6.2),$$

$$h_c = h \cdot \left(1 - 2 \cdot \frac{\frac{f_c}{f_t}}{1 + \frac{f_c}{f_t}}\right) \quad (6.3).$$

Das Bruchmoment ergibt sich somit zu:

$$M = f_t \cdot \frac{b \cdot h^2}{6} \cdot \frac{f_c}{f_t} \cdot \frac{3 - \frac{f_c}{f_t}}{1 + \frac{f_c}{f_t}} \quad (6.4).$$

Werden folgende Abkürzungen eingeführt:

$$M_0 = f_t \cdot \frac{b \cdot h^2}{6} \quad \text{und} \quad (6.5)$$

$$k_0 = \frac{f_c}{f_t} \cdot \frac{3 - \frac{f_c}{f_t}}{1 + \frac{f_c}{f_t}} \quad \text{für } f_c/f_t \leq 1 \quad (6.6),$$

$$k_0 = 1 \quad \text{für } f_c/f_t > 1 \quad (6.7)$$

so wird für das Bruchmoment wie folgt geschrieben:

$$M = M_0 \cdot k_0 \quad (6.8).$$

Der Einfluss des plastizierten Druckbereichs wird von EHLBECK ET AL. (1987) durch den Beiwert k_0 für den Grenzzustand der Tragfähigkeit beschrieben. Der Beiwert k_0 ist abhängig vom Verhältnis der Druck- zur Zugfestigkeit des verwendeten Brettmaterials.

In Bild 6.5 ist der Beiwert k_0 in Abhängigkeit vom f_c/f_t -Verhältnis dargestellt.

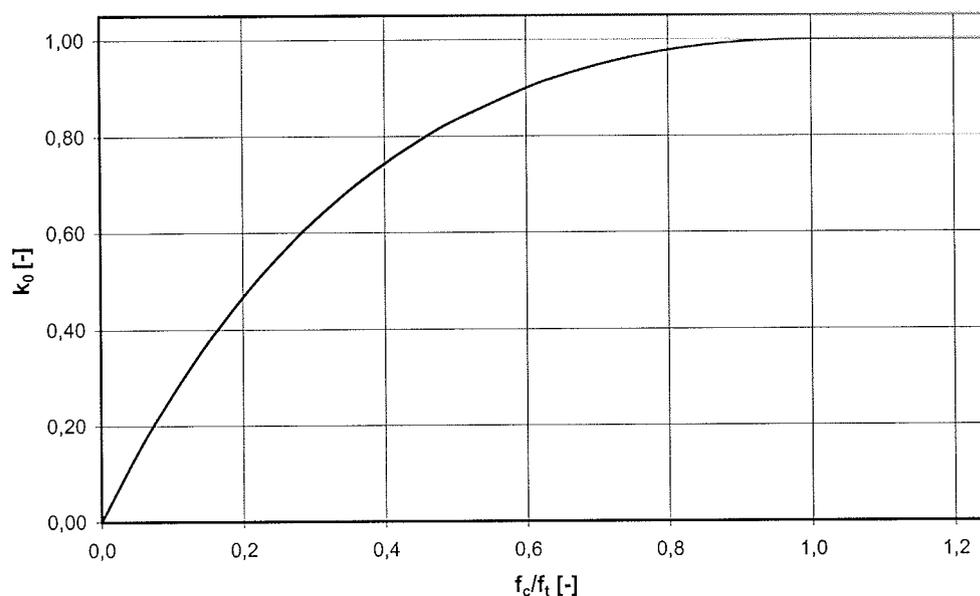


Bild 6.5: Beiwert k_0 zur Berücksichtigung des plastischen Verhaltens unverstärkter Querschnitte

6.2.2 Verstärkter Querschnitt im linear-elastischen Spannungsbereich

Beim linear-elastischen Spannungsbereich wird im Folgenden für den Grenzzustand davon ausgegangen, dass im Zugbereich an der untersten Stelle der untersten Holzlamelle die Grenzzugspannung f_t erreicht wird und die Grenzdruckspannung gleichzeitig kleiner als f_c ist. Diese Annahme schließt Fälle mit einem f_c/f_t -Verhältnis kleiner 1,0 aus, da hier bereits unverstärkt ein plastisches Verhalten eintritt.

Eine Berechnung in diesem Spannungsbereich kann entsprechend den in den einschlägigen Bemessungsnormen angegebenen Verfahren für zwei- und dreiteilige Querschnitte unter Berücksichtigung des starren Verbundes durchgeführt werden. Im folgenden werden für diesen Spannungszustand Gleichungen, entsprechend den Gleichungen für ein plastisches Verhalten im Druckbereich aus dem Abschnitt 6.2.3, angegeben.

In Bild 6.6 sind die Bezeichnungen und der lineare Spannungsverlauf über die Querschnittshöhe dargestellt. Der Index R in dieser Zeichnung steht für die Verstärkungsschicht, der Index g für den oberen Trägerbereich aus BS-Holz und der Index P für die Randlamelle aus Holz.

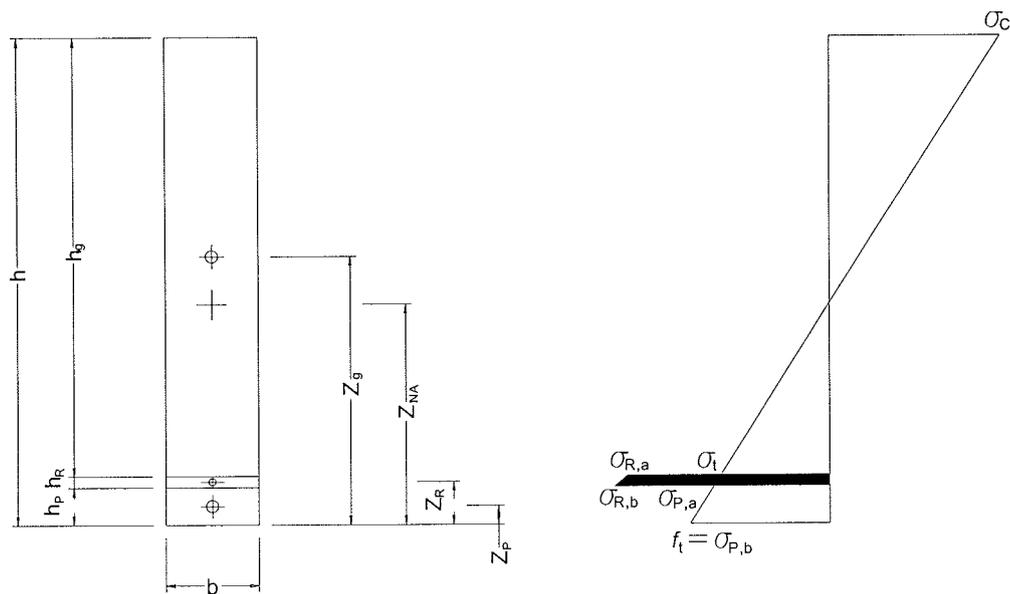


Bild 6.6: Querschnitt mit einem linear-elastischen Spannungsverlauf

6.2.2.1 Querschnitt mit Randlamelle im elastischen Tragzustand

Der Schwerpunkt eines Verbundträgers ergibt sich zu:

$$z_{NA} = \frac{h_g \cdot z_g + n \cdot h_R \cdot z_R + h_P \cdot z_P}{h_g + n \cdot h_R + h_P} \quad (6.9).$$

Die folgenden Größen werden eingeführt:

$$\alpha_g = \frac{h_g}{h} \quad \text{und} \quad z_g = \frac{h_g}{2} + h_R + h_P \quad (6.10 \text{ a/b}),$$

$$\alpha_R = \frac{h_R}{h} \quad \text{und} \quad z_R = \frac{h_R}{2} + h_P \quad (6.11 \text{ a/b}),$$

$$\alpha_P = \frac{h_P}{h} \quad \text{und} \quad z_P = \frac{h_P}{2} \quad (6.12 \text{ a/b}),$$

$$n = \frac{E_R}{E_g} \quad (6.13).$$

Daraus ergibt sich für die Lage der Spannungsnulllinie:

$$z_{NA} = \alpha_{NA} \cdot h = \frac{h}{2} \cdot \frac{1 + \alpha_R^2 \cdot (n-1) + 2 \cdot \alpha_R \cdot \alpha_P \cdot (n-1)}{1 + \alpha_R \cdot (n-1)} \quad (6.14).$$

In Bild A4 (Anlage 28) ist der Verlauf der bezogenen Lage der Spannungsnulllinie dargestellt.

Ist die Verstärkung zu gering, um eine plastische Verformung des Druckbereiches zu gewährleisten oder ist das f_c/f_t -Verhältnis zu groß, so kann das Bruchmoment mit folgenden Gleichungen ermittelt werden:

Mit

$$\sigma_c = f_t \cdot \frac{1 - \alpha_{NA}}{\alpha_{NA}} \quad \text{für } \sigma_c \leq f_c \quad (6.15),$$

$$\sigma_t = f_t \cdot \frac{\alpha_{NA} - \alpha_R - \alpha_P}{\alpha_{NA}} \quad (6.16),$$

$$\sigma_{R,a} = n \cdot f_t \cdot \frac{\alpha_{NA} - \alpha_R - \alpha_P}{\alpha_{NA}} \quad (6.17),$$

$$\sigma_{R,b} = n \cdot f_t \cdot \frac{\alpha_{NA} - \alpha_P}{\alpha_{NA}} \quad (6.18),$$

$$\sigma_{P,a} = f_t \cdot \frac{\alpha_{NA} - \alpha_P}{\alpha_{NA}} \quad (6.19),$$

$$\sigma_{P,b} = f_t \quad (6.20),$$

ergibt sich das Bruchmoment für einen linearen Spannungsverlauf zu:

$$M_{el,P} = f_t \cdot \frac{b \cdot h^2}{6} \cdot \frac{2}{\alpha_{NA}} \cdot \left[(1 - \alpha_{NA})^3 - (n - 1) \cdot \left((\alpha_{NA} - \alpha_R - \alpha_P)^3 - (\alpha_{NA} - \alpha_P)^3 \right) + \alpha_{NA}^3 \right] \quad (6.21)$$

Mit den Abkürzungen

$$M_0 = f_t \cdot \frac{b \cdot h^2}{6} \quad (6.22),$$

$$k_{el,P} = \frac{2}{\alpha_{NA}} \cdot \left[(1 - \alpha_{NA})^3 - (n - 1) \cdot \left((\alpha_{NA} - \alpha_R - \alpha_P)^3 - (\alpha_{NA} - \alpha_P)^3 \right) + \alpha_{NA}^3 \right] \quad (6.23)$$

ergibt sich für das Bruchmoment:

$$M_{el,P} = M_0 \cdot k_{el,P} \quad (6.24).$$

Der Beiwert $k_{el,P}$ beschreibt die Erhöhung des Bruchmomentes $M_{el,P}$ bezogen auf das Bruchmoment M_0 eines unverstärkten Querschnittes gleicher Querschnittshöhe. Da für den elastischen Zustand $k_0 = 1$ ist, entspricht der Beiwert $k_{el,P}$ auch der wirksamen

Erhöhung des Bruchmomentes. In Bild A11 (Anlage 31) ist der Verlauf des Beiwertes $k_{el,P}$ dargestellt.

Die für die Bemessung der FVK-Lamelle notwendigen Zugspannungen ergeben sich für den Grenzfall der Tragfähigkeit ($\sigma_{P,b} = f_t$) wie in Gleichung (6.18) angegeben.

Da es sich um einen elastischen Zustand handelt, kann für eine Momentenbeanspruchung unterhalb des Bruchmomentes $M_{el,P}$ die maximale Zugspannung der FVK-Lamelle ermittelt werden zu:

$$\sigma_{R,b} = n \cdot f_t \cdot \frac{\alpha_{NA} - \alpha_P}{\alpha_{NA}} \cdot \frac{M_{vorh}}{M_{el,P}} \quad (6.25)$$

mit

$$M_{vorh} \leq M_{el,P}$$

M_{vorh} ist hierbei das an der entsprechenden Stelle vorhandene Moment.

6.2.2.2 Querschnitt ohne Randlamelle im elastischen Tragzustand

Der Schwerpunkt eines verstärkten Querschnittes ohne Randlamelle kann entsprechend dem Schwerpunkt eines Querschnittes mit Randlamelle wie folgt ermittelt werden:

$$z_{NA} = \alpha_{NA} \cdot h = \frac{h}{2} \cdot \frac{1 + \alpha_R^2 \cdot (n-1)}{1 + \alpha_R \cdot (n-1)} \quad (6.26)$$

Der Verlauf von α_{NA} ist für $\alpha_P = 0$ in Bild A4 (Anlage 28) dargestellt.

Mit den Beziehungen

$$\sigma_c = f_t \cdot \frac{1 - \alpha_{NA}}{\alpha_{NA} - \alpha_R} \quad \text{für } \sigma_c \leq f_c \quad (6.27),$$

$$\sigma_t = f_t \quad (6.28),$$

$$\sigma_{R,a} = n \cdot f_t \quad (6.29),$$

$$\sigma_{R,b} = n \cdot f_t \cdot \frac{\alpha_{NA}}{\alpha_{NA} - \alpha_R} \quad (6.30)$$

ergibt sich das Bruchmoment zu:

$$M_{el} = f_t \cdot \frac{b \cdot h^2}{6} \cdot \frac{2}{\alpha_{NA} - \alpha_R} \cdot \left[(1 - \alpha_{NA})^3 - (n-1) \cdot (\alpha_{NA} - \alpha_R)^3 + n \cdot \alpha_{NA}^3 \right] \quad (6.31)$$

Führt man den Beiwert k_{el} ein

$$k_{el} = \frac{2}{\alpha_{NA} - \alpha_R} \cdot \left[(1 - \alpha_{NA})^3 - (n-1) \cdot (\alpha_{NA} - \alpha_R)^3 + n \cdot \alpha_{NA}^3 \right] \quad (6.32)$$

so kann für das Bruchmoment geschrieben werden:

$$M_{el} = M_0 \cdot k_{el} \quad (6.33)$$

Der Beiwert k_{el} beschreibt für den elastischen Fall ($k_0=1$) die Erhöhung des Bruchmomentes im Vergleich zu einem unverstärkten Querschnitt. Der Beiwert k_{el} ist in Bild A11 (Anlage 31) dargestellt.

Die für die Bemessung der FVK-Lamelle notwendigen Zugspannungen ergeben sich für den Grenzfall der Tragfähigkeit ($\sigma_t = f_t$) wie in Gleichung (6.30) angegeben.

Wie für einen Querschnitt mit Randlamelle kann für eine Momentenbeanspruchung unterhalb des Bruchmomentes M_{el} die maximale Zugspannung der FVK-Lamelle ermittelt werden zu:

$$\sigma_{R,b} = n \cdot f_t \cdot \frac{\alpha_{NA}}{\alpha_{NA} - \alpha_R} \cdot \frac{M_{vorh}}{M_{el}} \quad (6.34)$$

mit $M_{vorh} \leq M_{el}$.

6.2.3 Verstärkter Querschnitt im linear-elastischen/ideal-plastischen Druckbereich – linear-elastischen Zugbereich

Wird ein verstärkter Querschnitt aus BS-Holz über den linear-elastischen Spannungsbereich hinaus belastet, so entstehen plastische Verformungen im Druckbereich.

Dieses Verhalten wird bei der Bemessung von unverstärkten BS-Holz Trägern nicht berücksichtigt, da es weniger ausgeprägt ist und für die Sicherheit des Bauteils von untergeordneter Bedeutung ist. Bei verstärkten Querschnitten kann der plastizierte Bereich signifikant größer werden, so dass dieses Verhalten nicht vernachlässigt werden kann. In Bild 6.7 sind die im Folgenden gewählten Bezeichnungen und die Spannungsverteilung eines teilplastizierten Querschnittes dargestellt.

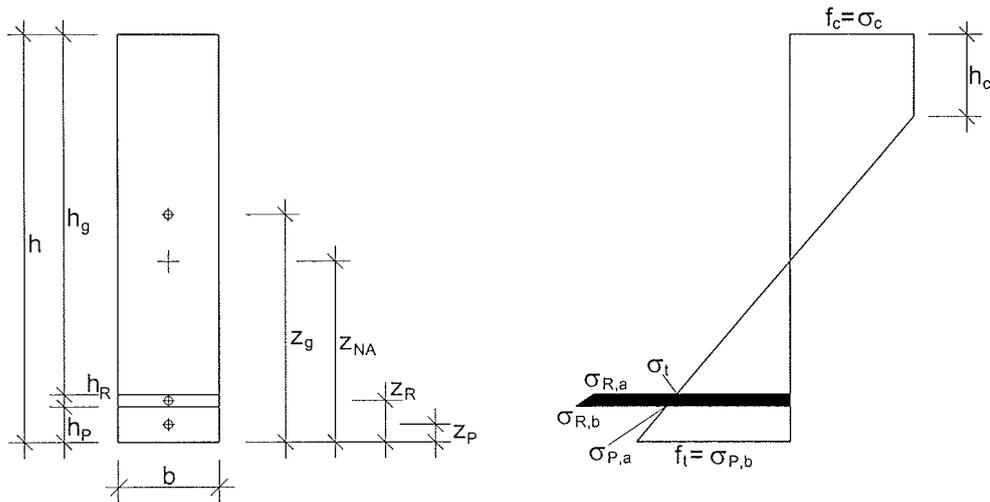


Bild 6.7: Querschnitt mit einem teilplastizierten Druckbereich h_c

6.2.3.1 Querschnitt mit Randlamelle mit teilplastiziertem Druckbereich

Die Ermittlung der Spannungsnulllinie kann durch ein Kräftegleichgewicht ermittelt werden:

$$f_c \cdot h_c + \frac{1}{2} \cdot f_c \cdot (h - h_c - z_{NA}) = \frac{1}{2} \cdot \sigma_t \cdot (z_{NA} - h_R - h_P) + \frac{1}{2} \cdot (\sigma_{R,a} + \sigma_{R,b}) \cdot h_R + \frac{1}{2} \cdot (\sigma_{P,a} + \sigma_{P,b}) \cdot h_P \quad (6.35).$$

Erreicht eine Randlamelle die Zugfestigkeit, wird $\sigma_{P,b} = f_t$ gesetzt.

Mit den Beziehungen

$$\alpha_{NA} = \frac{z_{NA}}{h} \quad (6.36),$$

$$\alpha_c = \frac{h_c}{h} \quad (6.37),$$

$$\sigma_t = f_t \cdot \frac{\alpha_{NA} - \alpha_R - \alpha_P}{\alpha_{NA}} \quad (6.38),$$

$$\sigma_{R,a} = n \cdot \sigma_t = n \cdot f_t \cdot \frac{\alpha_{NA} - \alpha_R - \alpha_P}{\alpha_{NA}} \quad (6.39),$$

$$\sigma_{R,b} = n \cdot \sigma_{P,a} = n \cdot f_t \cdot \frac{\alpha_{NA} - \alpha_P}{\alpha_{NA}} \quad (6.40),$$

$$\sigma_{P,a} = f_t \cdot \frac{\alpha_{NA} - \alpha_P}{\alpha_{NA}} \quad (6.41)$$

wird die Lage der Spannungsnulllinie in einer dimensionslosen Form zu

$$\alpha_{NA} = \frac{z_{NA}}{h} = \frac{1}{2} \cdot \frac{1 - \alpha_c^2 + \alpha_R^2 \cdot (n-1) + 2 \cdot \alpha_R \cdot \alpha_P \cdot (n-1)}{1 + \alpha_R \cdot (n-1)} \quad (6.42)$$

bestimmt.

Mit der folgenden Beziehung kann die Lage der neutralen Faser in Abhängigkeit von den aufnehmbaren Randspannungen beschrieben werden:

$$\frac{f_c}{f_t} = \frac{1 - \alpha_{NA} - \alpha_c}{\alpha_{NA}} \quad \text{oder} \quad \alpha_c = 1 - \alpha_{NA} \cdot \left(1 + \frac{f_c}{f_t}\right) \quad (6.43 \text{ a/b}).$$

In den Bildern A8 bis A10 (Anlagen 30 und 31) ist der Verlauf von α_c für verschiedene f_c/f_t -Verhältnisse dargestellt.

Wird Gleichung (6.43 b) in die Gleichung (6.42) eingesetzt, so ergibt sich die maßgebende Lösung der quadratischen Gleichung zu:

$$\alpha_{NA} = \frac{\frac{f_c}{f_t} - \alpha_R \cdot (n-1) + \sqrt{\left(\alpha_R \cdot (n-1) - \frac{f_c}{f_t}\right)^2 + \alpha_R \cdot (n-1) \cdot \left(1 + \frac{f_c}{f_t}\right)^2 \cdot (\alpha_R + 2 \cdot \alpha_P)}}{\left(1 + \frac{f_c}{f_t}\right)^2} \quad (6.44).$$

Der Verlauf der Lage der Spannungsnulllinie α_{NA} kann aus den Bildern A5 bis A7 (Anlagen 28 und 29) für verschiedene Verhältnisse von f_c/f_t entnommen werden.

Das Bruchmoment ergibt sich aus dem Gleichgewicht der Momente um die Spannungsnulllinie zu:

$$\begin{aligned} M_{pl,P} = & f_c \cdot b \cdot h_c \cdot \left(h - z_{NA} - \frac{h_c}{2}\right) + \frac{1}{3} \cdot f_c \cdot b \cdot (h - z_{NA} - h_c)^2 \\ & + \frac{1}{3} \cdot \sigma_t \cdot b \cdot (z_{NA} - h_R - h_P)^2 \\ & + \frac{1}{3} \cdot \sigma_{R,b} \cdot b \cdot (z_{NA} - h_P)^2 - \frac{1}{3} \cdot \sigma_{R,a} \cdot b \cdot (z_{NA} - h_R - h_P)^2 \\ & + \frac{1}{3} \cdot \sigma_{P,b} \cdot b \cdot z_{NA}^2 - \frac{1}{3} \cdot \sigma_{P,a} \cdot b \cdot (z_{NA} - h_P)^2 \end{aligned} \quad (6.45).$$

Mit den zuvor eingeführten bezogenen Größen kann diese Gleichung wie folgt umgeformt werden:

$$M_{pl,P} = f_t \cdot \frac{b \cdot h^2}{6} \cdot \left[2 \cdot \frac{f_c}{f_t} \cdot \left(3 \cdot \alpha_c \cdot \left(1 - \alpha_{NA} - \frac{\alpha_c}{2} \right) + (1 - \alpha_{NA} - \alpha_c)^2 \right) + 2 \cdot \frac{(1-n)}{\alpha_{NA}} \cdot \left((\alpha_{NA} - \alpha_R - \alpha_P)^3 - (\alpha_{NA} - \alpha_P)^3 \right) + 2 \cdot \alpha_{NA}^2 \right] \quad (6.46)$$

Führt man den dimensionslosen Beiwert

$$k_{pl,P} = 2 \cdot \left[\frac{f_c}{f_t} \cdot \left(3 \cdot \alpha_c \cdot \left(1 - \alpha_{NA} - \frac{\alpha_c}{2} \right) + (1 - \alpha_{NA} - \alpha_c)^2 \right) - \frac{(n-1)}{\alpha_{NA}} \cdot \left((\alpha_{NA} - \alpha_R - \alpha_P)^3 - (\alpha_{NA} - \alpha_P)^3 \right) + \alpha_{NA}^2 \right] \quad (6.47)$$

ein, so ergibt sich das aufnehmbare Moment eines plastizierten Querschnittes mit Randlamelle zu:

$$M_{pl,P} = M_0 \cdot k_{pl,P} \quad (6.48)$$

Der Beiwert $k_{pl,P}$ ist in den Bildern A12 bis A14 (Anlagen 32 und 33) für verschiedene f_c/f_t -Verhältnisse dargestellt.

Da der unverstärkte Querschnitt ebenfalls plastizieren kann, ergibt sich für die Erhöhung des Bruchmomentes:

$$\frac{M_{pl,P}}{M} = \frac{k_{pl,P} \cdot M_0}{k_0 \cdot M_0} = \frac{k_{pl,P}}{k_0} \quad (6.49)$$

Ist das Verhältnis $f_c/f_t > 1$, so kann der Verstärkungsgrad, der mindestens erforderlich ist, um ein Plastizieren der Druckzone zu erzielen, wie folgt ermittelt werden:

$$\alpha_c = 1 - \alpha_{NA} \cdot \left(1 + \frac{f_c}{f_t} \right) = 0 \quad (6.50)$$

$$\alpha_{NA} = \frac{1}{2} \cdot \frac{1 - \alpha_c^2 + \alpha_R^2 \cdot (n-1) + 2 \cdot \alpha_R \cdot \alpha_P \cdot (n-1)}{1 + \alpha_R \cdot (n-1)} \quad (6.51)$$

Werden Gleichung (6.50) und Gleichung (6.51) nach α_R aufgelöst, folgt der für einen teilplastizierten Druckbereich erforderliche Verstärkungsgrad in Abhängigkeit von der Geometrie und den Materialeigenschaften:

$$\alpha_R > \frac{1 - \alpha_P \cdot \left(1 + \frac{f_c}{f_t} \right) - \sqrt{\left(1 - \alpha_P \cdot \left(1 + \frac{f_c}{f_t} \right) \right)^2 + \frac{1}{n-1} \cdot \left(1 - \left(\frac{f_c}{f_t} \right)^2 \right)}}{\left(1 + \frac{f_c}{f_t} \right)} \quad (6.52)$$

In Bild 6.8 ist derjenige Verstärkungsgrad über α_p und n dargestellt, der erforderlich ist, um ein Plastizieren eines Querschnittes für das f_t/f_c -Verhältnis von 1,25 zu verursachen. Alle Verstärkungsgrade, die oberhalb der jeweiligen Kurven liegen, führen zu einem teilplastizierten Druckbereich im Bruchzustand.

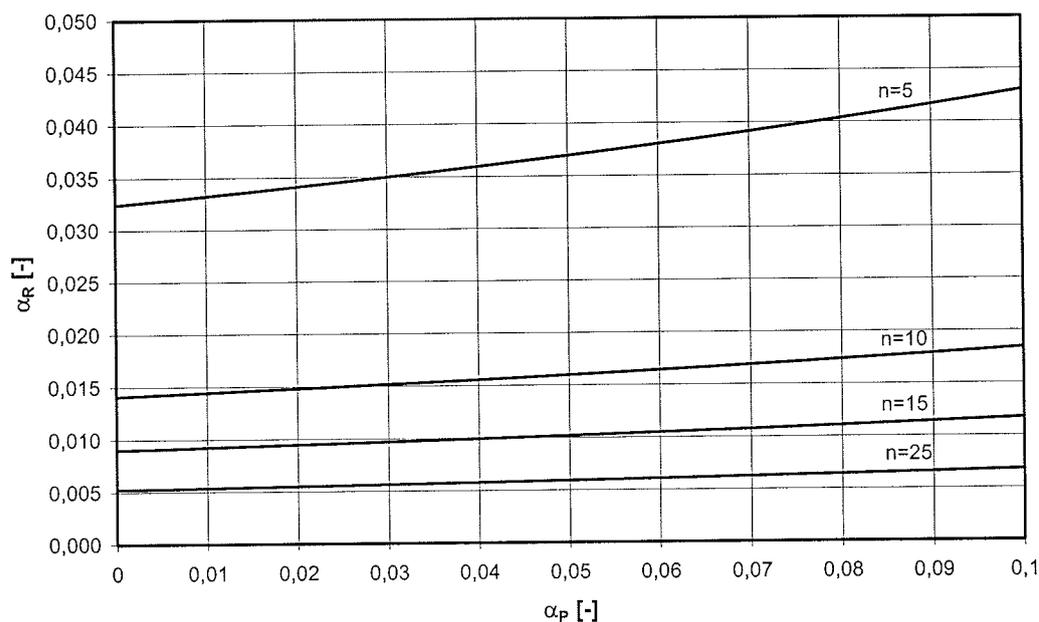


Bild 6.8: Verstärkungsgrad α_R , der mindestens erforderlich ist um ein plastifizieren des Querschnittes zu erzielen für ein f_t/f_c -Verhältnis von 1,25

Aus Bild 6.8 ist zu erkennen, dass mit steigender Dicke der Randlamelle ein höherer Verstärkungsgrad α_R erforderlich ist, um plastische Verformungen im Druckbereich zu erzielen.

6.2.3.2 Querschnitt ohne Randlamelle mit teilplastiziertem Druckbereich

Die Ermittlung der Spannungsnulllinie kann aus der folgenden Gleichgewichtsbedingung der inneren Kräfte ermittelt werden:

$$f_c \cdot h_c + \frac{1}{2} \cdot f_c \cdot (h - h_c - z_{NA}) = \frac{1}{2} \cdot \sigma_t \cdot (z_{NA} - h_R) + \frac{1}{2} \cdot (\sigma_{R,a} + \sigma_{R,b}) \cdot h_R \quad (6.53)$$

Mit den Beziehungen:

$$\alpha_c = \frac{h_c}{h} \quad (6.54)$$

$$\sigma_c = f_c \quad (6.55)$$

$$\sigma_{R,a} = n \cdot \sigma_t = n \cdot f_t \quad (6.56),$$

$$\sigma_{R,b} = \sigma_{R,a} \cdot \frac{\alpha_{NA}}{\alpha_{NA} - \alpha_R} = n \cdot f_t \cdot \frac{\alpha_{NA}}{\alpha_{NA} - \alpha_R} \quad (6.57),$$

$$\sigma_t = f_t \quad (6.58)$$

kann die Lage der neutralen Achse in einer dimensionslosen Form zu

$$\alpha_{NA} = \frac{z_{NA}}{h} = \frac{1}{2} \cdot \frac{1 - \alpha_c^2 + \alpha_R^2 \cdot (n-1)}{1 + \alpha_R \cdot (n-1)} \quad (6.59)$$

bestimmt werden.

Mit Hilfe der folgenden Beziehung kann die Lage der neutralen Achse in Abhängigkeit von den aufnehmbaren Randspannungen beschrieben werden:

$$\frac{f_c}{f_t} = \frac{1 - \alpha_{NA} - \alpha_c}{\alpha_{NA} - \alpha_R} \quad \text{oder} \quad \alpha_c = 1 + \frac{f_c}{f_t} \cdot \alpha_R - \alpha_{NA} \cdot \left(1 + \frac{f_c}{f_t}\right) \quad (6.60 \text{ a/b}).$$

In den Bildern A8 bis A10 (Anlagen 30 und 31) ist der Verlauf der bezogenen Höhe des teilplastizierten Druckbereiches für verschiedene f_c/f_t -Verhältnisse dargestellt.

Wird in Gleichung (6.60 b) die Gleichung (6.59) eingesetzt, ergibt sich die maßgebende Lösung der quadratischen Gleichung für die Lage der Spannungsnulllinie zu:

$$\alpha_{NA} = \frac{\frac{f_c}{f_t} - \alpha_R \cdot (n-1) + \alpha_R \cdot \frac{f_c}{f_t} \cdot \left(1 + \frac{f_c}{f_t}\right)}{\left(1 + \frac{f_c}{f_t}\right)^2} + \frac{\sqrt{\left(\alpha_R \cdot (n-1) - \frac{f_c}{f_t}\right)^2 + \alpha_R^2 \cdot (n-1) \cdot \left(1 - \left(\frac{f_c}{f_t}\right)^2\right) - 2 \cdot \alpha_R \cdot \frac{f_c}{f_t} \cdot \left(1 + \frac{f_c}{f_t}\right)}}{\left(1 + \frac{f_c}{f_t}\right)^2} \quad (6.61).$$

In den Bildern A7 bis A9 (Anlagen 29 und 30) ist die bezogene Spannungsnulllinie nach Gleichung (6.61) für verschiedene f_c/f_t -Verhältnisse dargestellt.

