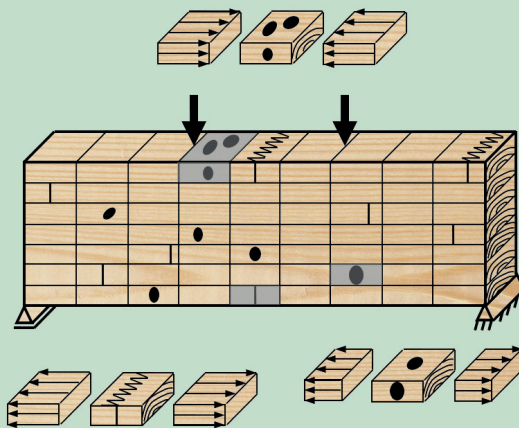


Matthias Frese

## Computergestützte Verfahren zur pragmatischen Beurteilung der Tragwiderstände von Brettschichtholz:

Zusammenfassung exemplarischer Simulationsstudien





Matthias Frese

**Computergestützte Verfahren zur pragmatischen  
Beurteilung der Tragwiderstände von Brettschichtholz:**

Zusammenfassung exemplarischer Simulationsstudien

Titelbild: Modellierung von biegebeanspruchtem Brettschichtholz

**BAND 31**

Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau

---

Herausgeber  
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)  
Holzbau und Baukonstruktionen  
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Hans Joachim Blaß

# **Computergestützte Verfahren zur pragmatischen Beurteilung der Tragwiderstände von Brettschichtholz:**

Zusammenfassung exemplarischer  
Simulationsstudien

von  
Matthias Frese

Karlsruher Institut für Technologie (KIT)  
Holzbau und Baukonstruktionen

Habilitation, Karlsruher Institut für Technologie  
Holzbau und Baukonstruktionen, 2016  
Tag des Habilitationskolloquiums: 25. November 2015  
Referenten: Prof. Dr.-Ing. Hans Joachim Blaß  
Prof. Dr.-Ing. Ulrike Kuhlmann  
Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. DDr. h.c. Josef Eberhardsteiner

#### Impressum



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

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

[www.ksp.kit.edu](http://www.ksp.kit.edu)



*This document – excluding the cover, pictures and graphs – is licensed  
under the Creative Commons Attribution-Share Alike 3.0 DE License  
(CC BY-SA 3.0 DE): <http://creativecommons.org/licenses/by-sa/3.0/de/>*



*The cover page is licensed under the Creative Commons  
Attribution-No Derivatives 3.0 DE License (CC BY-ND 3.0 DE):  
<http://creativecommons.org/licenses/by-nd/3.0/de/>*

Print on Demand 2016

ISSN 1860-093X  
ISBN 978-3-7315-0493-1  
DOI 10.5445/KSP/1000052710







# Vorwort

Seit Aufkommen der Idee eines methodischen Vorgehens zur numerischen Beschreibung der Biegefestigkeit von Brettschichtholz sind über 40 Jahre vergangen. Das Modellieren nicht nur von Brettschichtholz und das nachgeschaltete Simulieren experimenteller Vorgänge haben in diesem Zeitraum einen festen Platz innerhalb der wissenschaftlichen Methoden der Holzbauforschung erlangt. Gleichzeitig haben sich rasante Veränderungen in der elektronischen Datenverarbeitung der Rechenzentren, bedeutsame Entwicklungen bei den wissenschaftlichen Computerprogrammen für Strukturanalysen und Neuausrichtungen in der Brettschichtholzforschung vollzogen, die auch langfristig nicht zum Stillstand bzw. Abschluss kommen werden. Aus diesem Grund soll diese Habilitationsschrift zunächst für den gegenwärtigen Zeitpunkt eine Rückschau sein auf in der Vergangenheit gewonnene Erfahrungen und wissenschaftliche Erkenntnisse, die im Zusammenhang stehen mit dem numerischen Beschreiben von Brettschichtholzfestigkeiten bis hin zu Tragwiderständen von Brettschichtholz-Systemen. Sie kann auf diese Weise Wissen bewahren und den Stellenwert dieses numerischen Beschreibens innerhalb der Methoden des wissenschaftlichen Arbeitens weiter ausbauen und festigen. Sie möchte dadurch auch ein Wegweiser sein für Wissenschaftlerinnen und Wissenschaftler in verwandten Problemstellungen wie z. B. dem Auffinden von realistischen Festigkeits- und Steifigkeitsspektren moderner, gegliedert aufgebauter Holzwerkstoffe oder daraus hergestellter Strukturen.

Diese Habilitationsschrift entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abteilung Holzbau und Baukonstruktionen des Karlsruher Instituts für Technologie. Meinem Hauptreferenten Prof. Dr.-Ing. Hans Joachim Blaß danke ich herzlich für den Anstoß, mich im Fach Holzbau zu habilitieren, für das dafür förderliche Umfeld und das Teilen von

Ideen, die nicht zuletzt auch zum inhaltlichen Umfang der vorliegenden Habilitationsschrift geführt haben. Frau Prof. Dr.-Ing. Ulrike Kuhlmann und Herrn Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. DDr. h.c. Josef Eberhardsteiner danke ich jeweils herzlich für die Übernahme der Korreferate und das Anfertigen der Gutachten, die meine Habilitation unmittelbar befördert haben. Herrn Prof. Dr. Norbert Henze danke ich herzlich für seine Unterstützung, die ich im Zusammenhang mit Fragestellungen, die die Stochastik betreffen, erfahren habe.

Karlsruhe, im Februar 2016

Matthias Frese

# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung</b> .....	<b>1</b>
1.1	Hintergrund und Motivation .....	1
1.2	Aufbau der Arbeit .....	5
<b>2</b>	<b>Methoden</b> .....	<b>7</b>
2.1	Das Karlsruher Rechenmodell .....	7
2.2	Alternative Rechenmodelle .....	10
2.3	Die Grundlagen des Karlsruher Rechenmodells .....	11
2.3.1	Vorbemerkung .....	11
2.3.2	Funktions- und Arbeitsweise .....	12
2.3.3	Repräsentieren mechanischer Eigenschaften .....	23
2.3.4	Anwendung der Regressionsbeziehungen .....	31
2.4	Hilfsmittel der Festigkeitsvariation .....	39
<b>3</b>	<b>Referenzbiegefestigkeit von Fichtenbrettschichtholz</b> .....	<b>45</b>
3.1	Berechnete Biegefestigkeit .....	46
3.2	Modellierte Biegefestigkeit .....	48
3.3	Einfluss der Trägergröße – Höheneinfluss .....	50
3.4	Unsymmetrisch aufgebaute Träger .....	53
3.4.1	Vorbemerkung .....	53
3.4.2	Kombiniertes Brettschichtholz .....	54
3.4.3	Hybrides Brettschichtholz .....	60
3.4.4	Bewertung der Ergebnisse .....	66
<b>4</b>	<b>Weitere elementare Festigkeiten</b> .....	<b>69</b>
4.1	Zugfestigkeit .....	70
4.1.1	Versagenskriterium .....	70
4.1.2	Referenzwert .....	71
4.1.3	Einfluss der Stabgröße – Längeneinfluss .....	72
4.2	Druckfestigkeit .....	75
4.2.1	Versagenskriterium .....	75
4.2.2	Rohdichte als erklärende Variable .....	77
4.2.3	Referenzwert .....	79

4.2.4	Einfluss der Holzfeuchte .....	80
<b>5</b>	<b>Systemeinflüsse auf die Biegefestigkeit.....</b>	<b>81</b>
5.1	Mehrfeldträger .....	81
5.2	Zweifeldträger mit feldweiser Belastung .....	86
5.3	Zweigelenrahmen .....	90
5.3.1	Analyse und effektive Festigkeiten .....	90
5.3.2	Darstellung der Traglast.....	97
5.4	Zusammenhang mit der Weibulltheorie .....	98
<b>6</b>	<b>Anwendung der Ergebnisse und offene Fragestellungen .....</b>	<b>105</b>
6.1	Vorbemerkung.....	105
6.2	Biegefestigkeit .....	105
6.2.1	Charakteristische Werte .....	105
6.2.2	Höheneinfluss .....	107
6.2.3	Kombiniertes Brettschichtholz .....	107
6.2.4	Einfluss der Holzfeuchte .....	109
6.2.5	Hybrides Brettschichtholz.....	109
6.3	Zugfestigkeit .....	117
6.4	Druckfestigkeit.....	118
6.5	Systemeinflüsse .....	118
<b>7</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick .....</b>	<b>125</b>
	Literaturverzeichnis .....	127
	Bezeichnungen .....	135
	Anhang.....	137

# 1 Einleitung

## 1.1 Hintergrund und Motivation

Unternehmen der Holzindustrie agieren direkt und ihre Zulieferer mittelbar an verschiedenen Stellen des Wertschöpfungskettensystems Forst-Holz-Holzprodukte. Üblicherweise passen sie sich in moderatem Tempo dem Wandel ihres Umfelds an. Hierzu zählen Veränderungen der Roh- bzw. Werkstoffe und deren Beschaffenheit, Marktveränderungen, die in der Regel dem herrschenden Zeitgeschmack unterliegen, und der technologische Fortschritt. Auf diese Weise bleiben sie konkurrenzfähig. Für Wandel und Veränderung stehen heute diese Beispiele: Bedingt durch den naturnahen Waldumbau verlagert sich in Mitteleuropa das Holzangebot zu Gunsten des Laubholzes. Vor etwa 10 Jahren gewann die selbstbohrende Vollgewindeschraube unter den Verbindungsmitteln eine herausragende bis heute anhaltende Bedeutung. Massiv- und Brettsperrholzprodukte sowie Fassadensysteme aus Holz verfügen mittlerweile über nennenswerte Marktanteile. Der Einsatz von CNC-Maschinen brachte nicht nur eine Renaissance von zimmermannsmäßigen Verbindungen, die zuvor aufgrund der hohen Lohnkosten für die manuelle Bearbeitung an Bedeutung verloren hatten, sondern ermöglichte auch die Herstellung intelligenter Formschlussverbindungen.

Für Holz- und Holzwerkstoffe bzw. Komponenten zur Herstellung von Verbindungen, jeweils für tragende Bauteile im Bauwesen vorgesehen, müssen neben der Dauerhaftigkeit hinsichtlich Tragfähigkeit und Gebrauchstauglichkeit spezifische Festigkeits- und Steifigkeitswerte vorhanden sein. Das erst ermöglicht eine Bemessung von Tragwerken, die das gegenwärtige durch angemessene Zuverlässigkeit und Wirtschaftlichkeit geprägte Sicherheitsbedürfnis erfüllen [1]. Bis heute werden insbesondere Festigkeitswerte auf Grundlage von Versuchen und sta-

tistischen Verfahren hergeleitet [2]. Nicht zuletzt fließt dabei vorhandenes Erfahrungswissen entscheidend mit ein. Dieses empirische Vorgehen ist dann sinnvoll, wenn sich Experimente durchführen lassen und – in der Regel – sich der damit verbundene Aufwand durch eine angemessene Gültigkeitsdauer der Ergebnisse und eine entsprechende mengenmäßige Verwendung der Baustoffe oder Komponenten rechtfertigen lässt. Dieser Aspekt stellt jedoch nur einen Teil in der gesamtwirtschaftlichen Betrachtung einer Produktentwicklung dar.

Die beständige Herausforderung, mit den Veränderungen bei den Rohstoffen, den Herstellverfahren und den Bedürfnissen des Marktes Schritt zu halten, wirkt sich auf die Forschung aus und es zeichnen sich im Bereich des Holzbau Veränderungen ab. Forschung ist im Vergleich mit der Vergangenheit dienstleistungsorientierter geworden; im Holzbau tätige Forschungseinrichtungen arbeiten als vergleichsweise überschaubare Einheiten, Personal und Ausstattung betreffend, fallweise mit kleinen und mittelständischen Unternehmen zusammen, um konkrete Produktentwicklungen oder -verbesserungen bis oder nahe zur Marktreife wissenschaftlich zu begleiten. Verbesserungen und Entwicklungen – nicht nur im Bauwesen – sind fast immer durch eine Vielzahl von Einflussgrößen gekennzeichnet. Insbesondere im Holzbau sind naturgemäß diese Einflussgrößen durch die Streuung der strukturellen und physikalischen und daher mechanischen Eigenschaften von Holz überlagert. Das bedingt nicht selten komplexe Fragestellungen.

Nicht das Experiment alleine, sondern die Kombination aus gezielten Detailversuchen und einer darauf aufbauenden Simulation der eigentlichen Experimente kann in technischer Hinsicht den Erkenntniswunsch in hohem Maße erfüllen. Nachdem ein Simulationsmodell entwickelt, erprobt und verifiziert ist, können die sich aus der Vielzahl von Einflussgrößen ergebenden Fragestellungen mit einem solchen kombinierten Vorgehen vergleichsweise schnell und systematisch abgearbeitet werden. Ein Ausgangspunkt in diesem Sinne sind die Arbeiten von Glos [3], die in den 1970er Jahren mit dem Ziel initiiert wurden, Biegeversuche an Brettschichtholzträgern durch computergestützte Berechnungen zu

ersetzen. Dieses seinerzeit innovative Vorgehen, das bis heute seinen wissenschaftlichen Reiz behalten hat, und die dahinter stehende mechanische Idee werden durch die im Bild 1-1 wiedergegebene Originaldarstellung prägnant erläutert.

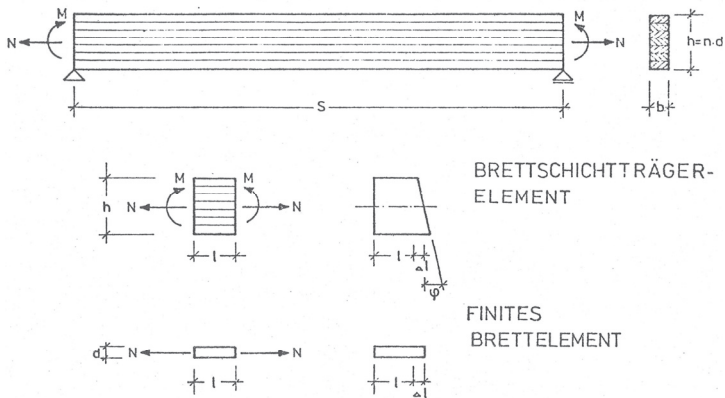


Bild 1-1 Der Simulation von Versuchen an gegliederten Holzwerkstoffen vorausgehende analytische Betrachtungsweise, Grafik aus [3]

Das hinter den Simulationsbestrebungen stehende wirtschaftliche Interesse hatte seinen Ursprung unter anderem in der zunehmenden Bedeutung der Holzleimbauindustrie. Nachdem zwischen 1950 und 1970 in (West)Deutschland die Anzahl der Firmen mit Nachweis zum Leimen tragender Holzbauteile von etwa 10 auf 130 gestiegen war [4 S. 237], hatte man angesichts der nun verfügbaren Produktionskapazität und des damit verbundenen Produktionsvolumens von Brettchichtholz das ausgesprochene Bedürfnis, zuverlässige Bemessungsgrundlagen zu besitzen. 1980 wurde in Nordamerika schließlich über die erfolgreiche Anwendung einer Finite-Elemente-gestützten Brettchichtholzmodellierung berichtet [5]. Damit simulationstechnisch eng verwandt, wurde fünf Jahre später das Regelwerk des Karlsruher Rechenmodells veröffentlicht [6], ein Simulationsprogramm, mit dem Biegeversuche an gezielt modellierten Brettchichtholzträgern durchgeführt werden konnten.

Während vor 50 Jahren die Aufgabe, einige Biegefestigkeiten von Brett-schichtholzträgern in Bauteilgröße zu ermitteln, noch mit einer geziel-ten Holzauswahl, der Trägerherstellung und personalintensiven Prüfungen verbunden war, können heute mit computergestützten Verfahren mehrere Tausend solcher vorgeschalteten Prozesse und anschließenden Biegeversuche in wenigen Stunden an Großrechnern simuliert werden. Alle relevanten mechanischen Eigenschaften werden nach dem er-folgreichen Abschluss der Computerberechnung an den Absender eines Simulationsauftrags zurückgeschickt. Statistische Unsicherheiten, die Ihren Ursprung in kleinen experimentellen Versuchsreihen haben und sich später bei der Beurteilung nachteilig auf die angemessene Zu-verlässigkeit und Wirtschaftlichkeit auswirken, werden im Grunde un-bedeutend und hängen wesentlich nur noch vom Umfang der Detail-versuche und der entsprechenden statistischen Analyse ab, die die Vor-arbeiten für das empirische Repräsentieren großer Datenmengen im Rahmen einer Simulation darstellen. Das Ergebnis ist nicht mehr nur im herkömmlichen Sinne auf der Grundlage von Erfahrungswissen zu in-terpretieren. Gültigkeit der Modellannahmen, Güte der Eingangsdaten und Plausibilität der Ergebnisse sind entscheidende Beurteilungskrite-rien. Validierungsversuche werden nie in dem Umfange durchgeführt, dass die Vertrauensgrenzen von statistischen Lagemaßen, die ein ent-scheidendes Ergebnis darstellen, nur annähernd so eng gefasst sind wie bei Simulationen mit Spielzahlen in der Größenordnung von über  $10^3$ .

Bewähren müssen sich aus Labor- und Simulationsuntersuchungen kombiniert hervorgegangene Produktentwicklungen schließlich auch unter praktischen Bedingungen. Gleichwohl zählt die Phase der tat-sächlichen Nutzung von Entwicklungen nicht mehr zum unmittelbaren Bereich der Forschung und Wissenschaft. Gewinnbringend im Sinne ei-ner von außen angeregten Forschung ist daher die Wahrnehmung da-für, dass in dieser Phase Probleme sichtbar werden können, die ihrer-seits wertvolle Impulse für eine weitere, ggf. korrigierte Fortentwick-lung sind, vgl. [7]. Hier werden Grenzen deutlich, die nicht nur durch die getroffenen Modellannahmen und die Güte von Eingangsdaten für



Simulationsprozesse gesetzt sind, sondern auch durch das noch Unge-  
wisse beim unbewussten Verlassen des vertrauten wissenschaftlichen  
Terrains. Neben dem Bedürfnis, dem äußeren Wandel und den Verän-  
derungen mit gänzlich neuen Anwendungen zu begegnen, wird es des-  
halb immer auch Raum geben für Verbesserungen.

Um in einem Teilbereich der Holzbauforschung eine Grundlage für sol-  
che Fortentwicklungen zu schaffen und um in zukünftigen Fragestellun-  
gen als Anregung zu dienen, werden in dieser Arbeit Kenntnisse, Erfah-  
rungen und vor allem auch Ergebnisse festgehalten, die bei der Simula-  
tion mannigfaltiger Versuche an Fichtenbrettschichtholz, einem  
Vertreter der Holzwerkstoffe, gewonnen wurden. Die vorliegende Ar-  
beit möchte damit auch einen Beitrag dazu leisten, das unter einer ge-  
meinsamen Zielsetzung stehende Betätigungsfeld in den tatsächlichen  
und virtuellen Laboren der Forschung im praktischen Rückbezug auf die  
wirtschaftlichen Bedürfnisse der Holzindustrie zu stärken. Anhand von  
anwendungsorientierten Beispielen, ohne den Versuch allgemeingül-  
tige Vorgehensweisen oder Formeln zur Simulation anzugeben, werden  
Ideen vermittelt, wie in Einzelfällen vorgegangen werden kann. Da jede  
maßgeschneiderte Simulationslösung als Ergebnis einer individuellen  
Überlegung zu sehen ist, sollten deren einzelne Lösungskomponenten  
nicht aus vorgefertigten Schemata stammen, sondern das Ergebnis ei-  
ner an die Aufgabenstellung angepassten und angemessenen Lösungs-  
suche sein. Neben Ergebnissen aus älteren Forschungsberichten um-  
fasst diese Arbeit etliche neue Resultate, die der Verfasser in Fachauf-  
sätzen, Beiträgen zur internationalen Holzbaunormung und auf  
Konferenzen der Fachöffentlichkeit zugänglich gemacht hat [8-18].

## 1.2 Aufbau der Arbeit

Der Leser wird zunächst in einige wichtige methodische Grundlagen des  
Modellierens von Brettschichtholz und des Simulierens von Versuchen  
eingeführt. Die dann folgenden Abschnitte 3 und 4 behandeln auf

Grundlage von simulierten Versuchen gewonnene modulare Festigkeiten von Fichtenbrettschichtholz, die für reine Biege-, Zug- und Druckbeanspruchung gültig sind, wobei baupraktische und materielle Variationen berücksichtigt werden. Im 5. Abschnitt erfolgt eine Erweiterung des ursprünglich auf elementare Versuche ausgerichteten Simulierens hin zu einer numerischen Ermittlung von Tragwiderständen linearer und ebener Systeme. Im Abschnitt 6 werden zunächst die drei modularen Festigkeiten vor dem Hintergrund einer praktischen Anwendung dargestellt und abschließend offene Fragen formuliert, die das wirklichkeitsnahe Modellieren von komplexen Systemen und das Simulieren entsprechender Tragwiderstände betreffen.

## 2 Methoden

### 2.1 Das Karlsruher Rechenmodell

Es werden zunächst zwei Begriffe unterschieden: Simulieren und Modellieren. Simulieren meint im hiesigen Sinne das Vortäuschen von Prozessen. Modellieren betrifft innerhalb eines übergeordneten Simulationsprozesses das virtuelle Abbilden von Konkreta und Abstrakta. Es werden beispielsweise die vor der Brettschichtholzherstellung durchgeführte Festigkeitssortierung und der anschließende Versuch, zwei aufeinander folgende Vorgänge, simuliert. Im Unterschied dazu werden der tatsächlich hergestellte Träger und seine mechanischen Eigenschaften modelliert.

Ausgehend von der grundlegenden Idee, Tragwiderstände von gegliederten Holzwerkstoffen wie Brettschichtholz computergestützt durch eine Modellierung und Simulationen zu erfassen [3], wurden in den späten 1970er und frühen 1980er Jahren entscheidende Erkenntnisse gewonnen, die das Tragverhalten der Elemente betreffen, aus denen Brettschichtholz aufgebaut ist. Diesen Erkenntnissen ging die ingenieurmäßig-analytische Betrachtungsweise voraus, dass ein Holzwerkstoff wie Brettschichtholz zum Zwecke der wissenschaftlichen Auseinandersetzung als Summe einzelner Elemente aufgefasst werden kann. Zu den gewonnenen, entscheidenden Erkenntnissen zählen die mathematische Beschreibung der Arbeitslinie für Druckbeanspruchung [19], die Zusammenhänge zwischen den mechanischen Eigenschaften Zugfestigkeit und Elastizitätsmodul [20] und deren Autokorrelation in Brett längsrichtung, z. B. [21 S. 35f].

Eine im Grunde unverzichtbare Aufgabe während der Entwicklung des Rechenmodells war stets die unabhängige Validierung mittels simulierter Versuche gewonnener mechanischer Eigenschaften. In diesem

Sinne wurden in der früheren [22 S. 58, 23 S. 32ff] und späteren Entwicklungsphase [24 S. 45ff] des Karlsruher Rechenmodells gezielte Validierungsversuche durchgeführt. Unter Berücksichtigung der Lage und Größe von Ästen, der Rohdichte und des Elastizitätsmoduls verarbeiteter Bretter und der Position von Keilzinkenverbindungen wurden Biegeversuche an modellierten Trägern simuliert. Diese Abbilder individueller Versuchsträger wiesen numerisch ermittelte Wertebereiche auf, in die sich die einzelnen Versuchswerte widerspruchsfrei einfügten.

In den späten 1980er Jahren folgten konkrete Anwendungen der theoretischen Erkenntnisse, die im sogenannten Karlsruher Rechenmodell programmiert wurden. Hierzu zählen insbesondere das Modellieren der Biegefestigkeit von Brettschichtholz und damit verwandte Fragestellungen [6, 23, 25 - 29] sowie die Anwendung der entwickelten Simulationstechnik auf Versuche an schlanken druck- [30] sowie in der Länge veränderlichen zugbeanspruchten Brettschichtholzbauteilen [31]. Mit der Untersuchung, welche Biegefestigkeit für Brettschichtholz aus Buche zu erwarten ist, wurde die simulationsgestützte Modellierung von Brettschichtholz im Jahre 2005 modernisiert [32, 33] und unter Verwendung eines kommerziellen Computerprogramms für Strukturanalysen schließlich neu ausgerichtet. Hilfsmittel waren dabei nach wie vor die Finite-Elemente-Methode und die Prinzipien der Monte-Carlo-Simulation, eines stochastischen Verfahrens auf Grundlage von häufig durchgeführten Zufallsexperimenten. Innerhalb eines zusammenhängenden Programmdurchlaufs, bei dem einzelne Befehle in speziellen Prozessoren seriell abgearbeitet werden, werden heute die Simulation einer auf experimentellen Untersuchungen basierenden Sortierung von Brettern, das wirklichkeitsnahe Modellieren der Brettschichtholzstruktur, die Berechnung der mechanischen Eigenschaften und die Simulation des (Biege)Versuchs durchgeführt. Im Jahr 2006 folgte die Analyse von gemeinsam aus Buche und Fichte bestehendem hybridem Brettschichtholz [34].