Ist die Gleichung

$$\alpha_R > \frac{\frac{f_c}{f_t} \cdot \left(n + \frac{f_c}{f_t} - \sqrt{n \cdot \left(1 + \frac{f_c}{f_t} \right)} \right)}{(n-1) \cdot \left(n - \left(\frac{f_c}{f_t} \right)^2 \right)} \quad (6.62)$$

erfüllt, ergibt sich ein negativer Wert unter dem Wurzelausdruck der Gleichung (6.61). In diesem Fall kann unter den getroffenen Annahmen kein Gleichgewicht erzielt werden, da der Druckbereich die erforderlichen Spannungen nicht aufnehmen kann, um ein Versagen in der Zugzone zu erhalten.

Das plastische Bruchmoment M_{pl} ergibt sich aus dem Gleichgewicht der Momente um die Spannungsnulllinie. Mit den zuvor eingeführten Beziehungen kann die Gleichung wie folgt geschrieben werden:

$$M_{pl} = f_t \cdot \frac{b \cdot h^2}{6} \cdot \left[2 \cdot \frac{f_c}{f_t} \cdot \left(3 \cdot \alpha_c \cdot \left(1 - \alpha_{NA} - \frac{\alpha_c}{2} \right) + (1 - \alpha_{NA} - \alpha_c)^2 \right) - 2 \cdot (n-1) \cdot (\alpha_{NA} - \alpha_R)^2 + 2 \cdot n \cdot \frac{\alpha_{NA}^3}{\alpha_{NA} - \alpha_R} \right] \quad (6.63)$$

Somit ergibt sich mit

$$k_{pl} = 2 \cdot \left[\frac{f_c}{f_t} \cdot \left(3 \cdot \alpha_c \cdot \left(1 - \alpha_{NA} - \frac{\alpha_c}{2} \right) + (1 - \alpha_{NA} - \alpha_c)^2 \right) - (n-1) \cdot (\alpha_{NA} - \alpha_R)^2 + n \cdot \frac{\alpha_{NA}^3}{\alpha_{NA} - \alpha_R} \right] \quad (6.64)$$

und

$$M_0 = f_t \cdot \frac{b \cdot h^2}{6} \quad (6.65)$$

das Bruchmoment für einen Querschnitt ohne Randlamelle zu:

$$M_{pl} = M_0 \cdot k_{pl} \quad (6.66)$$

Eine graphische Auswertung des Beiwertes k_{pl} kann den Bildern A12 bis A14 (Anlagen 32 und 33) für verschiedene f_c/f_t -Verhältnisse entnommen werden.

Die Erhöhung des Bruchmomentes ergibt sich zu:

$$\frac{M_{pl}}{M} = \frac{k_{pl} \cdot M_0}{k_0 \cdot M_0} = \frac{k_{pl}}{k_0} \quad (6.67)$$

Ist das Verhältnis $f_c/f_t > 1$, so ergibt sich der für ein Plastizieren erforderliche Verstärkungsgrad aus

$$\alpha_c = 1 + \frac{f_c}{f_t} \cdot \alpha_R - \alpha_{NA} \cdot \left(1 + \frac{f_c}{f_t}\right) = 0 \quad (6.68)$$

und der Gleichung (6.59) zu

$$\alpha_R > \frac{n + \frac{f_c}{f_t} - \sqrt{n \cdot \left(n + \left(\frac{f_c}{f_t}\right)^2 - 1\right)} - 1}{(n-1) \cdot \left(1 - \frac{f_c}{f_t}\right)} \quad (6.69).$$

In Bild 6.9 ist der für ein Plastizieren erforderliche Verstärkungsgrad in Abhängigkeit von n und dem f_c/f_t -Verhältnis dargestellt.

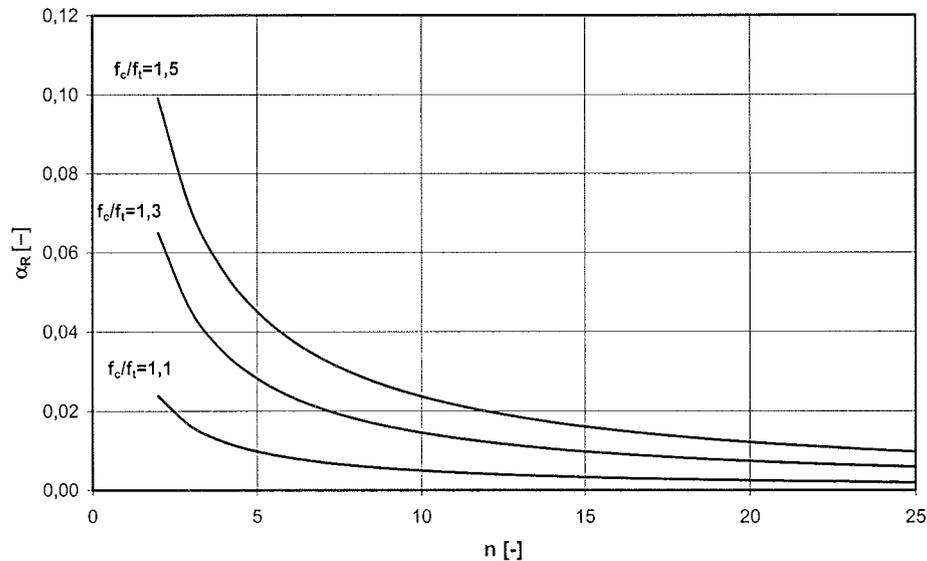


Bild 6.9: Verstärkungsgrad α_R , der erforderlich ist um ein Plastizieren des Querschnittes zu erzielen

Aus Bild 6.9 ist zu erkennen, dass bei steigendem Elastizitätsmodul der FVK-Lamelle nur noch eine geringe Verstärkungsmenge erforderlich ist, um ein Teilplastizieren des Druckbereiches zu erzielen.

6.2.4 Schubspannung

Die maximale Schubspannung in der Spannungsnulllinie tritt bei z_{NA} von der Unterkante des Querschnittes auf.

Mit dem allgemeinen Ansatz zur Ermittlung der Schubspannung

$$\tau(z) = \frac{V \cdot S(z)}{ef \cdot I \cdot b} \quad (6.70)$$

ergibt sich für $z = 0$, d.h. in der Spannungsnulllinie und mit Gleichung (6.91)

$$\tau_{\max} = \tau(z = 0) = 6 \cdot \frac{V}{k_{EI} \cdot b \cdot h^3} \cdot (h - z_{NA})^2 = \frac{3}{2} \cdot \frac{V}{b \cdot h} \cdot \frac{4}{k_{EI}} \cdot (1 - \alpha_{NA})^2 \quad (6.71),$$

wobei V die Querkraft und $ef \cdot I$ das wirksame Flächenmoment 2. Grades des Verbundquerschnittes darstellt. Die Herleitung des Faktors k_{EI} erfolgt im Zusammenhang mit Abschnitt 6.2.6.

Wird der Beiwert k_V wie folgt definiert:

$$k_V = \frac{4}{k_{EI}} \cdot (1 - \alpha_{NA})^2 \quad (6.72)$$

und für die Schubspannung eines unverstärkten Rechteckquerschnittes

$$\tau_{\max,u} = \frac{3}{2} \cdot \frac{V}{b \cdot h} \quad (6.73)$$

geschrieben, so kann die maximale Schubspannung im elastischen Zustand wie folgt ausgedrückt werden:

$$\tau_{\max} = k_V \cdot \tau_{\max,u} \quad (6.74).$$

Für die Schubspannung in der Klebefuge $\tau_{R,\max}$ oberhalb der FVK-Lamelle ergibt sich mit Gleichung (6.70) für $z = z_{NA} - h_R - h_P$ eines Querschnittes mit Randlamelle:

$$\begin{aligned} \tau_{R,\max} &= 12 \cdot \frac{V}{k_{EI} \cdot b \cdot h^3} \cdot \left[h_P \cdot \left(z_{NA} - \frac{h_P}{2} \right) + n \cdot h_R \cdot \left(z_{NA} - \frac{h_R}{2} - h_P \right) \right] \\ &= \frac{3}{2} \cdot \frac{V}{b \cdot h} \cdot \frac{8}{k_{EI}} \cdot \left[\alpha_P \cdot \left(\alpha_{NA} - \frac{\alpha_P}{2} \right) + n \cdot \alpha_R \cdot \left(\alpha_{NA} - \frac{\alpha_R}{2} - \alpha_P \right) \right] \end{aligned} \quad (6.75)$$

bzw. in Abhängigkeit der maximalen Schubspannung in einem unverstärkten Querschnitt mit dem Beiwert

$$k_{V,R} = \frac{8}{k_{EI}} \cdot \left[\alpha_P \cdot \left(\alpha_{NA} - \frac{\alpha_P}{2} \right) + n \cdot \alpha_R \cdot \left(\alpha_{NA} - \frac{\alpha_R}{2} - \alpha_P \right) \right] \quad (6.76)$$

zu

$$\tau_{R,max} = k_{V,R} \cdot \tau_{max,u} \quad (6.77).$$

Der Beiwert $k_{V,R}$ kann für einen Querschnitt ohne Randlamelle entsprechend mit $\alpha_p=0$ zu

$$k_{V,R} = \frac{8}{k_{El}} \cdot n \cdot \alpha_R \cdot \left(\alpha_{NA} - \frac{\alpha_R}{2} \right) \quad (6.78)$$

angegeben werden.

Für die bezogene Lage der Spannungsnulllinie α_{NA} ist dabei der jeweilige Wert für den Fall mit bzw. ohne Randlamelle im elastischen Zustand entsprechend der Gleichung (6.14) bzw. Gleichung (6.26) zu verwenden.

6.2.5 Vergleich von unverstärkten und verstärkten Querschnitten

Setzt man das Bruchmoment eines verstärkten Querschnittes mit dem eines unverstärkten Querschnittes gleich, und wählt man die Höhe dieses Querschnittes so, dass die gleiche Tragfähigkeit erzielt wird, so kann man die benötigte zusätzliche Höhe $\Delta h_{M,u}$ ermitteln.

Für den elastischen Fall mit $k_0=1$ ergibt sich somit aus den Gleichungen (6.22) und (6.33):

$$M_{el} = f_t \cdot \frac{b \cdot h^2}{6} \cdot k_{el} = M = M_0 = f_t \cdot \frac{b \cdot h_{M,u}^2}{6} \quad (6.79).$$

Hieraus ergibt sich die erforderliche Höhe $h_{M,u}$ des unverstärkten Querschnittes zu:

$$h_{M,u} = h \cdot \sqrt{k_{el}} \quad (6.80)$$

bzw. die benötigte Erhöhung des unverstärkten Querschnittes

$$\Delta h_{M,u} = h_{M,u} - h = h \cdot (\sqrt{k_{el}} - 1) \quad (6.81).$$

Für den elastischen Fall eines Querschnittes mit Randlamelle ergibt sich aus den Gleichungen (6.22) und (6.24) mit:

$$M_{el,P} = f_t \cdot \frac{b \cdot h^2}{6} \cdot k_{el,P} = M = M_0 = f_t \cdot \frac{b \cdot h_{M,u}^2}{6} \quad (6.82)$$

die erforderliche Höhe

$$h_{M,u} = h \cdot \sqrt{k_{el,P}} \quad (6.83)$$

bzw. die erforderliche Differenzhöhe :

$$\Delta h_{M,u} = h \cdot \left(\sqrt{k_{el,P}} - 1 \right) \quad (6.84).$$

Entsprechend kann für einen verstärkten Querschnitt mit plastischem Verhalten geschrieben werden:

Ohne Randlamelle:

$$h_{M,u} = h \cdot \sqrt{\frac{k_{pl}}{k_0}} \quad (6.85),$$

$$\Delta h_{M,u} = h_{M,u} - h = h \cdot \left(\sqrt{\frac{k_{pl}}{k_0}} - 1 \right) \quad (6.86).$$

bzw. mit Randlamelle:

$$h_{M,u} = h \cdot \sqrt{\frac{k_{pl,P}}{k_0}} \quad (6.87),$$

$$\Delta h_{M,u} = h \cdot \left(\sqrt{\frac{k_{pl,P}}{k_0}} - 1 \right) \quad (6.88).$$

6.2.6 Biegesteifigkeit

Für einen verstärkten Querschnitt mit einem konstanten Elastizitätsmodul kann im elastischen Bereich die Biegesteifigkeit entsprechend der unten angegebenen Gleichung ermittelt werden:

$$\begin{aligned} efE \cdot I = & E_g \cdot \left[\frac{b \cdot h_g^3}{12} + b \cdot h_g \cdot (z_g - z_{NA})^2 + \frac{b \cdot h_p^3}{12} + b \cdot h_p \cdot (z_{NA} - z_p)^2 \right] \\ & + E_R \cdot \left[\frac{b \cdot h_R^3}{12} + b \cdot h_R \cdot (z_{NA} - z_R)^2 \right] \end{aligned} \quad (6.89).$$

Mit den zuvor eingeführten dimensionslosen Beiwerten kann die Erhöhung der Biegesteifigkeit auf einen unverstärkten Querschnitt zurückgeführt werden und die effektive Biegesteifigkeit durch folgende Gleichung dargestellt werden:

$$\begin{aligned} efE \cdot I = & E_g \cdot \frac{b \cdot h^3}{12} \left[(1 - \alpha_R - \alpha_P)^3 + 12 \cdot (1 - \alpha_R - \alpha_P) \cdot \left(\frac{1}{2} + \frac{\alpha_R + \alpha_P}{2} - \alpha_{NA} \right)^2 \right. \\ & \left. + \alpha_P^3 + 12 \cdot \alpha_P \cdot \left(\alpha_{NA} - \frac{\alpha_P}{2} \right)^2 + n \cdot \alpha_R^3 + 12 \cdot n \cdot \alpha_R \cdot \left(\alpha_{NA} - \alpha_P - \frac{\alpha_R}{2} \right)^2 \right] \end{aligned} \quad (6.90).$$

Die Erhöhung der Biegesteifigkeit gegenüber einem unverstärkten Querschnitt ergibt sich mit

$$k_{EI} = \frac{efE \cdot I}{E_g \cdot I_g} \quad (6.91)$$

$$\text{mit } E_g \cdot I_g = E_g \cdot \frac{b \cdot h^3}{12} \quad (6.92)$$

somit zu:

$$k_{EI} = \frac{efE \cdot I}{E_g \cdot I_g} = (1 - \alpha_R - \alpha_P)^3 + 12 \cdot (1 - \alpha_R - \alpha_P) \cdot \left(\frac{1}{2} + \frac{\alpha_R + \alpha_P}{2} - \alpha_{NA} \right)^2 + \alpha_P^3 + 12 \cdot \alpha_P \cdot \left(\alpha_{NA} - \frac{\alpha_P}{2} \right)^2 + n \cdot \alpha_R^3 + 12 \cdot n \cdot \alpha_R \cdot \left(\alpha_{NA} - \alpha_P - \frac{\alpha_R}{2} \right)^2 \quad (6.93).$$

Für $\alpha_P = 0$ ergibt sich entsprechend die Erhöhung der Biegesteifigkeit ohne Randlamelle zu:

$$k_{EI} = (1 - \alpha_R)^3 + 12 \cdot (1 - \alpha_R) \cdot \left(\frac{1}{2} + \frac{\alpha_R}{2} - \alpha_{NA} \right)^2 + n \cdot \alpha_R^3 + 12 \cdot n \cdot \alpha_R \cdot \left(\alpha_{NA} - \frac{\alpha_R}{2} \right)^2 \quad (6.94).$$

In Bild 6.10 ist der Beiwert k_{EI} dargestellt.

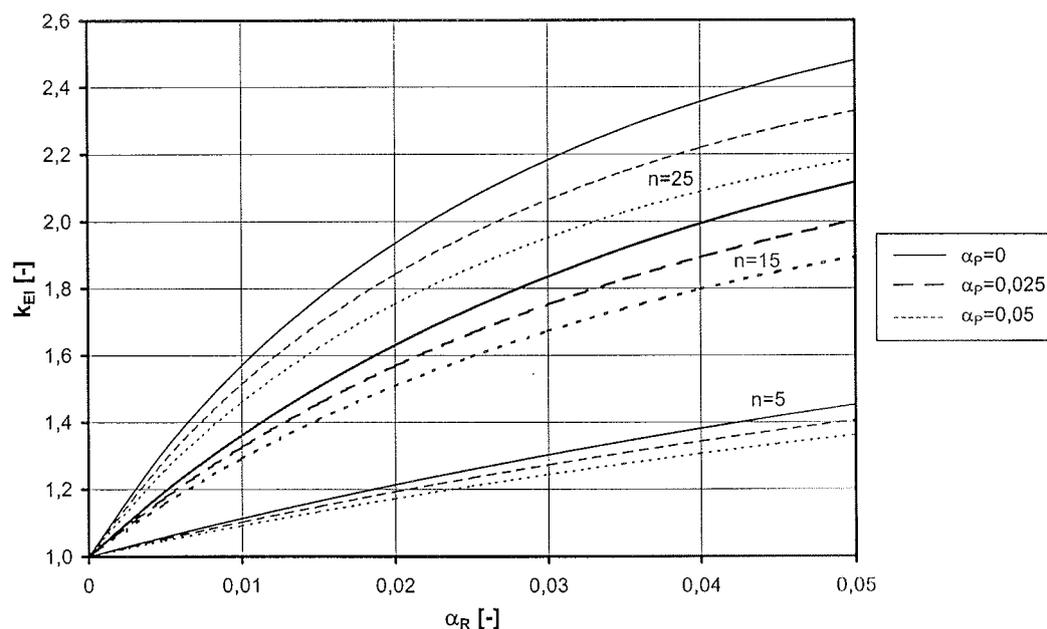


Bild 6.10: Beiwert k_{EI} in Abhängigkeit von n und α_R

Die erforderliche Höhe eines unverstärkten Querschnittes gleicher Breite mit der selben Biegesteifigkeit eines verstärkten Querschnittes kann mit folgender Gleichung ermittelt werden:

$$h_{EI,u} = \sqrt[3]{\frac{12 \cdot e f E \cdot I}{E_g \cdot b}} \quad (6.95)$$

Mit Gleichung (6.95) kann die erforderliche Höhe des unverstärkten Querschnitt ermittelt werden zu:

$$h_{EI,u} = h \cdot \sqrt[3]{k_{EI}} \quad (6.96)$$

Um die gleiche Biegesteifigkeit wie bei einem verstärkten Querschnitt zu erhalten, muss ein unverstärkter Querschnitt um $\Delta h_{EI,u}$ erhöht werden. $\Delta h_{EI,u}$ ergibt sich mit folgender Gleichung zu:

$$\Delta h_{EI,u} = h_{EI,u} - h = h \cdot (\sqrt[3]{k_{EI}} - 1) \quad (6.97)$$

In Bild 6.11 ist das Verhältnis $\Delta h_{EI,u}/h$ über k_{EI} dargestellt.

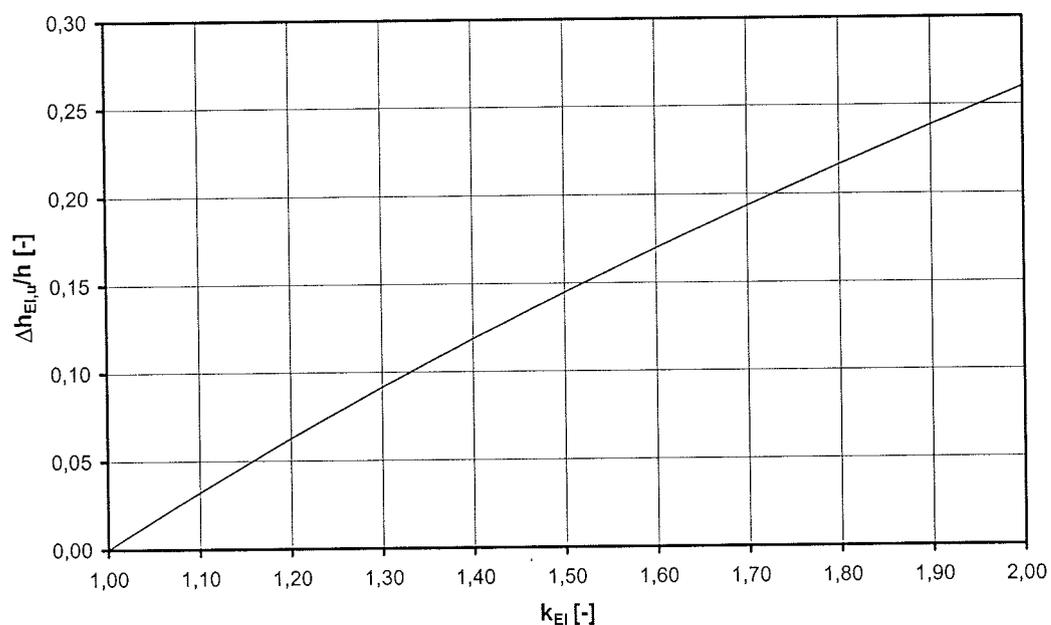


Bild 6.11: Erforderliche Querschnittserhöhung $\Delta h_{EI,u}/h$ eines unverstärkten Querschnittes

6.3 Verankerung der Verstärkungslage

Wie in früheren Untersuchungen wurde auch in diesem Forschungsvorhaben die Verstärkung über die gesamte Länge der Bauteile angeordnet. Um abgesicherte Angaben über das Verhalten im Verankerungsbereich und die erforderliche Verankerungslänge zu erhalten, sind zusätzliche Untersuchungen erforderlich.

Aus statischer Sicht ist eine Verstärkung nur in dem Bereich erforderlich, in dem die Belastung durch den Holzquerschnitt allein nicht aufgenommen werden kann. Wird die Verstärkung nur in diesem Bereich eingelegt, so muss eine Verankerung innerhalb der Spannweite erfolgen. In einem solchen Fall muss eine ausreichende Verankerungslänge gewählt werden.

In Bild 6.12 ist der erforderliche Verankerungsbereich dargestellt.

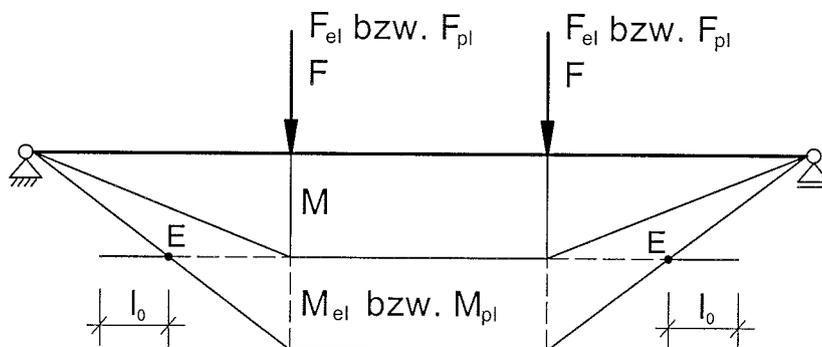


Bild 6.12: Verankerungsbeginn E mit Verankerungslänge l_0

Die Verankerungslänge l_0 ist von der zu verankernden Kraft F_0 , auftretenden Schubspannungen aus Querkraft und der Qualität der Klebefuge abhängig. Die Kraft F_0 ergibt sich aus den Normalspannungen in den Verstärkungslagen, die in den anliegenden Holzquerschnitt übertragen werden müssen.

Treten neben Normalspannungen zusätzlich Schubspannungen aus Querkraften im Verankerungsbereich auf, so sind diese zusätzlich in Ansatz zu bringen. Diese Schubspannungen τ_R können näherungsweise mit Gleichung (6.75) unter der Annahme eines linearen Spannungszustandes mit der entsprechenden Querkraft ermittelt werden.

Aus den Gleichungen (6.56) und (6.57) ergibt sich für einen Querschnitt ohne Randlamelle im plastischen Zustand aus der mittleren Spannung in der Verstärkungslage die maximal zu verankernde Kraft F_0 , die im Querschnitt auftreten kann, wie folgt:

$$F_0 = \frac{1}{2} \cdot n \cdot f_t \cdot b \cdot h_R \cdot \left(1 + \frac{\alpha_{NA}}{\alpha_{NA} - \alpha_R} \right) \quad (6.98)$$

und somit kann mit der aufnehmbaren Verankerungsspannung τ_0 die erforderliche Verankerungslänge l_0 zu:

$$l_0 \geq \frac{F_0}{b \cdot (\tau_0 - \tau_R)} \quad (6.99)$$

bestimmt werden.

Aus den Gleichungen (6.39) und (6.40) ergibt sich die maximal zu verankernde Kraft F_0 für einen Querschnitt mit Randlamelle zu:

$$F_0 = \frac{1}{2} \cdot n \cdot f_t \cdot b \cdot h_R \cdot \left(2 - \frac{\alpha_R}{\alpha_{NA}} - 2 \cdot \frac{\alpha_P}{\alpha_{NA}} \right) \quad (6.100)$$

und unter der Annahme, dass diese Kraft gleichmäßig auf die Randlamelle und den oberen Querschnittsbereich übertragen wird, die erforderliche Verankerungslänge mit der aufnehmbaren Verankerungsspannung τ_0 zu:

$$l_0 \geq \frac{F_0}{2 \cdot b \cdot (\tau_0 - \tau_R)} \quad (6.101)$$

Bei diesen Gleichungen wird näherungsweise eine gleichmäßige Schubspannungsverteilung im Verankerungsbereich unterstellt.

Die Berechnung der Verankerungslänge mit F_0 ergibt sich aus dem ungünstigsten Fall einer Verankerung beim Bruchmoment. Eine Verstärkung des Bauteils ist allerdings in dem Bereich erforderlich, in dem das Bruchmoment des unverstärkten Querschnittes überschritten wird. Die Verankerung erfolgt aus diesem Grund ab dem Punkt, an dem das Moment des verstärkten Bauteils dem Bruchmoment des unverstärkten Querschnittes gleich ist.

Als Näherung wird eine Verringerung der Verankerungslänge um die Erhöhung des Bruchmomentes vorgeschlagen. Für einen Querschnitt ohne Randlamelle ergibt sich mit Gleichung (6.67) somit:

$$l_0 \geq \frac{F_0}{b \cdot (\tau_0 - \tau_R)} \cdot \frac{k_0}{k_{pl}} \quad (6.102)$$

Für einen Querschnitt mit Randlamelle kann mit Gleichung (6.49) geschrieben werden:

$$l_0 \geq \frac{F_0}{b \cdot (\tau_0 - \tau_R)} \cdot \frac{k_0}{k_{pl,P}} \quad (6.103)$$

6.4 Vergleich des Bemessungsmodells mit den Versuchsergebnissen

Im Folgenden wird das zuvor dargestellte Berechnungsmodell mit den Ergebnissen der Bauteilversuche verglichen. Hierfür werden die Sortierklassen der Bretter und die zur Sortierklasse gehörigen Festigkeits- und Steifigkeitswerte aus der DIN V ENV 1995 entnommen.

Das Rechenmodell basiert neben den geometrischen Eingangsgrößen vornehmlich auf dem Verhältnis der Druck- zur Zugfestigkeit bzw. Druck- zur Biegefestigkeit. Beim Berechnungsverfahren für BS-Holz nach DIN V ENV 1995 erfolgt keine Berücksichtigung einer plastischen Druckzone. Es wird mit einer linearen Spannungsverteilung über die Querschnittshöhe unter Verwendung der Biegefestigkeit gerechnet. Bei verstärkten Bauteilen kann es zu einem ausgeprägt plastischen Verhalten kommen; daher müssen für ein Berechnungsmodell Angaben zur maximal aufnehmbaren Druckspannung f_c gemacht werden. Für den Druckbereich kann die Druckfestigkeit nach DIN V ENV 1995 gewählt werden. Als Zugfestigkeit f_t kommen sowohl die Festigkeitswerte für die Zug- als auch für die Biegefestigkeit nach DIN V ENV 1995 in Betracht. Weiterhin können sowohl die Festigkeitswerte und Elastizitätsmoduln des Ausgangsmaterials Vollholz, als auch diejenigen von BS-Holz verwendet werden.

Im Folgenden wird eine Überprüfung des Rechenmodells mit den Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften für Vollholz und für BS-Holz durchgeführt. Bei den kombiniert aufgebauten Versuchsreihen Tr-5 und Tr-6 wird wie bei den übrigen Reihen mit den Werten der Sortierklasse MS10 bzw. BS11 gerechnet.

In Tabelle 6.3 sind die Eingangsgrößen für das Berechnungsmodell dargestellt.

Tabelle 6.1: Charakteristische Festigkeits- und Steifigkeitswerte für das Berechnungsmodell mit Werten für die Vollholz Sortierklassen

Sortierklasse für Vollholz	$E_{0,mean}$ [N/mm ²]	$f_{c,0,k}$ [N/mm ²]	$f_{m,k}$ [N/mm ²]	$f_{t,0,k}$ [N/mm ²]	$f_{c,0,k}/f_{m,k}$ [-]	$f_{c,0,k}/f_{t,0,k}$ [-]
MS 7	8000	17	16	10	1,06	1,70
MS 10	11000	21	24	14	0,88	1,50
MS 13	13000	25	35	21	0,71	1,19
MS 17	14000	26	40	24	0,65	1,08

Tabelle 6.2: Charakteristische Festigkeits- und Steifigkeitswerte für das Berechnungsmodell mit Werten für BS-Holz

Sortierklasse für BS-Holz	$E_{0,mean}$ [N/mm ²]	$f_{c,0,k}$ [N/mm ²]	$f_{m,k}$ [N/mm ²]	$f_{t,0,k}$ [N/mm ²]	$f_{c,0,k}/f_{m,k}$ [-]	$f_{c,0,k}/f_{t,0,k}$ [-]
BS 11	11500	24	24	17	1,00	1,41
BS 14 h	12500	29	28	20,5	1,04	1,41
BS 16 h	13500	31	32	23	0,97	1,35
BS 17 h	14500	32	36	25	0,89	1,28

Tabelle 6.3: Vergleich des Berechnungsmodells mit den Bauteilversuchen

Reihe	$n = \frac{E_R}{E_{0,mean}}$ [-]		$\alpha_P = \frac{h_P}{h}$ [-]	$\alpha_R = \frac{h_R}{h}$ [-]	$\alpha_R = \frac{h_R}{h}^1)$ [-]	$\frac{f_{c,0,k}}{f_{m,k}}$ [-]	$\frac{f_{c,0,k}}{f_{t,0,k}}$ [-]	$\frac{f_{c,0,k}}{f_{m,k}}$ [-]	$\frac{f_{c,0,k}}{f_{t,0,k}}$ [-]
	VH	BS-Holz				VH	VH	BS-Holz	BS-Holz
Tr-1	15,5	14,8	0,114	0,0039	0,0044	0,88	1,50	1,00	1,41
Tr-2	18,2	17,4	0,112	0,0090	0,0101	0,88	1,50	1,00	1,41
Tr-3	15,5	14,8	0,114	0,0039	0,0044	0,88	1,50	1,00	1,41
Tr-4	18,2	17,4	0,112	0,0090	0,0101	0,88	1,50	1,00	1,41
Tr-5	6,8	6,5	0,109	0,0231	0,0259	0,88	1,50	1,00	1,41
Tr-6	6,8	6,5	0,109	0,0231	0,0259	0,88	1,50	1,00	1,41
Tr-7	15,5	14,8	-	0,0039	0,0039	0,88	1,50	1,00	1,41
Tr-8	18,2	17,4	-	0,0090	0,0090	0,88	1,50	1,00	1,41

¹⁾ ohne Berücksichtigung der Randlamelle unterhalb der FVK-Lamellen

Die Berechnung erfolgt für die Versuchsreihen mit einer Randlamelle für zwei Fälle. Zunächst wird der Fall nach dem Versagen der Randlamelle betrachtet. Dieser Fall entspricht i.d.R. dem Gesamtversagen des Trägers. In Tabelle 6.4 und Tabelle 6.6 sind die Ergebnisse aus Versuch und Berechnung für die oben dargestellten Fälle aufgeführt. Da die Geometriewerte von der jeweiligen Höhe des Querschnittes abhängen, müssen die Eingangsgrößen für diesen Fall der Berechnung neu ermittelt werden. In einem weiteren Schritt wird eine Berechnung für das Versagen mit einer Randlamelle durchgeführt. In Tabelle 6.5 und Tabelle 6.7 sind die Ergebnisse dieser Berechnungen dargestellt.