Veränderungen in der Praxis der maschinellen Sortierung von Fichtenbrettlamellen und experimentell gewonnene Erkenntnisse zur Biegefestigkeit von Brettschichtholz ließen es erforderlich erscheinen, eine neue auf numerischen Verfahren beruhende Untersuchung der Biegefestigkeit von Fichtenbrettschichtholz in Angriff zu nehmen. Mit den ursprünglichen wissenschaftlichen Grundlagen [6, 26] und seitdem gesammelten Daten über festigkeitssortiertes Schnittholz wurde das Karlsruher Rechenmodell im Jahr 2008 auf die Modellierung von Fichtenbrettschichtholz ausgerichtet [35]. Diese in programmtechnischer Hinsicht – nicht aber in wissenschaftlich-inhaltlicher Hinsicht – vom ursprünglichen Karlsruher Rechenmodell völlig unabhängige Fassung führte schließlich zu einer erstaunlich guten Übereinstimmung zwischen der Festigkeitsmodellierung von Brettschichtholz der ersten und zweiten Generation [35 S. 61]. Diese Übereinstimmung mag ein Beleg dafür sein, dass zumindest die programmtechnische Umsetzung der etlichen Modellierungs- und Simulationsvorgänge in beiden Generationen des Karlsruher Rechenmodells weitgehend objektiv erfolgte. Man könnte fast von einer gewissen Robustheit im Regelwerk des Karlsruher Rechenmodells sprechen, weil auf programmtechnischer Ebene unterschiedlich umgesetzte Interpretationen der wissenschaftlichen Erkenntnisse, jeweils auch von subjektiven Einflüssen geprägt, nicht zu widersprüchlichen Ergebnissen führten.

Eine von diesen beiden Versionen unabhängige Entwicklung ist das Karlsruher Rechenmodell zur Beschreibung der Schubtragfähigkeit von diesbezüglich verstärktem Brettschichtholz [36], das ebenfalls auf experimentellen Untersuchungen aufbaut, die auf Elementebene durchgeführt wurden [37]. Vergleichende Untersuchungen der Biegefestigkeit von simulierten Ein- und Zweifeldträgern [38], die fast schon routinemäßig durchgeführte Einarbeitung von mechanischen Eigenschaften dauerhafter acetylierter Radiata Kiefer in das Programmsystem [39, 40] und die Anpassung der Modellierung an die Struktur von Brettsperrholz [41] stellen jüngste Entwicklungen im Zusammenhang mit dem Karlsruher Rechenmodell dar.

## 2.2 Alternative Rechenmodelle

Ein kompakter Überblick über verschiedene Ansätze des Modellierens von Brettschichtholz findet sich bereits bei Serrano [42 S. 71ff]. Es werden daher nachfolgend nur die wesentlichen Merkmale der unterschiedlichen Herangehensweisen angeführt. Deutlich abgegrenzt vom Karlsruher Rechenmodell sind solche stochastischen Modelle, mit denen Brettschichtholzträger, in Form einiger weniger kritischer Querschnitte [43 S. 880] oder als Abfolge einzelner Abschnitte [44 S. 299] modelliert, auf Grundlage der linearen Verbundtheorie hinsichtlich der Biegetragfähigkeit analysiert werden oder solche, mit denen ein nur einziger Querschnitt mittels der nicht linearen Verbundtheorie numerisch untersucht wird [45 S. 779]. Der Verzicht auf eine Diskretisierung in Trägerlängsrichtung erfordert dann jedoch geeignete Eingangsdaten mit integralem Charakter oder entsprechende Kalibrierungen, damit insbesondere Längeneinflüsse auf die Festigkeit, wie z. B. von Burger und Glos [46] auf Grundlage von etlichen Zugversuchen an Fichten- und Douglasienholz nachgewiesen, zutreffend dargestellt werden können. Eine Besonderheit ist das Druckstabmodell von Blaß [30 S. 99]. Längeneinflüsse sind darin bereits implizit berücksichtigt. Hier werden die Elemente eines Brettschichtholz-Abschnitts jeweils durch ein einziges Stabelement abgebildet; das mechanische Kernproblem, die Berechnung der Elementspannungen in den einzelnen Lamellenquerschnitten, wird iterativ mit der nicht linearen Verbundtheorie gelöst. Es gibt außerdem stochastische Detailmodelle, die insbesondere auf gezielte Studien ausgerichtet sind wie z. B die Untersuchung lokaler Schwachstellen im Brettschichtholz [47] und die Berücksichtigung einer nicht linearen Arbeitslinie von zugbeanspruchten Keilzinkenverbindungen [48].

Im Zuge der Entwicklung von alternativen Modellen für Brettschichtholzträger wird gegenwärtig das Ziel verfolgt, möglichst exakte Abbilder von in Versuchen geprüften Trägern zu modellieren und nahe an tatsächliche Versuchswerte heranreichende Erwartungswerte zu ermitteln, z. B. Kan-

lder et al. [49] und Fink et al. [50]. Grundlage für solche empirischen Abbilder ist u. a. die mit Sortiermaschinen bzw. berührungslosen Verfahren ermittelte lokale Faserabweichung [49 S. 113, 51 S. 20].

## 2.3 Die Grundlagen des Karlsruher Rechenmodells

### 2.3.1 Vorbemerkung

Die Funktions- und Arbeitsweise des Karlsruher Rechenmodells sind durch die Gesamtheit der entsprechenden, mittlerweile vorliegenden Publikationen, die im Abschnitt 2.1 nur teilweise benannt sind, dokumentiert. Die große Anzahl dieser Veröffentlichungen einer etwa 40 Jahre umfassenden Zeitspanne führte zu einer gewissen Unübersichtlichkeit. Aus diesem Grund sind unmittelbar nachfolgend nur diejenigen Beiträge, in denen die ursprünglichen und wesentlichen Grundlagen zur numerischen Berechnung der Biegetragfähigkeit von Brettschicht-holzträgern mitgeteilt werden, aufgeführt. Ausgehend von Ehlbeck et al. [6] findet sich bei Colling [26] das um weitere Erkenntnisse ergänzte und damit verbesserte Fundament für das Karlsruher Rechenmodell. Wie die unter Verwendung des kommerziellen Programms ANSYS® modernisierte Fassung arbeitet, wird für keilgezinkte Buchenlamellen und für solche aus Fichte und acetylierter Radiata Kiefer in den Arbeiten [33, 35, 39] beschrieben.

Zur Beschränkung der nachfolgenden Ausführungen auf das eigentliche methodische Vorgehen werden nur solche Prinzipien beschrieben und Festlegungen angeführt, die angesichts einer gesamtheitlichen Betrachtung aus heutiger Perspektive bedeutsam, und solche, die für das elementare Verständnis des Regelsystems des Karlsruher Rechenmodells erforderlich sind. Auf die Darstellung der programmtechnischen Umsetzung der Simulation und Modellierung in spezifische Quellcodes

wird verzichtet, weil solche Darstellungen angesichts der mannigfaltigen programmtechnischen Möglichkeiten nicht von allgemein-methodischer Bedeutung wären.

### 2.3.2 Funktions- und Arbeitsweise

Die wesentlichen Merkmale der Funktions- und Arbeitsweise des Rechenmodells, das sich in ein jeweils konfiguriertes Finite-Elemente- und Simulationsprogramm gliedert, zeigt die Darstellung im Bild 2-1. Darin sind das Rechenmodell im unten angeordneten Rahmen veranschaulicht und darüber im Zusammenhang mit dem Rechenmodell stehende Aspekte verdeutlicht: das Versuchsziel und die experimentellen Vorarbeiten.

Durch das Versuchsziel, hier beispielhaft durch einen klassischen Biege- oder Zugversuch dargestellt, werden Randbedingungen (z. B. die Art und Weise der Beanspruchung durch äußere Lasten und das Bauteilvolumen) festgelegt, unter welchen die numerisch zu ermittelnden Ergebnisse später gültig sind. In dieser Arbeit sind unter dem Versuchsziel grundsätzlich auch andere elementare Versuche oder beliebige – auch komplexe – Versuchsstrukturen und ihre entsprechenden Ergebnisse denkbar. Einige wenige Variationen werden später in den Abschnitten 4 und 5 behandelt und diskutiert.

Die experimentellen Vorarbeiten sind nach den zu verwendenden Werkstoffen auszurichten bzw. festzulegen. Die in der Darstellung beispielhaft gewählten keilgezinkten Bretter stehen insofern stellvertretend auch für andere Werkstoffe, aus denen, Brettschichtholz ähnlich, gegliederte Holzwerkstoffe bestehen. Es ist insbesondere die natürliche Heterogenität eines holzbasierten Werkstoffs, die zunächst über seine quantitative Zergliederung in Elemente im Rahmen der experimentellen Vorarbeiten entscheidet und später auch über die Diskretisierung im Finite-Elemente-Modell.



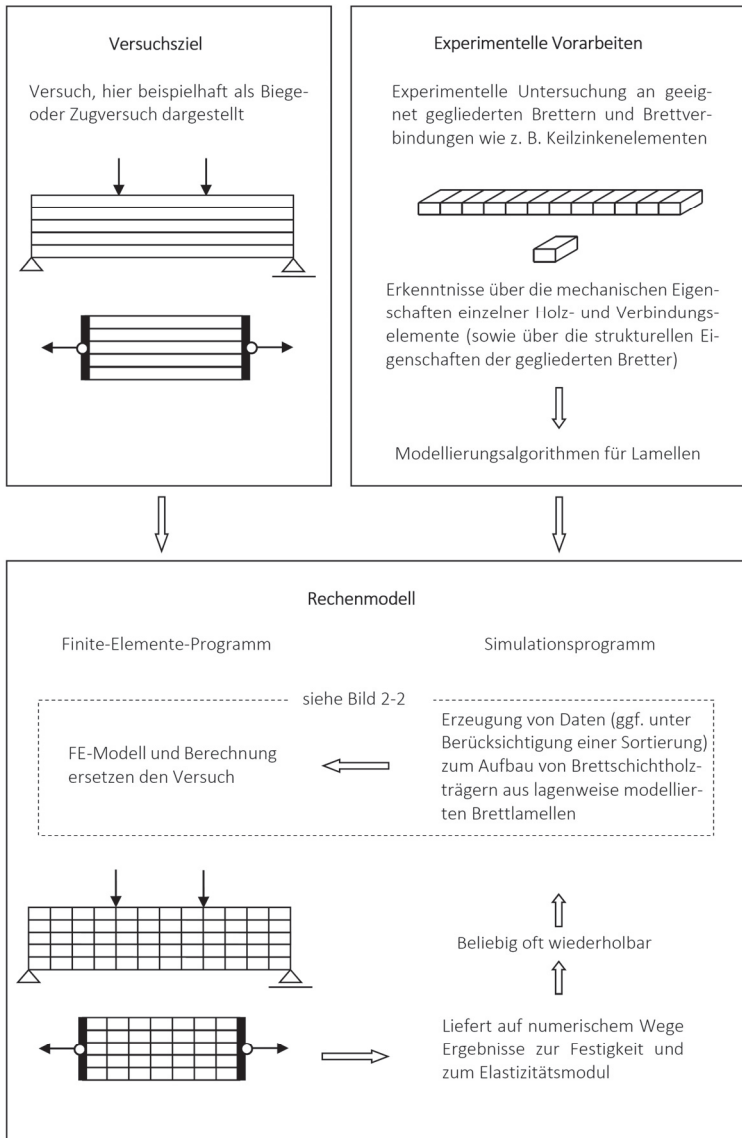


Bild 2-1 Funktions- und Arbeitsweise des Karlsruher Rechenmodells

Ebenfalls von Bedeutung ist dabei die Variabilität derjenigen Merkmale (z. B. Äste und Rohdichte) und derjenigen Eigenschaften (z. B. Festigkeit und Elastizitätsmodul) innerhalb eines Werkstoffs, die das dem Versuchsziel zugeordnete Ergebnis mittelbar bzw. unmittelbar beeinflussen. In diesem Zusammenhang beschreibt Bild 2-2 Möglichkeiten des empirischen Repräsentierens von im Finite-Elemente-Modell benötigten mechanischen Eigenschaften. Von Bedeutung ist dabei zunächst, ob eine mittelbare oder unmittelbare Erzeugung von solchen mechanischen Daten umzusetzen ist.

Wenn ein Werkstoff zwischen einzelnen Betrachtungseinheiten (z. B. Bretter oder zusammenhängende Holzwerkstoffkomponenten) qualitative Unterschiede aufweist und/oder nach den die mechanischen Eigenschaften beeinflussenden Merkmalen sortiert wird, ist in der Regel eine mittelbare Erzeugung von Daten angezeigt. Im Zuge der experimentellen Vorarbeiten sind an den Werkstoffen folglich diese Merkmale zu untersuchen. Das geschieht zweckmäßig mit dem Ziel, mittels geeigneter Verteilungen ihrer Merkmalsausprägungen qualitative Unterschiede empirisch zu repräsentieren. Solche Unterschiede können durch eine natürliche Variation, eine Sortierung oder eine anderweitige technische Manipulation bedingt sein. Das empirische Repräsentieren erfolgt unter Berücksichtigung des stochastischen Charakters der Merkmalsausprägungen. Eine besondere Form des Repräsentierens liegt dann vor, wenn z. B. ein durch technische Trocknung konstant eingestellter Holzfeuchtewert deterministisch zu repräsentieren ist. Das empirische bzw. deterministische Repräsentieren wird insbesondere in den Abschnitten 2.3.3, 2.4 und 4.2.4 für die Holzart Fichte angewendet und liegt an weiteren Stellen der Arbeit zugrunde.

Wenn in besonderen Fällen keine veränderlichen qualitativen Unterschiede zwischen den Betrachtungseinheiten, also weder eine Variation bei den beeinflussenden Merkmalsausprägungen noch eine Sortierung im Simulationsprogramm umzusetzen sind, bietet sich die programmtechnisch einfache und daher attraktive unmittelbare Erzeu-

gung von Daten an. Gleichwohl ist eine Entscheidung für dieses Vorgehen kritisch zu prüfen. Mit den auf diese Weise im Rahmen der experimentellen Vorarbeiten ermittelten Ergebnisse ist im Rechenmodell zu meist nur ein einziger Zustand der mechanischen Daten darstellbar. Die Möglichkeit, aufgrund veränderter materieller Voraussetzungen weitere abweichende Zustände darzustellen, steht dann ohne weiteres nicht mehr offen. Es folgt im Abschnitt 3.4.3 eine orientierende Simulationsstudie, in der die mechanischen Eigenschaften von Buchenfurnierschichtholz unmittelbar repräsentiert werden. Für dieses Vorgehen sprachen zum Zeitpunkt der Untersuchung u. a. folgende Gründe, die hier beispielhaft angeführt werden: Durch die ausgesprochene Homogenisierung bei Furnierschichtholz sind Qualitätsunterschiede zwischen einzelnen Betrachtungseinheiten soweit reduziert, dass eine Korrelation zwischen physikalisch-strukturellen Merkmalen und mechanischen Eigenschaften wenig ausgeprägt ist; zum Zeitpunkt der Untersuchung wurden weder die Furniere, noch die Furnierschichtholzstreifen selbst vor der Verwendung hinsichtlich der mechanischen Eigenschaften sortiert; die Verwendung des Materials ausschließlich in zugbeanspruchten Bereichen von gegliederten Strukturen macht den Elastizitätsmodul unempfindlich gegen eine etwaige Veränderung der Holzfeuchte. Solche oder ähnliche Umstände können dann Voraussetzungen für eine einfache unmittelbare Erzeugung von mechanischen Daten schaffen.

Zu den elementaren Festlegungen im Zusammenhang mit der Modellierung von Brettschichtholz zählen eine innerhalb eines modellierten Brettes jeweils konstante Rohdichte [25 S. 38] und das Modellieren der Ästigkeit in weitgehender Übereinstimmung mit den innerhalb der Bretter hinsichtlich Größe und Anzahl naturgemäß vorhandenen Ästen bzw. Astansammlungen [25 S. 46ff]. Es wird dabei auf eine an natürliche Gesetzmäßigkeiten des Wuchses angepasste Abfolge der Äste bzw. Ansammlungen und deren tatsächliche Abstände vereinfachend verzichtet (vgl. hierzu entsprechende Weiterentwicklungen hinsichtlich der tatsächlichen Anzahl astbehafteter Stellen bei Buchenbrettern [33 S. 32ff] und Brettern aus acetylierter Radiata Kiefer [39 S. 33ff]).

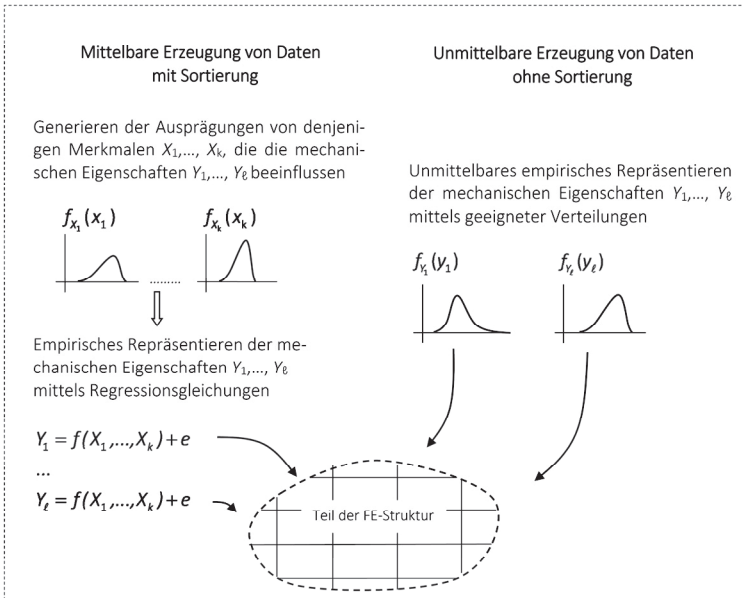


Bild 2-2 Möglichkeiten des Generierens von Daten für ein Modell

Es wird so sein, dass bei einigen wenigen Realisationen modellierter Träger eine solche Vereinfachung zu wirklichkeitsfernen, sich über mehrere Lamellen erstreckenden Häufungen von astbehafteten Stellen oder zu anderweitigen unnatürlichen Verteilungen im Träger führen wird, wobei eine solche Verzerrung durch die Gliederung eines Trägers in einzelne Bretter wiederum Grenzen erfährt. Da den zuvor genannten Festlegungen entsprechend kein Maximalast bzw. keine maximale Astansammlung für die Modellierung verloren geht und die Wahrscheinlichkeit, dass ein Element einen nennenswerten Ast oder nennenswerte Astansammlung enthält oder nicht, konstant ist (1/3 bzw. 2/3), hat die Modellvereinfachung durchaus ihre Berechtigung neben alternativen Verfahren. Zu diesen zählen das von Ehlbeck et al. bzw. Colling verwendete Verfahren, bei dem jedem Brett individuelle Hauptastabstände, zwischen entsprechenden Minimal- und Maximalwerten schwankend, zugewiesen werden [23 S. 10f, 26 S. 88] oder das von Fink

et al. verwendete, auf einer Gammaverteilung beruhende Verfahren [50 S. 215f]. Weitere Modelle zum empirischen Repräsentieren der Abstände zwischen Ästen wurden von Isaksson auf Grundlage von umfangreichen experimentellen Messungen entwickelt [52 S. 133ff].

Zwischen den mechanischen Eigenschaften benachbarter Bretter besteht keine stochastische Abhängigkeit. Gleichwohl bleibt die Wirkung einer auf Vergütung abzielenden Sortierung davon unberührt, die schließlich qualitative Unterschiede zwischen benachbarten Brettern auf ein gewisses Maß reduziert. Es wird also nicht berücksichtigt, dass Bretter aus einem Stamm oder Wuchsgebiet als individuelle Gruppe zu Brettschichtholz verarbeitet werden könnten, weil eine gründliche Durchmischung der Bretter im Laufe einer tatsächlichen Brettherstellung und anschließenden Verarbeitung zu Brettschichtholz ausbleibt, vgl. [21 S. 36]. Diese Vereinfachung muss im Grunde getroffen werden, weil experimentelle Untersuchungen zum Zwecke des empirischen Repräsentierens von solchen individuellen Brettgruppen aussichtslos erscheinen müssen.

Das Rechenmodell verfügt über einen Algorithmus, s. z. B. [6 S. 335], der bewirkt, dass der statische Elastizitätsmodul ( $E_{\text{stat}}$ ) in Längsrichtung innerhalb voreingestellter Grenzen liegt. Auf diese Weise wird eine auf dem Elastizitätsmodul beruhende Festigkeitssortierung unterstützt. Zu beachten ist in diesem Zusammenhang, dass der die maschinelle Sortierung betreffende Elastizitätsmodul in der Regel dynamischer Natur ist ( $E_{\text{dyn}}$ ). Beim Vergleich beider Werte ist daher mit einem zutreffenden Umrechnungsfaktor  $\alpha$  zu arbeiten, s. Gleichung (1).

$$E_{\text{stat}} = \alpha \cdot E_{\text{dyn}} \quad (1)$$

Mit diesem werden Unterschiede, die aus der statischen bzw. dynamischen Wirkung herrühren, zutreffend dargestellt.  $\alpha$  nimmt für Fichtenholz der visuellen Sortierklassen S10 und S13 Werte zwischen 0,9 und 1,0 an, wobei  $\alpha$  positiv mit dem Elastizitätsmodul korreliert ist, s. z. B. Blaß und Frese [53 S. 331f]. Weitere mögliche kon-

krete Festlegungen für  $\alpha$  – nicht nur für Fichte und ebenfalls im Bereich zwischen 0,9 und 1,0 – finden sich in [23 S. 33, 25 S. 152ff, 33 S. 36, 35 S. 19, 39 S. 27f].

In der Druckzone kommt entweder ein ideal elastisches oder ideal elastisch-plastisches Materialverhalten zur Anwendung. In der Zugzone ist das Materialverhalten bis zum Erreichen der Festigkeit ideal elastisch. Verwendet werden Vierknotenelemente mit zwei Freiheitsgraden je Knoten und im linearen Bereich das Elastizitätsgesetz des orthotropen Materials, das dem ebenen Spannungszustand entspricht. Der Elastizitätsmodul quer zur Faser und der Schubmodul ( $G$ ) sind im Rahmen der in dieser Arbeit untersuchten Systeme Einflussgrößen von nachrangiger Bedeutung hinsichtlich der Genauigkeit numerisch zu ermittelnder Eigenschaften; alle untersuchten Systeme werden in den für die Tragfähigkeit relevanten Stellen durch faserparallele Spannungen beherrscht. Das plastische Verhalten in druckbeanspruchten Bereichen wird daher im Sinne der untersuchten Aufgabenstellungen zutreffend mittels der Mises-Vergleichsspannung initiiert [33 S. 44ff].

Bild 2-3 zeigt in der Funktion eines konkreten Beispiels eine Grafik des tatsächlichen Finite-Elemente-Modells. Es stellt einen in den Drittelpunkten un- bzw. belasteten Brettschichtholzträger dar. Die Belastung erfolgt über zwei druckbeanspruchte Pendelstangen, die mittels einer eingepprägten Verformung  $\Delta u$  über eine Traverse schrittweise gegen die Trägersoberkante geschoben werden. Die Anzahl der Elemente beträgt in Längsrichtung 72 und entlang der Trägerhöhe 20. Im linken Teilbild ist im unverformten Zustand die echte Streuung der Elastizitätsmoduln in Fasersrichtung durch unterschiedliche Grautöne hervorgehoben. Im rechten Teil ist der Träger im finalen Traglastzustand abgebildet. Unterschiedliche Elastizitätsmoduln werden implizit durch unterschiedliche Spannungen in benachbarten Elementen deutlich. Die durch den simulierten Versuch ermittelte Biegefestigkeit beträgt im Beispiel  $15 \text{ N/mm}^2$ . Sie liegt deutlich unter der maximalen Zugspannung von  $20,6 \text{ N/mm}^2$ , die im finalen Traglastzustand an der Stelle MX wirkt. Ein solcher Unterschied liegt in der Streuung der mechanischen Eigenschaften begründet.

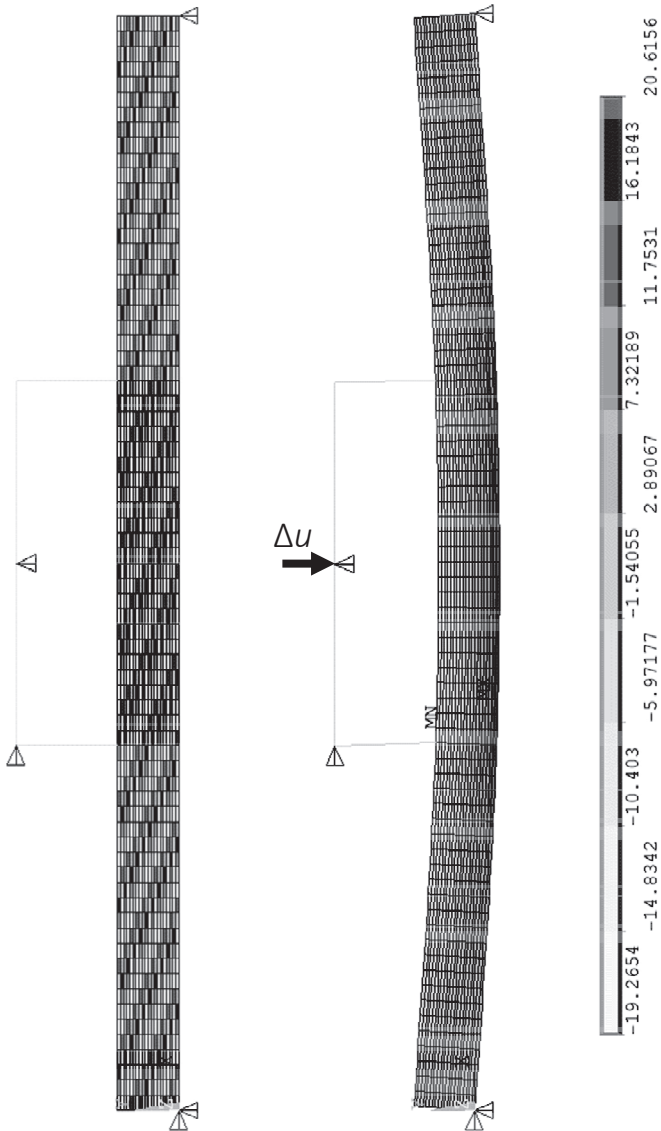
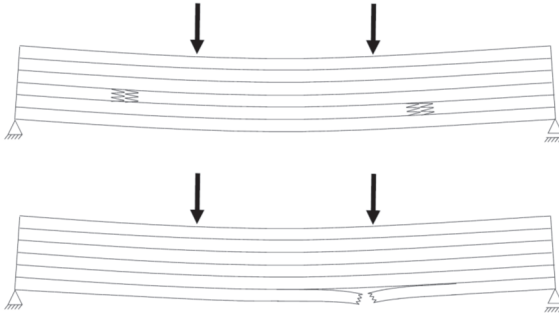


Bild 2-3 Finite-Elemente-Modell und verformte Struktur (5fach) im finalen Traglastzustand bzw. lokale Spannungen in  $\text{N/mm}^2$

Bild 2-4 verdeutlicht im oberen Teilbild lokales Versagen in zugbeanspruchten Bereichen, das vor dem Erreichen der Traglast toleriert wird, und im unteren das finale Versagenskriterium: Erst das Simulieren einer Rissentstehung in der äußersten Randlamelle leitet unmittelbar den finalen Traglastzustand ein. Dieses einzige für das Gesamtsystem relevante Versagenskriterium löst die seit der Entwicklung des Karlsruher Rechenmodells schließlich schrittweise entwickelten und sehr differenzierten Versagenskriterien ab, die zwar mechanisch nachvollziehbar sind, jedoch aus Sicht des Verfassers aufgrund des Fehlens eines experimentellen Nachweises gewissermaßen einen spekulativen Charakter haben [22 S. 27, 23 S. 31f, 26 S. 113ff].



*Bild 2-4 Im simulierten Biegeversuch tolerierte Risse (oben) und Randlamellenriss als Auslöser des Traglastzustands (unten)*

In enger Beziehung zu diesen differenzierten Kriterien stehend reflektiert das jetzige Kriterium, dass nach einem Riss in der zugbeanspruchten äußersten Randlamelle – entweder in einem astfreien, astbehafteten Element oder einem Keilzinkenelement – im wirklichen Träger unmittelbar Kombinationen aus hohen Schub- und Querkzugspannungen wirken, die einen nennenswerten Weiteranstieg der Belastung nahezu unmöglich machen. Dieser so begründete finale Traglastzustand deckt sich zweifelsfrei mit den Beobachtungen, die das Biegeversagen von Brettschichtholzbauteilen betreffen.



Dass zwischen Last-Durchbiegungs-Beziehungen, die aus echten Biegeversuchen stammen, und solchen, die das Ergebnis eines simulierten Versuchs sind, eine Affinität besteht, zeigen ausgewählte Simulationsbeispiele in [33 S. 46ff]. Nicht nur der degressive Verlauf solcher experimentell gewonnenen Beziehungen, sondern auch deren örtlich-sägezahnförmige, rissbedingte Unstetigkeitsstellen sind in den Kurven der simulierten Biegeversuche fallweise nachweisbar.

Aus älteren Simulationen von Biegeversuchen an homogenem und kombiniertem Buchenbrettschichtholz [33 S. 79ff] und neueren Simulationen an Fichtenbrettschichtholz (Bild 2-5) ist bekannt, dass diejenigen modellierten Träger, deren Festigkeitswerte unterhalb des 5%-Quantils liegen, fast ausschließlich ihren ersten und letzten Riss in der äußersten Randlamelle aufweisen. Hinsichtlich eines auf eine möglichst genaue numerische Ermittlung des 5%-Quantils ausgerichteten finalen Versagenskriteriums sind daher im Rahmen des bestehenden Konzepts des Karlsruher Rechenmodells, das bislang bruchmechanische Vorgänge nicht abbildet, keine weiteren Differenzierungen angezeigt. Bild 2-5 zeigt hierzu die Verknüpfung zwischen modellierten Biegefestigkeiten und dem Ort bzw. Element, in dem der erste Riss im jeweiligen Träger registriert wurde. Diese spezifischen Verknüpfungen sind für drei hinsichtlich der Festigkeit unterschiedliche Kollektive dargestellt. Die Diagramme umfassen insgesamt  $3 \times 1000$  modellierte Biegefestigkeiten. Auf der Abszissenachse sind die äußerste Randlamelle der Zugzone jeweils durch die Elemente 1-72, die 2. durch die Elemente 73-144 usw. bis zur vierten Lamelle von unten wiedergegeben. Die unteren Hilfslinien kennzeichnen die jeweiligen 5%-Quantile. Die beschriebenen Verknüpfungen zeigen, dass bei Festigkeiten unterhalb des 5%-Quantils der erste Riss in nur vier von 3000 Fällen in der 2. Lamelle der Zugzone registriert wurde. Demnach ist in nur etwa einem Promille der Versuche mindestens ein in der äußersten Randlamelle modellierter zweiter Riss erforderlich, um den Traglastzustand einzuleiten.

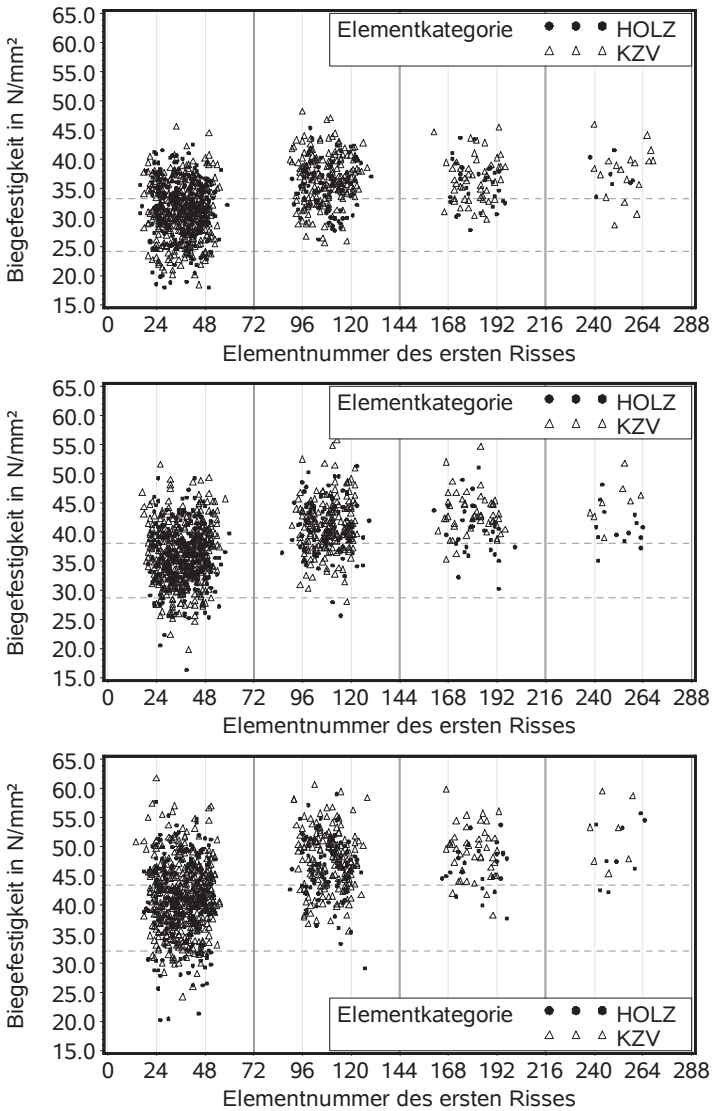


Bild 2-5 Biegefestigkeiten von modellierten Trägern mit einer charakteristischen Biegefestigkeit von 24 (oben), 28 (Mitte) und 32 N/mm<sup>2</sup> (unten) und Elementnummer des ersten Risses

### 2.3.3 Repräsentieren mechanischer Eigenschaften

Das Modellieren mechanischer Eigenschaften für gegliederte Holzwerkstoffe wie Brettschichtholz ist im Sinne der hier beschriebenen Simulationstechnik methodisch eng verwoben mit der Finite-Elemente-Methode, dem Hilfsmittel zur Ermittlung der lokalen Spannungszustände modellierter Träger, anderer elementarer Strukturen oder Tragsysteme für eine endliche Anzahl schrittweise aufgebrachtter Belastungszustände. Die Zergliederung eines Brettschichtholzkörpers in eine bestimmte Anzahl endlich kleiner Elemente setzt hinsichtlich der Diskretisierung zunächst die Entscheidung für eine geeignete Größe der Elemente voraus. Diese hat in Abstimmung mit der für das strukturmechanische Problem erforderlichen Elementgröße zu erfolgen. Dabei sind u. a. strukturelle und natürliche Aspekte von Bedeutung.

Bislang wird eine mechanische Eigenschaft als integrale Größe eines Elementes begriffen, dessen Raum durch Grenzen wie Schnittflächen bzw. Klebefugen gegeben ist, und, wo diese Grenzen nicht vorhanden sind, diese geeignet festgelegt werden. Äste üben im Schnittholz zusammen mit dem sie umwachsenden Holz einen entscheidenden Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften eines Elementes aus. Für ihre zahlenmäßige Erfassung zum Zwecke der Festigkeitssortierung nach internationalen oder nationalen Normen [54-56] erwies sich bei den bislang untersuchten Holzarten eine Diskretisierung von 150 mm Länge in Faserrichtung als sinnvoll. Mit dieser Länge sind die in DIN 4074-1 definierten Ästigkeiten von Brettern für Einzeläste (*DEB*-Wert) und Astansammlungen (*DAB*-Wert) und der international gebräuchliche Knot Area Ratio (*KAR*-Wert) verträglich; Einzeläste bzw. Astansammlungen werden innerhalb dieser Länge mit jeweils einem Wert erfasst. Mit einer Länge von 150 mm gelingt schließlich das modellhafte Abbilden eines aus einzelnen astbehafteten Schnitthölzern, die mit Keilzinkenverbindungen zu Lamellen verbunden sind, aufgebauten Brettschichtholzkörpers.

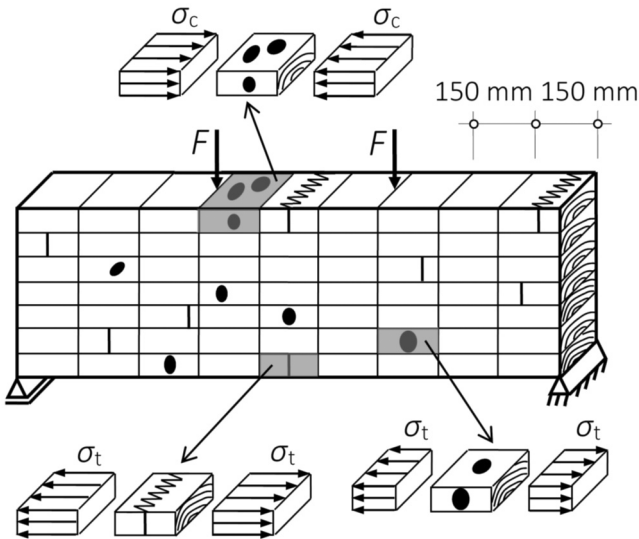


Bild 2-6 Ausgewählte idealisierte Spannungszustände im diskretisierten Brettschichtholzträger unter Biegebeanspruchung

Zur Berechnung eines solchen nach entsprechenden Gesichtspunkten beanspruchten Brettschichtholzkörpers werden die von Element zu Element unterschiedlichen Elastizitätsmodul und zur abschließenden Festlegung der Tragfähigkeit die individuellen Festigkeiten der Elemente benötigt. Dazu zeigt der im Bild 2-6 diskretisierte, modellhaft dargestellte biegebeanspruchte Brettschichtholzträger drei hervorgehobene Spannungszustände. Die qualitative Darstellung dieser Spannungszustände, vereinfachend durch Blockspannungen ersetzt, verdeutlicht die Übereinstimmung der einachsialen Beanspruchung im Schwerpunkt der Elemente mit derjenigen, die versuchstechnisch auf einfache Weise mit Zug- und Druckversuchen bei Brett- und Keilzinkenabschnitten darstellbar ist, vgl. Bild 1-1. Im Einklang mit dieser spezifischen Beanspruchung in Faserrichtung einzelner Elemente [5 S. 1745, 19 S. 44, 20 S. 54] wurden im Zuge der stetigen Entwicklung des Karlsruher Rechenmodells drei Sätze von Regressionsbeziehungen für das

empirische Repräsentieren mechanischer Eigenschaften hergeleitet. Sie gelten für Fichten- [6 S. 371 bzw. 26 S. 94/100] und Buchenlamellen [33 S. 12ff] sowie für Lamellen aus acetylierter Radiata Kiefer [39 S. 30]. Die nachfolgend aufgeführten Gleichungen sind den oben genannten Fundstellen entnommen. Die beiden Abhängigen, Elastizitätsmodul ( $E$ ) und Festigkeit ( $f$ ), besitzen die Einheit  $\text{N/mm}^2$ . Ein tiefgestelltes  $j$  kennzeichnet Keilzinkenverbindungen. Die Koeffizienten in den Gleichungen sind zur besseren Vergleichbarkeit untereinander an gemeinsame Einheiten der darin vorkommenden Unabhängigen angepasst (Darrohichte  $\rho$  in  $\text{kg/m}^3$  und Holzfeuchte  $u$  in %;  $KAR$ ,  $DEB$  und  $DAB$  dimensionslos,  $E$  in  $\text{N/mm}^2$ ). In der gemeinsamen Darstellung werden so einige wichtige Aspekte des empirischen Repräsentierens von mechanischen Eigenschaften deutlich.

1. In der Regel sollten solche Regressionsgleichungen erklärende Variablen enthalten, deren Merkmalsausprägungen bzw. statistische Verteilungen durch eine Festigkeitssortierung o. Ä. wirkungsvoll beeinflusst werden können. Nur dann führen Auswertungen der Gleichungen mit spezifischen Merkmalsausprägungen, die das Ergebnis einer Festigkeitssortierung reflektieren, zu beabsichtigten Veränderungen des zahlenmäßigen Niveaus der mechanischen Eigenschaften. Auf diese Weise lassen sich gemäß den Ausführungen im Abschnitt 2.3.2 unterschiedliche Zustände der mechanischen Daten darstellen. Das gilt sinngemäß auch für die Holzfeuchte, die durch eine technische Trocknung gezielt eingestellt wird. Weitere die mechanischen Eigenschaften bestimmenden Merkmale verbleiben im Fehlerterm  $e$  verborgen, solange sie nicht im Zuge einer Festigkeitssortierung zuverlässig erkannt werden können oder Gegenstand einer gezielten Variation werden sollen. Ein noch so genaues Regressionsmodell für eine mechanische Eigenschaft, das durch ein hohes Bestimmtheitsmaß gekennzeichnet ist, führt nicht zwangsläufiger Weise zu einer Verbesserung der Eigenschaften für die modellierte, zu berechnende Struktur; das allein bewirkt u. a. nur eine im Simulationsprozess ebenfalls berücksichtigte Festigkeitssortierung. Diese sollte stets im Rückbezug auf das in Wirklichkeit mengenmäßig

vorhandenen Zielmaterial festgelegt werden, um jenseits wirtschaftlicher Grenzen liegende Entwicklungen von vornherein auszuschließen.

2. Hinsichtlich der mechanischen Bedeutung für das Gesamtversagen eines modellierten biegebeanspruchten Brettschichtholzkörpers steht die Zugfestigkeit mit ihrem spröden Versagen im Rang über der Druckfestigkeit, die in einem Zusammenhang mit einem duktilen Versagen steht. Insofern ist dem Modellieren einer vom Zugelastizitätsmodul stochastisch abhängigen Zugfestigkeit, in deren Regressionsgleichung sich der Elastizitätsmodul als erklärende Variable wiederfindet, besondere Aufmerksamkeit zu schenken. Die unter Verwendung der Elastizitätsgesetze berechneten Spannungen führen dann zu realistischen Ausnutzungen in den einzelnen zugbeanspruchten Elementen und schließlich zu entsprechend wirklichkeitsnahen Traglasten.

3. Das Modellieren von mechanischen Eigenschaften für Druckbeanspruchung verlangt in der Regel die Holzfeuchte als erklärende Variable.

4. Bei Buchenlamellen gelten für die mechanischen Eigenschaften von zugbeanspruchten Keilzinkenverbindungen individuelle Regressionsbeziehungen zur Berücksichtigung einer maschinellen bzw. visuellen Sortierung. Der Entscheidung für diese Differenzierung liegt der Sachverhalt zugrunde, dass nach einer maschinellen Sortierung der Elastizitätsmodul zu verbindender Bretter wesentlich geringer voneinander abweicht als im Falle einer visuellen Sortierung. In der Residualanalyse macht sich das in einem deutlich kleineren Fehler  $e$  beim Elastizitätsmodul bemerkbar:  $1390 \text{ N/mm}^2$  im Falle einer simulierten maschinellen und  $1562 \text{ N/mm}^2$  im Falle einer simulierten visuellen Sortierung [33 S. 21]. Eine solche Verringerung des Fehlers muss, weil der Elastizitätsmodul ebenfalls Unabhängige bei der Berechnung der Zugfestigkeit ist, einen entscheidenden Einfluss auf die Wirklichkeitsnähe der mechanischen Eigenschaften haben.

5. Obwohl der international gebräuchliche *KAR*-Wert als die Ästigkeit erfassende Variable aus wissenschaftlicher Sicht zu bevorzugen ist, sprechen pragmatische Gründe bei Buchenlamellen für den *DEB*-Wert und bei Lamellen aus acetylierter Radiata Kiefer für den *DAB*-Wert. Bei

Buchenlamellen ist die Astansammlung nur in ganz seltenen Fällen für das Einsortieren eines Brettes in eine der vorhandenen Sortierklassen relevant. Bei acetylierter Radiata Kiefer gilt das so nicht. Im Sinne einer zielgerichteten Auftragsforschung ermöglichen spezifische national gebräuchliche Astmerkmalswerte wie der *DEB*- oder *DAB*-Wert überdies eine direkte, zuverlässige Übertragung von Ergebnissen in den entsprechenden Wirtschaftsraum. Auf Grundlage von *DEB*- bzw. *DAB*-Werten sortierte Fichtenbretter und deren mechanische Eigenschaften können mit den *KAR*-basierten Regressionsgleichungen nur dann konsistent modelliert werden, wenn alle drei Merkmale (*DEB*-, *DAB*- und *KAR*-Wert) für dasselbe Brett verfügbar sind.

6. Das Versuchsziel entscheidet ganz wesentlich über den Umfang der experimentellen Vorarbeiten. Zur Modellierung reiner Biegeträger sollte der Schwerpunkt der Untersuchungen auf zugbeanspruchten Abschnitten liegen. Aus heutiger Sicht sind bei Buchenlamellen die Verhältnisse der Versuchsumfänge für Zug- und Druckbeanspruchung von rund 480 zu 640 angesichts der im Rang über der Druckfestigkeit stehenden Zugfestigkeit ungünstig. Beispielsweise kann, wie bei der Biegefestigkeit von Brettschichtholz aus acetylierter Radiata Kiefer bereits erfolgt, auf die Untersuchung druckbeanspruchter Keilzinkenabschnitte vollständig verzichtet werden und zur Modellierung mechanischer Eigenschaften für Druckbeanspruchung ein deutlich kleinerer Versuchsumfang gewählt werden. Im druckbeanspruchten Bereich eines Biegeträgers muss aus mechanischer Notwendigkeit heraus lediglich der Erwartungswert der mechanischen Eigenschaften, nicht aber die Stochastik realistisch modelliert werden. Bei der Simulation von nur druckbeanspruchten Bauteilen wie beispielsweise schlanken Stützen kehren sich die Verhältnisse natürlich um. Sinnvolle Festlegungen werden sich auch dann ergeben, wenn die experimentellen Vorarbeiten in Abstimmung mit verschiedenen gemeinsam zu erreichenden Versuchszielen (Biege-, Zug- und Druckversuche) geplant werden.

7. Die unmittelbar folgenden Regressionsgleichungen für Fichtenlamellen wurden 1985 publiziert, also vor über 30 Jahren, und haben bis

heute nicht ihre Gültigkeit verloren. Sie bilden im Karlsruher Rechenmodell in dieser Form das zentrale Bildungsgesetz für die mechanischen Eigenschaften von Fichtenbrettschichtholz. Die beiden möglichen Fragen, ob die fast schon überzeitliche Gültigkeit von den Urhebern damals vorhergesehen wurde oder ob die bis heute anhaltende Anwendung beabsichtigt war, stehen auch unbeantwortet für die Bedeutung einer gründlich, objektiv und wissenschaftlich durchgeführten Analyse und Dokumentation der Ergebnisse in einer bis heute zugänglichen Fachzeitschrift. Ein solches wissenschaftliches Vorgehen kann in zukünftigen Fragestellungen als Vorbild dienen.