Die Berechnung erfolgt mit 5%-Fraktilwerten und wird mit dem Versagensfall verglichen. Im Vergleich des ermittelten Momentes aus Versuch und Rechnung ergibt sich die Sicherheit für die gewählten Festigkeitseigenschaften. Für unverstärkte BS11 Träger ergibt sich mit der Biegefestigkeit $f_{m,k} = 24,0 \text{ N/mm}^2$ ein Bruchmoment von 38,0 kNm für eine Bauteilhöhe von 308 mm und von 38,9 kNm für eine Bauteilhöhe von 312 mm.

Zu beachten ist bei dem Vergleich, dass die geprüften Bauteile aus Brettern hergestellt wurden, die sich am unteren Ende des Brettangebotes der Sortierklasse MS10 befanden. Dies lässt die Annahme zu, dass der durchschnittliche Sicherheitsfaktor für durchschnittliches Brettschichtholz aus MS10 Brettern etwas höher liegt, als es die Gegenüberstellung zwischen Versuch und Rechnung vermuten lassen.

In Tabelle 6.4 bis Tabelle 6.7 werden die Vergleiche zwischen dem Berechnungsmodell und den durchgeführten Versuchen zusammengefasst. Die Hinweise (p) und (l) in diesen Tabellen stehen für ein rechnerisch ermitteltes plastisches (p) Verhalten und ein lineares (l) Verhalten und die Verwendung der zum maßgebenden Verhalten zugehörigen Gleichungen.

Tabelle 6.4: Vergleich der Tragfähigkeit nach dem Berechnungsmodell mit den Versuchsergebnissen für das Versagen der untersten Holzlamelle bei versagter Randlamelle und mit Eingangswerten für Vollholz

Reihe	Mittel Versuch M_{Bruch} [kNm]	Bruchmoment M_{Rechnung} mit $f_{c,0,k}/f_{m,k}$ [kNm]		Bruchmoment M_{Rechnung} mit $f_{c,0,k}/f_{t,0,k}$ [kNm]	
		Ohne RL ¹⁾ ; nach Abs. 6.2.3.2		Ohne RL ¹⁾ ; nach Abs. 6.2.2.2	
	M_{Bruch}	M_{Rechnung}	$M_{\text{Bruch}}/M_{\text{Rechnung}}$	M_{Rechnung}	$M_{\text{Bruch}}/M_{\text{Rechnung}}$
Tr-1	59,5	36,6 (p)	1,6	22,0 (l)	2,7
Tr-2	77,9	48,9 (p)	1,6	30,8 (l)	2,5
Tr-3	58,0	36,6 (p)	1,6	22,0 (l)	2,7
Tr-4	78,4	48,9 (p)	1,6	30,8 (l)	2,5
Tr-5	78,9	47,9 (p)	1,6	30,2 (l)	2,6
Tr-6	81,0	47,9 (p)	1,7	30,2 (l)	2,7
Tr-7	70,1	45,6 (p)	1,5	27,3 (l)	2,6
Tr-8	89,7	59,6 (p)	1,5	37,3 (l)	2,4

¹⁾ ohne Berücksichtigung der Randlamelle unterhalb der FVK-Lamellen

Tabelle 6.5: Vergleich der Tragfähigkeit nach dem Berechnungsmodell mit den Versuchsergebnissen für das Versagen der Randlamelle und mit Eingangswerten für Vollholz

Reihe	Mittel Versuch	Versagen Randlamelle		Versagen Randlamelle	
	$M_{\text{Bruch, RL}}$ [kNm]	M_{Rechnung} mit $f_{c,0,k}/f_{m,k}$ [kNm]		M_{Rechnung} mit $f_{c,0,k}/f_{t,0,k}$ [kNm]	
		nach Abs. 6.2.3.1		nach Abs. 6.2.2.1	
	$M_{\text{Bruch, RL}}$	M_{Rechnung}	$M_{\text{Bruch, RL}}/M_{\text{Rechnung}}$	M_{Rechnung}	$M_{\text{Bruch, RL}}/M_{\text{Rechnung}}$
Tr-1	50,3	42,4 (p)	1,2	25,3 (I)	2,0
Tr-2	57,6	50,9 (p)	1,1	31,3 (I)	1,8
Tr-3	53,0	42,4 (p)	1,3	25,3 (I)	2,1
Tr-4	64,7	50,9 (p)	1,3	31,3 (I)	2,1
Tr-5	72,6	49,3 (p)	1,5	30,1 (I)	2,4
Tr-6	66,1	49,3 (p)	1,3	30,1 (I)	2,2

Tabelle 6.6: Vergleich der Tragfähigkeit nach dem Berechnungsmodell mit den Versuchsreihen für das Versagen der untersten Holzlamelle bei versagter Randlamelle und mit Eingangswerten für BS-Holz

Reihe	Mittel Versuch	Bruchmoment		Bruchmoment	
	M_{Bruch} [kNm]	M_{Rechnung} mit $f_{c,0,k}/f_{m,k}$ [kNm]		M_{Rechnung} mit $f_{c,0,k}/f_{t,0,k}$ [kNm]	
		Ohne RL ¹⁾ ; nach Abs. 6.2.3.2		Ohne RL ¹⁾ ; nach Abs. 6.2.2.2	
	M_{Bruch}	M_{Rechnung}	$M_{\text{Bruch}}/M_{\text{Rechnung}}$	M_{Rechnung}	$M_{\text{Bruch}}/M_{\text{Rechnung}}$
Tr-1	59,5	37,1 (p)	1,6	26,4 (I)	2,3
Tr-2	77,9	49,9 (p)	1,6	36,7 (I)	2,1
Tr-3	58,0	37,1 (p)	1,6	26,4 (I)	2,2
Tr-4	78,4	49,9 (p)	1,6	36,7 (I)	2,1
Tr-5	78,9	48,9 (p)	1,6	35,9 (I)	2,2
Tr-6	81,0	48,9 (p)	1,7	35,9 (I)	2,3
Tr-7	70,1	46,2 (p)	1,5	32,9 (I)	2,1
Tr-8	89,7	60,8 (p)	1,5	44,5 (I)	2,0

¹⁾ ohne Berücksichtigung der Randlamelle unterhalb der FVK-Lamellen

Tabelle 6.7: Vergleich der Tragfähigkeit des Berechnungsmodells mit den Versuchsreihen für das Versagen der Randlamelle und mit Eingangswerten für BS-Holz

Reihe	Mittel Versuch	Versagen Randlamelle		Versagen Randlamelle	
	$M_{\text{Bruch, RL}}$ [kNm]	M_{Rechnung} mit $f_{c,0,k}/f_{m,k}$ [kNm]		M_{Rechnung} mit $f_{c,0,k}/f_{t,0,k}$ [kNm]	
		nach Abs. 6.2.3.1		nach Abs. 6.2.2.1	
	$M_{\text{Bruch, RL}}$	M_{Rechnung}	$M_{\text{Bruch, RL}}/M_{\text{Rechnung}}$	M_{Rechnung}	$M_{\text{Bruch, RL}}/M_{\text{Rechnung}}$
Tr-1	50,3	42,9 (p)	1,2	30,5 (I)	1,6
Tr-2	57,6	52,0 (p)	1,1	37,5 (I)	1,5
Tr-3	53,0	42,9 (p)	1,2	30,5 (I)	1,7
Tr-4	64,7	52,0 (p)	1,2	37,5 (I)	1,7
Tr-5	72,6	50,2 (p)	1,4	36,1 (I)	2,0
Tr-6	66,1	50,2 (p)	1,3	36,1 (I)	1,8

Aus Tabelle 6.4 bis Tabelle 6.7 ist zu erkennen, dass sich bei der Berechnung mit der Biegefestigkeit im Zugbereich immer ein plastisches Verhalten ergibt. Dies liegt am Verhältnis der Druck- zur Biegefestigkeit, das i.d.R. um 1,0 oder darunter liegt. Der entgegengesetzte Fall tritt ein bei Berechnung mit dem Verhältnis der Druck- zur Zugfestigkeit. Dieser Verhältniswert liegt grundsätzlich über 1,0 und es bedarf einer größeren Mindestverstärkungsmenge, damit der Querschnitt eine plastische Druckzone ausbilden kann. Da für MS 10 bzw. BS 11 das Verhältnis 1,50 bzw. 1,41 beträgt, ist ein sehr hoher Verstärkungsgrad erforderlich, um rechnerisch eine Plastizität zu erzielen.

In Tabelle 6.8 ist ein Vergleich der Bruchmomente für unverstärkte Querschnitte und die nach dem Modell berechneten verstärkten Querschnitte angegeben. Die Berechnung der verstärkten Querschnitte bezieht sich auf das Versagen der untersten Holzlamelle des jeweiligen Trägeraufbaus.

Tabelle 6.8: Vergleich der Bruchmomente unverstärkter mit verstärkten Querschnitten für das Versagen der untersten Holzlamelle bei versagter Randlamelle und Materialeigenschaften von BS-Holz

Reihe	Mittel Versuch $M_{\text{Bruch, RL}}$ [kNm]	Versagen Randlamelle $M_{\text{Rechnung, RL}}$ mit $f_{c,0,k}/f_{m,k}$ [kNm]		Versagen Randlamelle $M_{\text{Rechnung, RL}}$ mit $f_{c,0,k}/f_{t,0,k}$ [kNm]	
		Ohne RL ¹⁾		Ohne RL ¹⁾	
	$M_{\text{Bruch, RL}}$	M_{Rechnung}	$M_{\text{Rechnung, RL}}/M_{\text{unverstärkt}}$	M_{Rechnung}	$M_{\text{Rechnung, RL}}/M_{\text{unverstärkt}}$
Tr-1	50,3	42,9 (p)	1,13	30,5 (l)	0,80
Tr-2	57,6	52,0 (p)	1,34	37,5 (l)	0,96
Tr-3	53,0	42,9 (p)	1,13	30,5 (l)	0,80
Tr-4	64,7	52,0 (p)	1,34	37,5 (l)	0,96
Tr-5	72,6	50,2 (p)	1,29	36,1 (l)	0,95
Tr-6	66,1	50,2 (p)	1,29	36,1 (l)	0,95
Tr-7	70,1	46,2 (p)	1,22	32,9 (l)	0,87
Tr-8	89,7	60,8 (p)	1,56	44,5 (l)	1,14

¹⁾ ggf. ohne Berücksichtigung der Randlamelle unterhalb der FVK-Lamellen

Aus Tabelle 6.8 ist ersichtlich, dass bei einer Berechnung mit der Biegefestigkeit Verhältniswerte über 1,0, also Tragfähigkeitssteigerungen, ermittelt werden. Wird die Zugfestigkeit von BS11 in Ansatz gebracht, so ergeben sich Werte, die kleiner als 1,0 sind. Da dies in Wirklichkeit nicht der Fall ist, liegt es nahe, für eine Bemessung verstärkter Bauteile die Werte der Druckfestigkeit und Biegefestigkeit zu verwenden.

7 Simulation

7.1 Allgemeines

Streuende Eigenschaften des Holzes – sowohl zwischen verschiedenen Hölzern als auch innerhalb eines Holzes – beeinflussen das Trag- und Verformungsverhalten verstärkter BS-Holz Träger. Wird die Tragfähigkeit und Steifigkeit solcher Verbundträger theoretisch ermittelt, sind diese streuenden Einflussgrößen bei der Simulation der Materialeigenschaften zu berücksichtigen. Hierzu werden die Lamellen der Verbundträger in 150 mm lange Abschnitte oder Zellen unterteilt. Für diese Abschnitte werden unter Berücksichtigung der statistischen Verteilungen der Eigenschaften des Holzes sowie der Korrelationen zwischen diesen Eigenschaften Materialeigenschaften simuliert. Die simulierten Materialeigenschaften werden im mechanischen Modell zur Berechnung der Bauteile erfasst. Eine wesentliche Grundlage für das mechanische Modell bildet die Wahl einer geeigneten Spannungs-Dehnungs-Beziehung des Holzes. Auf der Grundlage von Untersuchungen von GLOS (1978) und (1981) wurde für den Druckbereich eine nicht-lineare Spannungs-Dehnungs-Beziehung gewählt:

$$\sigma_{dII} = \sigma_{dB} \cdot \tanh\left(\frac{E_d}{\sigma_{dB}} \cdot \varepsilon_d\right) \quad (7.1).$$

Hierbei ist σ_{dB} die Druckfestigkeit, ε_d die betrachtete Stauchung und E_d der Druck-Elastizitätsmodul.

Um die Festigkeitseigenschaften der in Zellen unterteilten Bretter ermitteln zu können, werden den Zellen als Werkstoffkennwerte die Darrohdichte und die Ästigkeit zugeordnet. Daraus werden über Regressionsgleichungen Steifigkeits- und Festigkeitskennwerte ermittelt. Die mit den Werkstoffkennwerten nicht erklärbare Reststreuung wird durch die Simulation von Residuen berücksichtigt.

Aus einer ausreichenden Anzahl von Simulationen kann auf die charakteristische Tragfähigkeit verstärkter und nicht verstärkter Querschnitte geschlossen werden und somit können Aussagen über den Verstärkungseffekt bei den Verbundträgern getroffen werden.

7.2 Simulation des Trägeraufbaus

Für die Simulation der Brettlänge wurde angenommen, dass Brettlängen von maximal 4,50 m zur Verfügung stehen. LARSEN (1980) gibt eine mittlere Brettlänge von 4,30 m bei einer Standardabweichung von 0,71 m für Schnittholz aus dänischen Leimbaubetrieben an. Für die Simulation wurde eine Normalverteilung mit dem Mit-

telwert $x = 4,30$ m und der Standardabweichung $s = 0,71$ m gewählt. Brettlängen über 4,50 m werden auf 4,50 m gekappt, da davon ausgegangen wird, dass aus Transportgründen keine längeren Ausgangsbretter bei der Mehrzahl der Leimbaubetriebe zur Verfügung stehen.

Da bei der Simulation der Materialeigenschaften Brettabschnitte bzw. Zellen von 150 mm Länge verwendet werden, wird die Brettlänge auf das nächstliegende Vielfache der Zellenlänge auf- bzw. abgerundet.

KZV treten zwischen den zu einem Brettstrang verbundenen Brettern auf. Da die Eigenschaften der KZV insbesondere von der niedrigeren Rohdichte der beiden verbundenen Bretter abhängen, werden der anliegenden Zelle mit geringerer Rohdichte die Werte aus den im folgenden beschriebenen Regressionsgleichungen für die Brettabschnitte mit KZV zugeordnet.

Die einzelnen Bretter werden mit KZV zu einem prinzipiell unendlichen Brettstrang verbunden. Von diesem Brettstrang werden Lamellen entsprechend der Länge des Brettschichtholzträgers abgetrennt und miteinander verklebt.

Da nicht davon ausgegangen werden kann, dass der Rest des Endbrettes einer Lamelle als Anfangsbrett der nächsten Lamelle des BS-Holz Trägers auftritt, wird der Restbrettabschnitt des letzten Brettes einer Lamelle für eine weitere Simulation nicht mehr berücksichtigt. Das Anfangsbrett einer neuen Lamelle weist durch das Abtrennen vom Brettstrang ebenfalls nicht die ursprüngliche Länge auf. Aus diesem Grund wird dieses Anfangsbrett um eine zufällige Anzahl von Brettabschnitten gekürzt.

7.3 Simulation der Materialeigenschaften

Für jede Zelle wird eine konstante Holzfeuchte von $u = 10\%$ angenommen. Diese durchschnittliche Holzfeuchte ergab sich aus Messungen an Stichproben bei der jeweiligen Holzsortierung mit einem elektrischen Feuchtemessgerät.

GLOS (1978) gibt für das in Leimbaubetrieben verarbeitete Schnittholz eine mittlere Darrohdichte von 430 kg/m^3 bei einer Standardabweichung von 50 kg/m^3 an. Diese Ergebnisse wurden durch Versuche an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Karlsruhe von COLLING ET AL (1987) bestätigt. Hier ergaben sich für die Brettlamellen aus drei unterschiedlichen Wuchsgebieten ein Mittelwert von 423 kg/m^3 bei einer Standardabweichung von 49 kg/m^3 . Als geeignetste theoretische Wahrscheinlichkeitsverteilung wird von BLAß (1987) eine Log-Normalverteilung mit dem Mittelwert $\ln \mu_y = 6,0566$ und einer Standardabweichung von $\ln \sigma_y = 0,11588$ angegeben. Die Simulation der Rohdichte erfolgte mit der Monte-Carlo Methode aus dieser Verteilung.

Die Schwankung der Rohdichte in Brettlängsrichtung wird vernachlässigt, da dieser Einfluss von Streuungen der Steifigkeits- und Festigkeitseigenschaften überdeckt wird. Untersuchungen von EHLBECK ET AL. (1985) an 4,50 m langen Brettern haben gezeigt, dass der Unterschied der Rohdichte in 80% der Fälle an den Brettenden kleiner als 40 kg/m^3 ist war. In wenigen Fällen wurde dabei ein Unterschied der Rohdichte bis 110 kg/m^2 gemessen.

Die Regressionsgleichungen zur Ermittlung des Elastizitätsmoduls und der Festigkeit der einzelnen Zellen erfordern die Angabe der Ästigkeit. Das Maß für die Ästigkeit wird mit dem KAR-Wert (Knot Area Ratio) nach den RICHTLINIEN DER ECE (1982) angegeben. Der KAR-Wert entspricht dem Verhältnis der auf den Brettquerschnitt projizierten Astfläche zur Bruttoquerschnittsfläche, wobei sich die projizierte Astfläche aus den Astflächen der Einzeläste in einem 150 mm langen Abschnitt ergibt.

Für maschinell sortiertes Holz wird nach einem Verfahren nach GÖRLACHER (1990) von einer Häufigkeitsverteilung für den maximalen KAR-Wert ausgegangen. Diese Häufigkeitsverteilung ergab sich aus Untersuchungen an 1434 Brettern einer Länge von 4,50 m und wurde von COLLING ET AL. (1987) durchgeführt. Die untersuchten Bretter kamen aus den Herkunftsgebieten Skandinavien, Osteuropa und Deutschland/Österreich. In dieser Untersuchung wird für die Häufigkeitsverteilung des maximalen KAR-Wertes als geeignete Verteilung eine Log-Normalverteilung mit einem Mittelwert von $\ln \mu_y = -1,365$ und einer Standardabweichung von $\ln \sigma_y = 0,412$ angegeben.

Aus dieser Verteilung wird mit der Monte-Carlo Methode ein maximaler KAR-Wert für das jeweilig simulierte Brett ermittelt. Die weiteren Werte der Ästigkeit werden aus der maximalen Ästigkeit des Brettes abgeleitet, indem eine Abstufung mit einem Faktor K_i erfolgt, bis $\text{KAR} < 0,05$ ist. Für KAR-Werte kleiner 0,05 wird ein fehlerfreier Brettabschnitt angenommen und der KAR-Wert somit zu Null gesetzt.

$$\text{KAR}_{i+1} = K_i \cdot \text{KAR}_i \quad \text{mit } \text{KAR}_{\max} = \text{KAR}_1 \quad (7.2).$$

Der Faktor K_i ist dabei ein Wert zwischen 0 und 1. Die Häufigkeitsverteilung für den Faktor K_i wird als Exponentialverteilung zu

$$h(K_i) = \alpha \cdot e^{-\alpha \cdot (1-K_i)} \quad (7.3)$$

mit dem Verteilungsparameter $\alpha = 7,57$ angegeben. Im Anschluss an die Berechnung werden die abgestuften KAR-Werte zufällig auf die Zellen verteilt.

7.4 Zuordnung von Festigkeits- und Steifigkeitswerten

Die Simulation des Druck- bzw. Zugelastizitätsmoduls und der Druck- bzw. Zugfestigkeit eines Brettabschnittes wurde mit Hilfe von Regressionsgleichungen und den dazugehörigen Reststreuungen durchgeführt. Die Regressionsgleichungen stammen aus Untersuchungen von GLOS (1978) und HEIMESHOF ET AL. (1980). Die Probekörper dieser Untersuchungen wiesen eine Holzfeuchte von 12% auf und hatten eine Länge von 137,5 mm. In COLLING (1990) wurden diese Gleichungen zu einem Simulationsmodell zusammengestellt. Der Druck- und Zugelastizitätsmodul wurde für 150 mm lange Zellen nach dem von COLLING (1990) dargestellten Verfahren ermittelt.

Der Elastizitätsmodul nicht keilgezinkter Zellen ist abhängig von der Darrrohdichte und dem KAR-Wert der jeweiligen Zelle. Mit diesen Eingangsgrößen wird über eine Regressionsgleichung ein mittlerer Elastizitätsmodul der Zelle für eine Druck- und Zugbeanspruchung ermittelt. Da ein Brett schlechter oder besser sein kann als der in den Regressionsgeraden ermittelte Wert, wird der berechnete Wert aus der Regressionsgleichung mit einer Reststreuung überlagert.

Bei Zellen, denen eine Keilzinkenverbindung zugeordnet wurde, entfällt die Ästigkeit als Einflussgröße auf den Elastizitätsmodul, da im Bereich des dreifachen Durchmessers eines Astes eine Keilzinkenverbindung nicht zulässig ist. Als Darrrohdichte dieses Zelltyps wird die niedrigere Darrrohdichte der beiden Brethälften in die Regressionsgleichung eingesetzt. Es erfolgt auch hier eine Überlagerung des Wertes aus der Regressionsgleichung mit einer Reststreuung.

Bei der Simulation eines bekannten Elastizitätsmoduls wird das Brett so oft simuliert, bis der mittlere Elastizitätsmodul innerhalb eines Toleranzbereiches mit dem gemessenen Wert übereinstimmt. Für die Nachrechnung der Bauteilversuche wurde die Simulation jedes Brettes wiederholt, bis der simulierte Elastizitätsmodul dem gemessenen Elastizitätsmodul innerhalb einer Toleranzgrenze von drei Prozent entsprach. Um den mittleren Elastizitätsmodul eines gesamten Brettes zu erhalten, wird folgende Gleichung verwendet:

$$E_{\text{Brett}} = \frac{N}{\sum_{i=1}^N \frac{1}{E_i}} \quad (7.4).$$

Die Variable N ist hierbei die Anzahl der Zellen innerhalb eines Brettes und E_i der Elastizitätsmodul der einzelnen Zellen.

Die Zug- und Druckfestigkeit einer Zelle wird wie für den Elastizitätsmodul mit der in COLLING (1990) angebenen Regressionsgleichung durchgeführt. Einflussgrößen der Zugfestigkeit nicht keilgezinkter Zellen ist der Zug-Elastizitätsmodul und die Ästigkeit KAR. Die Druckfestigkeit wird in der Regressionsgleichung mit der Darrrohdichte und der Ästigkeit ermittelt.

Bei keilgezinkten Brettabschnitten sind die Einflussgrößen für die Zugfestigkeit der Zug-Elastizitätsmodul, bei der Druckfestigkeit der Druck-Elastizitätsmodul und die geringere Darrrohdichte der beiden Bretter.

Die Ergebnisse aus der Regressionsgleichung werden auch hier mit einer Reststreuung überlagert.

Die Festigkeit einer Keilzinkenverbindung ist außer von den Materialeigenschaften der Zelle wie Rohdichte und Elastizitätsmodul auch von der Herstellungsmethode und der Sorgfalt bei der Herstellung abhängig. Bei der Bestimmung der Regressionsgleichungen wurden Keilzinkenverbindungen verschiedener Hersteller untersucht. Da abhängig vom Hersteller die Festigkeit einer Keilzinkenverbindung unterschiedlich sein kann, und aus den ersten Simulationen geprüfter Träger mit Keilzinkenverbindungen davon ausgegangen werden konnte, dass die Keilzinkungen in den geprüften Trägern eine höhere Tragfähigkeit aufweisen, als sich aus der Regressionsgleichung ergibt, wurde die berechnete Festigkeit der Keilzinkenverbindungen um 20% erhöht.

7.5 Ermittlung der Tragfähigkeit

Zur Berechnung der Versuchskörper wurde ein Stabmodell verwendet. In diesem Modell wird der zu simulierende Träger in Längsrichtung in einzelne Teilstäbe unterteilt, die jeweils nach der Verbundtheorie unter der Annahme ebener Querschnitte berechnet wurden. Die Teilstäbe werden in vertikaler Richtung in Zellen unterteilt, die in ihrer Höhe der Lamellendicke entsprechen. Die Teilstablänge wurde auf 150 mm festgelegt.

Bei der Berechnung wurde in jedem Schnitt, zunächst unter der Annahme eines Versagens der untersten Holzlamelle, iterativ das maximal aufnehmbare Moment ermittelt. Eine iterative Berechnung ist wegen der nicht linearen Spannungsverteilung im Druckbereich erforderlich. Anschließend wurde überprüft, ob eine andere Zelle des Teilstabes für den ermittelten Dehnungszustand versagt. In diesem Fall wurde eine weitere iterative Berechnung für den Grenzzustand dieser Zelle durchgeführt.

Aus den ermittelten maximal aufnehmbaren Momenten der einzelnen Teilstäbe ergibt sich mit der Form der Momentenlinie des Trägers diejenige Last, bei der ein erstes Versagen zu erwarten ist.

Für den nächsten Lastschritt wurde, falls das Versagen in der Randlamelle erfolgte, der Elastizitätsmodul dieser Randlamelle wegen des Ablöseeffektes bei Simulationen mit CFK-Lamellen zu Null gesetzt. Bei den Bauteilen mit AFK-Lamellen wurden neben der für das Versagen maßgebenden Randzelle jeweils links und rechts zwei Zellen für die weitere Berechnung entfernt.

Für den Fall eines Versagens einer weiter oben liegenden Zelle wurde nur dieser Zelle ein Elastizitätsmodul nahe Null zugeordnet.

Da aus den Last-Verformungskurven der Versuche zu erkennen war, dass das Gesamtversagen der Bauteile bei fast allen Versuchen spätestens nach dem Ausfall von vier Zellen auftrat, wurde nach dem rechnerischen Ausfall von vier Zellen die Berechnung abgebrochen.

Für die Verformungsberechnung wurde mit dem Sekantenmodul bei der aktuellen Dehnung jeder Zelle der Elastizitätsmodul des „Stababschnittes“ und daraus die Biegesteifigkeit des jeweiligen Schnittes ermittelt. Hieraus wurde schließlich die Verformung des Gesamtsystems in Systemmitte mit dem Arbeitssatz berechnet.

$$\delta = \int \frac{M \cdot \bar{M}}{E \cdot I} ds + \int \frac{V \cdot \bar{V}}{G \cdot A_s} ds \quad (7.5).$$

Die Schubsteifigkeit GA_s wurde unabhängig vom vorhandenen Dehnungszustand ermittelt:

$$G \cdot A_s = \frac{5}{6} \cdot G \cdot A. \quad (7.6).$$

Der Schubmodul wurde wie folgt angesetzt:

$$G = \frac{E}{16} \quad (7.7).$$

Hierbei entspricht E dem simulierten Elastizitätsmodul der Zelle.

7.6 Ergebnisse

Mit dem Simulationsmodell wurden die geprüften Träger nachgerechnet. Allgemeine Simulationen wurden für ausgewählte Trägeraufbauten durchgeführt. Es wurden jeweils 200 Simulationen durchgeführt. In Tabelle A6 und A7 (Anlage 34 und 35) sind die Ergebnisse der Simulationen dargestellt.

Die Traglasten der simulierten Bauteile sind im Mittel um 6% geringer als es die Versuche ergaben. Eine Ursache hierfür kann darin liegen, dass ein Abbruch der Simulation nach dem vierten Versagen einer Zelle für einige Träger nicht der Wirklichkeit entspricht und somit ein zu frühes rechnerisches Versagen einiger Träger den Mittelwert reduziert.

Ein Vergleich der in den Versuchen ermittelten Traglasten beim ersten Versagen einer Zelle mit den Traglasten der simulierten und der unverstärkten Träger ergibt die

in Tabelle A8 und A9 (Anlage 36 und 37) angegeben Verhältniswerte. Aus den Verhältniswerten ist zu erkennen, dass sich bis auf den Versuch Tr-1.1 und Tr-1.4 beim Ausfall der ersten Zelle eine höhere Traglast ergab als bei den unverstärkten Trägern.

Die in Tabelle A6 und A7 (Anlage 34 und 35) aufgeführten 5%-Fraktilwerte der Biegefestigkeit $f_{m,u,05}$ der unverstärkten Träger liegen mit einem Mittelwert von $22,5 \text{ N/mm}^2$ etwas niedriger als der in DIN ENV 1995 für BS11 mit $f_{m,g,k} = 24 \text{ N/mm}^2$ angegebene Wert. Die simulierten Traglasten bestätigen damit die für die Traglast ungünstige Auswahl der Brettlamellen und die ungünstige Zusammenstellung der Bauteile.

Aus der Tabelle A8 und A9 (Anlage 34 und 35) ist zu erkennen, dass die mittlere rechnerische Traglaststeigerung zwischen 25% (Tr-1) und 31% (Tr-3) für die Träger mit einer Lage der Lamelle L1 und mit Randlamelle liegt. Bei einer günstigeren Lage der CFK-Lamelle wurde eine Traglaststeigerung von 51% (Tr-7) ermittelt. Aus dem Vergleich der Versuchsreihen Tr-1 mit Tr-3 kann nicht auf den Einfluss der KZV geschlossen werden, da es bei der Versuchsreihe Tr-3 sowohl zu einem Versagen der KZV, als auch zu einem Holzversagen kam, und bei einer Auswertung der Simulationsergebnisse keine Unterscheidung zwischen einem KZV- und einem Holzversagen getroffen wurden.

Bei den Trägern mit einem höheren Verstärkungsgrad und höherem Elastizitätsmodul der FVK-Lamelle ergibt sich eine mittlere rechnerische Traglaststeigerung von 77% (Tr-4) und 88% (Tr-2) und bei einer günstigeren Lage der CFK-Lamelle L2 eine Traglaststeigerung von 101% (Tr-8).

Aus den Ergebnissen der Versuchsreihen Tr-7 und Tr-8 ist zu erkennen, dass ein Verzicht auf eine Randlamelle, d.h. eine günstigere Lage der Verstärkung, eine wesentlich höhere Traglast bei gleicher Querschnittshöhe zur Folge hat. Der Unterschied der Tragfähigkeiten zwischen Bauteilen ohne Randlamelle und mit Randlamelle dürfte bei geringer werdendem h_R/h -Verhältnis allerdings immer geringer werden.

Bei den Versuchsreihen Tr-5 und Tr-6 wurde eine rechnerische Traglaststeigerung von 55% (Tr-5) und 58% (Tr-6) ermittelt. Bei der Simulation wurde bei diesen Versuchsreihen ein begrenztes Ablösen der Randlamelle im Gegensatz zum vollständigen Ablösen bei den Versuchsreihen Tr-1 bis Tr-4 angesetzt.

In Tabelle A6 und A7 (Anlage 34 und 35) wird das Verhältnis der 5%-Fraktilwerte der berechneten Werte der Biegefestigkeit dargestellt. Das Verhältnis der Mittelwerte der Traglasten aus den Versuchen zu den Traglasten der unverstärkten Träger ergibt größere Steigerungen. Dies lässt sich durch die konservativen Simulationsergebnisse und durch das unterschiedliche Versagensverhalten der Träger erklären.