### 2.3.3.1 Fichtenlamellen

$$\begin{aligned} \ln(E_c) &= 8,22 + 3,19 \cdot 10^{-3} \cdot \rho_0 - 0,602 \cdot KAR \\ &- 1,36 \cdot 10^{-6} \cdot \rho_0 \cdot u^2 - 1,1 \cdot 10^{-3} \cdot KAR \cdot u^2 + e \end{aligned} \quad (2)$$

$$N = \text{k.A.} \quad r^2 = 0,64 \quad e : N(0; 0,142^2)$$

$$\begin{aligned} \ln(f_c) &= 3,23 + 2,8 \cdot 10^{-3} \cdot \rho_0 - 0,825 \cdot KAR - 0,0537 \cdot u + e \\ N &= \text{k.A.} \quad r^2 = 0,88 \quad e : N(0; 0,088^2) \end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} \ln(E_t) &= 8,20 + 3,13 \cdot 10^{-3} \cdot \rho_0 - 1,17 \cdot KAR + e \\ N &= \text{k.A.} \quad r^2 = 0,59 \quad e : N(0; 0,180^2) \end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} \ln(f_t) &= -4,22 + \ln(E_t) \cdot (0,876 - 0,093 \cdot KAR) + e \\ N &= \text{k.A.} \quad r^2 = 0,74 \quad e : N(0; 0,187^2) \end{aligned} \quad (5)$$

$$\begin{aligned} \ln(E_{c,j}) &= 8,43 + 2,53 \cdot 10^{-3} \cdot \rho_{0,\min} - 1,03 \cdot 10^{-3} \cdot u^2 + e \\ N &= \text{k.A.} \quad r^2 = 0,31 \quad e : N(0; 0,231^2) \end{aligned} \quad (6)$$

$$\begin{aligned} \ln(f_{c,j}) &= -3,05 + 0,816 \cdot \ln(E_{c,j}) + 6,84 \cdot 10^{-6} \cdot \rho_{0,\min} \cdot u^2 \\ &- 0,013 \cdot u \cdot \ln(E_{c,j}) + e \\ N &= \text{k.A.} \quad r^2 = 0,85 \quad e : N(0; 0,116^2) \end{aligned} \quad (7)$$



$$\ln(E_{t,j}) = 8,407 + 2,630 \cdot 10^{-3} \cdot \rho_{0,\min} + e \quad (8)$$

$N = 239 \qquad r^2 = 0,41 \qquad e : N(0;0,135^2)$

$$\ln(f_{t,j}) = 2,72 + 6,14 \cdot 10^{-5} \cdot E_{t,j} + e \quad (9)$$

$N = 239 \qquad r^2 = 0,34 \qquad e : N(0;0,195^2)$

### 2.3.3.2 Buchenlamellen

$$\ln(E_c) = -3,46 + 3,91 \cdot 10^{-2} \cdot \rho_0 - 7,44 \cdot 10^{-2} \cdot u - 1,92 \cdot DEB - 2,75 \cdot 10^{-5} \cdot \rho_0^2 + e \quad (10)$$

$N = 636 \qquad r^2 = 0,63 \qquad e : N(0;0,168^2)$

$$\ln(f_c) = 2,88 + 1,13 \cdot 10^{-4} \cdot E_c - 2,71 \cdot 10^{-9} \cdot E_c^2 + e \quad (11)$$

$N = 635 \qquad r^2 = 0,80 \qquad e : N(0;0,0759^2)$

$$\ln(E_t) = 3,36 \cdot 10^{-1} + 2,64 \cdot 10^{-2} \cdot \rho_0 - 1,56 \cdot DEB - 1,87 \cdot 10^{-5} \cdot \rho_0^2 + e \quad (12)$$

$N = 482 \qquad r^2 = 0,58 \qquad e : N(0;0,182^2)$

$$\ln(f_t) = 3,09 + 9,76 \cdot 10^{-5} \cdot E_t - 1,54 \cdot 10^{-4} \cdot E_t \cdot DEB + e \quad (13)$$

$N = 473 \qquad r^2 = 0,78 \qquad e : N(0;0,239^2)$

$$E_{c,j} = 1,01 \cdot 10^5 - 1,55 \cdot 10^4 \cdot u + 6,44 \cdot 10^2 \cdot u^2 + 9,57 \cdot 10^{-3} \cdot \rho_{0,\max}^2 + e \quad (14)$$

$N = 50 \qquad r^2 = 0,10 \qquad e : N(0;1810^2)$

$$f_{c,j} = -2,10 \cdot 10^2 + 40,4 \cdot u - 1,74 \cdot u^2 + 2,73 \cdot 10^{-6} \cdot E_{c,j} \cdot \rho_{0,\min} + e \quad (15)$$

$N = 50 \qquad r^2 = 0,59 \qquad e : N(0;3,31^2)$

Maschinelle Sortierung:

$$E_{t,j} = 3,20 \cdot 10^3 + 0,823 \cdot E_{\text{dyn,min}} + e$$

$$N = 163 \quad r^2 = 0,40 \quad e : N(0;1390^2) \quad (16)$$

$$f_{t,j} = 63,2 - 8,27 \cdot 10^{-5} \cdot \rho_{0,\text{min}}^2 + 1,82 \cdot 10^{-7} \cdot E_{\text{dyn,min}} \cdot E_{t,j} + e$$

$$N = 163 \quad r^2 = 0,21 \quad e : N(0;13^2) \quad (17)$$

Visuelle Sortierung:

$$E_{t,j} = 7,67 \cdot 10^3 + 0,538 \cdot E_{\text{dyn,min}} + e$$

$$N = 348 \quad r^2 = 0,18 \quad e : N(0;1562^2) \quad (18)$$

$$f_{t,j} = 54,5 - 5,04 \cdot 10^{-5} \cdot \rho_{0,\text{min}}^2 + 1,60 \cdot 10^{-7} \cdot E_{\text{dyn,min}} \cdot E_{t,j} + e$$

$$N = 350 \quad r^2 = 0,17 \quad e : N(0;12,9^2) \quad (19)$$

### 2.3.3.3 Lamellen aus acetylierter Radiata Kiefer

$$\ln(E_c) = 8,72 + 8,93 \cdot 10^{-4} \cdot \rho_0 - 0,0153 \cdot u - 0,656 \cdot DAB + e$$

$$N = 50 \quad r^2 = 0,18 \quad e : N(0;0,257^2) \quad (20)$$

$$\ln(f_c) = 2,94 + 1,42 \cdot 10^{-3} \cdot \rho_0 - 0,786 \cdot DAB + 3,05 \cdot 10^{-5} \cdot E_c + e$$

$$N = 48 \quad r^2 = 0,81 \quad e : N(0;0,0906^2) \quad (21)$$

$$\ln(E_t) = 7,55 + 3,12 \cdot 10^{-3} \cdot \rho_0 - 1,02 \cdot DAB + e$$

$$N = 174 \quad r^2 = 0,61 \quad e : N(0;0,199^2) \quad (22)$$

$$\ln(f_t) = 1,89 + E_t(2,58 \cdot 10^{-4} - 7,35 \cdot 10^{-9} \cdot E_t - 1,54 \cdot 10^{-4} \cdot DAB) + e$$

$$N = 174 \quad r^2 = 0,83 \quad e : N(0;0,196^2) \quad (23)$$

$$\ln(E_{t,j}) = 7,71 + 2,01 \cdot 10^{-3} \cdot \rho_{0,\text{min}} + 8,93 \cdot 10^{-4} \cdot \rho_{0,\text{max}} + e$$

$$N = 103 \quad r^2 = 0,30 \quad e : N(0;0,139^2) \quad (24)$$

$$\ln(f_{t,j}) = 1,23 + 5,79 \cdot 10^{-5} \cdot E_{t,j} + 3,23 \cdot 10^{-3} \cdot \rho_{0,\min} + e \quad (25)$$

$N = 103$                        $r^2 = 0,38$                        $e: N(0; 0,234^2)$

### 2.3.4 Anwendung der Regressionsbeziehungen

Es ist eine bedeutsame, während der Entwicklung des Karlsruher Rechenmodells gewonnene Erkenntnis, dass die den Regressionsgleichungen von  $\ln(E_t)$  und  $\ln(f_t)$  zugeordneten Streuungen der Fehlerterme beim Modellieren einzelner Bretter nach besonderen Regeln bei den einzelnen Elementen zu berücksichtigen sind [22 S. 67, 23 S. 15ff]. Hintergrund eines solchen Vorgehens ist bei genauerer Betrachtung eine scheinbare Autokorrelation der Fehler [57 S. 157f] innerhalb ein und desselben Brettes. Diese wird dadurch erfahrbar, dass die entlang eines Brettes aufeinander folgenden Werte der Beobachtungen (einzelner Elastizitätsmoduln und Festigkeiten eines Brettes) in einem Korridor liegen. Dieser ist jeweils durch ein individuelles Niveau und eine individuelle Breite gekennzeichnet, wobei Niveau und Breite durch die jeweils individuell realisierte Variabilität von Rohdichte bzw. Ästigkeit nicht vollkommen erklärt werden. Der Grund einer solchen scheinbaren Autokorrelation ist – ohne einen Nachweis vorzulegen – insbesondere das Nichtvorhandensein der Faserabweichung als erklärende Variable in den zuvor aufgeführten Regressionsgleichungen (2)-(25).

Die Faserabweichung, gesamtheitlich entlang eines individuellen Brettes betrachtet, gleicht den Strömungslinien einer Flüssigkeit, deren Gestalt durch parallel-laminare (a), kurvig-laminare (b) und ins Turbulente gehende (c) Erscheinungen gekennzeichnet ist. Stets überlagert sind diese Erscheinungsformen mit dem Anschnittwinkel der Fasern an den die Bretter begrenzenden Schnittkanten. Die Fehler einzelner Bretter weisen daher eine von der Gesamtstreuung abweichende Verteilung auf, die sich qualitativ-vereinfachend durch die nachfolgenden Zustände beschreiben lässt: Sie sind im Mittel positiv und weisen entweder eine sehr geringe (alle Fehler sind positiv, entspricht z. B. a) oder sehr große Streuung auf (die Fehler sind nur mehrheitlich positiv); sie

sind im Mittel negativ und weisen ebenfalls entweder eine sehr geringe (alle Fehler sind negativ) oder sehr große Streuung auf (die Fehler sind nur mehrheitlich negativ, entspricht z. B. c). Es wäre ein Sonderfall, dass die Fehler eines Brettes etwa die gleiche Verteilung besitzen wie die Gesamtstreuung. Als zahlenmäßig unbedeutend werden solche Bretter aufgefasst, deren Faserabweichungen innerhalb eines Brettes bereichsweise den bildhaft beschriebenen Zuständen a, b oder c entsprechen, also innerhalb eines einzelnen Brettes eine Kombination dieser Zustände sind. Überdies würde eine gezielte Umsetzung einer solchen denkbaren natürlichen Erscheinung bei den experimentellen Vorarbeiten und der darauf aufbauenden Modellierung einen ggf. nicht zu rechtfertigenden Aufwand darstellen.

Angesichts der beschriebenen Zustände ist die Annahme naheliegend, dass es eine statistische Verteilung für das mittlere Niveau der Fehler der Bretter gibt und eine solche, mit der die Streuung der Fehler innerhalb eines einzelnen Brettes beschreibbar ist. Eine solche zweistufige Aufteilung steht im Einklang mit einer Modellvorstellung, die ihren Ursprung in einer pragmatischen Vorgehensweise beim Modellieren der scheinbaren Autokorrelation hat. Hierbei wird das mittlere Niveau der Fehler mit einer Normalverteilung (Mittelwert = 0) und ihre Streuung innerhalb einzelner Bretter ebenfalls mit einer solchen dargestellt [26 S. 98f]. Diese sollte bei gegebener Varianz einen vom Betrage her ausreichenden Mittelwert aufweisen beziehungsweise geeignet gestutzt sein, damit negative Werte ausgeschlossen sind. Andernfalls sind negative Streuungswerte geeignet zu neutralisieren.

Bei dieser zweistufigen Aufteilung werden die brettbezogenen Mittelwerte  $\bar{x}_{R,B}$  und brettbezogenen Standardabweichungen  $s_{R,B}$  als unabhängige Zufallsvariablen  $X_1$  bzw.  $X_2$  betrachtet, die beim empirischen Repräsentieren von mechanischen Eigenschaften in ihrer gemeinsamen Wirkung die zufälligen Fehler  $e$ , als Zufallsvariable  $X_4$  bezeichnet, ergeben sollten. Den Zusammenhang zwischen den empirischen Variablen  $\bar{x}_{R,B}$  bzw.  $s_{R,B}$  und den zugehörigen Zufallsvariablen beschreibt ebenfalls die Kopfzeile der Tabelle 2-1. Beim tatsächlichen Modellieren

der Fehler werden diese für die einzelnen Elemente eines Brettes als Werte einer Normalverteilung mit Mittelwert  $X_1$  und Standardabweichung  $X_2$  realisiert. Da die beiden Zufallsvariablen  $X_1$  und  $X_2$  ihre Werte von Brett zu Brett ändern, werden im Modellierungsprozess fortlaufend für jedes Brett individuelle Fehlerverteilungen generiert, die den zuvor beschriebenen Zuständen grundsätzlich genügen. Die brettbezogenen Mittelwerte  $X_1$  stammen dabei aus der Normalverteilung  $N_1(0, \sigma_1^2)$  und die brettbezogenen Standardabweichungen  $X_2$  aus der Normalverteilung  $N_2(\mu_2, \sigma_2^2)$ . Die Parameter der beiden Verteilungen sind dabei so festgelegt, dass die Fehler  $X_4$  näherungsweise der Normalverteilung  $N_4(0, \sigma_4^2)$  entsprechen und unter Berücksichtigung der Genauigkeitsanforderungen an die Aufgabenstellung kein Widerspruch zur Streuung der Fehler im jeweiligen Regressionsmodell besteht.

Gleichung (26) beschreibt die gemeinsame Wirkungsweise der Zufallsvariablen  $X_1$  und  $X_2$ .  $X_2$  wird darin mit  $X_3$ , aus  $N_3(0,1)$  stammend, multipliziert, damit der Erwartungswert von  $X_5$  und damit auch von  $X_4$  Null beträgt und das Produkt  $X_5$  unter einer konkreten Realisation von  $X_2 = t$  die Standardabweichung  $t$  besitzt. Als Freiwert wird in Gleichung (26) die Varianz  $\sigma_1^2$  aufgefasst, durch die die Verteilung der brettbezogenen Mittelwerte festgelegt wird. Die unbekannte Varianz  $\sigma_1^2$  kann analytisch unter Zuhilfenahme der Beziehung (27) nach Gleichung (28) berechnet werden. Die auf Auswertung von experimentellen Werten beruhende Ermittlung von Verteilungsparametern schränkt sich dann vereinfachend auf die Standardabweichung aller Fehler ( $s_4$ ) und die beiden Parameter ( $\bar{x}_2$ ,  $s_2$ ) einer normalverteilten brettbezogenen Standardabweichung ein.

$$X_4 = X_1 + X_2 \cdot X_3 \quad \text{mit} \quad X_2 \cdot X_3 = X_5 \quad (26)$$

$$\sigma_5^2 = (\sigma_2^2 + \mu_2^2) \cdot (\sigma_3^2 + \mu_3^2) \quad (27)$$

$$\sigma_4^2 = \sigma_1^2 + \sigma_5^2 \rightarrow \sigma_1^2 = \sigma_4^2 - \sigma_5^2 \quad (28)$$

Die scheinbare Autokorrelation kann auch alternativ modelliert werden, weil die Standardabweichung von  $X_1$  nicht der alleinige Freiwert ist. Nachdem z. B. auf experimenteller Grundlage eine realistische Standardabweichung für  $X_1$  festgelegt wurde, ist es mit Gleichung (26) ebenfalls möglich, Kombinationen für die Parameter von  $X_2$  festzulegen, um innerhalb angemessener Genauigkeitsgrenzen schließlich die Gesamtstreuung der Fehler zu gewährleisten.

Tabelle 2-1 Aufteilung der Gesamtstreuung

Emp. Variable	$\bar{X}_{R,B}$		$S_{R,B}$		$S_R$	$\bar{X}_2/S_4$
	$\bar{X}_1$	$S_1$	$\bar{X}_2$	$S_2$	$S_4$	
Zufallsvariable	$X_1$		$X_2$		$X_4$	$\mu_2/\sigma_4$
	$\mu_1$	$\sigma_1$	$\mu_2$	$\sigma_2$	$\sigma_4$	
Fichte						
Zug-E-Modul	0	0,160	0,078 <sup>a</sup>	0,026 <sup>a</sup>	0,180	0,43
Zugfestigkeit	0 <sup>b</sup>	0,130 <sup>b</sup>	0,1275	0,0425	0,187	0,68
Buche						
Druck-E-Modul	0	0,132	0,0978	0,0350	0,168	0,58
Druckfestigkeit	0	0,060	0,0434	0,0166	0,0759	0,57
Zug-E-Modul	0	0,126	0,106	0,0784	0,182	0,58
Zugfestigkeit	0	0,171	0,146	0,0803	0,239	0,61
Buche <sup>c</sup>						
Zug-E-Modul	-	-	0,0747	0,0614	0,182	0,41
Zugfestigkeit	-	-	0,124	0,0505	0,239	0,52
Acetylierte Radiata Kiefer						
Zug-E-Modul	0	0,122	0,142	0,0677	0,199	0,71
Zugfestigkeit	0	0,0899	0,160	0,0692	0,196	0,82

<sup>a</sup> Eingangswerte von Görlacher [25] bzw. <sup>b</sup> Colling [26]

<sup>c</sup> Die Bretter erfüllen die Bedingung:  $E_{dyn} > 15000 \text{ N/mm}^2$

Tabelle 2-1 enthält eine Übersicht von Aufteilungen der Gesamtstreuung, die für Fichten- und Buchenlamellen sowie für Lamellen aus acetylierter Radiata Kiefer geeignet sind. Alle darin angegebenen Verteilungsparameter für  $X_1$  und  $X_2$  genügen der Gleichung (26). Die Parameter für den Elastizitätsmodul und die Festigkeit, jeweils von Fichte, entsprechen den Festlegungen von Görlacher [25 S. 62f] bzw. Colling [26 S. 96ff]; im Falle des Elastizitätsmoduls wurden die Parameter von  $X_2$  und im Falle der Festigkeit diejenigen von  $X_1$  als experimentell gegeben aufgefasst. Die für Buche und acetylierte Radiata Kiefer angegebenen Werte basieren auf experimentell ermittelten Mittelwerten und Standardabweichungen für  $X_2$  [33 S. 17, 39 S. 31]. Mögliche negative Realisationen von  $X_2$  sind im Rahmen der tatsächlichen Anwendung ausgeschlossen. Das Verhältnis aus  $\mu_2$  und  $\sigma_4$  in der letzten Spalte beschreibt, welchen Anteil die Reststreuung innerhalb der Bretter an der Gesamtstreuung besitzt. Diese Verhältnisse weisen gesamttheitlich Werte zwischen 0,4 und 0,8 auf. Sie liegen bei Buche im Bereich von 0,6 und bei acetylierter Kiefer zwischen 0,7 und 0,8; bei Fichte für den Elastizitätsmodul bei 0,4 und für die Festigkeit bei 0,7. Mit zunehmendem Elastizitätsmodul reduziert sich das Verhältnis bei Buche auf 0,4 bzw. 0,5. Das zeigt, dass die Parameter zur Darstellung der scheinbaren Autokorrelation keine konstanten Werte darstellen, die unabhängig von dem durch eine Sortierung erzielten Niveau des Elastizitätsmoduls gültig sind. Ein solcher Zusammenhang wurde von Ehlbeck und Colling bereits für möglich gehalten [23 S.17].

#### 2.3.4.1 Autokorrelation bei der Zugfestigkeit von Fichtenbrettern

Für das in der vorliegenden Arbeit in einem Simulationsprozess modellierte Brettmaterial VIS I, das dem Ergebnis einer Sortierung von Fichtenbrettern in die Sortierklasse S10 (ohne S13) entspricht, wird nachfolgend gezeigt, in welchem Maße sich das Nichtberücksichtigen bzw. das Berücksichtigen der scheinbaren Autokorrelation auf die Größe der modellierten Brettzugfestigkeit auswirkt. Eine ähnliche Untersuchung, allerdings für die Biegefestigkeit von Brettschichtholz, findet sich in [26 A-1ff].

Das Histogramm im Bild 2-7, oben, zeigt das Simulationsergebnis für die kleinste Element-Zugfestigkeit von über 1100 Brettern, wenn keine Fehler (d. h.  $e = 0$ ) in der hier zutreffenden Regressionsgleichung (5) hinzuaddiert werden. Das Histogramm in der Mitte zeigt die Verteilung der Zugfestigkeit, wenn die Fehler – ohne Berücksichtigung der scheinbaren Autokorrelation – für jedes Brett aus der Normalverteilung  $N(0;0,187^2)$  stammen. Im unteren Diagramm ist die Verteilung gezeigt, die sich einstellt, wenn die Autokorrelation mit den in Tabelle 2-1 angegebenen Parametern berücksichtigt wird. Allen drei Simulationsergebnissen liegt eine Berücksichtigung der Autokorrelation beim Elastizitätsmodul mit den in Tabelle 2-1 für  $X_1$  und  $X_2$  angegebenen Parametern zugrunde.

Es ist erwartungsgemäß, dass das Nichtberücksichtigen von Fehlern beim empirischen Repräsentieren von Festigkeitswerten kleiner Lagemaße zu höheren Werten führt als die Gleichbehandlung aller Bretter mit ein und derselben Fehlerverteilung. Die Berücksichtigung der scheinbaren Autokorrelation – wie beschrieben – bewirkt im Vergleich mit der Gleichbehandlung jeweils geringfügig veränderte Festigkeitswerte beim Mittelwert bzw. 5%-Quantil. Der Mittelwert steigt von 30,2 auf 32,1 N/mm<sup>2</sup>; das 5%-Quantil sinkt von vormals 19,1 N/mm<sup>2</sup> auf 18,6 N/mm<sup>2</sup>. Im Zusammenhang mit dieser Veränderung ist gewiss die unterschiedliche Verteilung der gesamtheitlich generierten Fehler zu sehen. Bild 7-1 zeigt hierzu im oberen Histogramm die Verteilung der Fehler für den Fall der Gleichbehandlung und unten diejenige für die in Tabelle 2-1 spezifizierte und hier umgesetzte scheinbare Autokorrelation. Wenngleich nur geringfügig, die Standardabweichung der Fehler nimmt zu (unter Umständen nur zufällig). Sie beträgt oben 0,188 und unten 0,190. Im unteren Fall ähnelt die Verteilung einer Normalverteilung, die sie im mathematischen Sinne aber nicht mehr ist.

Das Beispiel zeigt für den Einzelfall der hier behandelten Sortierung, dass die Berücksichtigung der scheinbaren Autokorrelation im Vergleich mit der Gleichbehandlung zu veränderten Verhältnissen führt, die Veränderungen als solche jedoch geringfügig sind. Diesbezügliche



Erkenntnisse, die von Colling [26] mitgeteilt werden, stellen hierzu keinen Widerspruch dar. Zu berücksichtigen sind bei diesen Betrachtungen stets die bislang geringen Stichprobenumfänge zur Schaffung der experimentellen Grundlagen, die den Fehlerverteilungen und deren Aufspaltung (zum Zwecke des Modellierens der scheinbaren Autokorrelation) zugrunde liegen. Der Verfasser ist davon überzeugt, dass mit den vorliegenden Erkenntnissen zutreffende Manipulationen beim Generieren von autokorrelierten Fehlern vorgenommen werden können, wobei Unsicherheiten verbleiben. Sinnvoll sind daher gewiss Ansätze mit konservativem Charakter.

#### 2.3.4.2 Weitere Hinweise

Der Vorgehensweise mit normalverteilten Werten für  $X_1$  und  $X_2$  überlegen ist die Beschreibung der Streuung von  $X_2$  mit der Anschauung nach zutreffenderen Verteilungen wie der Lognormal- oder Betaverteilung, vgl. [33 S. 16f], mit denen sich negative Realisationen auf einfache Weise ausschließen lassen. Darüber hinaus eignen sich diese Verteilungen zur Beschreibung der zu erwartenden Rechtsschiefe einer Verteilung von  $X_2$ . Eine analytische Lösung, welche spezifischen Parameter eine Verteilungsfunktion für  $X_1$  dann besitzen muss, ist ggf. dann nicht möglich oder sehr kompliziert. Hier können ersatzweise iterative Verfahren (z. B. eine Monte-Carlo-Simulation) zum Einsatz kommen, mit denen die unbekannt Parameter der für  $X_1$  angenommenen Verteilungsfunktionen im Sinne der Aufgabestellung genau genug ermittelt werden können.

Da in der Druckzone zum Bewirken von wirklichkeitsnahen Steifigkeitsverhältnissen das Abbilden eines zutreffenden Erwartungswertes des Druckelastizitätsmoduls und der Druckfestigkeit erforderlich ist, kann bei ausreichend großen druckbeanspruchten Volumina auf autokorrelierte Fehler verzichtet werden. Insofern sollte in auf direkte Anwendung ausgerichteten Fragestellungen der experimentelle Umfang stets zugunsten einer möglichst genauen Ermittlung der auf Zug beanspruchten Bereiche festgelegt werden.