In Tabelle A10 (Anlage 38) sind die Eingangswerte für eine allgemeine Simulation mit einem MS10 Brettangebot dargestellt. Die Ergebnisse dieser Simulationen sind in Tabelle A11 (Anlage 38) zusammengestellt. Aufgrund des günstigeren Brettangebotes im Vergleich zu den durchgeführten Versuchen, wurden höhere Traglasten ermittelt. Für die Simulation der unverstärkten Träger der Reihe S-5 ist zu erkennen, dass der 5%-Fraktilwert mit einer Biegefestigkeit von $25,1 \text{ N/mm}^2$ bei dieser allgemeinen Simulation etwas über dem Wert der Biegefestigkeit nach DIN ENV 1995 liegt. Bis auf die Simulationsreihe S-2 und S-4 ist bei allen Simulationsreihen der 5%-Fraktilwert der Biegefestigkeit etwas größer als bei den Simulationen der geprüften Versuchsreihen der Bauteilversuche. Aufgrund des unterschiedlichen Brettangebotes wäre ein größerer Unterschied zu erwarten. Allerdings wird durch die erhöht ange-setzte Keilzinkenfestigkeit bei der Simulation der geprüften Bauteile dieser potentielle Unterschied wieder ausgeglichen.

Die ermittelten Verformungen zeigten im elastischen Bereich bis zum ersten Versagen einer Zelle eine gute Übereinstimmung mit den in den Versuchen ermittelten Werten. Bei ausgeprägten plastischen Verformungen wurden große Abweichungen bis zu 50% zwischen den berechneten und den in den Versuchen ermittelten Verformungen ermittelt. Eine Erklärung hierfür liegt in der Ausbildung großer Druckfalten, die zu einem Knick in der Biegelinie führen.

Die durchgeführten Simulationen bieten eine gute Abschätzung der Traglasten. Für eine allgemeingültige wirklichkeitsnahe Ermittlung der Verformungen und der Traglasten sind zusätzliche Untersuchungen erforderlich, in denen das Delaminationsverhalten der Kunststofflamellen und der Einfluss der Druckfalten auf das Verformungsverhalten näher betrachtet wird.

8 Zusammenfassung

Ziel des Forschungsvorhabens war die Untersuchung des Trag- und Verformungsverhaltens von Verbundträgern aus BS-Holz und Faserverbundkunststoffen und die Angabe eines aus Versuchen abgeleiteten mechanischen Modells zur Berechnung der Verbundträger. Dazu wurde der Einfluss des Verstärkungsgrades und der geometrischen Anordnung der Verstärkung aus unterschiedlichen Faserverbundkunststoffen untersucht.

Zur Beurteilung geeigneter Klebstoffe wurden Druckscherversuche mit drei unterschiedlichen Klebstoffen durchgeführt. Die größten Werte der Scherfestigkeit wurden für den Epoxidharzklebstoff und den Einkomponenten Polyurethanklebstoff ermittelt. Beim Resorcinharz wurde eine geringere Scherfestigkeit ermittelt.

Für die Bauteilversuche wurde Holz der Sortierklasse MS10 – teilweise auch MS7 – ausgewählt. Innerhalb der Sortierklasse MS10 wurde ein Brettangebot mit niedriger Rohdichte und einem niedrigen Elastizitätsmodul verwendet. Die Anordnung im BS-Holz Träger erfolgte ungünstig mit einer Abstufung der Bretter mit niedrigen Werten der Rohdichte und des Elastizitätsmoduls zur Außenseite des Querschnittes hin. Es wurden trotz dieser ungünstigen Zusammenstellung der Querschnitte hohe Biegefestigkeiten in den Versuchen ermittelt. Eine Verwendung der Sortierklasse S7/MS7 für die Herstellung von verstärkten BS-Holz Trägern erscheint daher ohne weiteres möglich.

Die Träger von vier der acht Versuchsreihen wurden praxisnah bei einem BS-Holz Hersteller mit einem Polyurethanklebstoff hergestellt. Zur Herstellung der Versuchsträger waren nur geringfügige Änderungen des normalen Produktionsablaufes notwendig. Die durchgeführten Versuche zeigen, dass eine Produktion von Verbundträgern praxisnah möglich ist und es Klebstoffe aus der Herstellung von BS-Holz gibt, die eine ausreichende Tragfähigkeit auch bei Verbundträgern gewährleisten.

Durch die Verwendung von FVK-Lamellen in der Zugzone von BS-Holz Trägern wird die Tragfähigkeit und die Biegesteifigkeit deutlich erhöht. Für Träger ohne Randlamelle aus Holz unterhalb der FVK-Lamelle wurden höhere Werte der Biegesteifigkeit und Tragfähigkeit ermittelt als bei Trägern gleicher Verstärkung mit Randlamelle. Einen weiteren Einfluss auf das Tragverhalten hat die Fähigkeit des Verbundsystems, plötzlich auftretende Risse aufnehmen zu können, ohne dass ein Versagen des gesamten Tragsystems erfolgt. Hierbei muss zwischen dem Tragverhalten der Randlamelle unterhalb der FVK-Lamellen und dem Tragverhalten der Lamellen oberhalb der FVK-Lamelle unterschieden werden.

Im Gegensatz zu unverstärkten BS-Holz Trägern tritt bei den Verbundträgern das Versagen schrittweise ein. Auch nach einem Versagen einer Randlamelle unterhalb der FVK-Lamelle erfolgt zunächst kein Versagen des Gesamtträgers. Bis auf wenige

Versuche konnte nach dem Versagen der hölzernen Randlamelle eine Traglaststeigerung festgestellt werden. Vor dem Versagen der Träger wurde teilweise ein ausgeprägtes örtliches Plastizieren im Druckbereich beobachtet.

Mit einem Simulationsmodell, das die streuenden Materialeigenschaften des Werkstoffes Holz berücksichtigt, wurden verstärkte Träger modelliert und deren Tragfähigkeit berechnet. Ein Vergleich der Simulationen mit den Versuchsergebnissen zeigte eine gute Übereinstimmung.

Aus einer Vielzahl weiterer Simulationen konnten auch Mittelwerte und Fraktilwerte der Tragfähigkeit weiterer, nicht geprüfter verstärkter Träger angegeben werden. Es zeigte sich, dass durch eine Verstärkung mit Faserverbundwerkstoffen auch mit Brettmaterial niedriger Sortierklassen Träger hergestellt werden können, deren Tragfähigkeit und Steifigkeit derjenigen nicht verstärkter Träger hoher Festigkeitsklassen entspricht.

Ein analytisches Berechnungsmodell zur Bemessung verstärkter Träger wurde auf der Grundlage der Verbundtheorie erstellt. Bei dem Modell wird von einem linear-elastischen/ideal-plastischen Stoffgesetz des Holzes im Druckbereich, einem linear-elastischen Verlauf der Spannungs-Dehnungslinie sowohl des Holzes im Zugbereich als auch der FVK-Lamelle im Zug- und Druckbereich sowie einem starren Verbund zwischen den Klebefugen des BS-Holzes und der FVK-Lamelle ausgegangen. Die Materialeigenschaften der BS-Holz Träger werden in Bauteillängsrichtung und in der Querschnittshöhe konstant angenommen. Versagenskriterium ist das Erreichen der Biegefestigkeit der untersten Holzlamelle. In dem Berechnungsmodell wurde die Biegetragfähigkeit und Biegesteifigkeit auf unverstärkte Querschnitte zurückgeführt, so dass eine Berechnung mit dimensionslosen Faktoren möglich ist.

Zur Optimierung verstärkter BS-Holz Träger sind weiter gehende Untersuchungen erforderlich, die unter anderem das Delaminationsverhalten der Kunststofflamellen, die Scherspannungsverteilung und die Tragfähigkeit im Verankerungsbereich und das Verformungsverhalten aufgrund des plastizierten Druckbereiches genauer klären sollen. Möglichkeiten zur Optimierung des Tragverhaltens liegen in einer Verbesserung der Klebefuge zwischen hölzerner Randlamelle und FVK-Lamelle sowie in der Verwendung von Verstärkungen im Druckbereich zur Erhöhung der Biegesteifigkeit. Darüber hinaus können die Kosten durch eine Abstufung der Verstärkung reduziert werden.

9 Literatur

BIBLIS, E. J. (1965). Analysis of wood-fiberglass beams within and beyond the elastic region. *Forest Products Journal* 25 (224) 1965: 81-88

BLAß, H. J. (1987). Tragfähigkeit von Druckstäben aus Brettschichtholz unter Berücksichtigung streuender Einflussgrößen. Dissertation Universität Karlsruhe 1987

BULLEIT, W. M.; SANDBERG, L. B.; WOODS, G. J. (1989). Steel-reinforced glued laminated timber; *Journal of Structural Engineering* 115(2): 433-444

COLLING, F.; GÖRLACHER, R. (1987). Eigenschaften des in Leimbaubetrieben verarbeiteten Schnittholzes. *Bauen mit Holz* 91: 327-331

COLLING, F. (1990). Tragfähigkeit von Biegeträgern aus Brettschichtholz in Abhängigkeit von festigkeitsrelevanten Einflussgrößen. Dissertation Universität Karlsruhe 1990

EHLBECK, J.; COLLING, F.; GÖRLACHER, R. (1985). Einfluss keilgezinkter Lamellen auf die Biegefestigkeit von Brettschichtholzträgern. Teil 2: Eingangsdaten für das Rechenmodell. *Holz als Roh- und Werkstoff* 43:369-373

EHLBECK, J.; COLLING, F. (1986). Biegefestigkeit von Brettschichtholz. Forschungsbericht der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Ingenieurholzbau der Universität Karlsruhe

EHLBECK, J.; COLLING, F. (1987). Tragfähigkeit von Glasfaser-Verbund-Profilen verstärkten Brettschichtholzträgern. Forschungsbericht der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Ingenieurholzbau der Universität Karlsruhe

EHRENSTEIN G. W. (1992) Faserverbund-Kunststoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Eigenschaften ; Hanser Verlag München 1992

GARDNER, D. J.; DAVALOS, J. F.; MUNIPALLE U. M. (1994). Adhesive bonding of pultruded fiber-reinforced plastic to wood. *Forest Products Journal* 44(5): 62-66

GLOS, P. (1978). Zur Bestimmung des Festigkeitsverhaltens von Brettschichtholz bei Druckbeanspruchung aus Werkstoff- und Einwirkungskenngrößen. *Berichte zur Zuverlässigkeitstheorie der Bauwerke*, Heft 35, SFB 96, München

GLOS, P. (1978). Zur Bestimmung des Festigkeitsverhaltens von Brettschichtholz bei Druckbeanspruchungen aus Werkstoff- und Einwirkungsgrößen. Dissertation Technische Universität München 1978

GLOS, P. (1981). Zur Modellierung des Festigkeitsverhaltens von Bauholz bei Druck-, Zug- und Biegebeanspruchung. *Berichte zur Zuverlässigkeitstheorie der Bauwerke*; Heft 61/81 SFB 96, München

- GÖRLACHER, R. (1990). Klassifizierung von Brettschichtholzlamellen durch Messung von Longitudinalschwingungen. Dissertation Universität Karlsruhe 1990
- HEIMESHOFF, B.; GLOS, P. (1980). Zugfestigkeit und Biege - E- Modul von Fichten - Brettlamellen. Holz als Roh- und Werkstoff 38:51-59
- HERNANDEZ R.; DAVALOS, J. F.; SONTI, S. S; KIM, Y.; MOODY, R. C. (1997). Strength and stiffness of reinforced Yellow-Poplar glued-laminated beams; Res. Pap. FPL-RP-554. Madison, WI: U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory
- KRUEGER, G. P. (1973). Ultimate-strength design of reinforced timber. Wood science, Vol. 6, No. 2: 175-187
- LANTOS, G. G. (1970). The flexural behaviour of steel reinforced laminated timber beams. Canadian Wood Council Wood Science. 2(3):136-143
- LARSEN, H. (1980). Strength of Glued Laminated Beams. Part 2 (Properties of Glulam Laminations) Report No. 8004. Aalborg University, Denmark, April 1980;
- MOSER, K. (1992). Faser-Kunststoff-Verbund: Entwurfs- und Berechnungsgrundlagen. VDI-Verlag Düsseldorf 1992
- ROWLANDS, R. E.; VAN DEWEGHE, R. P.; LAUFENBERG, T. L.; KRUEGER, G. P. (1986). Fiber-reinforced wood composites. Wood and Fiber Science, 18(1), 1986: 39-57.
- COLLING, F.; SCHERBERGER, M. (1987). Die Streuung des Elastizitätsmoduls in Brett-längsrichtung. Holz als Roh- und Werkstoff 45:98-99
- SPAUN, F. D. (1981). Reinforcement of wood with fiberglass. Forest Products Journal. 31(4): 26-33
- PETERSON, J. (1965). Wood beams prestressed with bonded tension elements. Journal of the Structural Division, STI: 103-119
- PLEVRIS, N.; TRIANTAFILLOU, T. C. (1992). FRP-reinforced wood as structural material. American Society of Civil Engineers. Journal of Materials in Civil Engineering. 4(3): 300-317
- TADEU, A., BRANCO, F. (1999). Scherversuche an mit Epoxidharz befestigten Stahlplatten auf Beton unter Temperatureinfluss. Bautechnik 76 (1999), Heft 7: 556-560
- TRIANAFILLOU, T. C.; DESKOVIC, N. (1992). Prestressed FRP sheets as external reinforcement of wood members; J. Struct. Eng., ASCE, 118(5), 1270

VAN DE KUILEN, J-W.G. (1991). Theoretical and experimental research on glass fibre reinforced laminated timber beams. 1991 International timber engineering conference, London 3.226-3.231

Zitierte Normen, Vornormen und Richtlinien

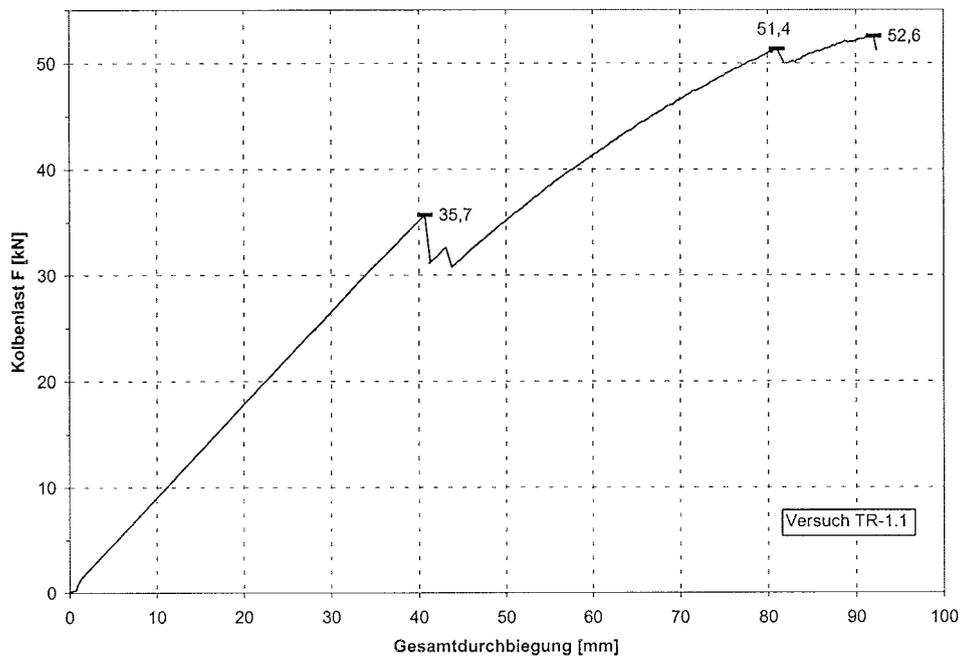
- | | |
|--|--|
| DIN EN 392, 1995, April 1996: | Brettschichtholz - Scherprüfung der Leimfugen |
| DIN EN 408, 1995, Januar 1995: | Holzbauwerke - Bauholz für tragende Zwecke und Brettschichtholz - Bestimmung einiger physikalischer und mechanischer Eigenschaften |
| DIN EN ISO 527-2, Juli 1996: | Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften - Teil 2: Prüfbedingungen für Form- und Extrusionsmassen |
| DIN EN ISO 527-5, Juli 1997: | Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften – Teil 5: Prüfbedingungen für unidirektional faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe |
| DIN V ENV 1995 Teil 1-1, Juni 1994: | Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holztragwerken, Teil 1: Allgemeine Bemessungsregeln, Bemessungsregeln für den Hochbau |
| DIN 68140-1, Februar 1998: | Keilzinkenverbindungen von Holz - Teil 1: Keilzinkenverbindungen von Nadelholz für tragende Bauteile |
| UNITED NATIONS; ECONOMIC COMMISSION FOR EUROPE (1982): | ECE recommended standard for stress grading of coniferous sawn timber. Timber Bull. For Europe, Vol. XXXIV, Suppl. 16: 1 |

Tabelle A1: Längsschwingungs-E-Modul und Rohdichte bei der jeweiligen Feuchte der Einzelbretter für die Versuchsreihen der Bauteilversuche

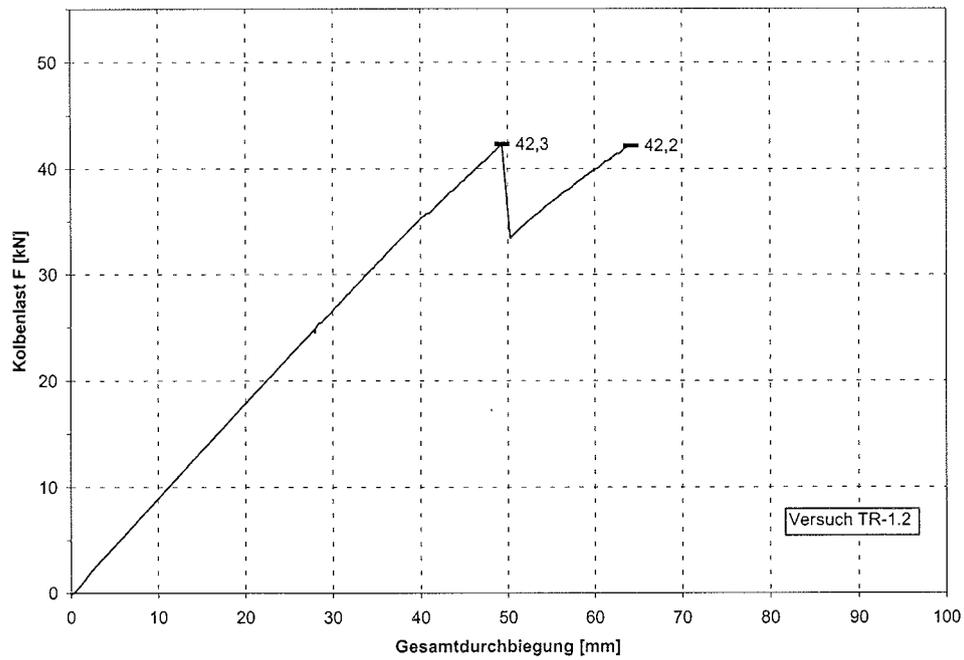
Reihe		E-Modul		Rohdichte	
		Mittelwert [N/mm ²]	Variations.- koeff. [%]	Mittelwert [kg/m ³]	Variations.- koeff. [%]
Tr-1	Querschnitt	9549	14,85	391	5,60
	Randbereich	9075	15,18	385	5,92
Tr-2	Querschnitt	9179	16,10	389	6,03
	Randbereich	8682	15,15	383	5,09
Tr-3	Querschnitt	9630	9,48	398	6,35
	Randbereich	9285	7,57	392	6,13
Tr-4	Querschnitt	9647	9,31	395	6,12
	Randbereich	9285	7,57	393	6,06
Tr-5	Querschnitt MS10	10589	5,19	421	5,78
	Randbereich MS10	10079	5,45	412	5,90
	Lamellen mit MS17	15437	9,72	491	8,67
Tr-6	Querschnitt MS10	10589	9,25	418	7,19
	Randbereich MS10	9957	6,06	410	5,99
	Lamelle mit MS17	15437	9,72	491	8,67
Tr-7	Querschnitt	9694	7,77	401	6,49
	Randbereich	9349	6,15	399	6,88
Tr-8	Querschnitt	9684	8,16	399	6,51
	Randbereich	9331	8,54	396	6,63
Tr-1 bis Tr-8	Querschnitt MS10	9844	11,24	402	6,93
	Randbereich MS10	9451	9,38	398	6,61

Randbereich: Die zwei obersten Holzlamellen und die drei untersten Holzlamellen.

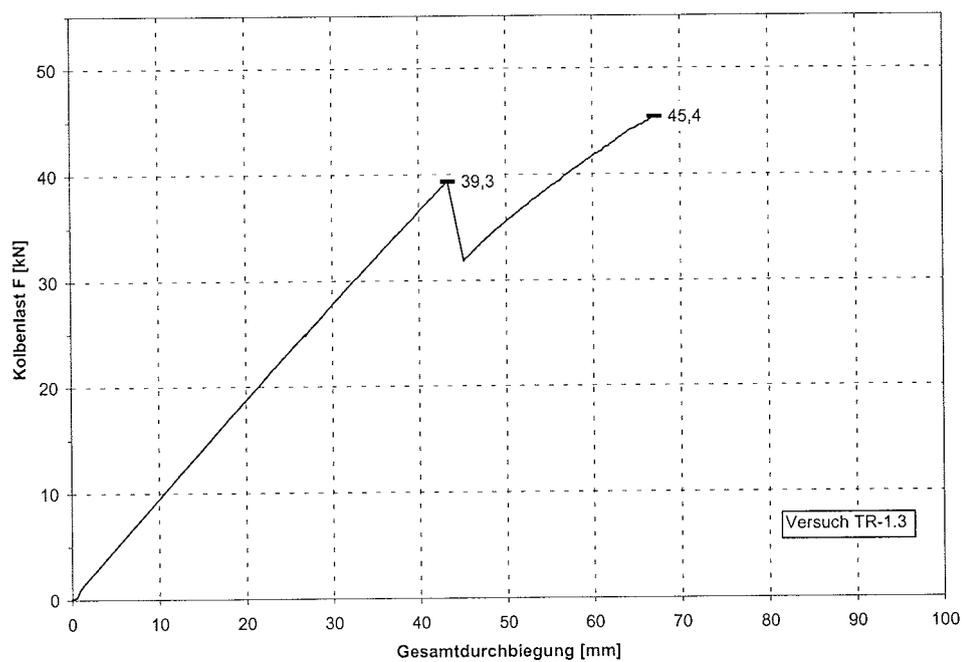
Querschnitt: Alle Holzlamellen außer Bretter einer MS17 Sortierung (vgl. Tr-5 und Tr-6).



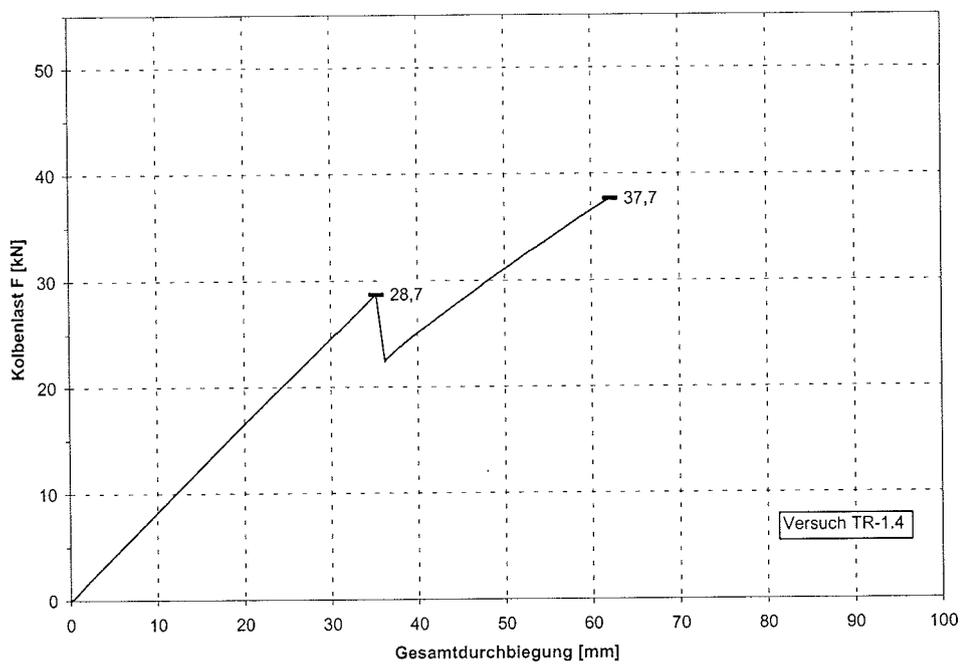
Versuch: Tr-1.1



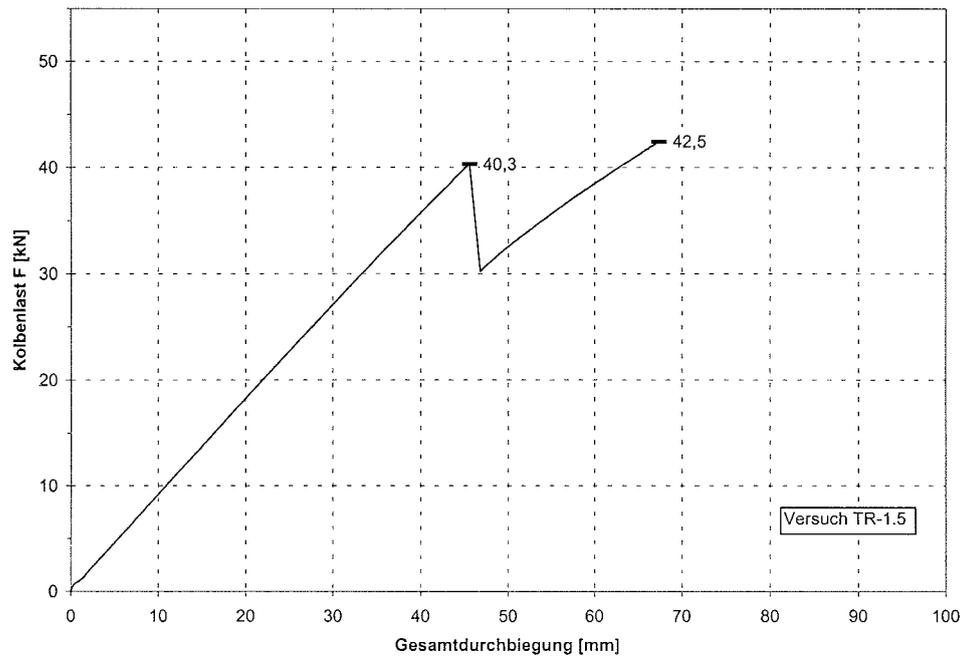
Versuch: Tr-1.2



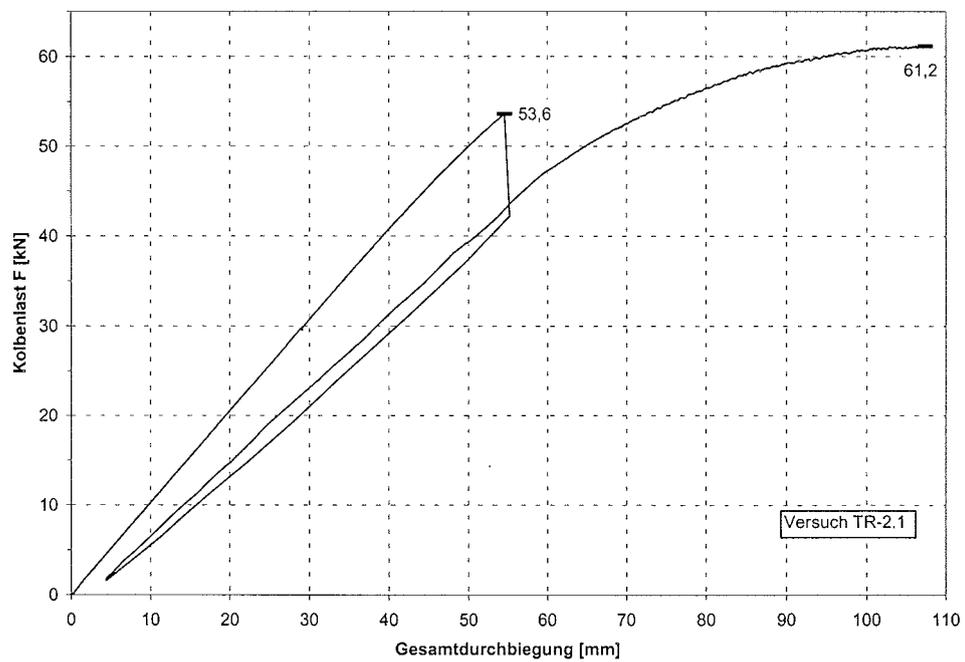
Versuch: Tr-1.3



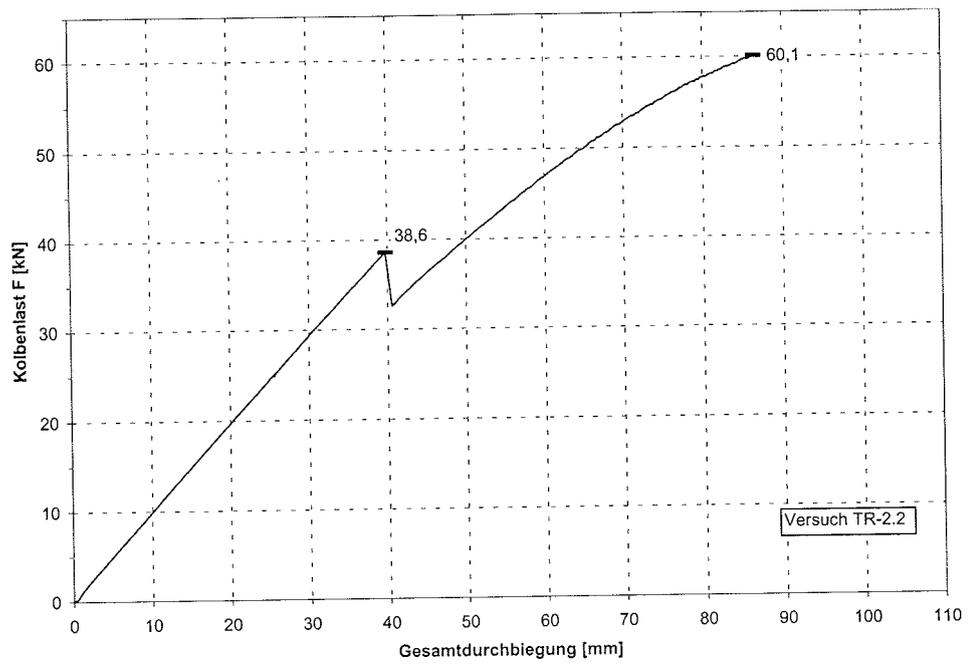
Versuch: Tr-1.4



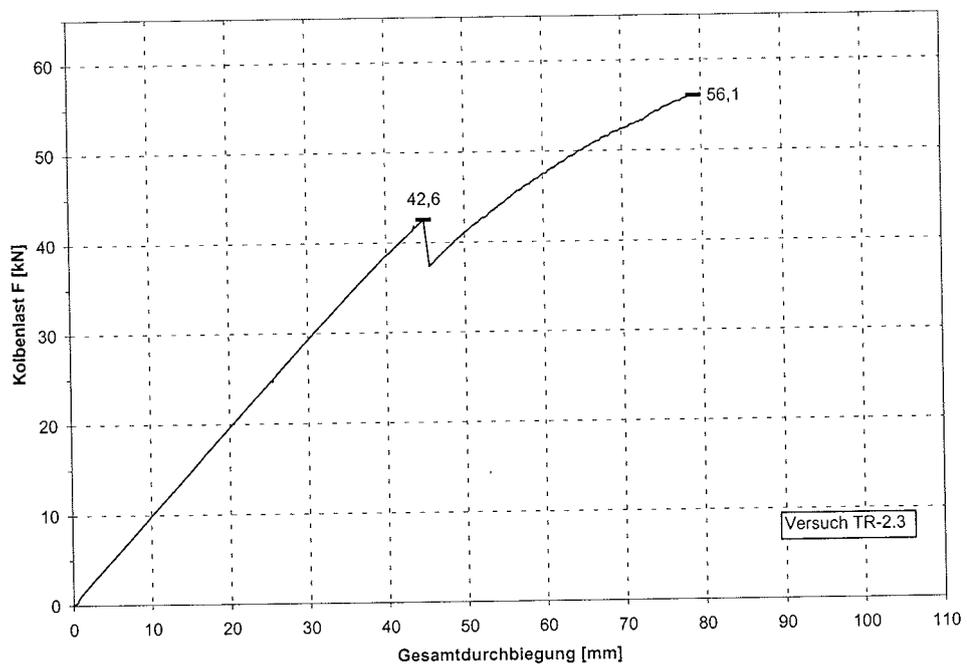
Versuch: Tr-1.5



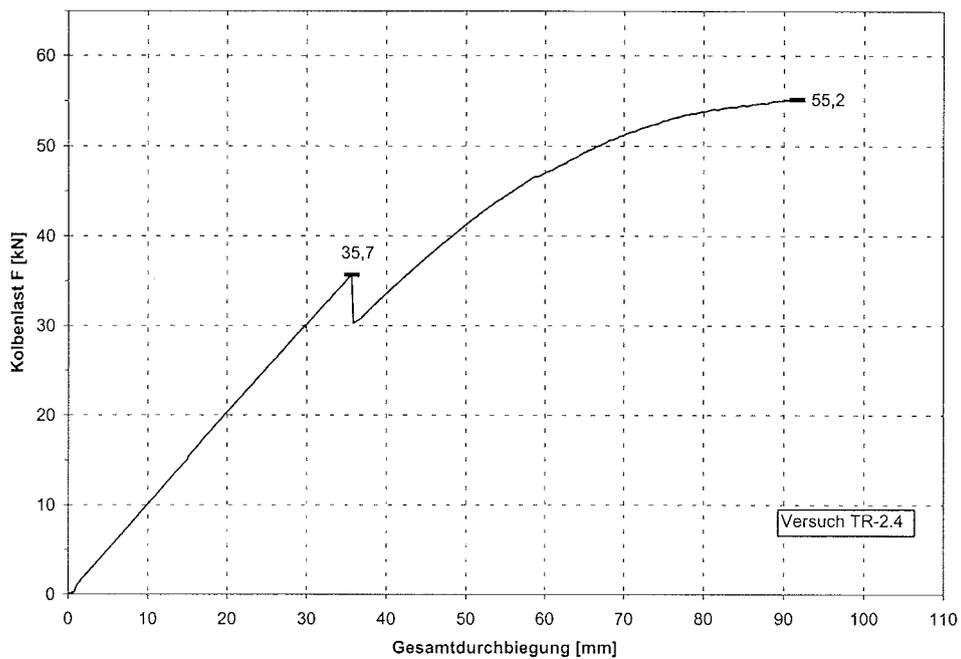
Versuch: Tr-2.1



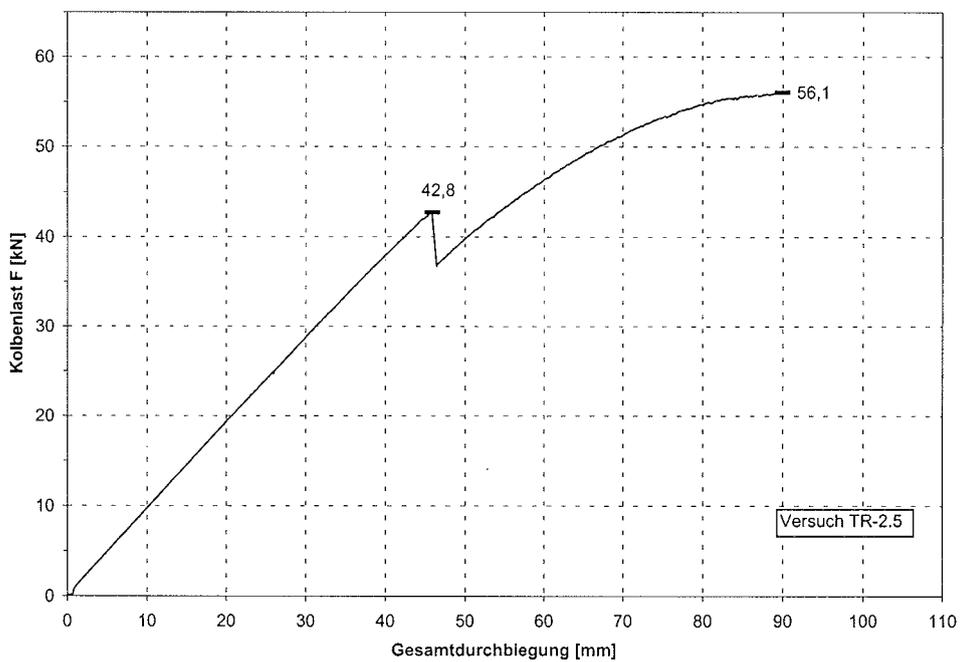
Versuch: Tr-2.2



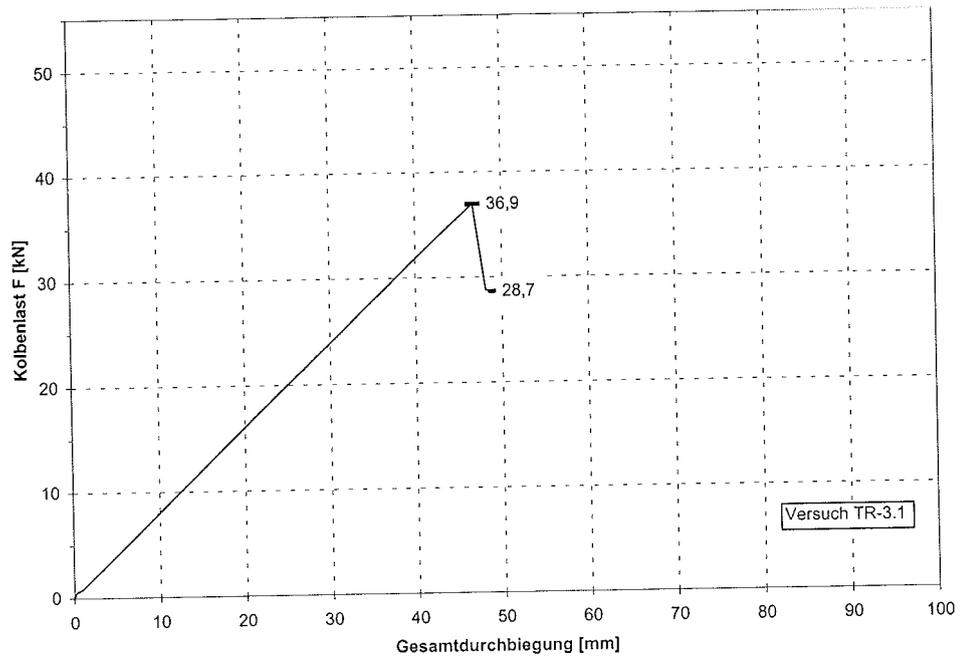
Versuch: Tr-2.3



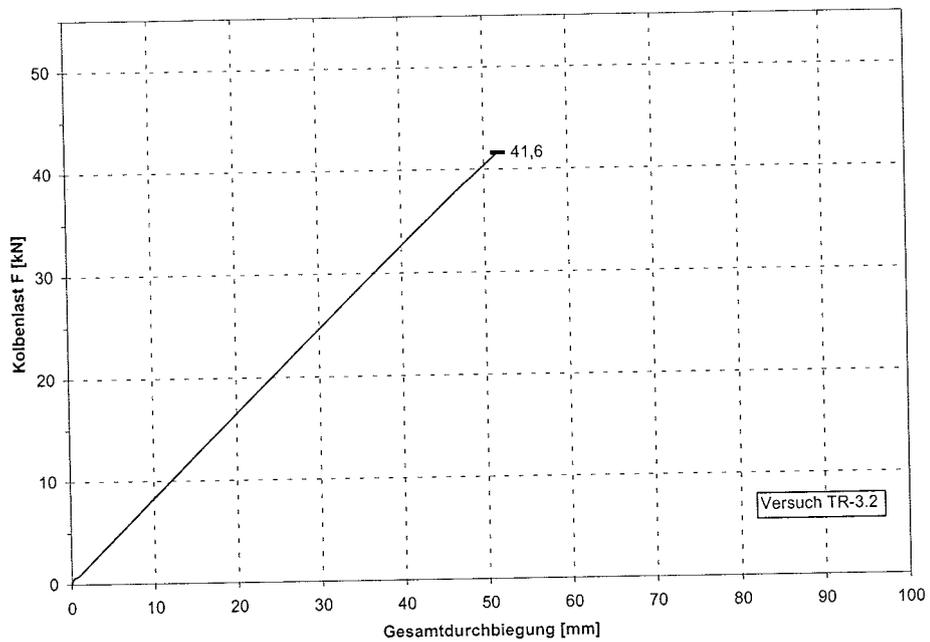
Versuch: Tr-2.4



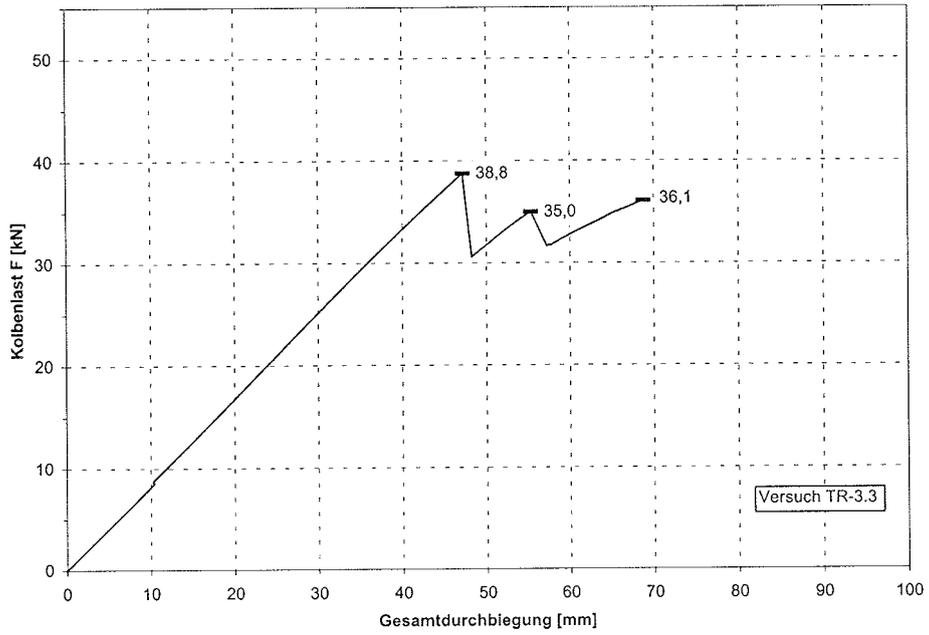
Versuch: Tr-2.5



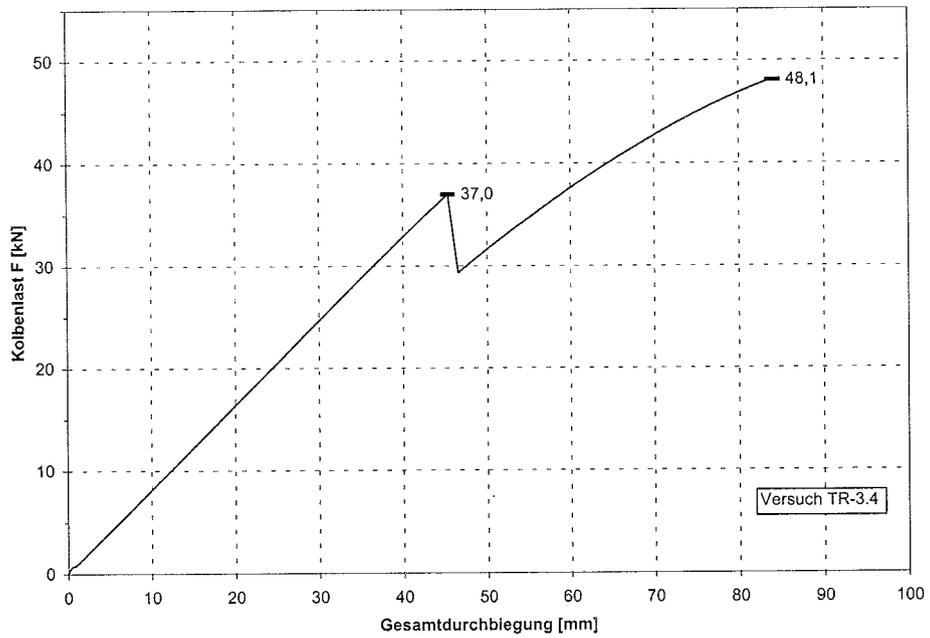
Versuch: Tr-3.1



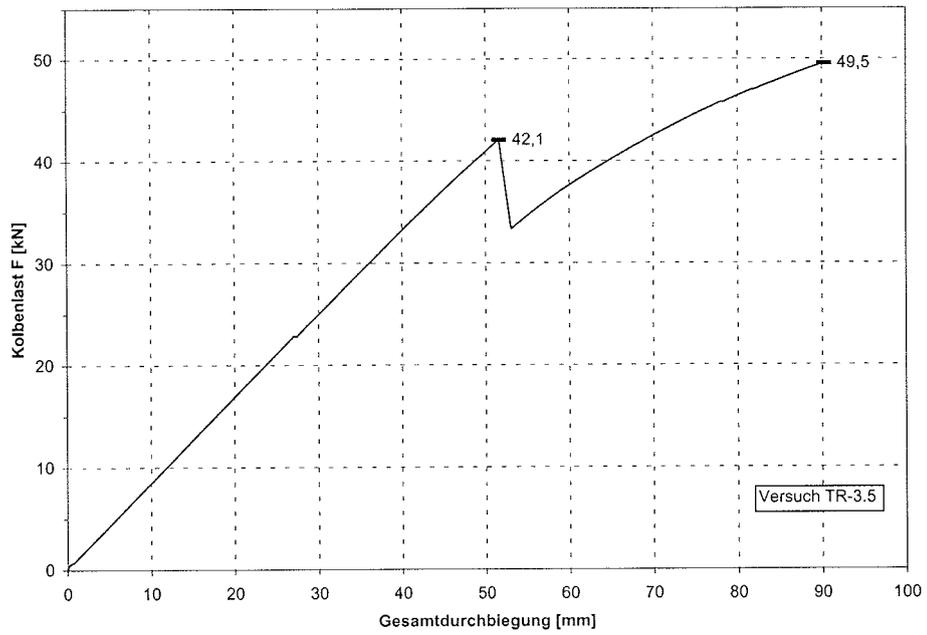
Versuch: Tr-3.2



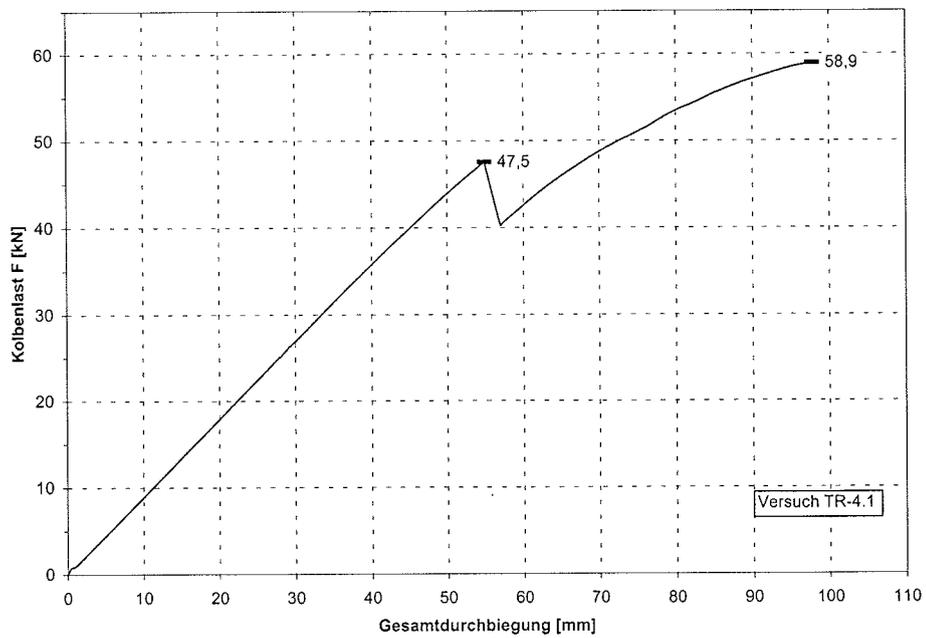
Versuch: Tr-3.3



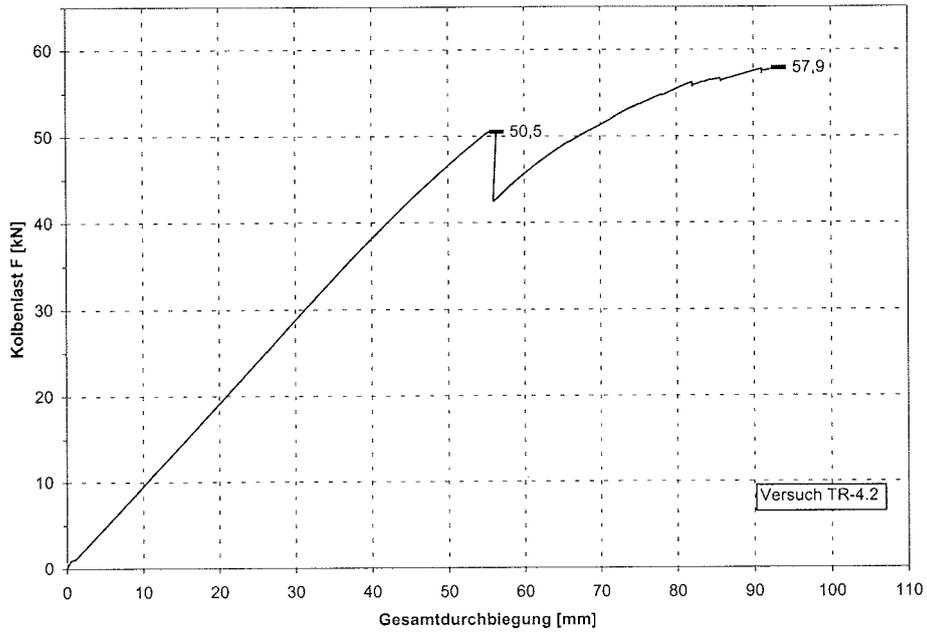
Versuch: Tr-3.4