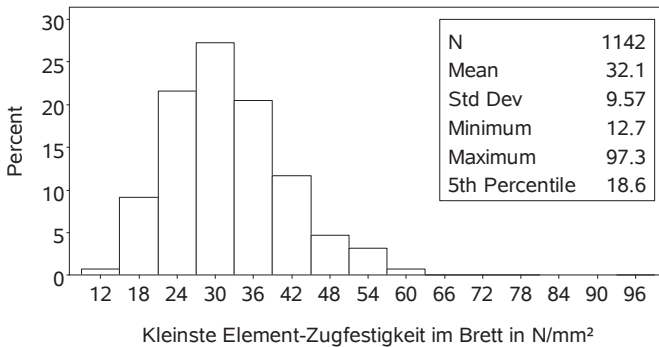
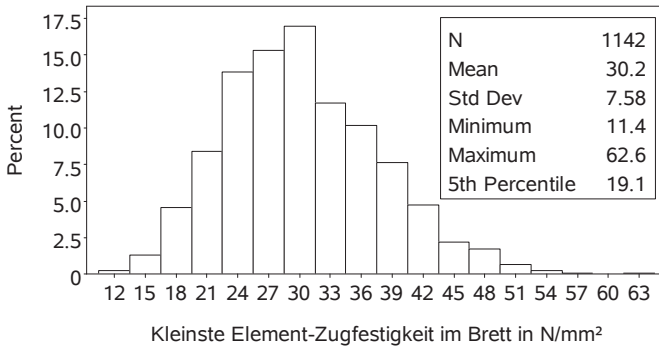
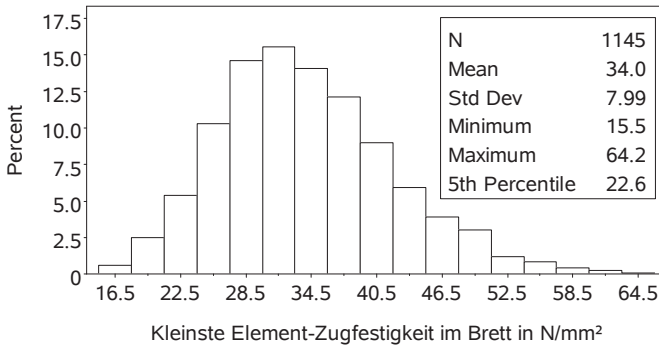


Bild 2-7 Nach Gleichung (5) modellierte Brettzugfestigkeiten von Fichte: ohne Berücksichtigung von Fehlern (oben), ohne Berücksichtigung der Autokorrelation (Mitte) und Berücksichtigung der Autokorrelation mit  $X_1$  aus  $N_1(0;0,13^2)$  und  $X_2$  aus  $N_2(0,1275;0,0425^2)$

## 2.4 Hilfsmittel der Festigkeitsvariation

Für das Ermitteln von Traglasten für innerhalb, z. B. [58], und außerhalb von normativen Vorgaben liegende Prüfbedingungen bzw. Systeme sind zur Berücksichtigung von Festigkeitsvariationen im Material geeignete Methoden erforderlich. Wesentlich ist dabei eine innerhalb sinnvoller Grenzen liegende Festigkeitsvariation. Bild 2-8 verdeutlicht für Brettschichtholz, dass unter gegebenen Steifigkeitsverhältnissen im Verbundträger „Brettschichtholz“ die Biegefestigkeit ( $f_{m,g}$ ) durch die in den Randlamellen wirksame Brett- ( $f_{t,e}$ ) und Keilzinkenzugfestigkeit ( $f_{t,j}$ ) bestimmt wird. Da der jeweilige Zahlenwert dieser beiden Zugfestigkeiten (im Sinne eines Lagemaßes) durch Sortierungen gezielt eingestellt werden kann, bietet sich zum Zwecke der Festigkeitsvariation an, dieses Prinzip ebenfalls in einem Simulationsprozess umzusetzen.

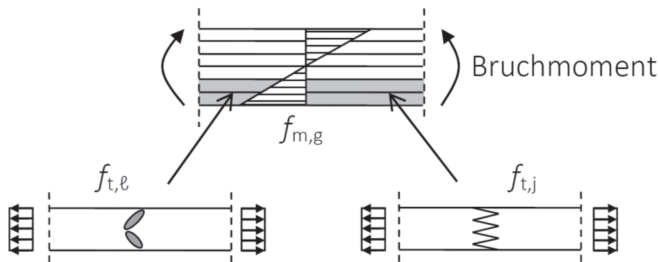


Bild 2-8 Entscheidende Einflüsse auf die Biegefestigkeit

Als wirksam erwiesen hat sich ein solches Vorgehen u. a. in den Forschungsarbeiten für Buchen-, Fichtenholz und acetylierte Radiata Kiefer [33, 35, 39]. Seine Wirksamkeit ist für Fichtenholz aufgrund der verfügbaren Datenlage sehr gut belegbar, weil sich ausgehend von experimentell untersuchten Fichtenbrettern und deren dokumentierten strukturellen, physikalischen und mechanischen Eigenschaften belastbare Zusammenhänge entwickeln lassen zwischen den echten und über Simulationen modellierten Zugfestigkeiten.

Auf der experimentellen, tatsächlichen Seite steht zunächst eine Reihe von Sortierungen für Fichtenbretter, die hinsichtlich der Festigkeit ausgewertet wurden, um ein Spektrum der charakteristischen Brettzugfestigkeit in den Grenzen zwischen 13 und 35 N/mm<sup>2</sup> darzustellen. Diese Verfahren wurden an der Holzforschung München entwickelt und werden nachfolgend als Basissortierungen bezeichnet. Tabelle 2-2 zeigt die wesentlichen Kriterien, durch die die einzelnen Sortierungen gekennzeichnet sind, und die entsprechenden Festigkeiten.

Tabelle 2-2 Basissortierungen: Kriterien und charakteristische Zugfestigkeit

Bez.	Methode	KAR <sup>a</sup>	$\rho_0^b$ kg/m <sup>3</sup>	$E_{\text{dyn}}^b$ N/mm <sup>2</sup>	$f_{t,\ell,k}$ N/mm <sup>2</sup>
VIS I	visuell: S10				13,3
VIS II	visuell: S10+S13				14,4
VIS III	visuell: S13				21,3
DENS I	Rohdichte/Äste	0,35	450		23,4
DENS II		0,35	475		24,6
EDYN I	dyn. E-Modul/Äste	0,50		14000	26,7
EDYN II		0,50		15000	29,0
EDYN III		0,50		16000	33,0
EDYN IV		0,20		16000	34,6

<sup>a</sup> Oberer Grenzwert und <sup>b</sup> unterer Grenzwert

Die zugrunde liegenden Methoden betreffen das rein visuelle Sortieren in weitgehender Übereinstimmung mit [55] und das kombinierte visuell-maschinelle Sortieren unter Berücksichtigung der Darrrohdichte bzw. des dynamischen Elastizitätsmoduls. Alle charakteristischen Brettzugfestigkeiten in der letzten Spalte entsprechen den 5%-Quantilen von Verteilungen experimenteller Zugfestigkeiten, die für die neun unterschiedlich sortierten Brettkollektive ermittelt wurden, vgl. Bild 2-9, oben. Zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen echten und über Simulationen modellierten Zugfestigkeiten (jeweils  $f_{t,\min}$ ) muss bekannt sein, welche charakteristische Festigkeit – im Sinne eines 5%-

Quantils – bei der Simulation einer der Basissortierungen gesamtheitlich den finiten Elementen zu modellierender Tragsysteme zugewiesen wird und in welchem Verhältnis diese zum entsprechenden experimentellen Festigkeitswert in Tabelle 2-2 steht. Für alle neun Basissortierungen wurden daher auf der Grundlage entsprechender Verteilungsfunktionen für Rohdichten und Ästigkeiten [35 S. 97ff] und unter Berücksichtigung der scheinbaren Autokorrelation die Element-Zugfestigkeiten für etliche modellierte Bretter umfassende Kollektive generiert und von jedem Brett die kleinste Zugfestigkeit ermittelt, vgl. Bild 2-9, unten. Die Häufigkeitsverteilungen dieser Minimalwerte und die entsprechenden 5%-Quantile sind im Bild 7-2 für jede der neun Basissortierungen dargestellt. Den gesuchten Zusammenhang zwischen den echten und modellierten charakteristischen Zugfestigkeiten zeigt Bild 2-10. Er ist linear und durch ein hohes Bestimmtheitsmaß von 0,957 gekennzeichnet.

Das Simulieren der Basissortierungen führt demnach zu Element-Zugfestigkeiten, die logische Entsprechungen zu den echten Werten sind. Zum einen sind die im Simulationsprozess generierten charakteristischen Festigkeiten grundsätzlich höher, weil diese Realisationen im Zusammenhang mit einem Beanspruchungszustand zu sehen sind, bei dem strukturelle Imperfektionen im zugbeanspruchten Bereich eine deutlich gedämpfte Biegebeanspruchung nach sich ziehen. Zum anderen verliert sich der zahlenmäßige Unterschied zwischen den beiden im Grunde versuchsspezifischen Festigkeiten mit zunehmender Brettqualität bzw. Vergütung. Damit ist schließlich belegt, dass die Basissortierungen nicht nur auf experimenteller Ebene wirkungsvoll sind, sondern auch im Simulationsprozess.

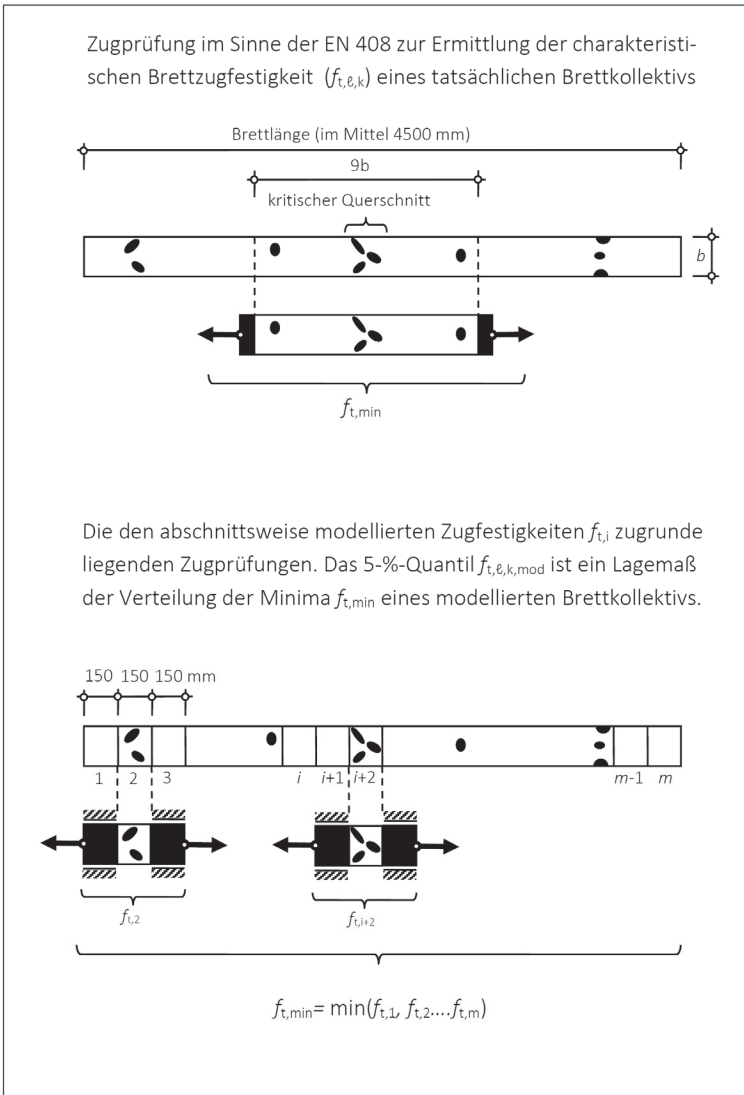


Bild 2-9 Unterschiede hinsichtlich der Zugfestigkeit von echten (oben) und modellierten Brettern (unten)

In welchem Maße die Brett- und Keilzinkenzugfestigkeit die Brett-schichtholzbiegefestigkeit bestimmen, wurde z. B. von Blaß et al. [35 S. 119ff] mittels umfangreicher Simulationsstudien gezeigt. Mit den auf diese Weise gewonnenen Ergebnissen war es schließlich möglich, die charakteristische Brett-schichtholzbiegefestigkeit mit ganzrationalen Funktionen, deren Unabhängige lediglich die Brett- und Keilzinken-zugfestigkeit sind, und einem Bestimmtheitsmaß von etwa 0,9 zu berechnen. Der Mittelwert der Biegefestigkeit bzw. Lagemaße im Bereich des Medians lassen sich mit einem Bestimmtheitsmaß von nahezu 1 berechnen, weil solche Werte bei stets limitierten Spielzahlen von Simulationen außerordentlich stabil sind. Offensichtlich besitzt die Stochastik des lokalen Elastizitätsmoduls im Verbundträger „Brett-schichtholz“ bei dieser quantitativen Beschreibung der Biegefestigkeit im Endergebnis keinen nennenswerten Einfluss mehr. Die hier relevanten spezifizierten Formen der beschriebenen Funktionen werden im folgenden Abschnitt dargestellt und näher erläutert.

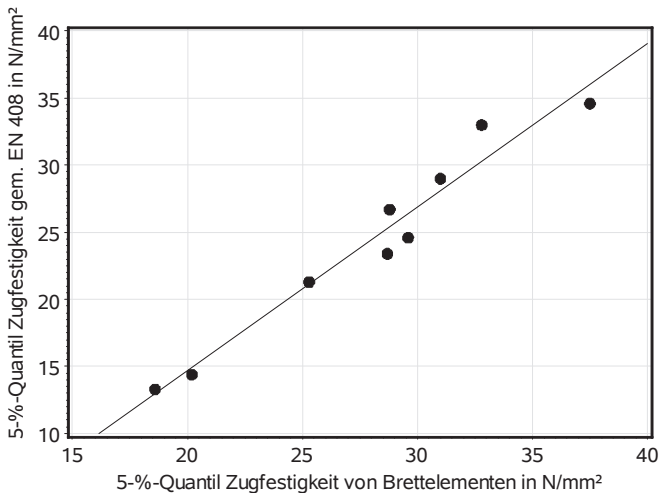


Bild 2-10 Echte und modellierte charakteristische Zugfestigkeiten





### 3 Referenzbiegefestigkeit von Fichtenbrettschichtholz

Die Bezeichnung der Festigkeitsklasse eines Brettschichtholzes oder Schnittholzes, z. B. GL24h bzw. C24, enthält nicht ohne Grund den Zahlenwert der charakteristischen Biegefestigkeit. Die Biegefestigkeit ist im Holzbau vor allem beim Schnittholz eine im Rang über anderen Festigkeitswerten stehende Baustoffeigenschaft. So wird sie fallweise als Unabhängige zur Berechnung weiterer Festigkeitswerte wie der Zug- oder Druckfestigkeit verwendet [2]. In praktischer Hinsicht ist sie insofern bedeutsamer als andere Eigenschaften, weil sie allein ausreicht, um schlanke aus Biegeträgern bestehende einfache Dach- oder Deckenkonstruktionen zu bemessen, die mit Abstand zu den zahlreichsten Bauteilen zählen. Versuchstechnisch ist die Biegefestigkeit – neben der Druckfestigkeit – bei großen stabförmigen Versuchskörpern wesentlich einfacher zu ermitteln als beispielsweise die Zugfestigkeit. Prüflasten zur Ermittlung der Biegefestigkeit werden über Kontaktspannungen quer zur Faser und nicht wie bei der Zugfestigkeit erforderlich über mittels Klemmvorrichtungen aufgebrachte Scherspannungen eingeleitet. Zur Ermittlung der Biegefestigkeit eines Brettschichtholzträgers mit der Referenzquerschnittshöhe von 600 mm ist für jede der zwei erforderlichen Prüflasten nur etwa ein Dreißigstel derjenigen Last erforderlich, die für die Ermittlung der Zugfestigkeit benötigt wird. Die Biegefestigkeit kann daher im experimentellen Bereich zu den bevorzugten Eigenschaften gezählt werden.

Vor dem Hintergrund der beschriebenen Vorrangstellung der Biegefestigkeit ist die folgende Festlegung von Referenzbiegefestigkeiten zu verstehen, von denen aus quantitative Veränderungen aufgezeigt werden, die sich unter veränderten Prüfbedingungen ergeben werden.

### 3.1 Berechnete Biegefestigkeit

Ein ergebnisorientiertes Vorgehen bei der Simulation von Versuchen zur Ermittlung von Tragwiderständen bzw. Festigkeiten sollte die tatsächlichen Verhältnisse im Auge behalten und sich an ihnen orientieren. Mit geeigneten Referenzbiegefestigkeiten wird daher zunächst ein Festigkeitsspektrum abgesteckt, das durch holztechnologische und baupraktische Randbedingungen sinnvoll eingegrenzt ist.

Zur Festlegung solcher Referenzwerte werden Festigkeitsmodelle für die charakteristische Biegefestigkeit verwendet, die durch die Gleichungen (29) und (30) gegeben sind. Diese Modelle weisen, wie bereits beschrieben, eine hohe Funktionalität auf. Sie ermöglichen damit eine stabile Berechnung der charakteristischen Biegefestigkeit ( $f_{m,g,k}$ ) für den 600 mm hohen und 10.800 mm langen (= Stützweite) in den Drittelpunkten belasteten Referenzträger. Ausgangswerte der Berechnung sind die charakteristische Brettzugfestigkeit ( $f_{t,\ell,k}$ ) und eine damit weitgehend harmonisierende charakteristische Keilzinkenzugfestigkeit ( $f_{t,j,k}$ ), zwei Unabhängige, die mittels anerkannter Prüfverfahren [58] auch für von den Basissortierungen abweichende Brettkollektive ermittelt werden können.

$$13\text{N/mm}^2 \leq f_{t,\ell,k} \leq 21\text{N/mm}^2:$$

$$f_{m,g,k} = 3,45 + 0,998 \cdot f_{t,j,k} - 0,0211 \cdot f_{t,j,k}^2 - 0,0163 \cdot f_{t,\ell,k}^2 + 0,0358 \cdot f_{t,j,k} \cdot f_{t,\ell,k} \quad (29)$$

$$22\text{N/mm}^2 \leq f_{t,\ell,k} \leq 35\text{N/mm}^2:$$

$$f_{m,g,k} = -17,4 + 2,29 \cdot f_{t,j,k} - 0,0322 \cdot f_{t,j,k}^2 + 0,0114 \cdot f_{t,j,k} \cdot f_{t,\ell,k} \quad (30)$$

Die bereits eingeführten Basissortierungen besitzen eine Doppelfunktion. Zum einen waren sie eine simulationstechnische Voraussetzung für die beiden Modellgleichungen. Zum anderen bilden sie in dieser Arbeit einen wesentlichen Schritt bei der virtuellen Darstellung eines realitätsnahen Festigkeitsspektrums. Im Ergebnis führt das auf berechnete Referenzbiegefestigkeiten ( $f_{m,g,k,cal}$ ) zwischen 20 und 38 N/mm<sup>2</sup>, wobei

Werte oberhalb von 32 N/mm<sup>2</sup> aus Gründen der eingeschränkten mengenmäßigen Verfügbarkeit geeigneten Fichtenholzes nicht von Relevanz für die Praxis sind [59 S. 2].

Tabelle 3-1 Konfigurierte Basissortierungen und Referenzbiegefestigkeit

Verfahren	$f_{t,\ell,k}$ N/mm <sup>2</sup>	$f_{t,j,k}$ N/mm <sup>2</sup>	Gleichung	$f_{m,g,k,cal}$ N/mm <sup>2</sup>
VIS I	13,3	19,0 <sup>c</sup>		20,9
<b>VIS I</b>	<b>13,3</b>	<b>22,0<sup>a</sup></b>		<b>22,8</b>
VIS I	13,3	25,0 <sup>b+c</sup>	(29)	24,2
<b>VIS II</b>	<b>14,4</b>	<b>23,5<sup>a</sup></b>		<b>24,0</b>
VIS III	21,3	26,0 <sup>b</sup>		27,5
<b>VIS III</b>	<b>21,3</b>	<b>27,5<sup>a+c</sup></b>		<b>28,5</b>
DENS I	23,4	27,5 <sup>b</sup>		28,6
<b>DENS I</b>	<b>23,4</b>	<b>29,5<sup>a</sup></b>		<b>30,0</b>
DENS II	24,6	31,0 <sup>b</sup>		31,4
<b>DENS II</b>	<b>24,6</b>	<b>32,5<sup>a</sup></b>		<b>32,1</b>
<b>EDYN I</b>	<b>26,7</b>	<b>29,5<sup>a</sup></b>	(30)	<b>31,1</b>
EDYN I	26,7	31,0 <sup>c</sup>		32,1
<b>EDYN II</b>	<b>29,0</b>	<b>30,0<sup>a+b</sup></b>		<b>32,3</b>
<b>EDYN III</b>	<b>33,0</b>	<b>32,0<sup>a</sup></b>		<b>35,0</b>
EDYN IV	34,6	34,0 <sup>b</sup>		36,7
<b>EDYN IV</b>	<b>34,6</b>	<b>36,0<sup>a</sup></b>		<b>37,5</b>

<sup>a</sup> Standardwerte für die Biege- (3.2) und Zugfestigkeit (Abschnitt 4.1) und Systemeinflüsse (Abschnitt 5)

<sup>b</sup> (Ergänzende) Werte zur Ermittlung des Einflusses der Trägergröße (Abschnitt 3.3)

<sup>c</sup> (Ergänzende) Werte für unsymmetrische Träger (Abschnitt 3.4)

Welche berechneten Werte sich für die charakteristischen Biegefestigkeiten mit den Festigkeitsmodellen und den gegebenen Voraussetzungen der Basissortierungen im Einzelnen ergeben, ist in Tabelle 3-1 zusammengefasst. Neben der Absicht, mit einer bestimmten Basissortierung und verschiedenen, sinnvoll aufeinander abgestimmten Kombinationen aus  $f_{t,e,k}$  und  $f_{t,j,k}$  Zielfestigkeiten der GL-Klassen darzustellen, ist die Anzahl der angegebenen Wertepaare auch dem mehrere Jahre umfassenden Experimentieren mit den gegebenen Möglichkeiten geschuldet.

Die zuvor als harmonisierend bezeichnete Keilzinkenzugfestigkeit führt zusammen mit der jeweiligen Brettzugfestigkeit zu ausgewogenen Versagensanteilen von Holz- und Keilzinkenbereichen [35 S. 119 ff], wodurch die naturgemäß-technisch bedingte Korrelation zwischen Holzqualität und Keilzinkenfestigkeit angemessen berücksichtigt ist.

## 3.2 Modellierte Biegefestigkeit

Werden die Erwartungswerte des Druck- ( $E_c$ ) und Zugelastizitätsmoduls ( $E_t$ ) nach Gleichung (2) bzw. (4) für einen astfreien Fichtenbrettabschnitt mit einer Rohdichte von  $430 \text{ kg/m}^3$  und einer Holzfeuchte von 12 % ausgewertet, so ergibt sich im Vergleich mit dem Druckelastizitätsmodul ein um 4 % höherer Zugelastizitätsmodul. Theoretisch würden bei einem solchen Brettabschnitt die Arbeitslinien für Druck- und Zugbeanspruchung beim Nulldurchgang einen Knick aufweisen. Aus dem Unterschied zwischen den beiden Moduln folgt auch, dass mit 12 % Holzfeuchte modellierte Biegeträger (Einfeldträger) im simulierten Biegeversuch eine in Richtung der Zugzone verlagerte neutrale Achse aufweisen werden.

Da in der vorliegenden Arbeit nicht nur Einfeldträger, sondern auch Mehrfeldträger und 2-Gelenkrahmen numerisch untersucht werden, waren im Zuge der Festlegung von Referenzbiegefestigkeiten geeignete Voraussetzungen für spätere Festigkeitsvergleiche zu schaffen. Statt bei Mehrfeldträgern und Rahmen das durch wechselnde Vorzeichen

bei den Biegemomenten bedingte „Springen“ der Zug- bzw. Druckzone exakt abzubilden, wurde zur Vereinfachung festgelegt, solche Strukturen ausschließlich mit dem Zugelastizitätsmodul zu modellieren und für Vergleichszwecke zwei unterschiedliche modellierte Referenzbiegefestigkeiten anzugeben.