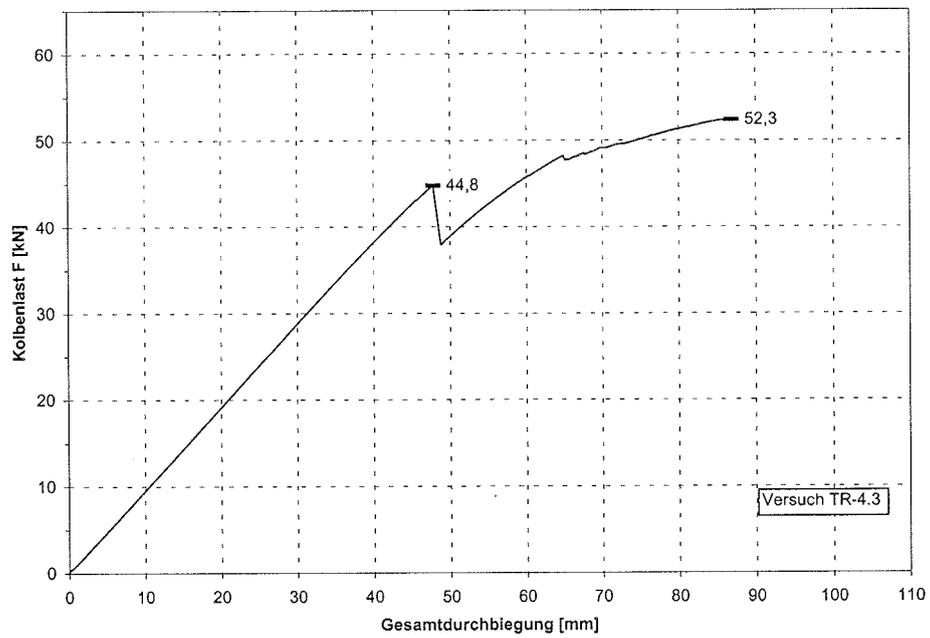
Versuch: Tr-3.5



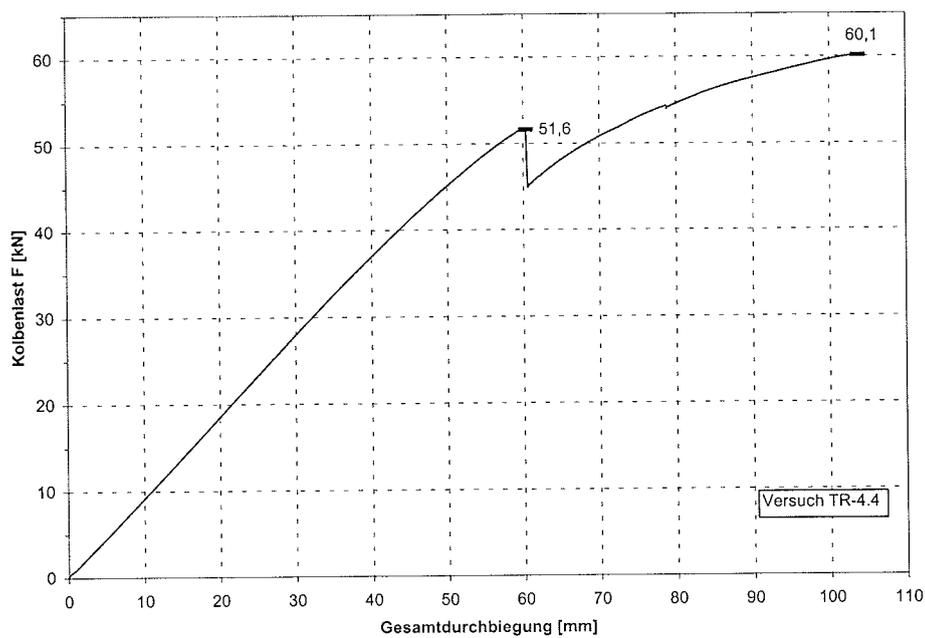
Versuch: Tr-4.1



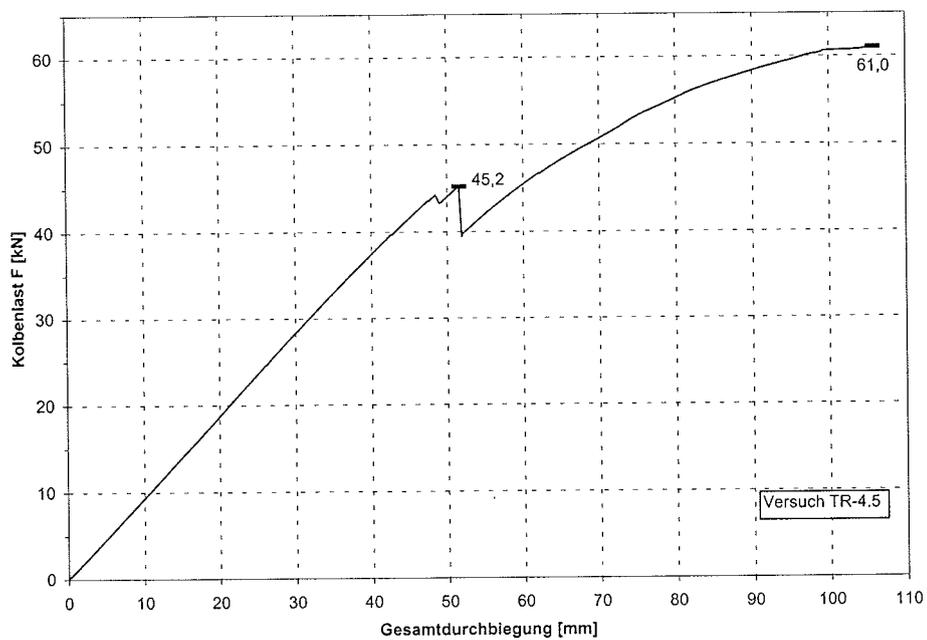
Versuch: Tr-4.2



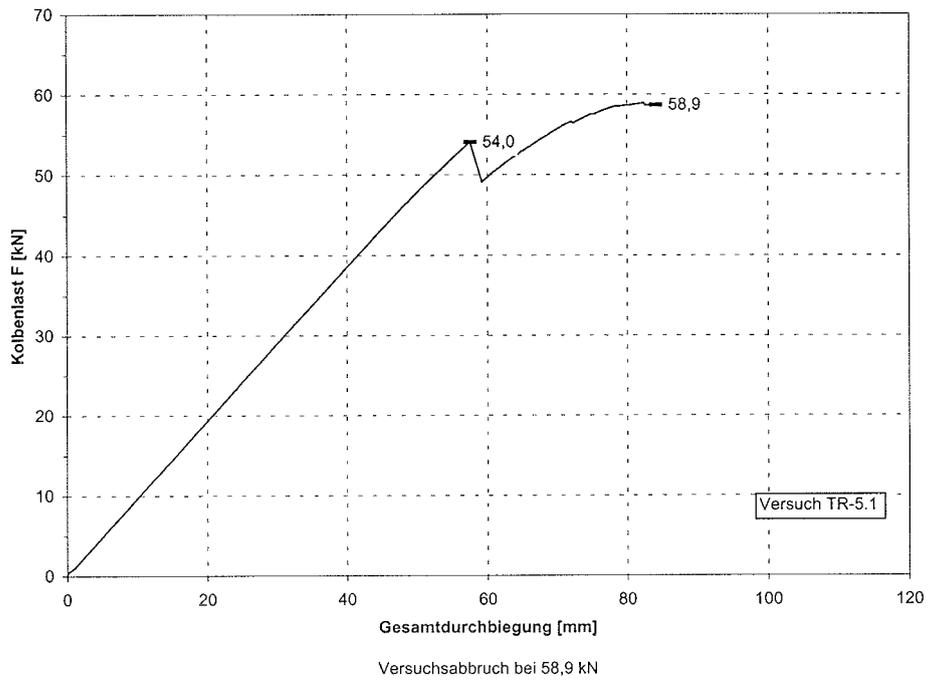
Versuch: Tr-4.3



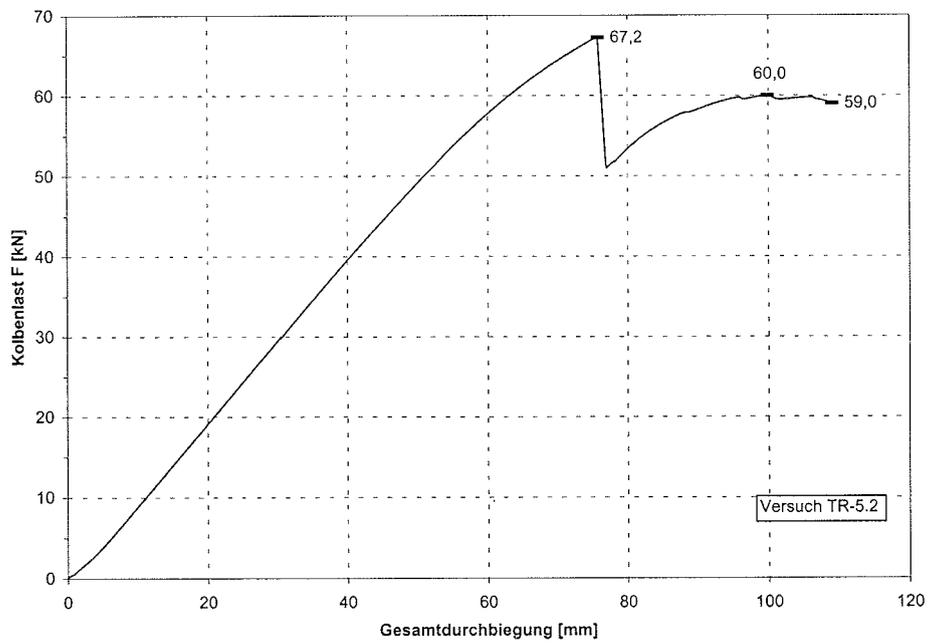
Versuch: Tr-4.4



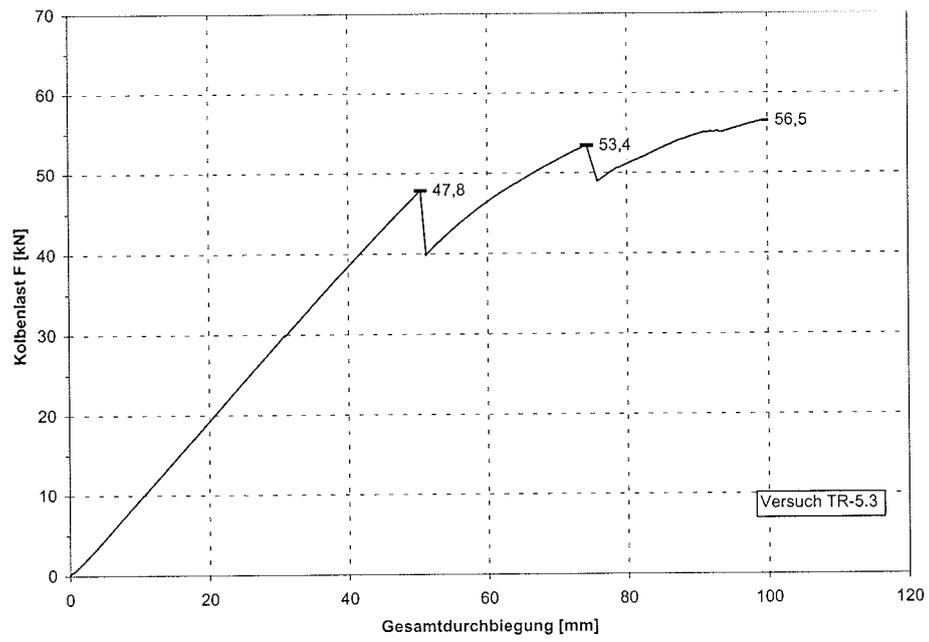
Versuch: Tr-4.5



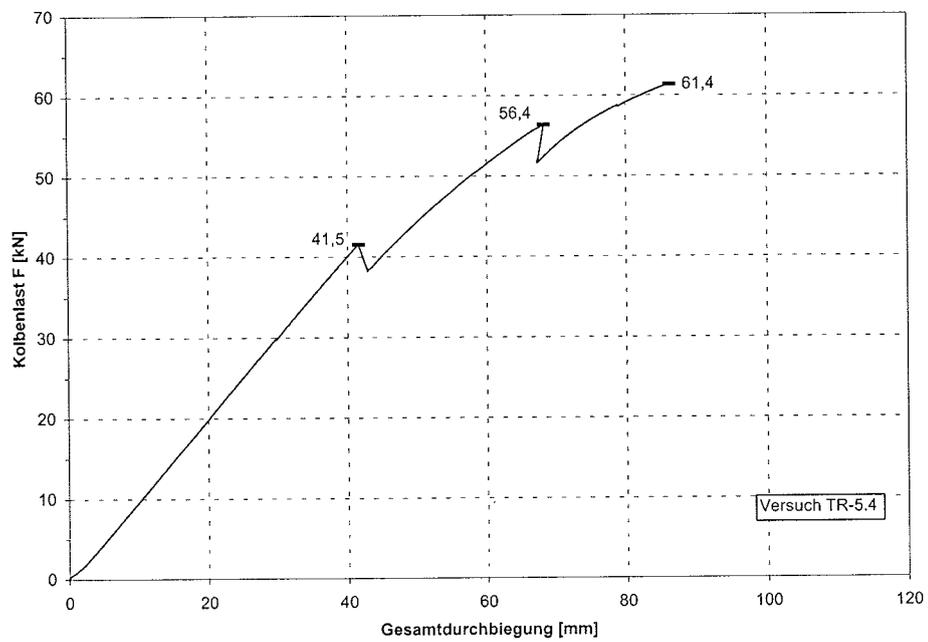
Versuch: Tr-5.1



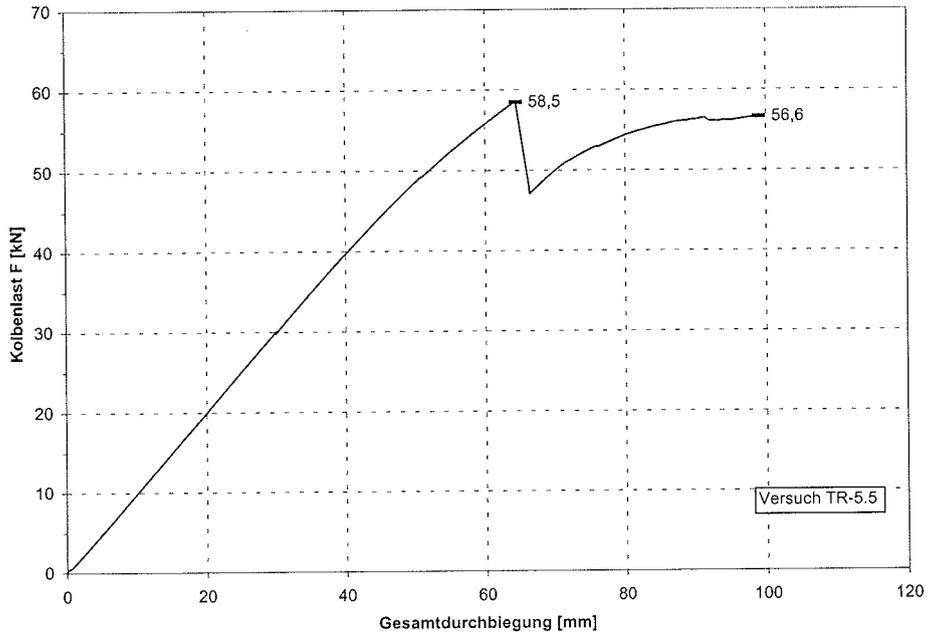
Versuch: Tr-5.2



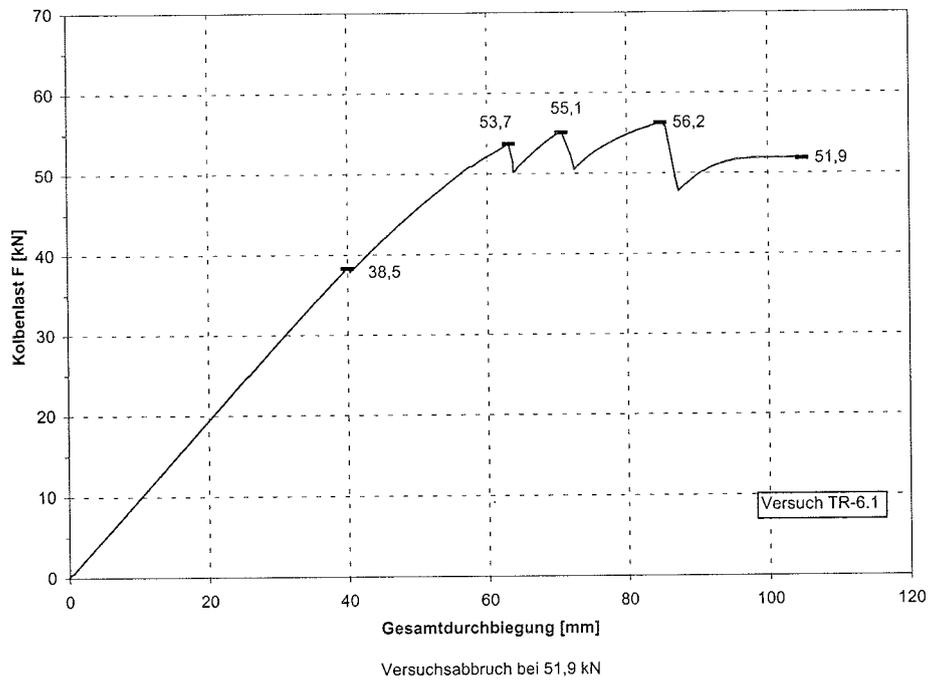
Versuch: Tr-5.3



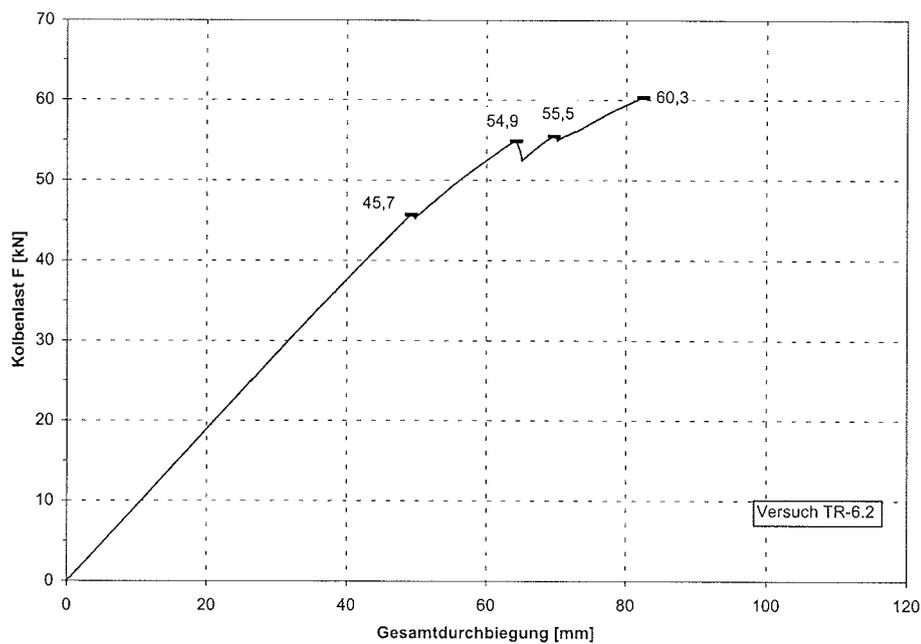
Versuch: Tr-5.4



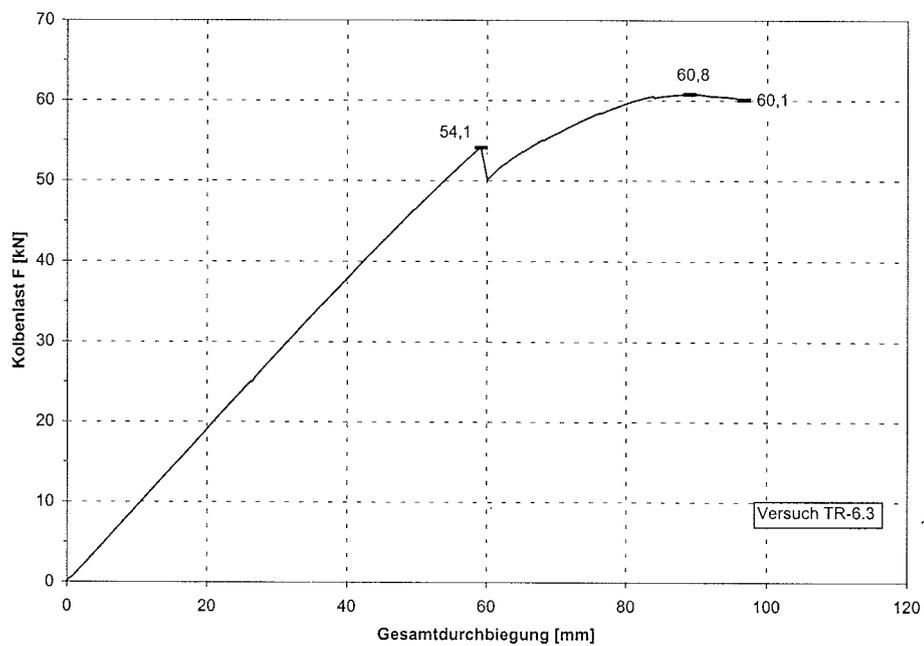
Versuch: Tr-5.5



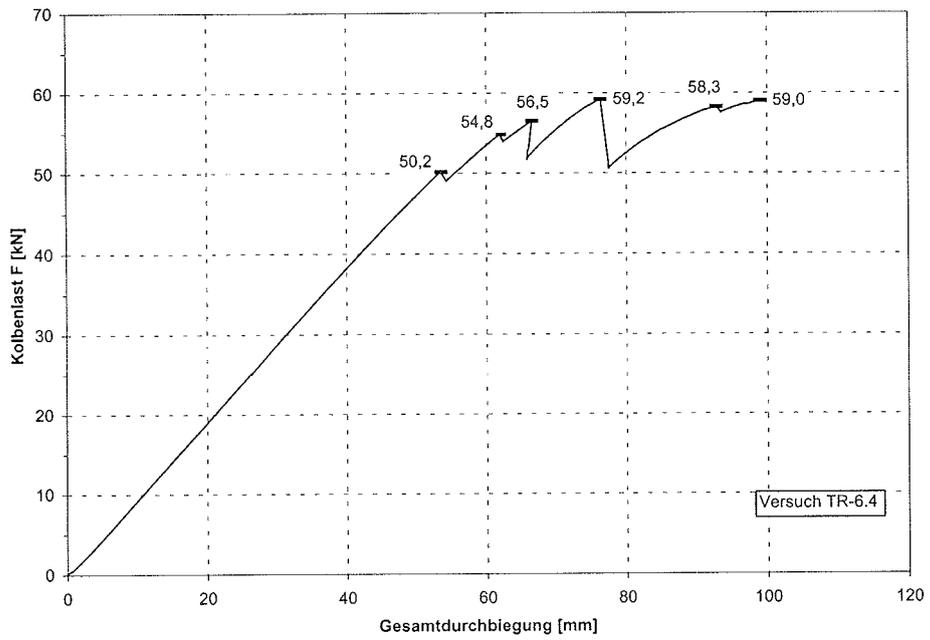
Versuch: Tr-6.1



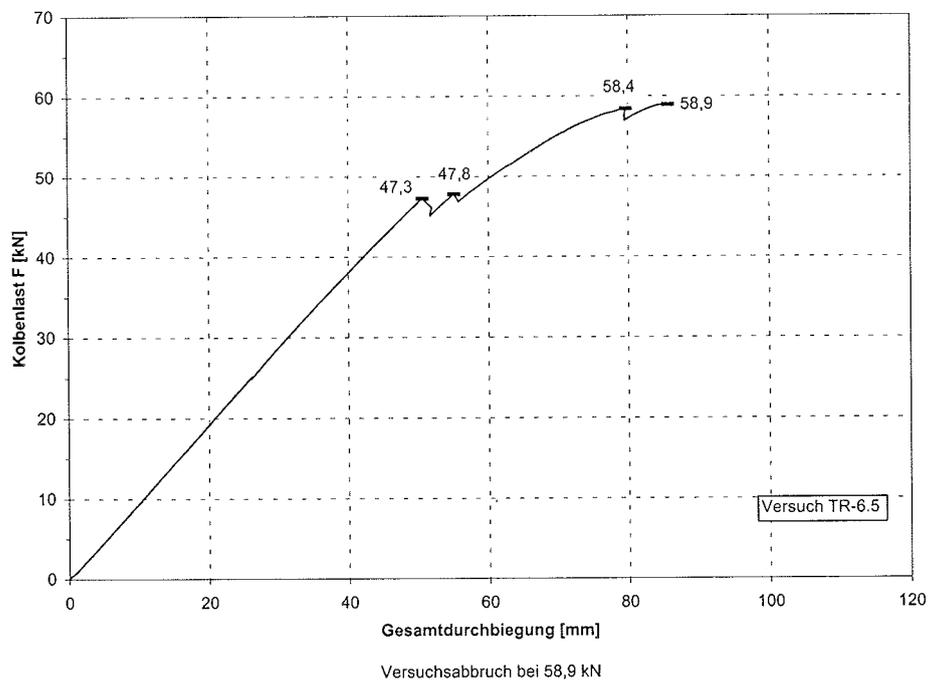
Versuch: Tr-6.2



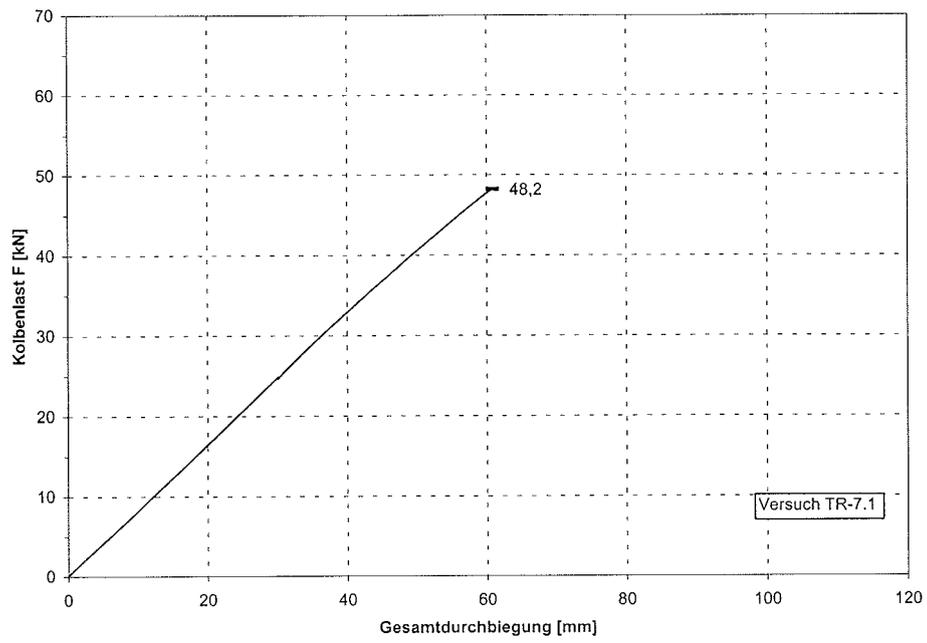
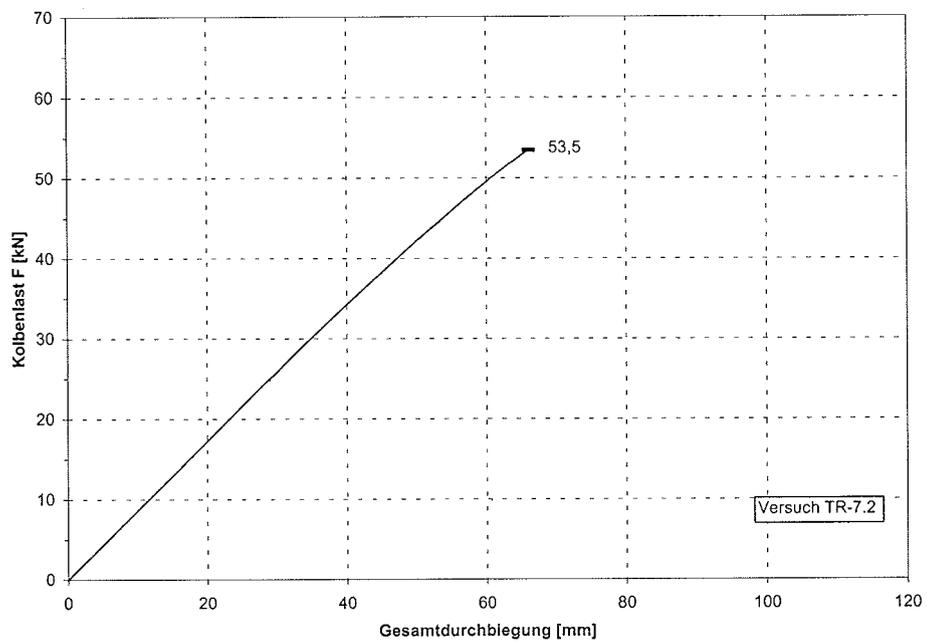
Versuch: Tr-6.3

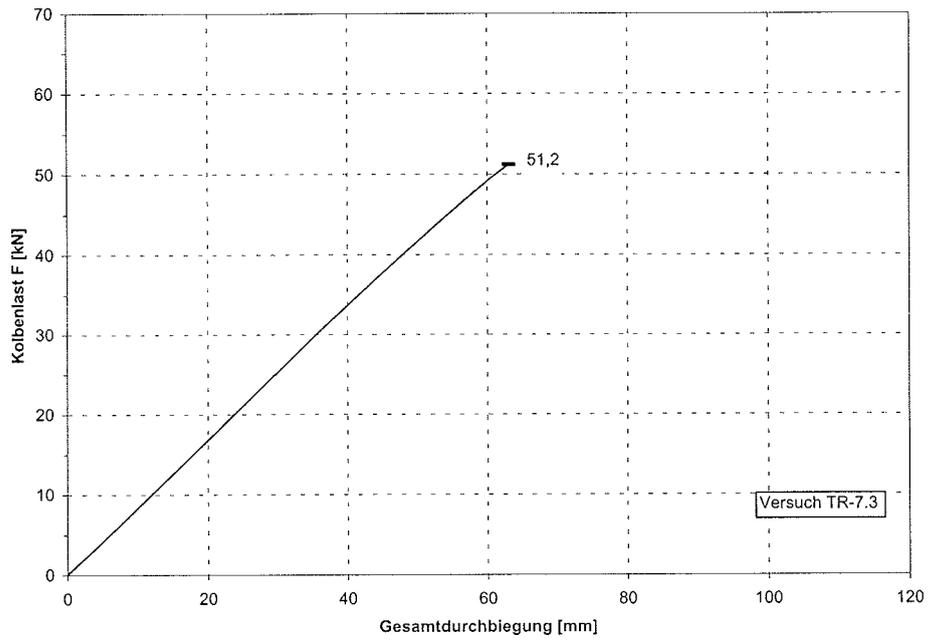


Versuch: Tr-6.4

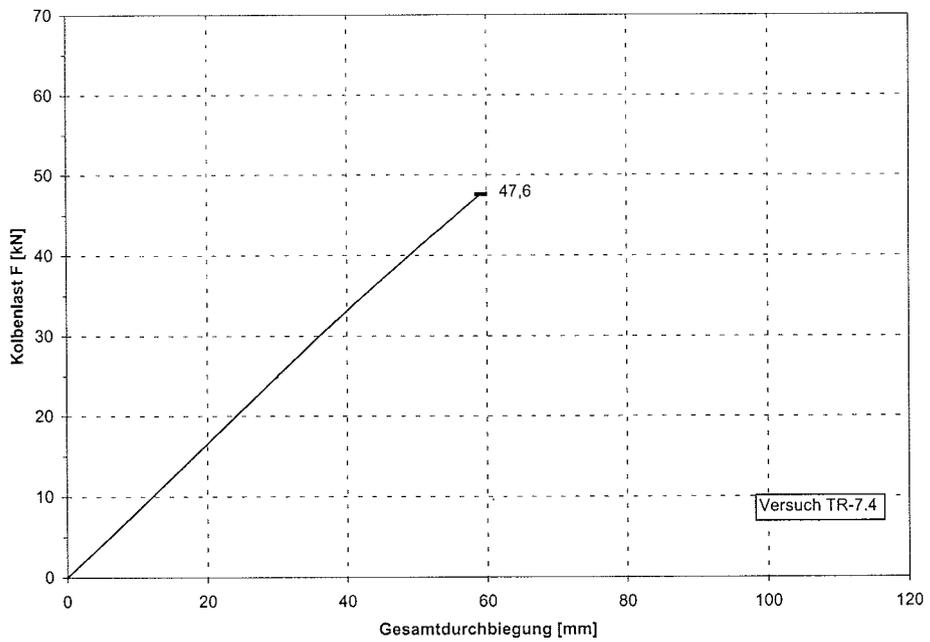


Versuch: Tr-6.5

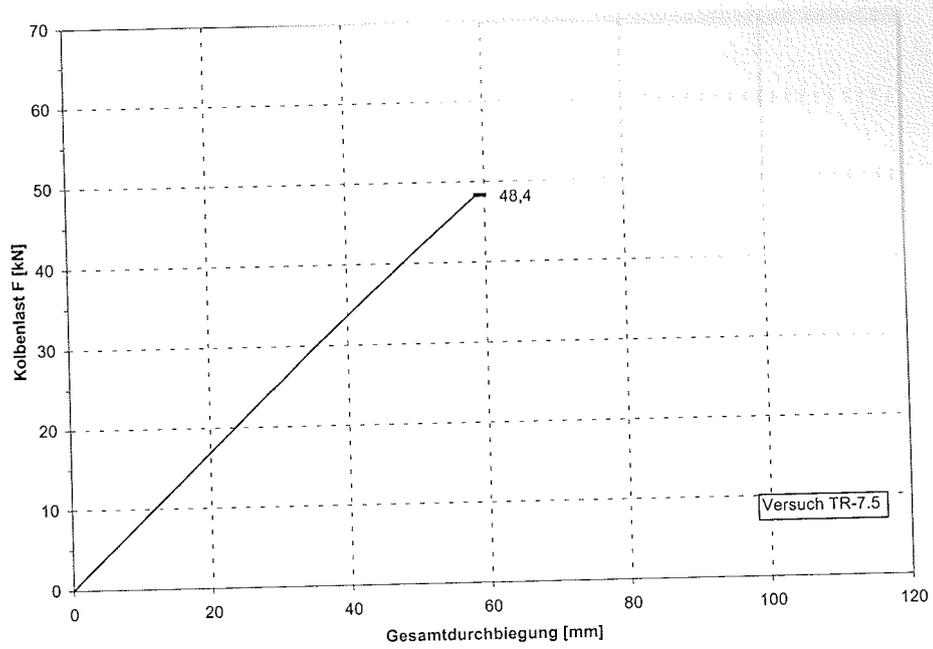
**Versuch: Tr-7.1****Versuch: Tr-7.2**



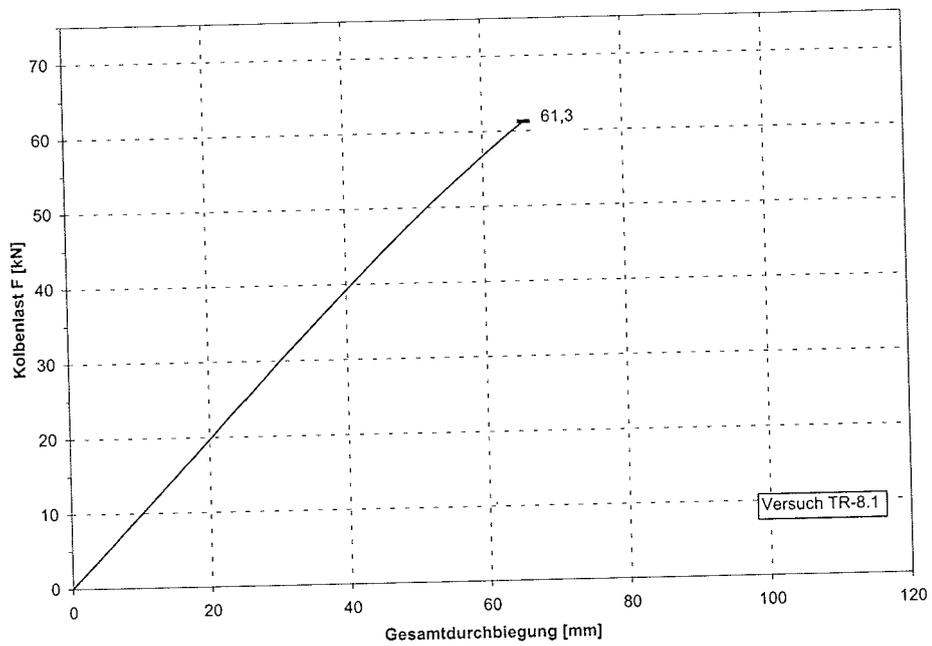
Versuch: Tr-7.3



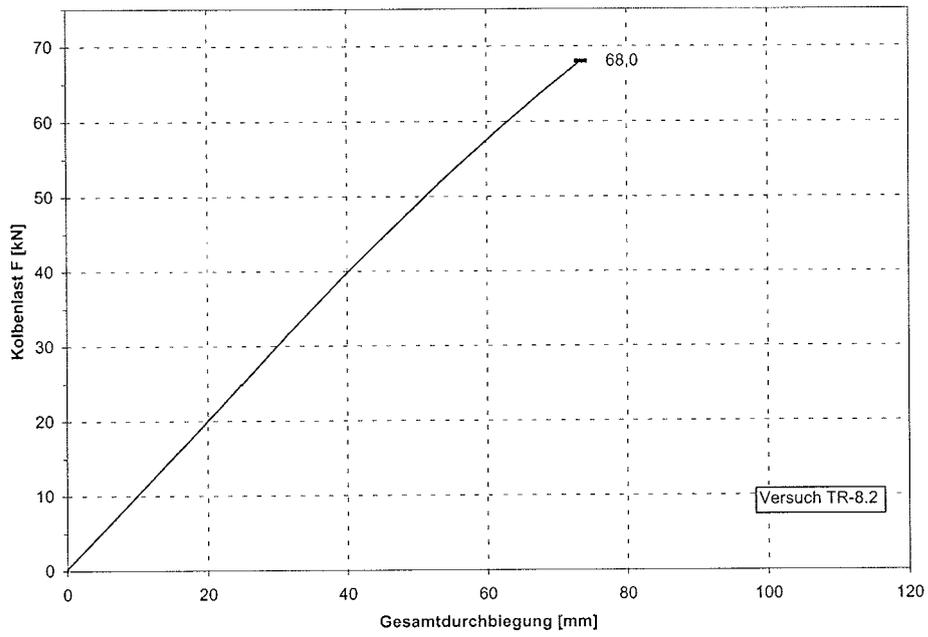
Versuch: Tr-7.4



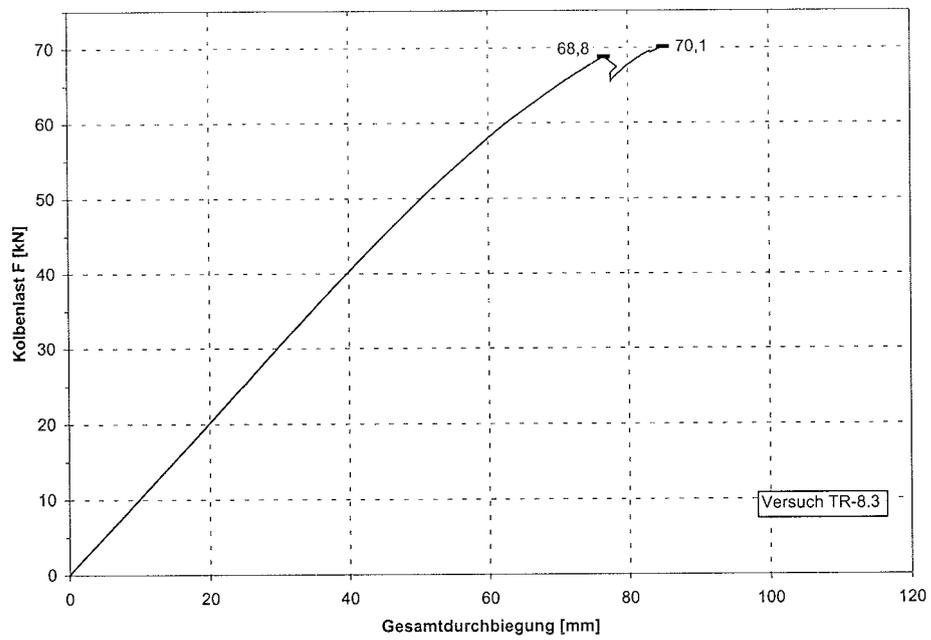
Versuch: Tr-7.5



Versuch: Tr-8.1



Versuch: Tr-8.2



Versuch: Tr-8.3

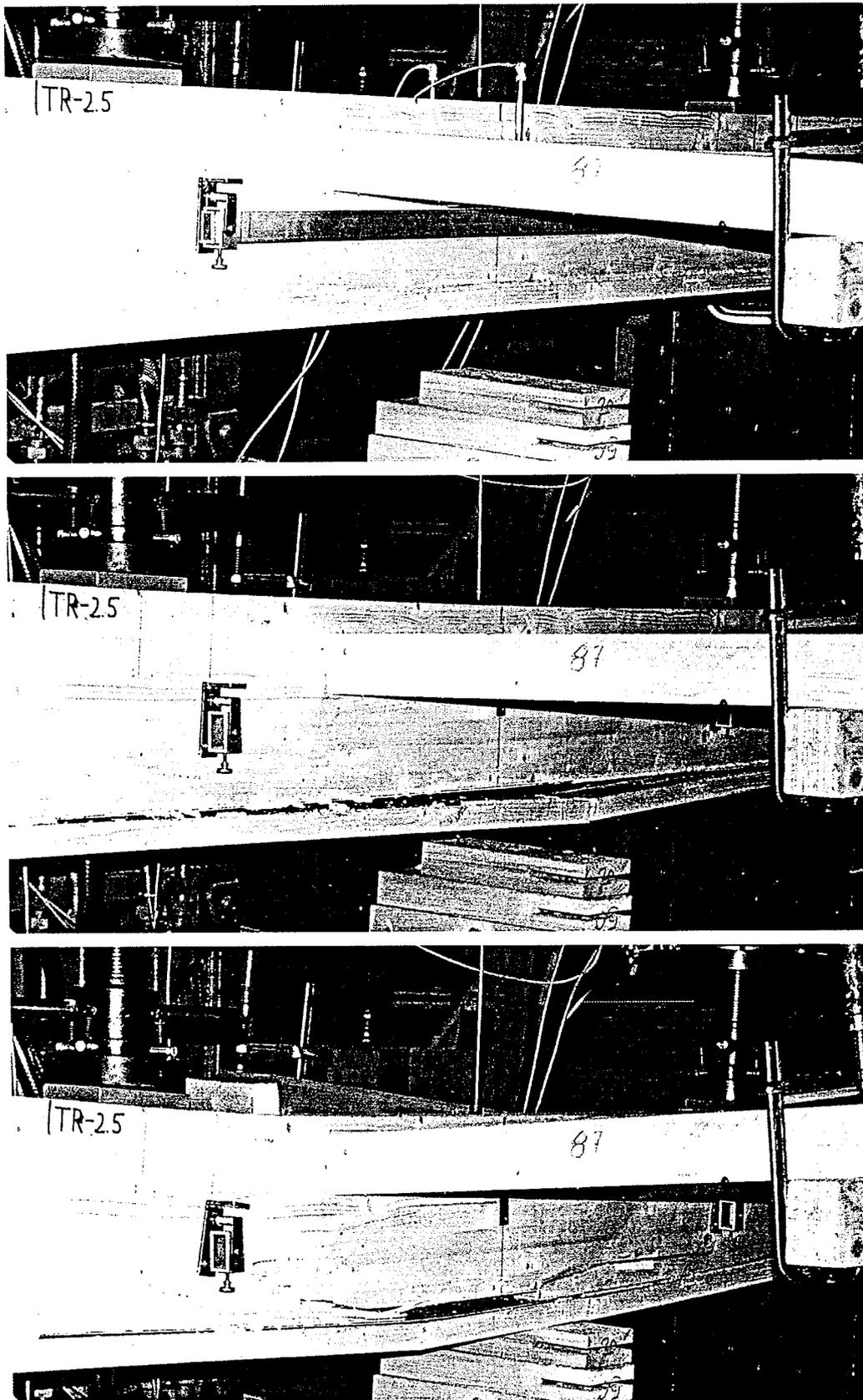


Bild A1: Bruchverlauf des Versuchs Tr-2.5

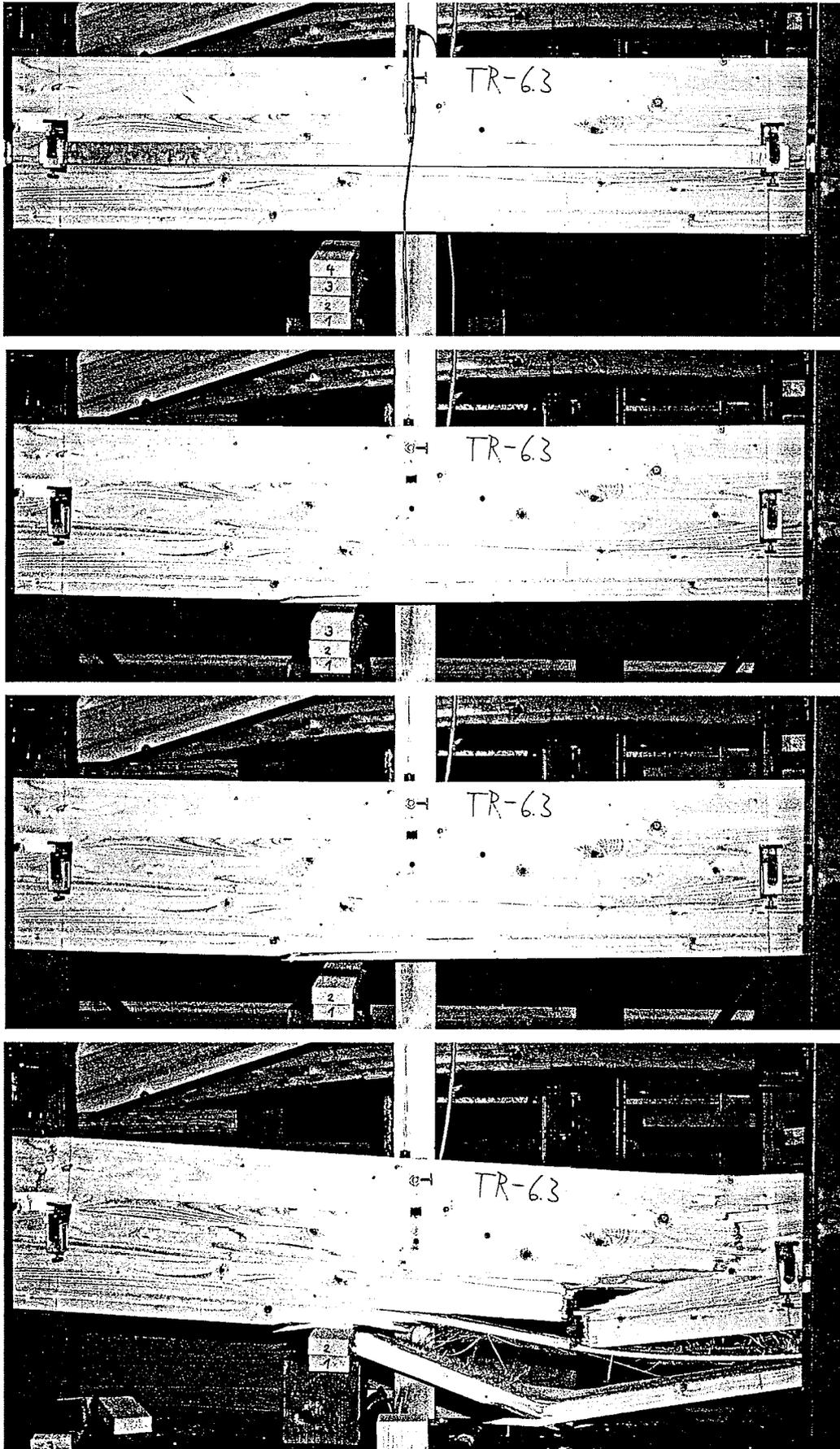


Bild A2: Bruchverlauf des Versuchs Tr-6.3

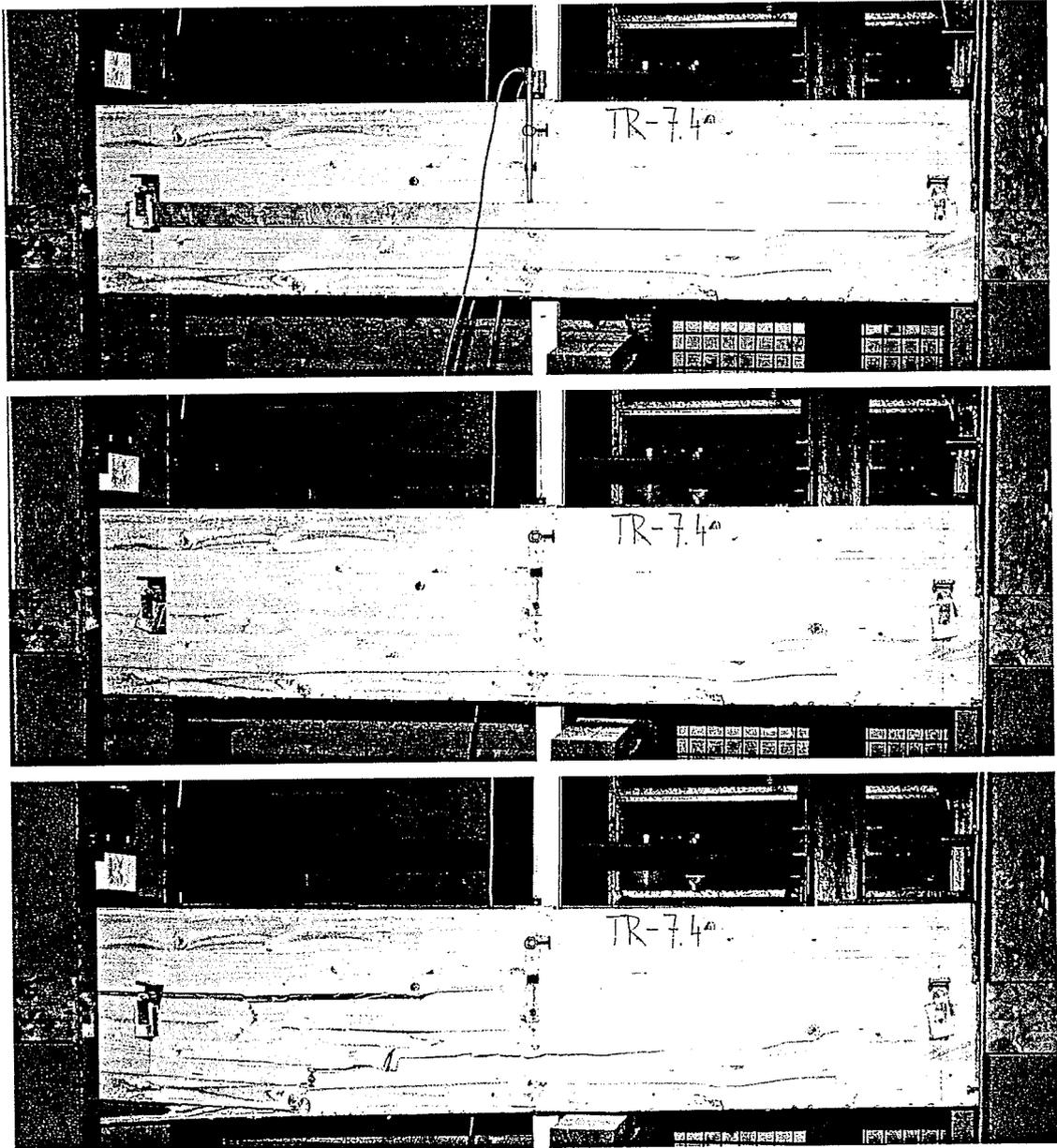


Bild A3: Bruchverlauf des Versuchs Tr-7.4

Tabelle A2: Versuchsergebnisse der Bauteilversuche Reihe Tr-1 und Tr-2

	TR-1	TR-1.2	TR-1.3	TR-1.4	TR-1.5	Mittelwert	Variationskoeff. [%]
Tragfähigkeit							
1. Bruch (unterste Holzlamelle)							
Last F (pro Kolben) [kN]	35,7	42,3	39,3	28,7	40,3	37,3	14,3
Biegerandspannung $f_m=M/W$ [N/mm ²]	30,5	36,2	33,6	24,5	34,4	31,8	
Versagen	Ast	Ast	Ast	Ast	Ast		
2. Bruch (Gesamtsystem)							
Last F (pro Kolben) [kN]	52,6	42,2	45,4	37,7	42,5	44,1	12,5
Biegerandspannung $f_m=M/W$ [N/mm ²]	44,9	36,0	38,8	32,2	36,3	37,6	
Versagen	Ast	Ast	Ast	Ast	Ast		
Höchstlast							
Last F_{max} (pro Kolben) [kN]	52,6	42,3	45,4	37,7	42,5	44,1	12,5
Biegerandspannung $f_m=M/W$ [N/mm ²]	44,9	36,2	38,8	32,2	36,3	37,6	
Verformung							
Durchbiegung; 1. Bruch [mm]	40,7	49,4	43,3	35,3	45,6	42,8	12,4
Durchbiegung; 2. Bruch [mm]	90,0	64,2	67,1	62,2	67,3	70,2	16,1
Durchbiegung bei F_{max} [mm]	90,0	64,2	67,1	62,2	67,3	70,2	16,1
Biegesteifigkeit							
E-Modul nach DIN EN 408	10.448	10.152	11.011	9.497	10.907	10.403	5,9

	TR-2	TR-2.2	TR-2.3	TR-2.4	TR-2.5	Mittelwert	Variationskoeff. [%]
Tragfähigkeit							
1. Bruch (unterste Holzlamelle)							
Last F (pro Kolben) [kN]	53,6	38,6	42,6	35,7	42,8	42,7	16,0
Biegerandspannung $f_m=M/W$ [N/mm ²]	44,6	32,1	35,4	29,7	35,6	35,5	
Versagen	Ast	Ast	Ast	Ast	Ast		
2. Bruch (Gesamtsystem)							
Last F (pro Kolben) [kN]	61,2	60,1	56,1	55,2	56,0	57,7	4,7
Biegerandspannung $f_m=M/W$ [N/mm ²]	50,9	50,0	46,6	45,9	46,6	48,0	
Versagen	Ast	Ast	Ast	Ast	Ast		
Höchstlast							
Last F_{max} (pro Kolben) [kN]	61,2	60,1	56,1	55,2	56,0	57,7	4,7
Biegerandspannung $f_m=M/W$ [N/mm ²]	50,9	50,0	46,7	45,9	46,6	48,0	
Verformung							
Durchbiegung; 1. Bruch [mm]	54,6	39,8	44,8	36,2	45,9	44,3	15,7
Durchbiegung; 2. Bruch [mm]	107,4 ¹⁾	86,4	79,0	91,7	90,0	86,8	6,5
Durchbiegung bei F_{max} [mm]	107,4 ¹⁾	86,4	79,0	91,7	90,0	86,8	6,5
Biegesteifigkeit							
E-Modul nach DIN EN 408	12.262	11.102	11.460	11.328	11.093	11.449	4,2

¹⁾ Versuch wurde nach 1. Bruch entlastet und von Neuem belastet

Tabelle A3: Versuchsergebnisse der Bauteilversuche Reihe Tr-3 und Tr-4

	TR-3 TR-3.1	TR-3.2	TR-3.3	TR-3.4	TR-3.5	Mittelwert	Variationskoeff. [%]
Tragfähigkeit							
1. Bruch (unterste Holzlamelle)							
Last F (pro Kolben) [kN]	36,9	41,6	38,8	37,0	42,1	39,3	6,2
Biegerandspannung $f_m=M/W$ [N/mm ²]	31,5	35,5	33,1	31,6	35,9	33,5	
Versagen	Ast	Ast	KZV/Ast ¹⁾	KZV	KZV		
2. Bruch (Gesamtsystem)							
Last F (pro Kolben) [kN]	36,9	41,6	38,8	48,1	49,5	43,0	13,0
Biegerandspannung $f_m=M/W$ [N/mm ²]	31,5	35,5	33,1	41,1	42,3	36,7	
Versagen	Ast ¹⁾	Ast ¹⁾	KZV/Ast ¹⁾	Ast	KZV		
Höchstlast							
Last F_{max} (pro Kolben) [kN]	36,9	41,6	38,8	48,1	49,5	43,0	13,0
Biegerandspannung $f_m=M/W$ [N/mm ²]	31,5	35,5	33,1	41,1	42,3	36,7	
Verformung							
Durchbiegung; 1. Bruch [mm]	46,7	51,7	47,2	45,4	51,7	48,5	6,1
Durchbiegung; 2. Bruch [mm]	46,7	51,7	47,2	84,0	90,3	64,0	33,4
Durchbiegung bei F_{max} [mm]	46,7	51,7	47,2	84,0	90,3	64,0	33,4
Biegesteifigkeit							
E-Modul nach DIN EN 408 [N/mm ²]	10.131	10.534	10.127	10.299	10.360	10.290	1,7

	TR-4 TR-4.1	TR-4.2	TR-4.3	TR-4.4	TR-4.5	Mittelwert	Variationskoeff. [%]
Tragfähigkeit							
1. Bruch (unterste Holzlamelle)							
Last F (pro Kolben) [kN]	47,5	50,5	44,8	51,6	45,2	47,9	6,4
Biegerandspannung $f_m=M/W$ [N/mm ²]	39,6	42,0	37,3	43,0	37,6	39,9	
Versagen	KZV	KZV	Ast	Ast	Ast		
2. Bruch (Gesamtsystem)							
Last F (pro Kolben) [kN]	59,0	57,9	52,3	60,2	61,0	58,1	5,9
Biegerandspannung $f_m=M/W$ [N/mm ²]	49,1	48,2	43,5	50,1	50,8	48,3	
Versagen	Ast	KZV	KZV ²⁾	KZV	Holz		
Höchstlast							
Last F_{max} (pro Kolben) [kN]	59,0	57,9	52,3	60,2	61,0	58,1	5,9
Biegerandspannung $f_m=M/W$ [N/mm ²]	49,1	48,2	43,5	50,1	50,8	48,3	
Verformung							
Durchbiegung; 1. Bruch [mm]	54,9	56,3	47,8	60,4	51,6	54,2	6,7
Durchbiegung; 2. Bruch [mm]	97,8	93,3	86,9	103,8	105,8	97,5	5,8
Durchbiegung bei F_{max} [mm]	97,8	93,3	86,9	103,8	105,8	97,5	5,8
Biegesteifigkeit							
E-Modul nach DIN EN 408 [N/mm ²]	11.001	12.440	11.583	11.086	11.314	11.485	5,0

¹⁾ wie 1. Bruch

²⁾ Vorbelastung auf $F=38,9\text{kN}$ aufgrund eines Maschinenfehlers

Tabelle A4: Versuchsergebnisse der Bauteilversuche Reihe Tr-5 und Tr-6

	TR-5	TR-5.2	TR-5.3	TR-5.4	TR-5.5	Mittelwert	Variationskoeff. [%]
	TR-5.1 ¹⁾						
Tragfähigkeit							
1. Bruch (Randlamelle)							
Last F (pro Kolben)	[kN]	54,0	67,2	47,8	41,5	58,5	18,3
Biegerandspannung $f_m=M/W$	[N/mm ²]	44,9	55,9	39,8	34,5	48,7	44,8
Versagen		KZV	KZV	Ast/KZV	KZV	KZV	
2. Bruch (zweitunterste Holzlamelle)							
Last F (pro Kolben)	[kN]	-	60,0	53,4	56,4	56,6	4,8
Biegerandspannung $f_m=M/W$	[N/mm ²]	-	49,9	44,4	46,9	47,1	47,1
Versagen		- ¹⁾	KZV ²⁾	KZV	Ast	KZV	
3. Bruch (Gesamtsystem)							
Last F (pro Kolben)	[kN]	-	59,0	56,5	61,4	56,6	4,0
Biegerandspannung $f_m=M/W$	[N/mm ²]	-	49,1	47,0	51,1	47,1	48,6
Versagen		- ¹⁾	KZV ²⁾	Schub ³⁾	KZV	KZV ⁶⁾	
Höchstlast							
Last F_{max} (pro Kolben)	[kN]	58,9	67,2	56,5	61,4	58,5	6,8
Biegerandspannung $f_m=M/W$	[N/mm ²]	49,0	55,9	47,0	51,1	48,7	50,3
Verformung							
Durchbiegung; 1. Bruch	[mm]	57,6	74,1	51,2	41,6	64,4	21,5
Durchbiegung; 2. Bruch	[mm]	- ¹⁾	98,6	74,3	68,3	99,1	18,9
Durchbiegung; 3. Bruch	[mm]	- ¹⁾	105,0	99,3	86,5	99,1	8,0
Durchbiegung bei F_{max}	[mm]	84,2	74,1	99,3	86,5	99,1	12,1
Biegesteifigkeit							
E-Modul nach DIN EN 408	[N/mm ²]	12.093	13.299	12.136	12.879	13.203	4,5

	TR-6	TR-6.2	TR-6.3	TR-6.4	TR-6.5	Mittelwert	Variationskoeff. [%]
	TR-6.1						
Tragfähigkeit							
1. Bruch (Randlamelle)							
Last F (pro Kolben)	[kN]	38,5/53,7	54,9/55,5	54,1	50,2/56,5	47,8/58,4	-
Biegerandspannung $f_m=M/W$	[N/mm ²]	32,0/44,7	45,7/46,2	45,0	41,8/46,8	39,8/48,6	-
Versagen		Ast ⁴⁾	Ast ⁴⁾	Ast	Ast/Ast ⁵⁾	Ast ⁴⁾	
2. Bruch (zweitunterste Holzlamelle)							
Last F (pro Kolben)	[kN]	56,2	60,3	60,1	59,2	-	59,0
Biegerandspannung $f_m=M/W$	[N/mm ²]	46,8	50,2	50,0	49,3	-	49,1
Versagen		KZV	KZV ⁶⁾	KZV	KZV	- ¹⁾	
3. Bruch (Gesamtsystem)							
Last F (pro Kolben)	[kN]	-	60,3	60,1	59,0	-	59,8
Biegerandspannung $f_m=M/W$	[N/mm ²]	-	50,2	50,0	49,1	-	49,8
Versagen		-	KZV	KZV ²⁾	Ast	- ¹⁾	
Höchstlast							
Last F_{max} (pro Kolben)	[kN]	56,2	60,3	60,8	59,2	-	59,1
Biegerandspannung $f_m=M/W$	[N/mm ²]	46,8	50,2	50,6	49,3	- ¹⁾	49,2
Verformung							
Durchbiegung; 1. Bruch	[mm]	41,4/63,1	64,3/70,1	59,2	53,5/66,5	55,1/79,5	-
Durchbiegung; 2. Bruch	[mm]	84,8	82,4	96,7	76,3	- ¹⁾	85,1
Durchbiegung; 3. Bruch	[mm]	-	82,4	96,7	99,0	- ¹⁾	92,7
Durchbiegung bei F_{max}	[mm]	84,8	82,4	89,4	76,3	- ¹⁾	83,2
Biegesteifigkeit							
E-Modul nach DIN EN 408	[N/mm ²]	12.512	11.876	11.999	12.365	12.407	2,3

¹⁾ Versuchsabbruch²⁾ Gesamtversagen bei Lastabnahme³⁾ Schub in Holzlamelle über Verstärkung⁴⁾ Stufenweises Aufreißen ausgehend von einem Ast⁵⁾ Versagen in zwei Bereichen einer Lamelle⁶⁾ wie 2. Bruch

Tabelle A5: Versuchsergebnisse der Bauteilversuche Reihe Tr-7 und Tr-8

	TR-7 TR-7.1	TR-7.2	TR-7.3	TR-7.4	TR-7.5	Mittel- wert	Variations- koeff. [%]
Tragfähigkeit							
1. Bruch (unterste Holzlamelle)							
Last F (pro Kolben) [kN]	48,2	53,5	51,2	47,6	48,4	49,8	5,0
Biegerandspannung $f_m=M/W$ [N/mm ²]	41,2	45,7	43,7	40,6	41,3	42,5	
Versagen	KZV	KZV	KZV	Ast	Ast		
2. Bruch (Gesamtsystem)							
Last F (pro Kolben) [kN]	48,2	53,5	51,2	47,6	48,4	49,8	5,0
Biegerandspannung $f_m=M/W$ [N/mm ²]	50,3	45,7	43,7	40,6	41,3	44,3	
Versagen	KZV ¹⁾	KZV ¹⁾	KZV ¹⁾	Ast ¹⁾	Ast ¹⁾		
Höchstlast							
Last F_{max} (pro Kolben) [kN]	48,2	53,5	51,2	47,6	48,4	49,8	5,0
Biegerandspannung $f_m=M/W$ [N/mm ²]	41,2	45,7	43,7	40,6	41,3	44,3	
Verformung							
Durchbiegung; 1. Bruch [mm]	60,9	66,1	63,1	59,2	59,1	61,7	4,8
Durchbiegung; 2. Bruch [mm]	60,9 ¹⁾	66,1 ¹⁾	63,1 ¹⁾	59,2 ¹⁾	59,1 ¹⁾	61,7	4,8
Durchbiegung bei F_{max} [mm]	60,9	66,1	63,1	59,2	59,1	61,7	4,8
Biegesteifigkeit							
E-Modul nach DIN EN 408 [N/mm ²]	11.108	11.379	11.382	10.997	10.422	11.058	3,6

	TR-8 TR-8.1	TR-8.2	TR-8.3			Mittel- wert	Variations- koeff. [%]
Tragfähigkeit							
1. Bruch (unterste Holzlamelle)							
Last F (pro Kolben) [kN]	61,3	68,0	68,8			66,0	6,2
Biegerandspannung $f_m=M/W$ [N/mm ²]	51,7	57,3	58,0			55,7	
Versagen	KZV	Ast	KZV				
2. Bruch (Gesamtsystem)							
Last F (pro Kolben) [kN]	61,3	68,0	70,1			66,5	6,9
Biegerandspannung $f_m=M/W$ [N/mm ²]	52,3	58,1	59,9			56,8	
Versagen	KZV ¹⁾	Ast ¹⁾	Ast ²⁾				
Höchstlast							
Last F_{max} (pro Kolben) [kN]	61,3	68,0	70,1			66,5	6,9
Biegerandspannung $f_m=M/W$ [N/mm ²]	52,3	58,1	59,9			56,8	
Verformung							
Durchbiegung; 1. Bruch [mm]	66,0	73,5	76,6			72,0	7,6
Durchbiegung; 2. Bruch [mm]	66,0 ¹⁾	73,5 ¹⁾	85,0			74,8	12,3
Durchbiegung bei F_{max} [mm]	66,0	73,5	85,0			74,8	12,3
Biegesteifigkeit							
E-Modul nach DIN EN 408 [N/mm ²]	13.078	13.062	13.275			13.138	0,9

¹⁾ wie 1. Bruch²⁾ zweitunterste Holzlamelle

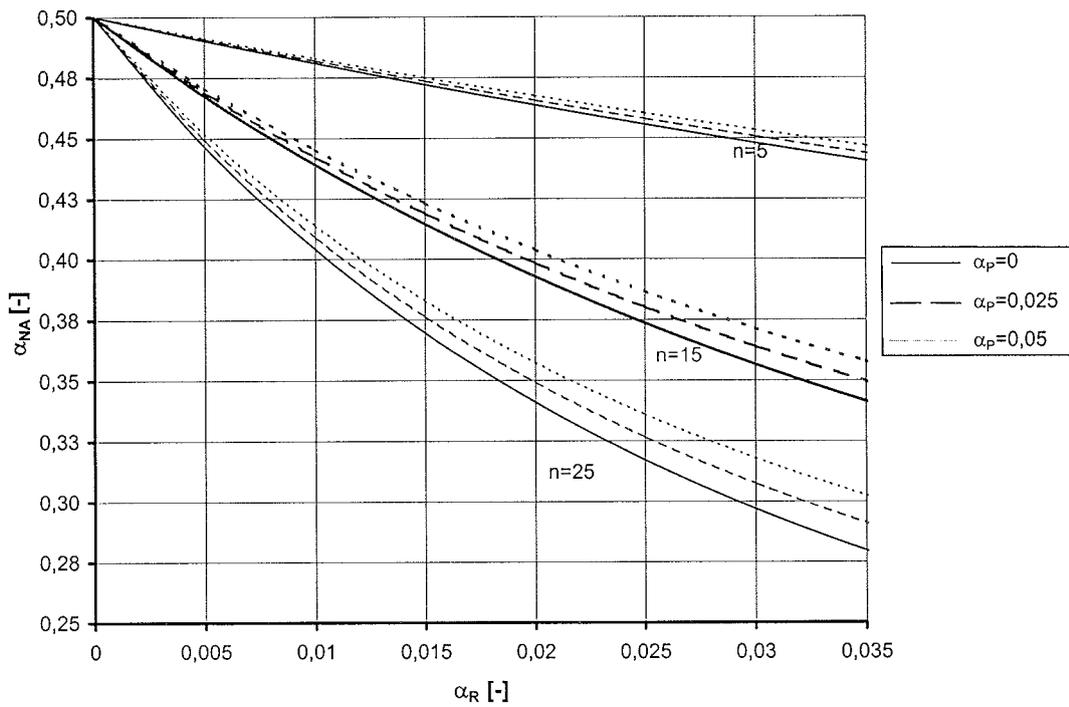


Bild A4: Bezogene Lage der neutralen Achse α_{NA} im elastischen Zustand

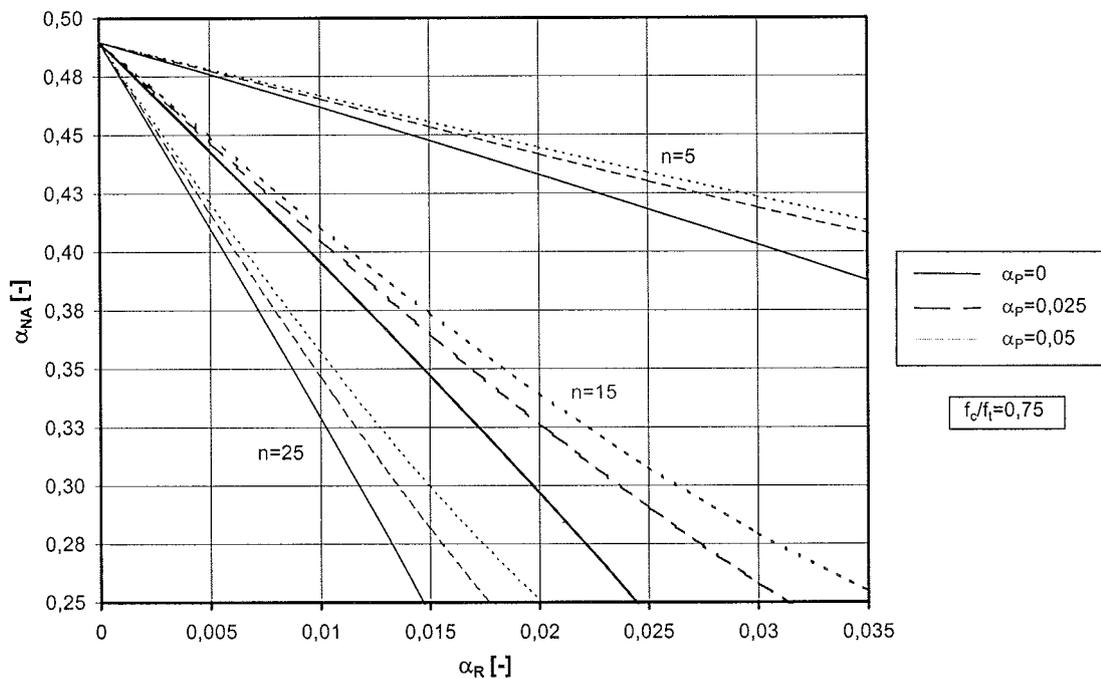


Bild A5: Bezogene Lage der neutralen Achse α_{NA} im plastischen Zustand für $f_c/f_t=0,75$

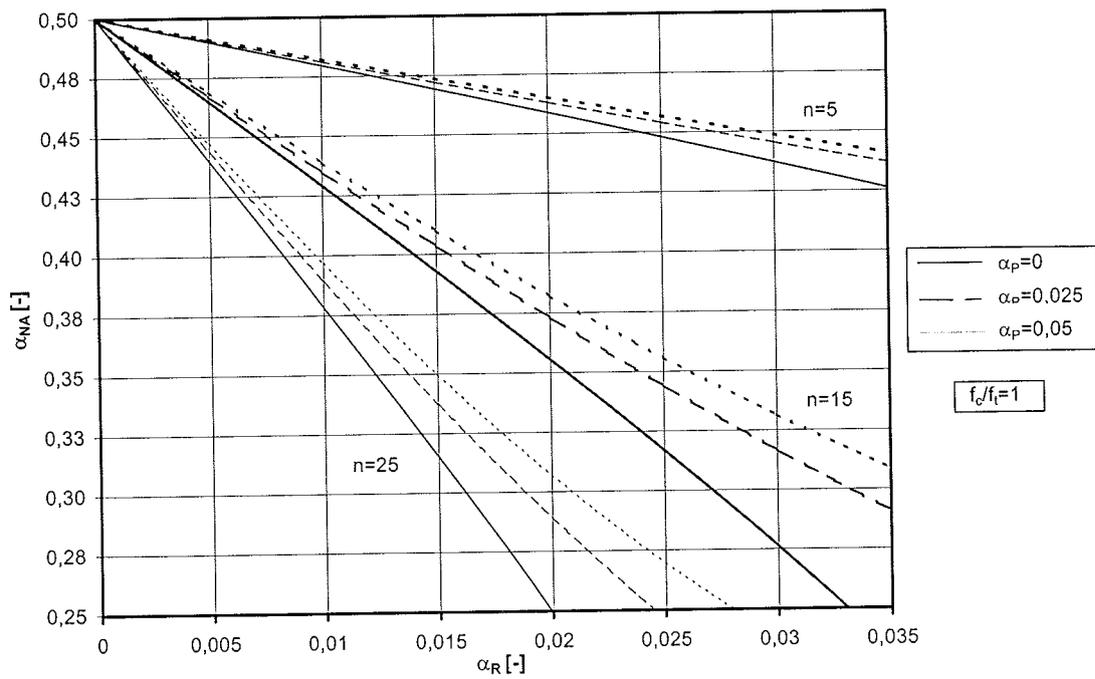


Bild A6: Bezogene Lage der neutralen Achse α_{NA} im plastischen Zustand für $f_c/f_t=1,0$