Im Bild 7-3 sind Summenhäufigkeiten der Biegefestigkeiten gegenübergestellt, die an Trägern mit ideal elastisch-plastischem (Typ EP bzw. el-pl) und elastischem (Typ E bzw. el), eigentlich nur für Zugbeanspruchung gültigem Materialverhalten in der Druckzone anhand von simulierten Versuchen generiert wurden. Es wurden dafür die in Tabelle 3-1 aufgeführten Standardwerte (Kennzeichnung a) der Keilzinkenzugfestigkeit verwendet. Tabelle 3-2 enthält die charakteristischen Biegefestigkeiten und die mittleren Biegeelastizitätsmoduln ( $E_{m,g,mean}$ ), die im querkraftfreien Bereich der modellierten Träger wirksam sind (s. auch Tabelle 7-1). Zum Vergleich sind ebenfalls die mit den Gleichungen (29) und (30) ermittelten charakteristischen Biegefestigkeiten angegeben.

Das Modellieren der im Grunde nur für Zugbeanspruchung gültigen Elastizität in der Druckzone führt zu einem um 2 bis 3 % höheren Biegeelastizitätsmodul und aufgrund der dadurch beseitigten vormaligen Steifigkeitsunterschiede zwischen Zug- und Druckzone bei den paarweise dargestellten Summenhäufigkeiten zu geringfügig höheren Biegefestigkeiten; die im Bild 7-3 dargestellten Summenhäufigkeiten sind demnach leicht gegeneinander verschoben. Die beiden untersuchten in der Druckzone wirksamen Arbeitslinien führen jedoch zu keinen nennenswerten Unterschieden bei den hier ausgewerteten charakteristischen Biegefestigkeiten, auch weil unterhalb des Niveaus der charakteristischen Biegefestigkeit bei der entsprechenden Trägergruppe noch kein plastisches Materialverhalten in der Druckzone wirksam wird.

Festigkeiten der Träger mit ideal elastisch-plastischem Materialverhalten stellen durchweg die Referenzwerte für die im Abschnitt 3.4 folgende Untersuchung an unsymmetrischen Trägern und für die im Ab-

schnitt 4 entwickelten Zug- und Druckfestigkeiten dar. Die Festigkeitswerte der Träger mit ideal elastischem Materialverhalten in der Druckzone erfüllen die Voraussetzungen für geeignete Referenzwerte der im Abschnitt 5 hergeleiteten effektiven charakteristischen Biegefestigkeiten von Mehrfeldträgern und 2-Gelenkrahmen. Damit lassen sich auf miteinander vergleichbaren materiellen Voraussetzungen beruhende relative Aussagen hinsichtlich der Festigkeit von Ein- bzw. Mehrfeldträgern und 2-Gelenkrahmen ableiten.

Tabelle 3-2 Referenzbiegefestigkeit und Elastizitätsmodul

Verfahren	$f_{m,g,k,cal}$ N/mm <sup>2</sup>	$f_{m,g,k}(EP)$ N/mm <sup>2</sup>	$E_{m,g,mean}(EP)$ N/mm <sup>2</sup>	$f_{m,g,k}(E)$ N/mm <sup>2</sup>	$E_{m,g,mean}(E)$ N/mm <sup>2</sup>
VIS I	22,8	22,7	12300	22,9	12500
VIS II	24,0	24,2	12800	24,8	13100
VIS III	28,5	28,7	14000	28,5	14100
DENS I	30,0	30,6	15500	31,0	15800
DENS II	32,1	32,7	16400	33,5	16600
EDYN I	31,1	31,2	15900	32,3	16400
EDYN II	32,3	32,1	16500	32,9 <sup>a</sup>	17000
EDYN III	35,0	36,3	17400	35,2	17900
EDYN IV	37,5	38,2	17400	38,6	17800

<sup>a</sup> 3000, statt 1000 simulierte Versuche

### 3.3 Einfluss der Trägergröße – Höheneinfluss

Es wird der Einfluss eines vom Volumen des Referenzträgers abweichenden Volumens auf die Biegefestigkeit untersucht. Genau genommen wird der Einfluss einer zentrisch gestreckten Ansichtsfläche eines Trägers untersucht, weil die elementbezogene Festigkeitsmodellierung unabhängig von einer Brettbreite erfolgt. Für die Untersuchung wurden die sechs Basisortierungen VIS I und III, DENS I und II sowie EDYN II und IV verwendet. Insofern deckt die Untersuchung ebenfalls mögliche Unterschiede beim

Volumeneinfluss ab, die ihren Ursprung in den unterschiedlichen Sortierungen bzw. Zielfestigkeiten von 24 bis 36 N/mm<sup>2</sup> haben. Die verwendeten Konfigurationen der sechs Basissortierungen sind in Tabelle 3-1 mit einem *b* gekennzeichnet. Unter Beibehaltung eines konstanten Höhen-Stützweiten-Verhältnisses von 1/18 wurden Träger mit Höhen zwischen 300 und 3000 mm untersucht. Die Höhe wurde in 300-mm-Schritten angehoben und jedes auf diese Weise modellierte Trägervolumen mit mindestens 500 simulierten Biegeversuchen untersucht.

Bild 7-4 zeigt mit dem oberen Diagramm den individuellen Verlauf der charakteristischen Biegefestigkeiten in Abhängigkeit der schrittweise veränderten Trägerhöhe und der untersuchten Verfahren. Das untere Diagramm zeigt den für jeden Verlauf individuell mit der Referenzbiegefestigkeit ( $f_{m,g,k,cal}$ ) berechneten dimensionslosen  $k_h$ -Faktor. Die einzelnen, mit unterschiedlichen Symbolen dargestellten Werte sind – jeweils für das 5-%-Quantil – Quotienten aus den Simulationsergebnissen und der Referenzbiegefestigkeit. Sie stellen normierte Werte dar, die für die Referenzhöhe von 600 mm dann einen Wert von ungefähr 1 annehmen. Die einzelnen Abweichungen von 1 haben ihre Gründe in der Stochastik. Die durch das Normieren bewirkte Bündelung der sechs Verläufe zeigt, dass zwischen einem verwendeten Verfahren bzw. der Höhe der Zielfestigkeit und dem entsprechenden Verlauf des  $k_h$ -Faktors kein augenscheinlich ausgeprägter individueller Zusammenhang besteht.

Die aus Bild 7-4, unten, ohne weiteren Bezug auf das Basisverfahren entnommenen Verhältnismerte sind im Bild 3-1 dargestellt und an diese ist ein der Weibulltheorie entsprechender Verlauf des  $k_h$ -Faktors angepasst. Für die Referenzhöhe von 600 mm ergibt sich ein Exponent von  $1/8,288 = 0,121$ , s. Gleichung (31), der in Übereinstimmung mit experimentellen Ergebnissen, z. B. für eine Umrechnung zwischen 300 und 600 mm Trägerhöhe [60 S. 7], und mit normativen Festlegungen steht [61 S. 32] bzw. [62 S. 197].

$$k_h = \left( \frac{600}{h} \right)^{1/8,288} \quad (31)$$

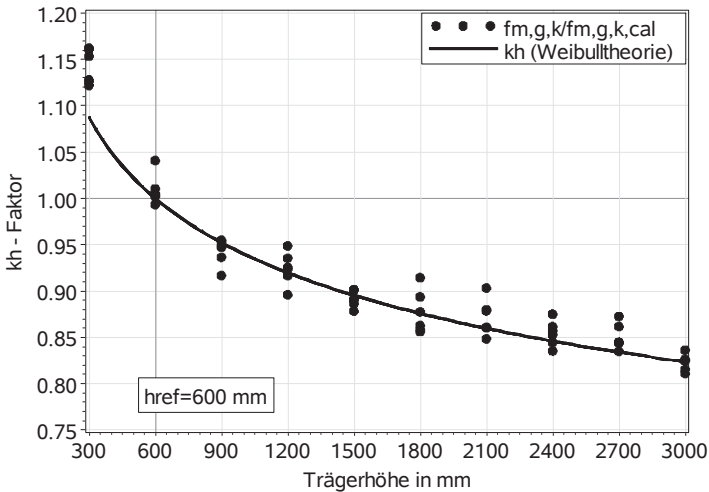


Bild 3-1 Normierte Festigkeitsverhältnisse und Verlauf des  $k_h$ -Faktors

Die hier festgestellte Unabhängigkeit des  $k_h$ -Faktors von der jeweiligen Basissortierung ist zu hinterfragen. Es kann nicht ausgeschlossen werden, dass eine solche Unabhängigkeit auch durch ein in der Modellierung liegendes Artefakt bedingt ist. Den herkömmlichen Modellierungsgrundlagen des Karlsruher Rechenmodells entsprechend ist das zahlenmäßige Modellieren von zwei astfreien Brettabschnitten und einem astbehafteten Abschnitt [25 S. 46ff] bei allen hier verwendeten Sortierverfahren gleich. Das führt notwendigerweise bei allen Untersuchungen mit Volumeneinfluss zu derselben Veränderung der Auftretenswahrscheinlichkeit von astbehafteten Schwachstellen. Überdies wird unabhängig von der Wahl einer Basissortierung bei der Berechnung der streuenden Materialeigenschaften grundsätzlich mit denselben Fehlern gearbeitet und hinsichtlich der scheinbaren Autokorrelation mit derselben Aufteilung der Gesamtstreuung. Es kann daher nicht ausgeschlossen werden, dass sich diese Modellannahmen in der Systemantwort wie beschrieben widerspiegeln und die wirklichen Verhältnisse in gewissen Grenzen unzutreffend abgebildet werden.



Möglicherweise leicht entschärft wird dies durch die im Rechenmodell aktive elastizitätsmodulbasierte Sortierfunktion, mit der stets eine Selektion bei den generierten Brettern bewirkt wird, die nicht ohne Einfluss auf die effektiven Fehler bleibt. Dennoch muss die vorangegangene Einschränkung formuliert werden, weil sich eine Abhängigkeit des Volumeneffekts vom Grad der Vergütung (z. B. durch unterschiedliche Einstellwerte einer maschinellen Sortierung) nicht widerlegen lässt, z. B. [23 S. 17, 33 S. 16f, 60 S. 7, 63 S. 84f]. Gleichwohl ist den Simulationsergebnissen zufolge die Biegefestigkeit von Trägern mit einer hohen Referenzbiegefestigkeit bei Volumenzunahme stärker von einer absoluten Festigkeitsabnahme betroffen als diejenige von Trägern mit einer niedrigen Referenzfestigkeit. Das ist angesichts einer hohen Vergütung, die bei hohen Festigkeiten in der Regel vorliegt, nicht zu erwarten. Solche Überlegungen zeigen, dass nach wie vor Verbesserungen oder Weiterentwicklungen der Simulationstechnik möglich sind.

## 3.4 Unsymmetrisch aufgebaute Träger

### 3.4.1 Vorbemerkung

Hinsichtlich der Manipulation von Steifigkeitsverhältnissen im Träger ist das unsymmetrische Kombinieren von Lamellen überdurchschnittlicher Qualität in der Zug- mit solchen unterdurchschnittlicher Qualität in der Druckzone vergleichbar mit der Wirkung einer zunehmenden Holzfeuchte. Nach einer deutlichen Holzfeuchtezunahme und dem damit verbundenen stärkeren Abnehmen des Elastizitätsmoduls in der Druck- als in der Zugzone stellen sich ebenfalls Steifigkeitsunterschiede ein, die zu anderen Beanspruchungen und schließlich zu veränderten Biegefestigkeiten führen werden. Insofern werden das unsymmetrische Kombinieren und der Holzfeuchteeinfluss aus mechanisch-inhaltlichen Gründen in diesem Abschnitt gemeinsam behandelt.

### 3.4.2 Kombiniertes Brettschichtholz

Während bei den modellierten homogen aufgebauten Trägern, deren Biegefestigkeiten unterhalb des 5%-Quantils liegen, das finale Versagen – in der Zugzone – dem Eintreten einer Dehnung jenseits der Proportionalitätsgrenze – in der Druckzone – vorausgeht, muss sich dies bei unsymmetrisch aufgebauten Trägern nicht zwangsläufiger Weise auch so zeigen. Das Kombinieren von Lamellen höherer Festigkeitsklassen in der Zugzone mit solchen geringerer Klassen in der Druckzone führt zu veränderten Steifigkeitsverhältnissen und der Anschauung nach zu einer Zunahme der Beanspruchung in der Druckzone, wenn das Festigkeitspotenzial der Zugzone vollständig ausgenutzt wird. Dieser Zusammenhang ist für fehlerfreies Schnittholz bekannt [64].

Nachfolgend wird die Frage behandelt, in welcher Weise durch unsymmetrische Aufbauten bzw. das Maß der vorliegenden Festigkeits- und Steifigkeitsunterschiede die Beanspruchung in der Druckzone beeinflusst wird und welche Biegefestigkeiten sich schließlich ergeben. Grundlage der Untersuchung sind drei unterschiedlich aufgebaute unsymmetrische Träger, die im Bild 3-2 dargestellt sind. Zur Modellierung von Ziel-Biegefestigkeiten zwischen 20 und 32 N/mm<sup>2</sup>, wobei einzelne Werte zwecks Angleichung an die GL-Klassen möglichst genau getroffen werden sollten, werden vier Basissortierungen mit teilweise neuen Konfigurationen verwendet. Ihre von den Standardwerten abweichenden Keilzinkenzugfestigkeiten sind in Tabelle 3-1 mit einem c gekennzeichnet. Die modellierten Ziel-Biegefestigkeiten sind für eine im Träger konstante Holzfeuchte von 12 % gültig. Um in der Druckzone eine niedrige Materialqualität mit möglichst unterdurchschnittlichem Elastizitätsmodul darzustellen, werden bei den Typen I und II die Basissortierungen VIS I und beim Typ III die Sortierung VIS II verwendet. Um nicht allzu weit oberhalb von gebräuchlichen Werten liegende Elastizitätsmoduln in der Zugzone festzulegen, wird beim Typ III das Verfahren EDYN I entsprechend konfiguriert.

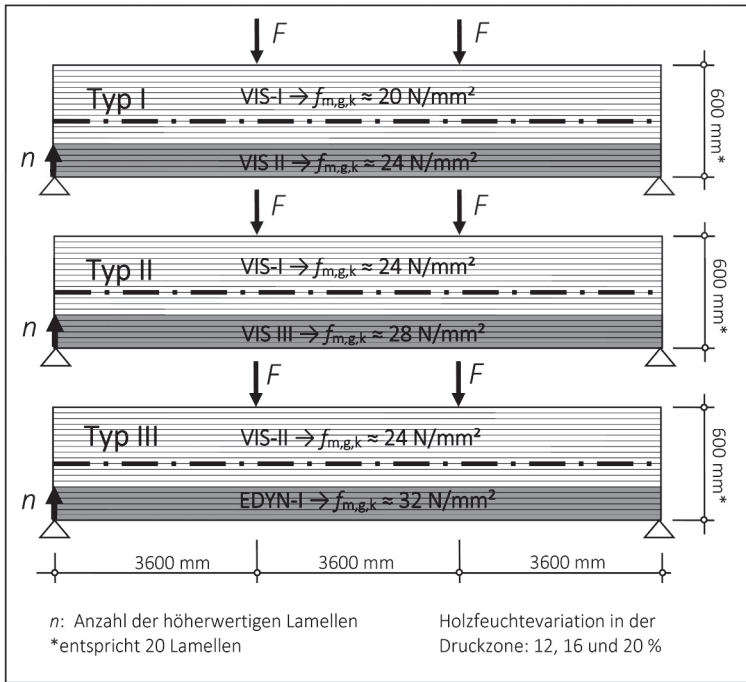


Bild 3-2 Typenbezeichnung der modellierten Träger und Parameterkombinationen

Bild 3-3 verdeutlicht für zwei unterschiedliche Verhältnisse zwischen verschiedenen Lamellenqualitäten bzw. für zwei unterschiedliche Aufbauvariablen  $n$  die das Problem beeinflussenden Variablen. Für eine unterhalb der geometrischen Schwerpunktlinie, zwischen den modellierten Materialien liegende Grenze werden die Steifigkeitsverhältnisse durch zwei Zugelastizitätsmoduln ( $E_{t,1/2}$ ) und einen holzfeuchteabgängigen Druckelastizitätsmodul ( $E_{c,u,2}$ ) bestimmt und für eine oberhalb liegende durch einen Zugelastizitätsmodul ( $E_{t,1}$ ) und zwei holzfeuchteabhängige Druckelastizitätsmoduln ( $E_{c,u,1/2}$ ). Tabelle 3-3 enthält die Mittelwerte der Elastizitätsmoduln und die bei den einzelnen Parameterkombinationen vorliegenden Steifigkeitsverhältnisse.

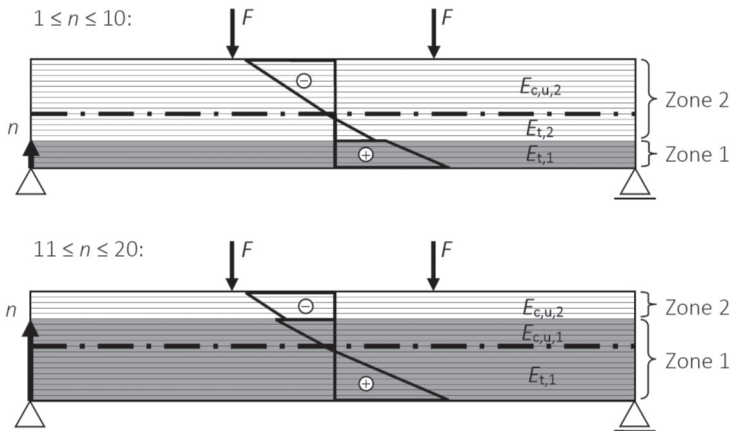


Bild 3-3 Idealisierte Spannungsverläufe für zwei Verhältnisse zwischen kombinierten Lamellenqualitäten unter Berücksichtigung eines von der Holzfeuchte abhängigen Druckelastizitätsmoduls

Die darin angegebenen Moduln sind wie folgt festgelegt: Die für Zugbeanspruchung geltenden Moduln entsprechen den im Abschnitt 4.1.2 für Zugprüfkörper modellierten Werten. Diejenigen für Druckbeanspruchung – bei 12 % Holzfeuchte – ergeben sich aus der mechanischen Gesetzmäßigkeit, dass der Biegeelastizitätsmodul eines homogenen Trägers dem Mittelwert aus dem Druck- und Zugelastizitätsmodul entspricht, wobei der Druck- und Zugelastizitätsmodul jeweils zur Hälfte oberhalb bzw. unterhalb der geometrischen Schwerpunktlinie wirksam ist. Damit gilt für den in der Druckzone wirksamen Modul die unterhalb von Tabelle 3-3 angegebene Berechnungsgleichung. Die holzfeuchtebedingte Abnahme der Druckelastizitätsmoduln bei 16 und 20 % Holzfeuchte im Vergleich mit den Werten für 12 % ist durch die prozentualen Anteile von 92 bzw. 84 % berücksichtigt. Diese beiden Anteile ergeben sich aus den im Abschnitt 4.2.4 behandelten Simulationsergebnissen.

Tabelle 3-3 Lokale Zug- und Druckelastizitätsmoduln und ihre Verhältnisse

Typ	$u$ %	$E_{t,1}$	$E_{t,2}$	$E_{c,u,1}$	$E_{c,u,2}$	$\alpha$	$\beta$
		N/mm <sup>2</sup>				$E_{t,1}/E_{t,2}$	$E_{t,1}/E_{c,u,2}$
I	12			12600 <sup>b</sup>	12200 <sup>b</sup>		1,07
	16	13000 <sup>a</sup>	12500 <sup>a</sup>	11600 <sup>c</sup>	11200 <sup>c</sup>	1,04	1,16
	20			10600 <sup>d</sup>	10300 <sup>d</sup>		1,26
II	12			13800 <sup>b</sup>	12200 <sup>b</sup>		1,16
	16	14100 <sup>a</sup>	12500 <sup>a</sup>	12700 <sup>c</sup>	11200 <sup>c</sup>	1,13	1,26
	20			11600 <sup>d</sup>	10300 <sup>d</sup>		1,37
III	12			15500 <sup>b</sup>	12600 <sup>b</sup>		1,29
	16	16300 <sup>a</sup>	13000 <sup>a</sup>	14200 <sup>c</sup>	11600 <sup>c</sup>	1,25	1,41
	20			13000 <sup>d</sup>	10600 <sup>d</sup>		1,54

<sup>a</sup> Mittelwerte der Zugelastizitätsmoduln, s. Tabelle 4-1

<sup>b</sup>  $E_{c,12,1/2} = 2 E_{m(EP)} \cdot E_{t,1/2}$  mit  $E_{m(EP)}$  aus Tabelle 3-2

<sup>c</sup> 92 und <sup>d</sup> 84 % der Referenzwerte für 12 %, s. Tabelle 4-3 und Tabelle 7-4

Für jede mögliche Kombination aus Typ und Holzfeuchte wurden für alle Werte  $n$  zwischen 0 und 20 jeweils 1000 Biegeversuche simuliert. In der Summe sind das  $1,89 \cdot 10^5$  Versuche. Im Bild 7-5, drei Seiten umfassend, sind ausgewählte Simulationsergebnisse dieser Studie zusammengestellt. Bei den Ergebnissen sind die Abhängigkeit von der Aufbauvariablen  $n$  und diejenige von der Holzfeuchte wiedergegeben. Im ersten Teilbild ist der Biegeelastizitätsmodul des querkraftfreien Bereichs und im zweiten ist die charakteristische Biegefestigkeit dargestellt. Die Diagramme im dritten Teilbild zeigen den Verlauf der minimalen plastischen Dehnung  $\varepsilon_{pl,min}$ , dessen Ermittlung bzw. Herkunft im Bild 3-4 erläutert ist.  $\varepsilon_{pl,min}$  ist demnach die betragsmäßig größte plastische Dehnung der 1000 Extremwerte  $\varepsilon_{pl,min,i}$ , die in den entsprechenden Druckzonen von 1000 modellierten Trägern eines von  $n$  abhängigen Aufbaus identifiziert wurden. Ebenfalls definiert ist der Mittelwert  $\varepsilon^*_{pl,min}$  der Extremwerte, der an späterer Stelle verwendet wird.

Die Biegeelastizitätsmoduln für 12 % Holzfeuchte und Aufbauvariablen von  $n = 0$  bzw. 20 entsprechen den Werten  $E_m$  (EP) in Tabelle 3-2. Es besteht ebenfalls ein logischer Zusammenhang zwischen den Biegeelastizitätsmoduln für 16 und 20 % Holzfeuchte sowie  $n = 0$  bzw. 20 und den lokalen Zug- und Druckelastizitätsmoduln in Tabelle 3-3. Die aus  $E_{t,1}$  und  $E_{c,u,1}$  bzw.  $E_{t,2}$  und  $E_{c,u,2}$  berechneten Mittelwerte für 16 und 20 % Holzfeuchte werden durch die Simulationsergebnisse durchweg bestätigt. Die zu erwartenden Steifigkeitseigenschaften werden folglich zutreffend durch den Simulationsprozess modelliert.

Bei einem wenig ausgeprägten Steifigkeitsunterschied  $\alpha$  wie beim Typ I steigt die charakteristische Biegefestigkeit sprunghaft an, wenn eine einzige Lamelle höherer Qualität in der Zugzone angeordnet wird. Bei stärker ausgeprägten Steifigkeitsunterschieden wie bei den Typen II und III ist der Anstieg kontinuierlich und eine deutliche Steigerung der Biegefestigkeit zeigt sich erst bei mehreren Lamellen höherer Qualität. Das simulierte Anheben der Holzfeuchte in der Druckzone von 12 auf 20 % führt unabhängig vom Typ zu einem Festigkeitsrückgang von etwa  $1,0 \text{ N/mm}^2$ .