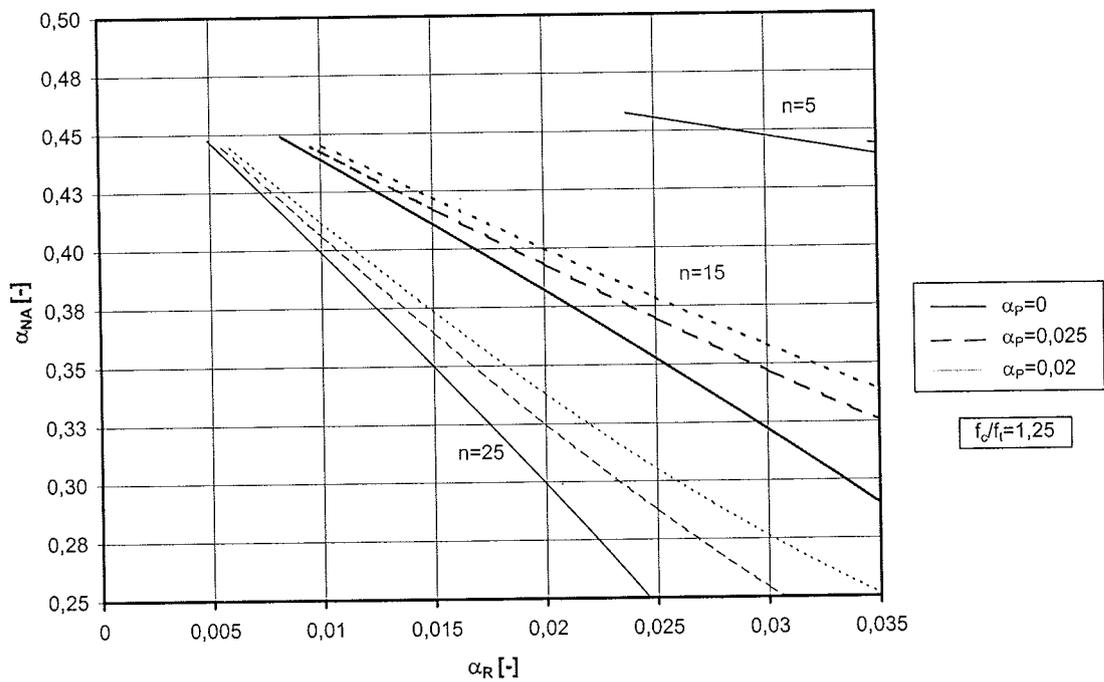


Bild A7: Bezogene Lage der neutralen Achse α_{NA} im plastischen Zustand für $f_c/f_t=1,25$

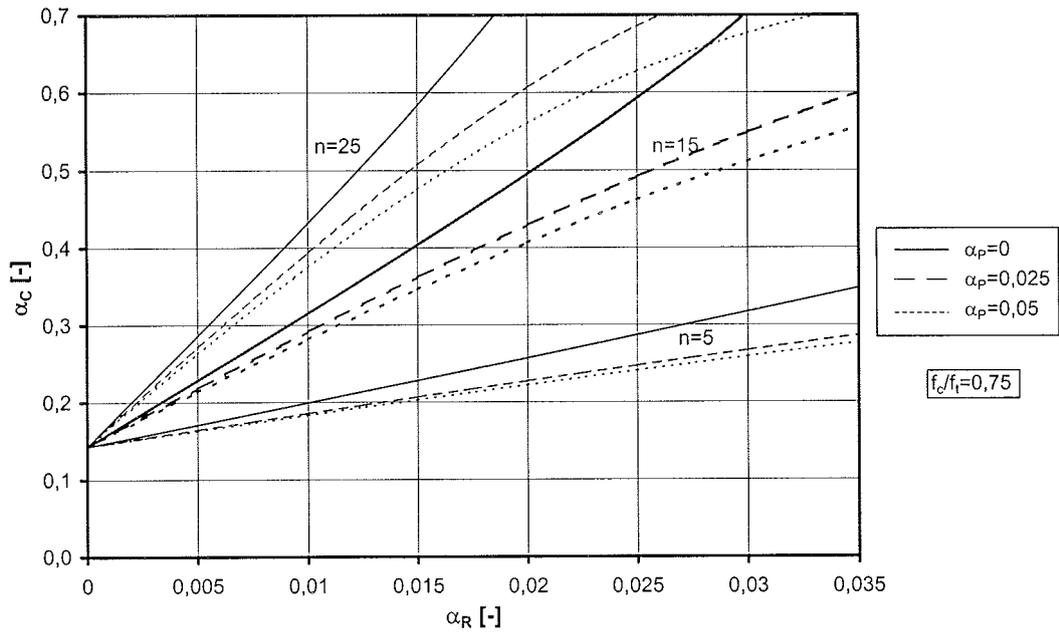


Bild A8: Bezogene Höhe des plastischen Druckbereiches α_c für $f_c/f_t=0,75$

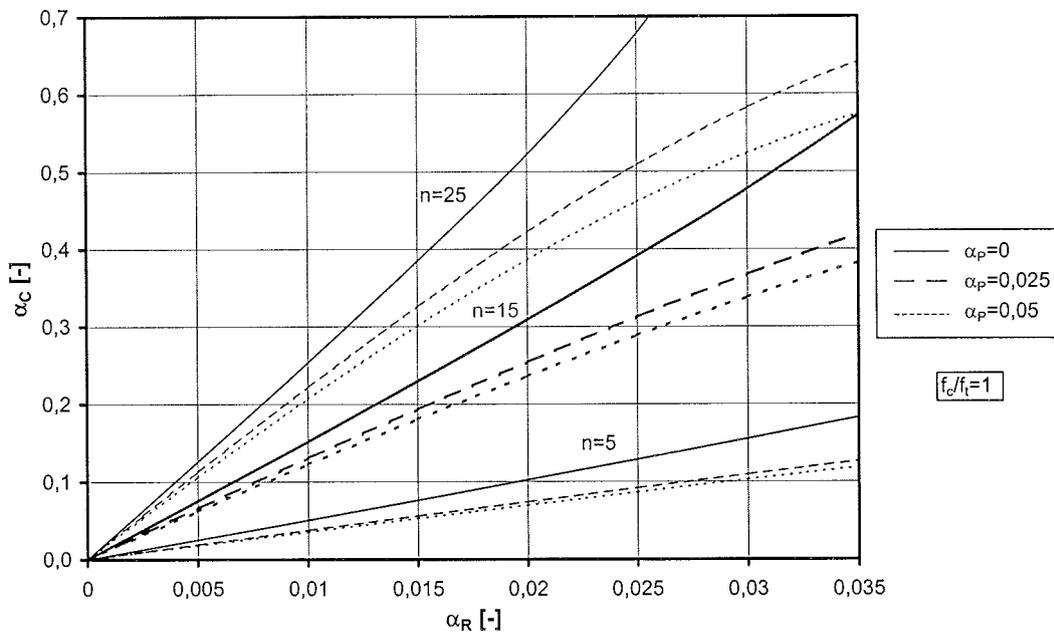


Bild A9: Bezogene Höhe des plastischen Druckbereiches α_c für $f_c/f_t=1,0$

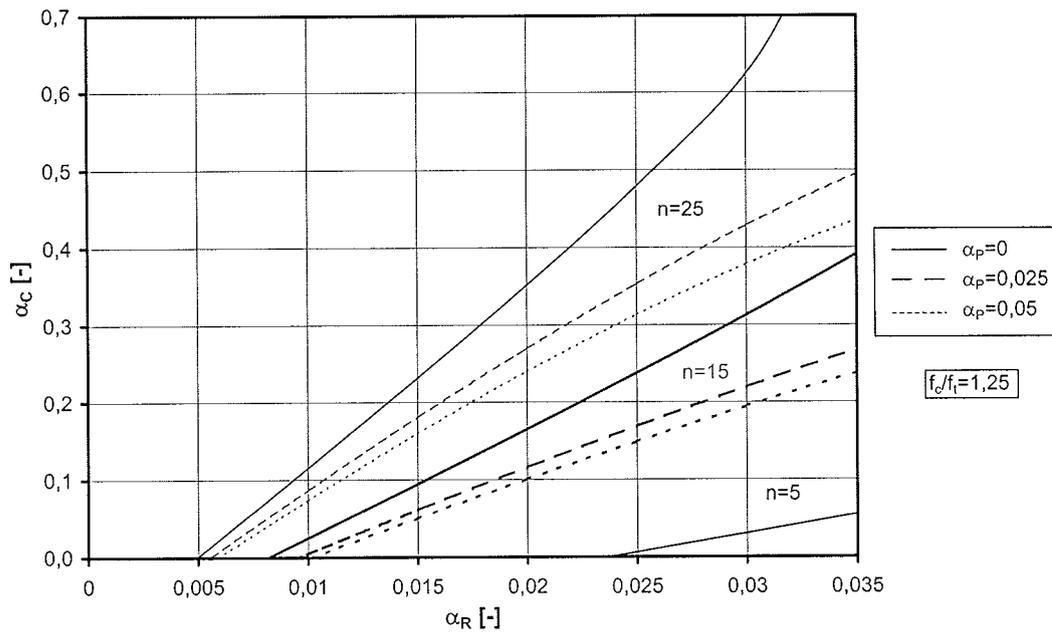


Bild A10: Bezogene Höhe des plastischen Druckbereiches α_c für $f_c/f_t=1,25$

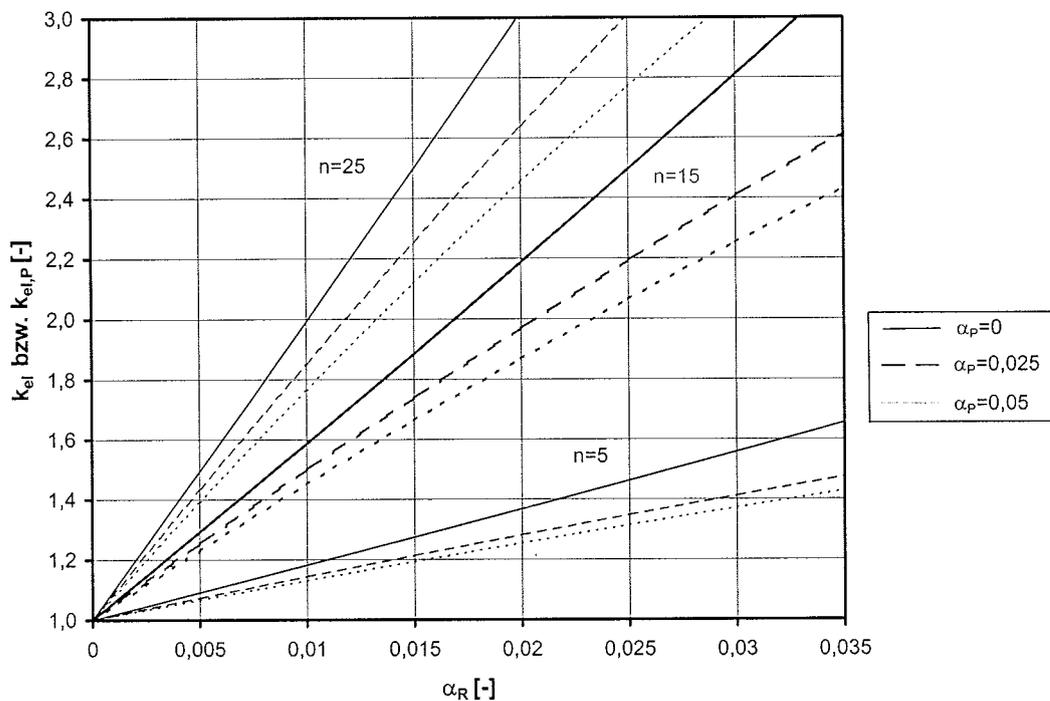


Bild A11: Beiwert k_{el} für einen Querschnitt ohne Randlamelle und $k_{el,P}$ für einen Querschnitt mit Randlamelle im elastischen Bereich

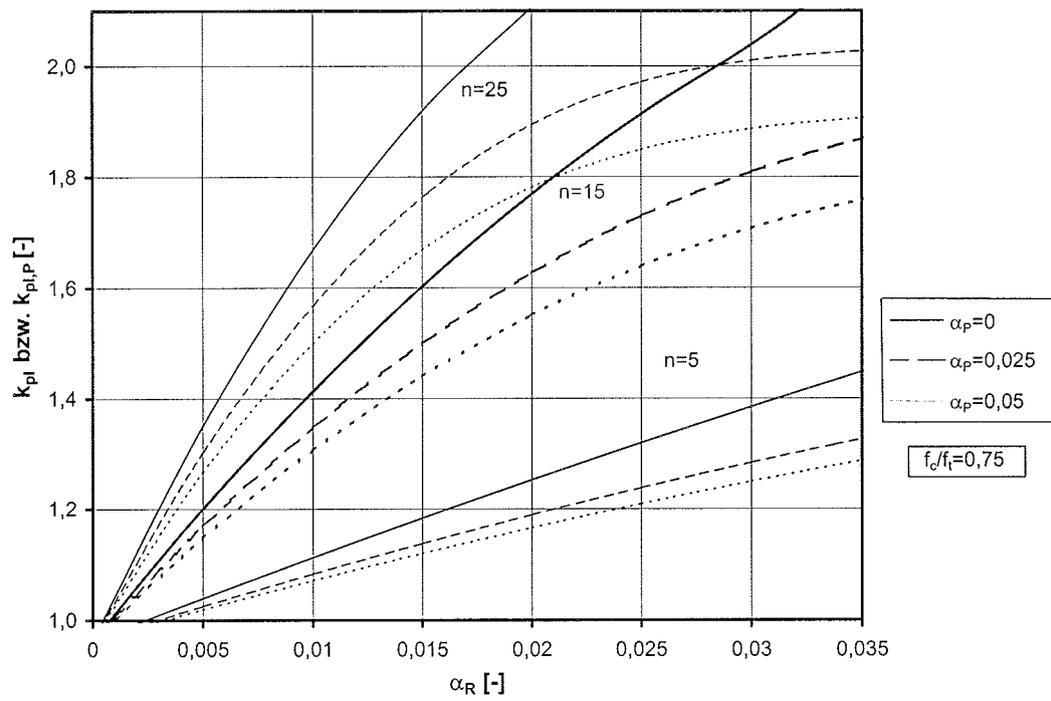


Bild A12: Beiwert k_{pl} für einen Querschnitt ohne Randlamelle und $k_{pl,P}$ für einen Querschnitt mit Randlamelle im plastischen Bereich für $f_c/f_t=0,75$

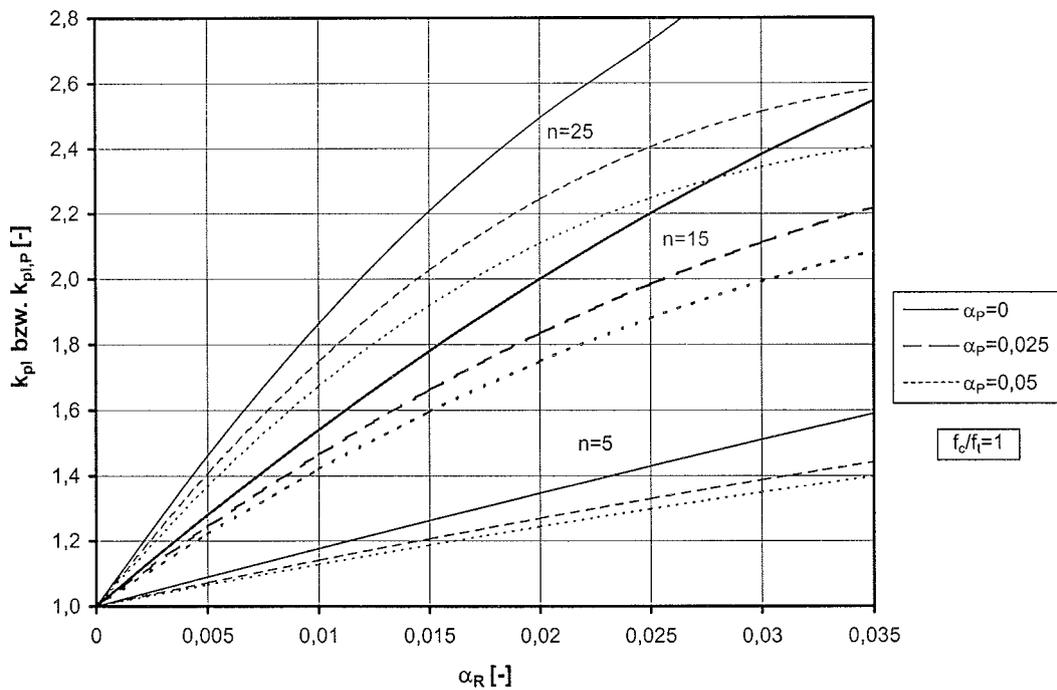


Bild A13: Beiwert k_{pl} für einen Querschnitt ohne Randlamelle und $k_{pl,P}$ für einen Querschnitt mit Randlamelle im plastischen Bereich für $f_c/f_t=1,0$

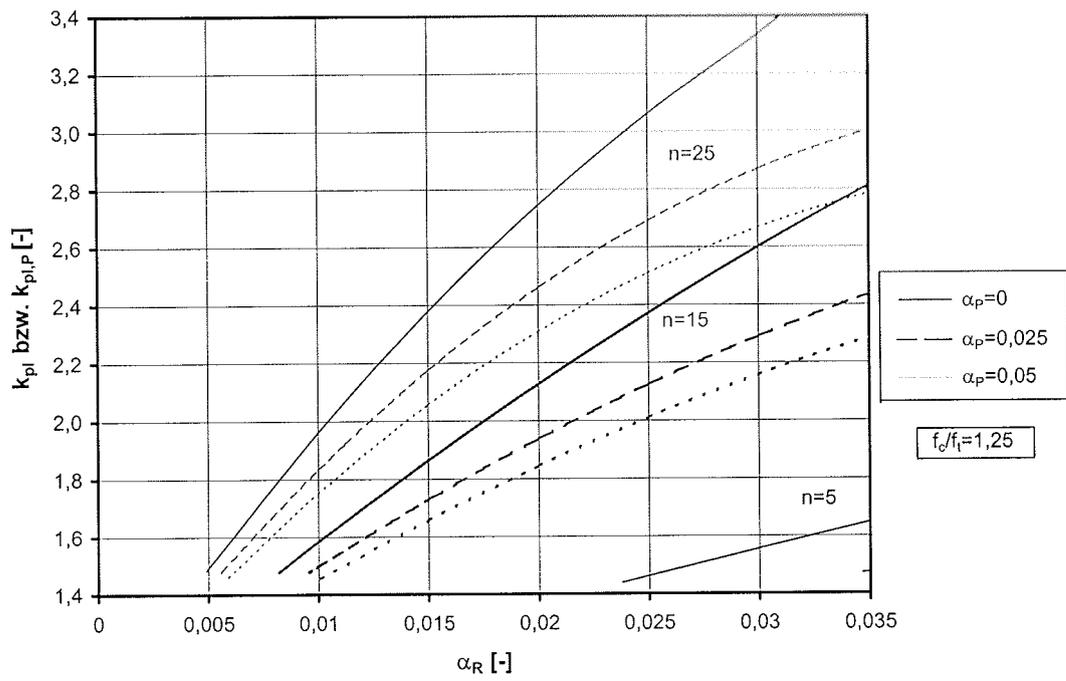


Bild A14: Beiwert k_{pl} für einen Querschnitt ohne Randlamelle und $k_{pl,P}$ für einen Querschnitt mit Randlamelle im plastischen Bereich für $f_c/f_t=1,25$

Tabelle A6: Ergebnisse der Simulation der Versuchsreihen Tr-1 bis Tr-4 und Vergleich der mit den Versuchen

	$F_{\text{Sim,mean}}$ [kN]	$F_{\text{Sim,05}}$ [kN]	F_{Versuch} [kN]	$F_{\text{Sim,mean}}/F_{\text{Versuch}}$ [-]	$f_{m,05}=M/W$ [N/mm ²]	$f_{m,u,05}=M/W$ [N/mm ²]	$f_{m,05}/f_{m,u,05}$ [-]
Tr-1.1	43,5	36,8	52,6	0,83	31,4	25,3	1,24
Tr-1.2	40,7	31,0	42,3	0,96	26,4	21,7	1,22
Tr-1.3	44,3	36,2	45,4	0,97	30,9	24,8	1,24
Tr-1.4	39,8	30,5	37,7	1,06	26,0	21,1	1,23
Tr-1.5	44,4	35,6	42,5	1,04	30,4	24,6	1,23
Mittelwert Tr-1	42,5	34,0	44,1	0,96	29,0	23,5	1,23
Tr-2.1	57,7	50,0	61,2	0,94	41,6	23,9	1,74
Tr-2.2	57,6	46,3	60,1	0,96	38,6	21,7	1,78
Tr-2.3	52,5	42,1	56,1	0,94	35,0	18,5	1,89
Tr-2.4	54,7	45,5	55,2	0,99	37,9	21,7	1,75
Tr-2.5	52,3	42,8	56,1	0,93	35,6	19,4	1,84
Mittelwert Tr-2	55,0	45,3	57,7	0,95	37,7	21,0	1,79
Tr-3.1	37,9	29,8	36,9	1,03	25,4	20,6	1,24
Tr-3.2	37,8	31,0	41,6	0,91	26,5	20,9	1,26
Tr-3.3	40,7	33,0	39,8	1,02	28,2	22,9	1,23
Tr-3.4	39,3	32,7	48,1	0,82	27,9	22,5	1,24
Tr-3.5	40,7	33,8	49,5	0,82	28,8	23,0	1,25
Mittelwert Tr-3	38,9	31,6	41,6	0,94	27,0	21,7	1,24
Tr-4.1	53,1	43,3	58,9	0,90	36,0	22,3	1,62
Tr-4.2	53,6	44,2	57,9	0,93	36,8	23,3	1,58
Tr-4.3	53,7	42,5	52,3	1,03	35,4	21,7	1,63
Tr-4.4	51,9	41,6	60,2	0,86	34,6	21,8	1,59
Tr-4.5	53,4	44,0	61,0	0,87	36,6	23,2	1,58
Mittelwert Tr-4	53,1	42,9	57,3	0,93	35,7	22,3	1,60

$F_{\text{Sim,mean}}$: Mittlere Traglast der simulierten Träger mit Verstärkung

$F_{\text{Sim,05}}$: 5%-Fraktilwert der Traglast der simulierten Träger mit Verstärkung

F_{Versuch} : Traglast der geprüften Träger

$f_{m,05}$: 5%-Fraktilwert der Biegefestigkeit der simulierten Träger mit Verstärkung

$f_{m,u,05}$: 5%-Fraktilwert der Biegefestigkeit der simulierten Träger ohne Verstärkung

Tabelle A7: Ergebnisse der Simulation der Versuchsreihen Tr-5 bis Tr-8 und Vergleich der mit den Versuchen

	$F_{Sim,mean}$ [kN]	$F_{Sim,05}$ [kN]	$F_{Versuch}$ [kN]	$F_{Sim,mean}/F_{Versuch}$ [-]	$f_{m,05}=M/W$ [N/mm ²]	$f_{m,u,05}=M/W$ [N/mm ²]	$f_{m,05}/f_{m,u,05}$ [-]
Tr-5.1	57,1	47,8	58,9	0,97	39,8	28,7	1,39
Tr-5.2	52,3	42,0	67,2	0,78	35,0	26,9	1,30
Tr-5.3	57,2	48,6	56,5	1,01	40,5	27,6	1,47
Tr-5.4	58,3	49,3	61,4	0,95	41,0	25,8	1,59
Tr-5.5	56,6	46,0	58,5	0,97	38,3	27,3	1,40
Mittelwert Tr-5	56,2	46,9	61,0	0,92	39,1	27,2	1,43
Tr-6.1	51,2	42,3	56,2	0,91	35,2	24,1	1,46
Tr-6.2	53,4	45,4	60,3	0,88	37,8	25,3	1,50
Tr-6.3	55,7	46,6	60,8	0,92	38,8	27,5	1,41
Tr-6.4	56,0	47,0	59,2	0,95	39,1	27,6	1,42
Tr-6.5	58,2	49,9	58,9	0,99	41,5	27,9	1,49
Mittelwert Tr-6	54,1	45,3	59,1	0,91	37,7	26,1	1,45
Tr-7.1	45,9	38,5	48,2	0,95	32,9	24,3	1,35
Tr-7.2	45,6	38,0	53,5	0,85	32,4	23,3	1,39
Tr-7.3	44,6	36,1	51,2	0,87	30,8	23,4	1,32
Tr-7.4	43,5	35,9	47,6	0,91	30,7	21,6	1,42
Tr-7.5	44,1	36,2	48,4	0,91	30,9	23,3	1,33
Mittelwert Tr-7	44,9	37,1	50,1	0,90	31,7	23,2	1,37
Tr-8.1	64,2	54,4	61,3	1,05	45,2	24,4	1,86
Tr-8.2	62,8	51,1	68,0	0,92	42,5	21,9	1,94
Tr-8.3	65,1	55,6	70,1	0,93	46,3	23,1	2,00
Mittelwert Tr-8	64,0	53,7	66,5	0,96	44,7	23,2	1,93

F_u : Mittlere Traglast der simulierten Träger mit Verstärkung

$F_{Sim,05}$: 5%-Fraktilwert der Traglast der simulierten Träger mit Verstärkung

$F_{Versuch}$: Traglast der geprüften Träger

$f_{m,05}$: 5%-Fraktilwert der Biegefestigkeit der simulierten Träger mit Verstärkung

$f_{m,u,05}$: 5%-Fraktilwert der Biegefestigkeit der simulierten Träger ohne Verstärkung

Tabelle A8: Vergleich der Traglasten F_u eines unverstärkt simulierten Trägers mit den Traglasten $F_{1,Bruch}$ beim Erstversagen einer Zelle bei den Versuchen für die Versuchsreihen Tr-1 bis Tr-4

	F_u [kN] unverstärkt	$F_{u,05}$ [kN] unverstärkt	$F_{Versuch}$ [kN]	$F_{1,Bruch}$ [kN]	$F_{1,Bruch}/F_u$ [-]	$F_{Versuch}/F_u$ [-]
TR-1.1	35,9	29,6	52,6	35,7	0,99	1,47
TR-1.2	33,9	25,4	42,3	42,3	1,25	1,25
TR-1.3	36,7	29,1	45,4	39,3	1,07	1,24
TR-1.4	33,2	24,8	37,7	28,7	0,86	1,14
TR-1.5	36,8	28,8	42,5	40,3	1,10	1,16
Mittelwert Tr-1	35,3	27,5	44,1	37,3	1,06	1,25
TR-2.1	35,2	28,0	61,2	53,6	1,52	1,74
TR-2.2	31,5	25,4	60,1	38,6	1,23	1,91
TR-2.3	27,1	21,7	56,1	42,6	1,57	2,07
TR-2.4	31,6	25,4	55,2	35,7	1,13	1,74
TR-2.5	28,2	22,7	56,1	42,8	1,52	1,99
Mittelwert Tr-2	30,7	24,6	57,7	42,7	1,39	1,88
TR-3.1	31,1	24,1	36,9	36,9	1,19	1,19
TR-3.2	29,6	24,5	41,6	41,6	1,41	1,41
TR-3.3	33,4	26,8	39,8	38,8	1,16	1,19
TR-3.4	32,6	26,4	48,1	37,0	1,13	1,47
TR-3.5	33,6	26,9	49,5	42,1	1,25	1,47
Mittelwert Tr-3	31,7	25,5	41,6	38,6	1,22	1,31
TR-4.1	32,7	26,1	58,9	47,5	1,45	1,80
TR-4.2	33,9	27,3	57,9	50,5	1,49	1,71
TR-4.3	31,6	25,4	52,3	44,8	1,42	1,65
TR-4.4	31,2	25,5	60,2	51,6	1,65	1,93
TR-4.5	33,1	27,2	61,0	45,2	1,37	1,85
Mittelwert Tr-4	32,4	26,1	57,3	48,6	1,50	1,77

F_u : Mittlere Traglast der simulierten Träger ohne Verstärkung

$F_{u,05}$: 5%-Fraktilwert der Traglast der simulierten Träger ohne Verstärkung

$F_{Versuch}$: Traglast der geprüften Träger

$F_{1,Bruch}$: Traglast der geprüften Träger beim ersten Versagen einer Holzlamelle

Tabelle A9: Vergleich der Traglasten F_u eines unverstärkt simulierten Trägers mit den Traglasten $F_{1.Bruch}$ beim Erstversagen einer Zelle bei den Versuchen für die Versuchsreihen Tr-5 bis Tr-8

	F_u [kN] unverstärkt	$F_{u,05}$ [kN] unverstärkt	$F_{Versuch}$ [kN]	$F_{1.Bruch}$ [kN]	$F_{1.Bruch}/F_u$ [-]	$F_{Versuch}/F_u$ [-]
TR-5.1	41,0	33,6	58,9	54,0	1,32	1,44
TR-5.2	38,6	31,5	67,2	67,2	1,74	1,74
TR-5.3	39,6	32,3	56,5	47,8	1,21	1,43
TR-5.4	37,9	30,3	61,4	41,5	1,09	1,62
TR-5.5	38,3	31,9	58,5	58,5	1,53	1,53
Mittelwert Tr-5	39,3	31,9	61,0	52,6	1,34	1,55
TR-6.1	34,4	28,2	56,2	38,5	1,12	1,64
TR-6.2	37,8	29,6	60,3	45,7	1,21	1,59
TR-6.3	38,5	32,2	60,8	54,1	1,41	1,58
TR-6.4	38,9	32,3	59,2	50,2	1,29	1,52
TR-6.5	40,8	32,7	58,9	47,3	1,16	1,44
Mittelwert Tr-6	37,4	30,6	59,1	47,1	1,26	1,58
TR-7.1	34,0	28,5	48,2	48,2	1,42	1,42
TR-7.2	33,5	27,3	53,5	53,5	1,60	1,60
TR-7.3	33,6	27,4	51,2	51,2	1,52	1,52
TR-7.4	31,3	25,4	47,6	47,6	1,52	1,52
TR-7.5	33,5	27,3	48,4	48,4	1,44	1,44
Mittelwert Tr-7	33,1	27,1	50,1	50,1	1,51	1,51
TR-8.1	33,9	28,5	61,3	61,3	1,81	1,81
TR-8.2	32,0	25,7	68,0	68,0	2,12	2,12
TR-8.3	33,5	27,1	70,1	68,8	2,06	2,10
Mittelwert Tr-8	33,1	27,1	66,5	66,0	1,99	2,01

F_u : Mittlere Traglast der simulierten Träger ohne Verstärkung

$F_{u,05}$: 5%-Fraktilewert der Traglast der simulierten Träger ohne Verstärkung

$F_{Versuch}$: Traglast der geprüften Träger

$F_{1.Bruch}$: Traglast der geprüften Träger beim ersten Versagen einer Holzlamelle

Tabelle A10: Eingangsdaten der allgemeinen Simulation

Reihe	Sortier- klasse	FVK- Lamelle	Lagen	Dicke RL [mm]	Simula- tionen	Breite/Höhe [mm]
S-1	MS10	L1	1	-	200	100/316
S-2	MS10	L2	2	-	200	100/318
S-3	MS10	L1	1	35	200	100/316
S-4	MS10	L2	2	35	200	100/318
S-5	MS10	-	-	-	200	100/315

Spannweite: 4,30 m; Lasteintragung: 1,35 m

Tabelle A11: Ergebnisse der Simulation mit BS-Holz der Festigkeitsklasse BS11

Reihe	$F_{Sim,mean}$ [kN]	$F_{Sim,05}$ [kN]	$f_{m,mean} = M/W$ [N/mm ²]	$f_{m,05} = M/W$ [N/mm ²]	Simulation Versuchsträger	
					Reihe	$f_{m,05} = M/W$ [N/mm ²]
S-1	51,6	40,6	41,9	32,9	Tr-7	31,7
S-2	71,4	55,3	57,2	44,3	Tr-8	44,7
S-3	44,4	35,4	36,0	28,8	Tr-3	27,0
S-4	55,2	42,3	44,2	33,9	Tr-4	35,7
S-5	39,6	30,8	32,3	25,1	Alle Reihen ¹⁾	22,2

¹⁾ ohne Reihe Tr-5 und Tr-6

$F_{Sim,mean}$: Mittlere Traglast der simulierten Träger mit Verstärkung

$F_{Sim,05}$: 5%-Fraktilwert der Traglast der simulierten Träger mit Verstärkung

$F_{Versuch}$: Traglast der geprüften Träger

$f_{m,mean}$: Mittelwert der Biegefestigkeit der simulierten Träger mit Verstärkung

$f_{m,05}$: 5%-Fraktilwert der Biegefestigkeit der simulierten Träger mit Verstärkung