Die Minima der plastischen Dehnung der jeweils 1000 Extremwerte je  $n$  sind deutlich von der Holzfeuchte abhängig. Sie erreichen bei 20 % Holzfeuchte und  $n = 5-15$  die betragsmäßig größten Werte von 1,3, 1,6 und 1,7 % für die Typen I, II bzw. III. Genauere Untersuchungen des Zusammenhangs zwischen der charakteristischen Biegefestigkeit und dieser spezifischen plastischen Dehnung zeigen, dass für Träger mit Biegefestigkeiten unterhalb des 5%-Quantils keine hinsichtlich der Tragsicherheit schädlichen Dehnungen in der Druckzone zu erwarten sind [65 S. 13]. Für in dieser Hinsicht besonders kritische Konfigurationen zeigt Bild 7-6 den Zusammenhang zwischen der modellierten Biegefestigkeit und den einzelnen Extremwerten der plastischen Dehnung. Für die Typen I bis III mit  $n = 10$  und  $u = 20 \%$  sind jeweils 1000 Beziehungen zwischen den entsprechenden Biegefestigkeiten und Dehnungen dargestellt. Die beiden horizontalen Hilfslinien kennzeichnen den Mittelwert und das 5%-Quantil der Biegefestigkeit. Da die Extremwerte derjenigen Träger, die für das 5%-Quantil

relevant sind, -0,2 % nicht unterschreiten, kann für die hier untersuchten kritischen Konfigurationen selbst bei 20 % Holzfeuchte unter Bemessungslasten eine unzuträgliche Beanspruchung der Druckzone ausgeschlossen werden.

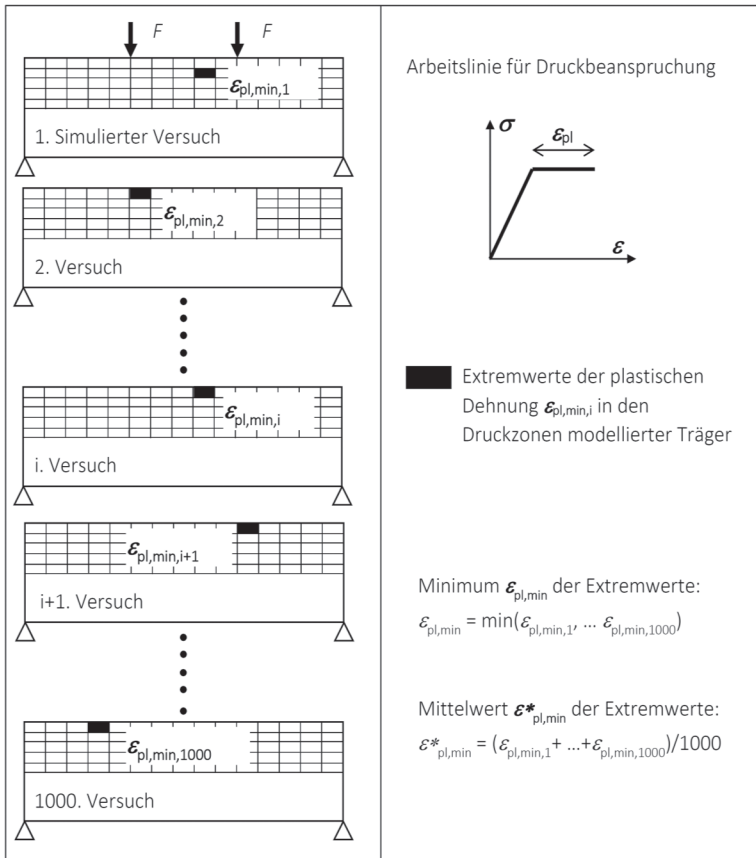


Bild 3-4 Beispiele realisierter Extremwerte der plastischen Dehnung in den Druckzonen von 1000 modellierten Biegeträgern und Ermittlung des Minimums innerhalb eines Kollektivs bzw. des Mittelwerts

### 3.4.3 Hybrides Brettschichtholz

Eine auf hohe Biegetragfähigkeit ausgerichtete Materialvariation bei unsymmetrischen Trägern ist konkret das Kombinieren von Buchenfurnierschichtholzlamellen in der Zugzone mit Fichtenbrettschichtholz im übrigen Trägerbereich. Es handelt sich hierbei um eine aus mechanisch-holztechnologischer Sicht naheliegende Kombination, die bereits unter Verwendung nadelholzbasierter Furnierschichthölzer Gegenstand der Forschung war [63 S. 85, 66, 67] und in Nordamerika fester Bestandteil der Brettschichtholznormung ist [68]. Furnierschichtholz aus Buche mit gleichgerichteten Schäl furnieren kann in Abhängigkeit von Furnierqualität und Verarbeitung eine Zugfestigkeit von mindestens  $70 \text{ N/mm}^2$  aufweisen. Das belegen umfangreiche experimentelle Untersuchungen der Holzforschung München [69 S. 29]. Es eignet sich daher grundsätzlich für Lamellen einer Zugzonenverstärkung von Brettschichtholz. Da das Ergebnis einer Verklebung zwischen Buchenfurnierschichtholz und Nadelholz lediglich eine Kombination unterschiedlicher Holzarten, nicht aber völlig unterschiedlicher Baustoffe ist, gibt es keine grundsätzlichen Einschränkungen bei der weiteren Bearbeitung (z. B. Hobeln, Sägen, Einbringen von Verbindungsmitteln). Ein auf das radial-tangentiale Schwind- und Quellverhalten von Fichte gezielt abgestimmtes Verhalten könnte bei Buchenfurnierschichtholz durch eine geeignete Anzahl sperrender Querlagen eingestellt werden, um mögliche Eigenspannungen in Richtung der Trägerbreite, die sich beim Schwinden oder Quellen aufbauen, zu minimieren. In mechanischer Hinsicht eng verwandt mit der Furnierschichtholzverstärkung von Brettschichtholz ist eine solche mit Kunstharzpressholz [70], weniger verwandt eine solche mit faserverstärkten Kunststoffen, weil zwischen zu verstärkendem Brettschichtholz und faserverstärkten Kunststoffen extreme Unterschiede zwischen den mechanischen Eigenschaften vorliegen.

Im Vergleich mit den im vorangegangenen Abschnitt behandelten kombinierten Trägern liegen bei den hier behandelten deutlich ausgeprägtere Steifigkeitsunterschiede vor, die bei der Analyse der Biegefestig-



keit das Einbeziehen von nicht linearen Effekten unumgänglich machen: Die vom Betrage her um ein Vielfaches höhere Zugfestigkeit des Verstärkungsmaterials – im Vergleich mit der Druckfestigkeit des Brett-schichtholzes – führt bei der Beschreibung der Biegetragfähigkeit zu Überlegungen, die das frühzeitige Reißen des zu verstärkenden Holzes unmittelbar über der Verstärkung und eine weit jenseits der Proportionalitätsgrenze gestauchte Druckzone betreffen. Diesbezügliche Bemessungsaspekte sind bereits bekannt, z. B. [71 S. 180].

Zum Zwecke einer orientierenden Simulationsstudie über die Biegetragfähigkeit von mit Buchenfurnierschichtholz verstärktem Brett-schichtholz wurde eine Kleinserie von Keilzinkenverbindungen mit Buchenfurnierschichtholz hergestellt und in Zugversuchen geprüft [72]. Zuvor wurden der Elastizitätsmodul in Längsrichtung der dazu verwendeten einzelnen Furnierschichtholzstreifen und der Biegeelastizitätsmodul der Keilzinkenprüfkörper ermittelt. Beide Elastizitätsmoduln wurden mit dafür geeigneten Schwingungsmessungen bestimmt.

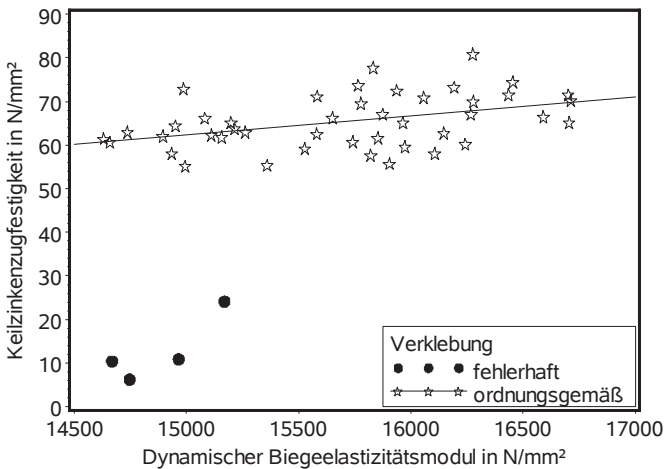


Bild 3-5 Zusammenhang zwischen Zugfestigkeit und Elastizitätsmodul

Bild 3-5 zeigt einen Zusammenhang zwischen dem dynamisch bestimmten Biegeelastizitätsmodul der Keilzinkenprüfkörper und ihrer Zugfestigkeit. Ordnungsgemäß verklebte Prüfkörper weisen Zugfestigkeiten zwischen 55 und 80 N/mm<sup>2</sup> auf. Daher ist auch keilgezinktes Furnierschichtholz für lange Verstärkungslamellen geeignet. Es ist offensichtlich, dass fehlerhaft verklebte Keilzinkenprüfkörper zahlenmäßig völlig andere Zugfestigkeiten aufweisen, obwohl deren Biegeelastizitätsmoduln im Vergleich mit denjenigen der ordnungsgemäß verklebten Proben keine Ausnahmen sind. Insofern zeigt die Darstellung, dass mit hoher Wahrscheinlichkeit eine außergewöhnlich niedrige Holzqualität beim Furnierschichtholz als Grund für die geringen Festigkeitswerte, weit entfernt von Erwartungswerten, ausscheidet. Es besteht daher kein Widerspruch zur Feststellung einer fehlerhaften Verklebung.

Für die Simulation von Biegeversuchen an modellierten Brettschichtholzträgern mit zugbeanspruchten keilgezinkten Furnierschichtholzlamellen sind nachstehende Eingangswerte ausreichend: die Mindestfestigkeit der Furnierschichtholzstreifen von 70 N/mm<sup>2</sup>, die Verteilung des Elastizitätsmoduls in Längsrichtung mit  $N(16600;800^2)$  in N/mm<sup>2</sup> und die Verteilung der Keilzinkenzugfestigkeit mit  $N(65,4;6,14^2)$  in N/mm<sup>2</sup> (Bild 7-7, oben bzw. unten). Gemäß den Ausführungen im Abschnitt 2.3.2 wird mit diesen Verteilungen unmittelbar ein nur einziger Zustand der Daten empirisch repräsentiert. Mit diesen Eigenschaften modellierte nur aus Furnierschichtholzlamellen aufgebaute Träger weisen eine Biegefestigkeit von 60,0 N/mm<sup>2</sup> (5-%-Quantil) bzw. 68,1 N/mm<sup>2</sup> (Mittelwert) und einen im querkraftfreien Bereich wirksamen mittleren Biegeelastizitätsmodul von 16600 N/mm<sup>2</sup> auf (Bild 7-8).

Bild 3-6 enthält die wesentlichen Merkmale des numerischen Versuchsprogramms und der Parameterkombinationen zur Demonstration des Potenzials, das eine Verstärkung von Fichtenbrettschichtholz mit Buchenfurnierschichtholzlamellen birgt. Ausgehend von jeweils unverstärkten Trägern, die den Festigkeitsklassen GL20h bis GL32h entsprechen, werden ein bis drei Lamellen in der Zugzone durch Buchenfurnierschichtholzlamellen ersetzt. Die auf diese Weise simulierten hybriden Träger

werden als Typ I-hy bis IV-hy bezeichnet. Die Basissortierungen sind mit denselben Keilzinkenzugfestigkeiten wie bei der Untersuchung der Typen I bis III aus dem vorangegangenen Abschnitt konfiguriert. Die Holzfeuchte wird in der Druckzone ebenfalls zwischen 12 und 20 % variiert. Bei der Durchführung der Simulationen gelten neben den oben angegebenen mechanischen Eigenschaften der keilgezinkten Furnierschichtholzlamellen die im Abschnitt 3.4.1 getroffenen Vereinbarungen sinngemäß.

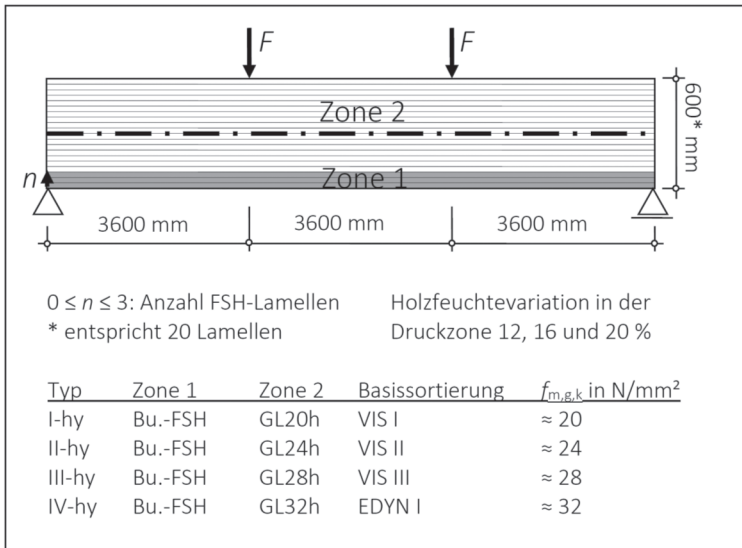


Bild 3-6 Numerisches Versuchsprogramm und Parameterkombinationen zur Untersuchung der Biegetragfähigkeit von mit Buchenfurnierschichtholz verstärkten Trägern

Die Diagramme im Bild 3-7 beschreiben den Einfluss der lagenweise erhöhten Verstärkung mit höchstens drei Furnierschichtholzlamellen auf die Biegefestigkeit. Allen vier Darstellungen ist gemeinsam, dass im unverstärkten Zustand der Festlegung entsprechend die charakteristische Biegefestigkeit zwischen 20 und 32 N/mm<sup>2</sup> wirksam und ein Einfluss der Holzfeuchte kaum wahrnehmbar ist. Es zeigt sich mit zunehmender Verstärkung ein degressiver Anstieg der Festigkeit und

schließlich ein ausgeprägter Einfluss der Holzfeuchte, da sich diese sowohl auf den Druckelastizitätsmodul als auch auf die Druckfestigkeit vermindern auswirkt. Die Folge sind nicht nur eine im elastischen Zustand in Richtung der Zugzone verlagerte neutrale Achse, sondern auch bei zunehmender Belastung Dehnungen jenseits der Proportionalitätsgrenze in der Druckzone des modellierten Fichtenholzes. Besonders nutzbringend erscheint eine Verstärkung von Fichtenbrettschichtholz niedriger Festigkeitsklassen, weil durch das Aufbringen einiger weniger Furnierschichtholzlamellen der Aufwand einer maschinellen Sortierung zumindest teilweise eingespart werden könnte, vgl. [63 S. 85, 66].

Tabelle 3-4 Lokale Zug- und Druckelastizitätsmoduln und ihre Verhältnisse

Typ	u %	$E_{t,1}$ N/mm <sup>2</sup>	$E_{t,2}$	$E_{c,u,2}$	$\alpha$	$\beta$
					$E_{t,1}/E_{t,2}$	$E_{t,1}/E_{c,u,2}$
I-hy	12		-	12200 <sup>c</sup>		1,36
	16	16600 <sup>a</sup>	12500 <sup>b</sup>	11200 <sup>d</sup>	1,33	1,48
	20		-	10300 <sup>e</sup>		1,61
II-hy	12		-	12600 <sup>c</sup>		1,37
	16	16600 <sup>a</sup>	13000 <sup>b</sup>	11600 <sup>d</sup>	1,28	1,43
	20		-	10600 <sup>e</sup>		1,57
III-hy	12		-	13800 <sup>c</sup>		1,20
	16	16600 <sup>a</sup>	14100 <sup>b</sup>	12700 <sup>d</sup>	1,18	1,31
	20		-	11600 <sup>e</sup>		1,43
IV-hy	12		-	15500 <sup>c</sup>		1,07
	16	16600 <sup>a</sup>	16300 <sup>b</sup>	14200 <sup>d</sup>	1,02	1,17
	20		-	13000 <sup>e</sup>		1,28

<sup>a</sup> Mittelwert des dynamischen Elastizitätsmoduls, s. Bild 7-7, oben

<sup>b</sup> Mittelwerte der Zugelastizitätsmoduln, s. Tabelle 4-1

<sup>c</sup>  $E_{c,u,2} = 2 E_{m(EP)} - E_{t,2}$  mit  $E_{m(EP)}$  aus Tabelle 3-2

<sup>d</sup> 92 und <sup>e</sup> 84 % der Referenzwerte für 12 %, s. Tabelle 4-3 und Tabelle 7-4

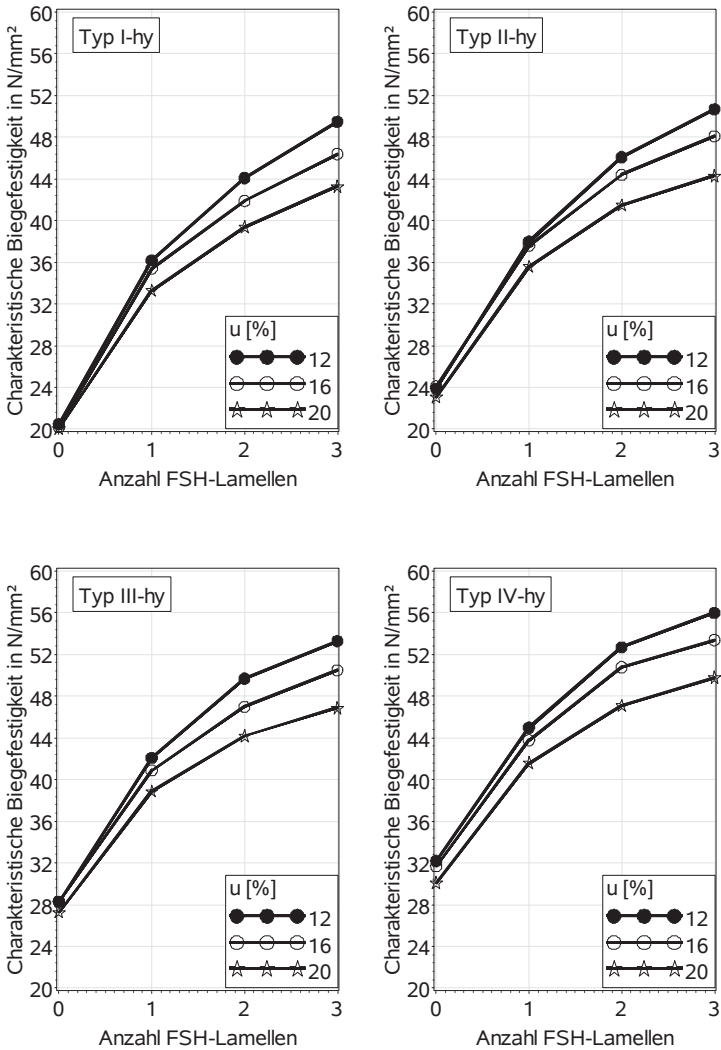


Bild 3-7 Biegefestigkeit und Anzahl der verstärkenden Furnierschichtholzlamellen; Auswertung unterschiedlicher Holzfeuchten

Die Diagramme im Bild 3-8 beschreiben die nicht linearen Effekte in der Druckzone. Darin sind die Mittelwerte der Extrema der plastischen Dehnung  $\varepsilon^*_{pl,min}$  in Abhängigkeit von der Anzahl der Furnierschicht-holzlamellen dargestellt. Mit zunehmender Verstärkung verlagert sich das Versagen, in der Bedeutung einer ausgeprägten Beanspruchung jenseits der Proportionalitätsgrenze, in die Druckzone. Bei drei Verstärkungslamellen und 20 % Holzfeuchte liegen die Mittelwerte der Extrema schließlich zwischen -0,95 und -1,1 %. Der Vergleich zwischen den Minima der Extrema der plastischen Dehnung bei kombiniert und hybrid modelliertem Brettschichtholz zeigt: Während bei kombinierten Trägern, ausschließlich aus Fichtenholz modelliert, die Minima der Extrema für die Fälle von bis zu drei höherwertigen Lamellen und  $u = 20$  % -1,5 % nicht unterschreiten (Bild 7-5, 3. Teil), betragen diese bei hybriden, mit Furnierschichtholz verstärkten Trägern bereits -2,3 % (Bild 7-9). Im Vergleich mit den Verknüpfungen zwischen der Biegefestigkeit und den Extremwerten der plastischen Dehnung für kombiniert modellierte Träger im Bild 7-6 verdeutlicht Bild 7-10, dass bei keinem einzigen der hybrid modellierten Träger die Druckzone frei von plastischen Dehnungen ist.

### 3.4.4 Bewertung der Ergebnisse

Angesichts der Kenntnisse über die Arbeitslinie von druckbeanspruchtem Fichtenholz muss eingewendet werden, dass plastische Dehnungen von bis zu -2,3 % zur wirklichkeitsnahen Beschreibung der dann wirksamen Druckspannung einen Modellansatz höherer Ordnung erfordern, in dem insbesondere die unter der Druckfestigkeit liegende asymptotische Endfestigkeit erfasst ist, s. [19 S. 75ff]. Das ersatzweise Modellieren einer tatsächlichen Arbeitslinie mit derjenigen eines ideal elastisch-plastischen Materials verliert mit zunehmender Größe der plastischen Dehnung seine Gültigkeit für die Berechnung der wirksamen Druckspannung. Davon grundsätzlich betroffen sind insbesondere hohe über simulierte Biegeversuche gewonnene Festigkeitswerte.

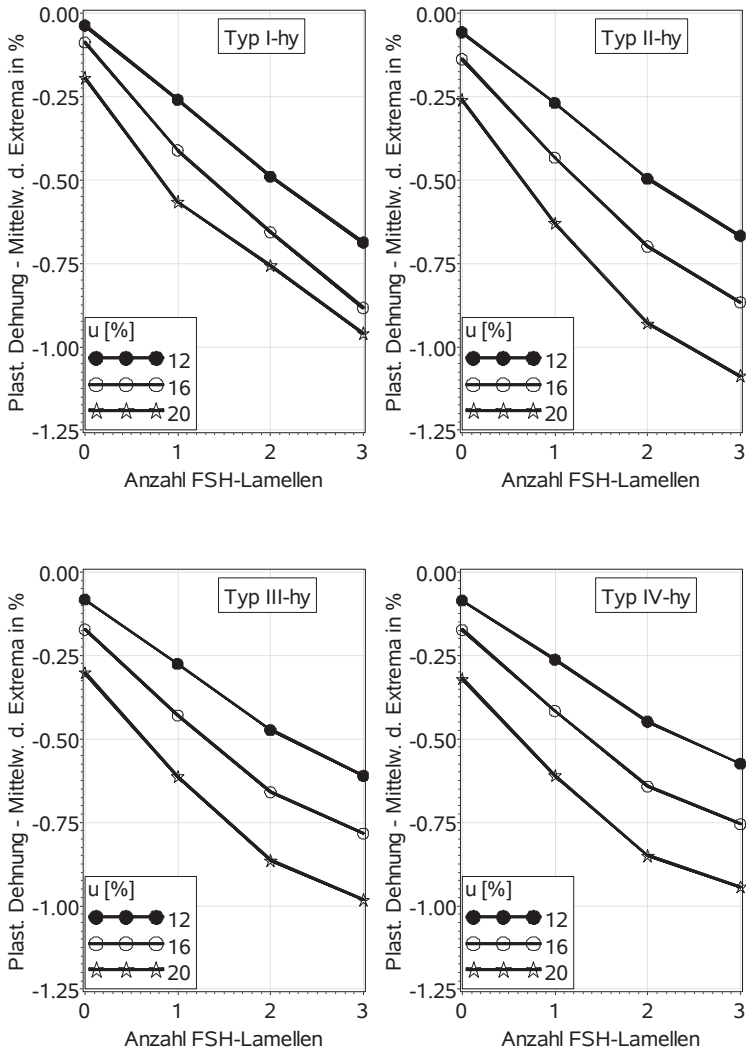


Bild 3-8 Dehnung in der Druckzone und Anzahl der verstärkenden Furnierschichtholzlamellen; Auswertung unterschiedlicher Holzfeuchten

Bei kombinierten Trägern wirken sich der beschriebene Einwand und die sich daraus ergebenden Konsequenzen geringfügig auf das 5%-Quantil der Biegefestigkeit aus. Die in diesem Sinne besonders ungünstigen, im Bild 7-6 dargestellten Verknüpfungen zwischen Biegefestigkeit und plastischer Dehnung belegen unterhalb des 5%-Quantils lokale Dehnungswerte von höchstens -0,2 %. Bei mit Furnierschichtholz verstärkten Trägern betragen diese Dehnungen bis zu -1,5 % (Bild 7-10). Der Anwendungsbereich für ein ideal elastisch-plastisches Materialverhalten ist hier selbst für Festigkeitswerte unterhalb des 5%-Quantils verlassen. Daraus ergeben sich Einschränkungen hinsichtlich der Größe der mit Simulationen ermittelten Biegefestigkeit, weil das Modellieren einer sich mit zunehmender Dehnung ausbildenden Endfestigkeit zu einem Rückgang der Biegefestigkeit führt.

Das Vordringen mit einem für eine ursprüngliche Fragestellung, nämlich die numerische Ermittlung der Biegefestigkeit von Fichtenbrettschichtholz, entwickelten Simulationswerkzeug in angrenzende, weiterführende Fragestellungen wie verstärktes Brettschichtholz erfordert die gründliche Überprüfung der Gültigkeit von den für die ursprüngliche Fragestellung getroffenen Modellannahmen. Eine solche Überprüfung kann insbesondere dadurch erleichtert werden, in dem die verfügbaren diagnostischen Möglichkeiten identifiziert und in der Programmierung der Simulations- und Modellierungsprozesse nutzbringend umgesetzt werden. Im hier vorliegenden Fall zeigt sich, dass das Erfassen und Beschreiben der in den einzelnen Elementen im Zustand der Traglast vorhandenen plastischen Dehnungen Auskunft gibt über die lokalen Verformungsprozesse und damit auch über die Gültigkeit der getroffenen Modellannahmen. Im Falle einer nicht mehr gegebenen Gültigkeit können so Verbesserungen in den beschriebenen Prozessen umgesetzt werden.



## 4 Weitere elementare Festigkeiten

Bild 4-1 steht für das Verständnis vom Zusammenhang zwischen Prüfkonfigurationen sowie Maßen der Prüfkörper und entsprechenden charakteristischen Festigkeitswerten für Biege-, Zug- ( $f_{t,g,k}$ ) und Druckbeanspruchung ( $f_{c,g,k}$ ) von Brettschichtholz in Faserrichtung. Der Holzbau verfügt damit über eine pragmatische Strategie, für eine Vielzahl der Anwendungsfälle mit vergleichsweise großen, an gebräuchliche Bauteilmaße heranreichenden Prüfkörpern Festigkeitswerte – insbesondere im Falle der Biegefestigkeit – für Brettschichtholz zu bestimmen.

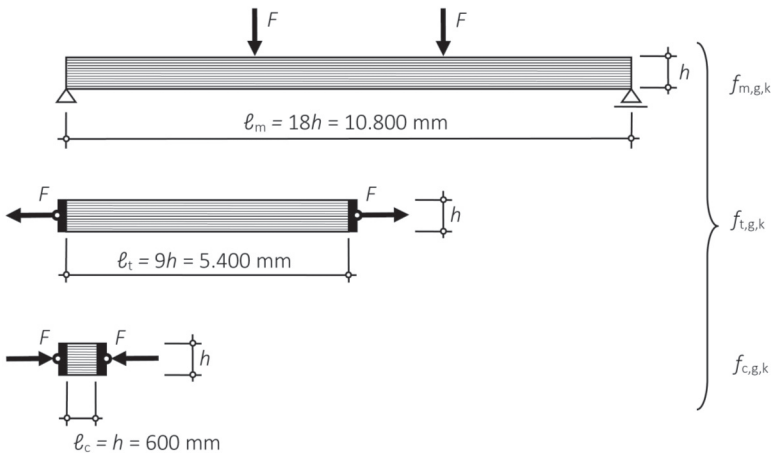


Bild 4-1 Zusammenhang zwischen Prüfkonfigurationen und entsprechenden Nennwerten der Festigkeit

Volumeneinflüsse auf die Festigkeit sind damit für etliche Anwendungen abgedeckt und, wo nicht explizit durch Korrekturfaktoren bzw. Übertragungswerte (z. B. Modifikationsbeiwerte) erfasst, zumindest ersatzweise durch den Teilsicherheitsbeiwert berücksichtigt, vgl. [1].

## 4.1 Zugfestigkeit

### 4.1.1 Versagenskriterium

Die Simulation von Versuchen zur Ermittlung der Zugfestigkeit eines Brettschichtholzbauteils setzt ebenso wie bei der Biegefestigkeit ein eindeutiges, mechanisch begründbares Versagenskriterium voraus, dessen Eintreten während des Simulationsprozesses die Höhe der Traglast limitiert. Da sich das Versagenskriterium, das durch einen Riss in der – durch von außen wirkende Biegung – auf Zug beanspruchten Randlamelle gekennzeichnet ist, bei der Simulation der Biegefestigkeit als geeignet erweist, wird dessen Anwendung zur Begrenzung der Traglast eines zugbeanspruchten Brettschichtholzbauteils sinngemäß auf beide Randlamellen erweitert (Bild 4-2, unten). Es werden dabei wie auch beim Biegeträger vor dem Erreichen der Traglast Risse im zugbeanspruchten Bereich zwischen den Randlamellen toleriert (Bild 4-2, oben). Diese Festlegung wird durch das konkrete Simulationsbeispiel im Bild 4-3 verdeutlicht. Es zeigt oben einen modellierten Zugprüfkörper mit links und rechts vorgesehenen starren Lasteinleitungen (in einheitlichem Hellgrau) und mit innerhalb der Lasteinleitungen streuenden Elastizitätsmoduln (in unterschiedlichen Grautönen). In der Mitte ist die Verformung dargestellt und unten ist der Bereich derjenigen Elemente vergrößert, in dem im Zuge der Belastung ausgefallene Elemente (in Weiß mit einer Zugspannung von 0) gekennzeichnet sind.

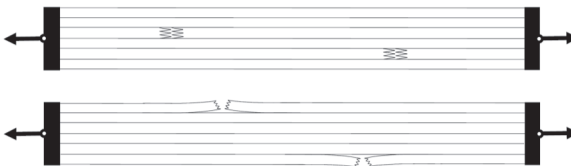


Bild 4-2 Im simulierten Zugversuch tolerierte Risse (oben) und mögliche Randlamellenrisse als Auslöser des Traglastzustands (unten)

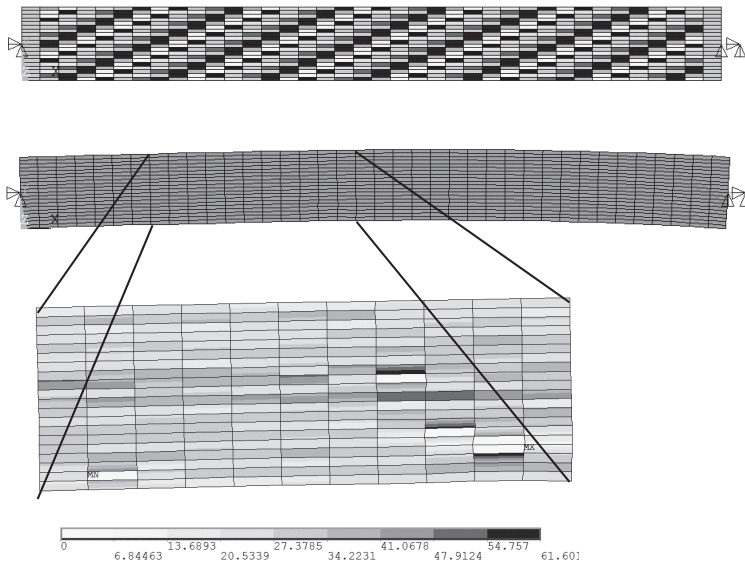


Bild 4-3 Finite-Elemente-Modell, verformte Struktur (24fach) im Traglastzustand und Spannungen in ausgewählten Elementen in  $\text{N/mm}^2$

#### 4.1.2 Referenzwert

Bild 7-11 zeigt die Summenhäufigkeiten der mit simulierten Zugversuchen ermittelten Zugfestigkeiten im direkten Vergleich mit Summenhäufigkeiten entsprechender Biegefestigkeiten. Den Verteilungen liegen jeweils 1000 simulierte Versuche zugrunde. Beide Festigkeiten beziehen sich auf die im Bild 4-1 dargestellten Referenzbedingungen. Die dargestellten Biegefestigkeiten beruhen vereinbarungsgemäß auf modellierten Trägern mit ideal elastisch-plastischem Materialverhalten. In Tabelle 4-1 sind die jeweiligen charakteristischen Festigkeitswerte gegenübergestellt und das Verhältnis aus Zug- und Biegefestigkeit berechnet (s. auch Tabelle 7-2). Weitgehend unabhängig von der verwendeten Basissortierung ergibt sich ein Verhältnis von etwa 0,88.

Da beim Zugversuch ein deutlich größeres Volumen einer konstant hohen Zugbeanspruchung ausgesetzt ist als beim Biegeträger, ist bei den gegebenen Referenzbedingungen eine geringere Zugfestigkeit im Vergleich mit der Biegefestigkeit durchaus plausibel und daher erwartungsgemäß. Ebenfalls angegeben sind die mittleren Zugelastizitätsmoduln  $E_{t,g,mean}$  (E) der modellierten Stäbe. Diese fallen geringfügig höher aus als die Biegeelastizitätsmoduln  $E_{m,g,mean}$  (EP) in Tabelle 3-2, weil bei gleichen Basissortierungen Erwartungswerte des Druckelastizitätsmoduls, in der Druckzone zur Hälfte wirksam, betragsmäßig kleiner sind als solche des Zugelastizitätsmoduls, s. Abschnitt 3.2. Den bereits beschriebenen Voraussetzungen der Modellierung entsprechend sind zwischen den mittleren Zugelastizitätsmoduln und den mittleren Biegeelastizitätsmoduln  $E_{m,mean}$  (E) in Tabelle 3-2 keine nennenswerten Unterschiede erkennbar.

Tabelle 4-1 Referenzbiege- und -zugfestigkeit sowie Zugelastizitätsmodul

Verfahren	$f_{m,g,k}$ (EP) N/mm <sup>2</sup>	$f_{t,g,k}$ (E) N/mm <sup>2</sup>	$f_{t,g,k}/f_{m,g,k}$ -	$E_{t,g,mean}$ (E) N/mm <sup>2</sup>
VIS I	22,7	20,1	0,89	12500
VIS II	24,2	21,3	0,88	13000
VIS III	28,7	24,6	0,86	14100
DENS I	30,6	26,9	0,88	15700
DENS II	32,7	28,0	0,86	16600
EDYN I	31,2	27,4	0,88	16300
EDYN II	32,1	28,2	0,88	16900
EDYN III	36,3	32,0	0,88	17800
EDYN IV	38,2	34,4	0,90	17700

#### 4.1.3 Einfluss der Stabgröße – Längeneinfluss

Bild 4-4 zeigt am Detail der Lasteinleitung eines modellierten Zugprüfkörpers die in Abhängigkeit von der Anzahl der Elemente in Längs- ( $n_l$ ) und Breitenrichtung ( $n_b$ ) darstellbaren Stablängen und -breiten.

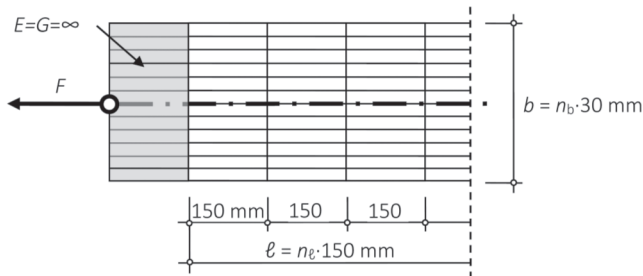


Bild 4-4 Teil des Finite-Elemente-Modells zur Darstellung der Einflüsse aus veränderlichen Stablängen und -breiten auf die Zugfestigkeit

Unter alleiniger Verwendung der Basissortierung EDYN II, gemäß Konfiguration in Tabelle 3-1 mit einer Keilzinkzugfestigkeit von  $30 \text{ N/mm}^2$ , wurden 14 unterschiedliche Längen zwischen 150 und 54.000 mm untersucht, wobei jede einzelne Länge für fünf unterschiedliche Breiten zwischen 120 und 600 mm mit vier bzw. 20 Lamellen modelliert wurde. Ähnlich wie im Abschnitt 3.3, wurde das Stabvolumen stellvertretend mit systematisch veränderlichen Stabansichtsflächen variiert. Für jede so entstehende Längen-Breiten-Kombination wurden 1000 Zugversuche simuliert. Damit umfasst die Untersuchung  $7 \cdot 10^4$  simulierte Versuche. Da vorangegangene Untersuchungen [35 S. 57ff], die Ergebnisse im Abschnitt 3.3 und die konstanten Festigkeitsverhältnisse in Tabelle 4-1 zeigen, dass ein Variieren zwischen den neun Basissortierungen ohne nennenswerten Einfluss auf den Volumeneinfluss bleibt, ist die numerische Untersuchung zum Einfluss eines auf Zug beanspruchten Volumens auf das oben genannte Verfahren beschränkt.

Bild 4-5 zeigt den Verlauf der charakteristischen Zugfestigkeit in Abhängigkeit von der Stablänge und -breite, wobei die Verbindungslinien zwischen den Werten für 120 und 600 mm breite Stäbe hervorgehoben sind. Es scheint, dass die Festigkeit bei gleicher Stablänge mit zunehmender Stabbreite etwas höher ausfällt. Eindeutig ist, dass eine zunehmende Stablänge zu einer Verringerung der über Simulationen beschriebenen Festigkeit führt.

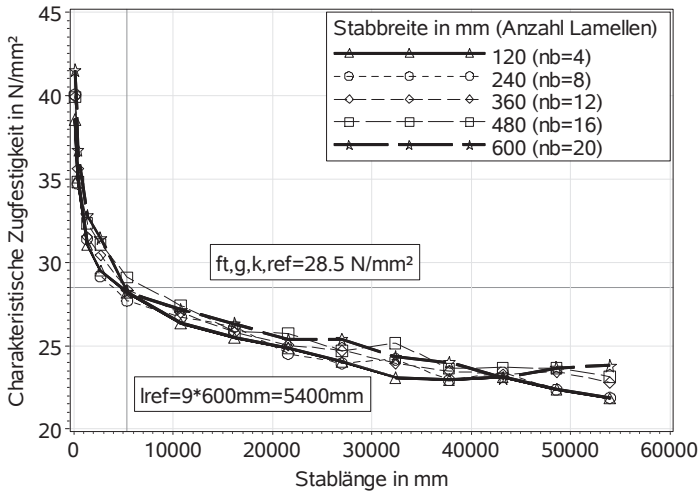


Bild 4-5 Zugfestigkeit in Abhängigkeit von Stablänge und -breite

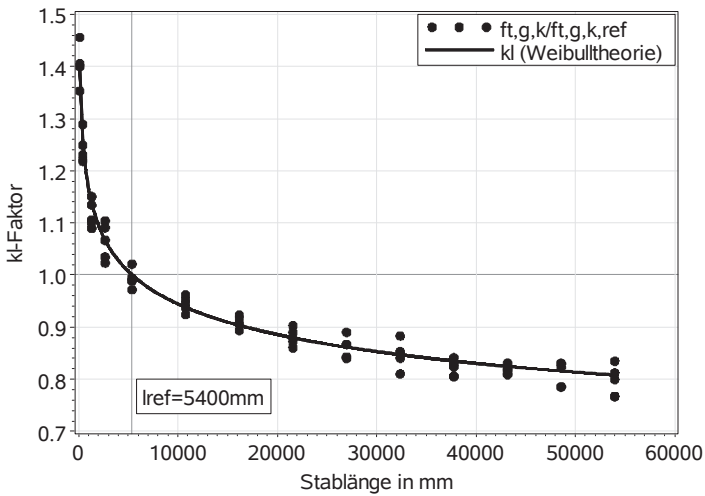


Bild 4-6 Normierte Festigkeitsverhältnisse und Verlauf des  $k_g$ -Faktors

Unter Vernachlässigung eines möglichen Breiteneinflusses wurden die über Simulationen ermittelten Festigkeiten mit einem einzigen Referenzwert ( $f_{t,g,k,ref}$ ) derart normiert, dass der Mittelwert aus den fünf für die Referenzlänge ( $\ell_{ref}$ ) von 5400 mm berechneten Verhältnissen etwa 1 ergibt. Das wird mit einem Wert von 28,5 N/mm<sup>2</sup> hinreichend genau erfüllt. Dementsprechend liegt im Bild 4-6 der Schwerpunkt der fünf Punktsymbole über der Referenzlänge bei 1. Das Diagramm zeigt einen an die Verhältnisse angepassten  $k_\ell$ -Faktor, der den Einfluss einer in den gegebenen Grenzen veränderlichen Stablänge auf die Zugfestigkeit nach der Weibulltheorie zutreffend beschreibt. Die Berechnung des  $k_\ell$ -Faktors in Abhängigkeit von der Stablänge  $\ell$  (in mm) ist durch Gleichung (32) festgelegt.

$$k_\ell = \left( \frac{5400}{\ell} \right)^{1/10,8} \quad (32)$$

## 4.2 Druckfestigkeit

### 4.2.1 Versagenskriterium

Die Simulation von Versuchen zur Ermittlung der Druckfestigkeit, s. Bild 4-7, setzt wie bei simulierten Biege- und Zugversuchen ein geeignetes Versagenskriterium voraus. Die wirklichen Dehnungs-Spannungs-Verhältnisse, die in einem druckbeanspruchten Brettschichtholzprüfkörper vorliegen, ließen sich sehr zutreffend dann erfassen, wenn für das Materialverhalten unter Druckbeanspruchung ebenfalls die Entfestigung, die sich bei zunehmender Stauchung einstellen wird, wirklichkeitsnah abgebildet würde, vgl. [19, 30]. Dann kann mittels eines simulierten Versuchs die maximale Drucktragfähigkeit vergleichsweise eindeutig aufgefunden werden. Von dieser hängt die Festigkeit schließlich linear ab, weil die Querschnittsfläche eine Konstante ist.

Da das Material unter Druckbeanspruchung aus Gründen der Vereinfachung als ideal elastisch-plastisch modelliert wird, lässt sich die maximale

Druckfestigkeit eines modellierten Prüfkörpers mit dem Karlsruher Rechenmodell in der hier angewendeten Programmierung nicht systematisch beschreiben. Bedingt durch die echte Arbeitslinie von faserparallel druckbeanspruchtem Holz, deren besondere Merkmale in der überwiegenden Zahl der Realisationen ein Wendepunkt und eine asymptotische Endfestigkeit sind, bietet sich ersatzweise an, als Kriterium eine auf die Gesamtdehnung des Referenzdruckprüfkörpers  $\varepsilon$  bezogene Grenzdehnung zu definieren. Für deren Berechnung gilt Gleichung (33).

$$\varepsilon = \frac{\Delta \ell}{\ell} \quad (33)$$

Hinsichtlich der Übereinstimmung mit den wirklichen Verhältnissen ist eine solche Gesamtdehnung sowohl experimentell unter Laborbedingungen als auch im Simulationsprozess unproblematisch darstellbar. Es wäre im simulierten Versuch auch möglich, die Dehnung in demjenigen Element zu begrenzen, das die betragsmäßig größte Dehnung unter allen Elementen eines modellierten Druckprüfkörpers aufweist. Ein solches lokales Kriterium ließe sich jedoch im Vergleich mit einer Begrenzung der Gesamtdehnung nicht ohne größeren messtechnischen Aufwand auch auf experimenteller Ebene darstellen. Außerdem ist es willkürlich, weil das Erreichen eines Grenzwertes nur an einer einzigen Stelle, die lediglich einen kleinen Bruchteil des Gesamtvolumens repräsentiert, von der zufälligen Verteilung der mechanischen Eigenschaften abhängt und wenig über den dann herrschenden Gesamtzustand im modellierten Druckprüfkörper aussagt.

Als Versagenskriterium für hier simulierte Druckversuche wurde daher ein Grenzwert für die Gesamtdehnung festgelegt. Er beträgt 0,5 %. Dieser Zahlenwert ist im Vergleich mit etlichen Arbeitslinien von tatsächlichen Druckversuchen an Fichtenbrettschichtholz für simulierte Versuche sehr geeignet, s. [11 S. 804].

Grundsätzlich sollten Versagenskriterien, die auf Simulationsebene verwendet werden, eine hohe Affinität zu denjenigen aufweisen, die auf



experimenteller Ebene erfahrbar und zugleich praktisch messbar sind. Der Begriff Versagenskriterium schließt dabei auch spezifische Verformungszustände mit ein, die im engeren Sinne nicht einem Versagenszustand entsprechen müssen. Solche Überlegungen betreffen auch die Frage, wie ein Versagenskriterium grundsätzlich beschaffen sein muss, damit die davon ausgehend, über mehrere Stufen hinweg abgeleiteten Tragwiderstände im tatsächlichen Bauwerk eine angemessene Zuverlässigkeit sicherstellen. Es wird folglich deutlich, dass bei der Festlegung eines Versagenskriteriums für Simulationsprozesse eine ganzheitliche Betrachtungsweise empfehlenswert ist.

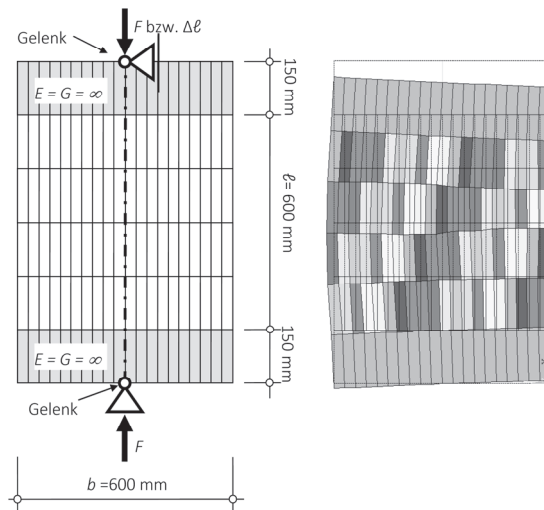


Bild 4-7 Finite-Elemente-Modell und verformte Struktur (20fach)

#### 4.2.2 Rohdichte als erklärende Variable

Auf wissenschaftlichen Erkenntnissen beruhend, s. z. B. Gleichung (3), wird zum Zwecke der Normung die Druckfestigkeit von Schnittholz in Abhängigkeit von der Rohdichte und Holzfeuchte zahlenmäßig dargestellt, s. [2]. Zur Schaffung von geeigneten Voraussetzungen für eine

Übertragung dieses Prinzips auf die Druckfestigkeit von Brettschicht-holz sind in Tabelle 4-2 den neun Basissortierungen Rohdichtekenn-werte zugeordnet. Es sind zunächst die mittlere Darrrohichte ( $\rho_{\text{mean},0}$ ) und die entsprechende Standardabweichung angegeben, die sich nach der jeweiligen Basissortierung für tatsächliches Brettmaterial ergeben würde. Unter Zuhilfenahme von Gleichung (34), s. [73 S. 336], wurden die mittlere ( $\rho_{\text{mean},12}$ ) und charakteristische Rohdichte ( $\rho_{k,12}$ ) berechnet, die für 12 % Holzfeuchte zutreffend sind. Zwischen den für die Basissor-tierungen nachfolgend modellierten Druckfestigkeiten und berechne-ten charakteristischen Rohdichtewerten mit einer Gültigkeit für 12 % werden schließlich Beziehungen im Sinne von [2] hergeleitet. Als zu-sätzliche Information enthält die Tabelle den mittleren KAR-Wert, der sich ebenfalls für das Brettmaterial ergeben würde.

$$\rho_u = \rho_0 \frac{1+u}{1+0,84\rho_0 u} \quad (34)$$

Tabelle 4-2 Kennwerte der Rohdichte und KAR-Werte der Basissortierungen

Verfahren	$\rho_{\text{mean},0}$ g/cm <sup>3</sup>	s g/cm <sup>3</sup>	$\rho_{\text{mean},12}$ g/cm <sup>3</sup>	$\rho_{k,12}$ g/cm <sup>3</sup>	KAR <sub>mean</sub> -
VIS I	0,412	0,048	0,443	0,360	0,30
VIS II	0,424	0,052	0,455	0,367	0,26
VIS III	0,447	0,050	0,479	0,394	0,19
DENS I	0,486	0,029	0,519	0,469	0,21
DENS II	0,504	0,027	0,537	0,492	0,20
EDYN I	0,481	0,037	0,514	0,452	0,22
EDYN II	0,492	0,034	0,525	0,467	0,22
EDYN III	0,505	0,035	0,538	0,480	0,20
EDYN IV	0,508	0,038	0,541	0,477	0,14

### 4.2.3 Referenzwert

Im Bild 7-12 sind die Summenhäufigkeiten der mittels simulierter Druckversuche realisierten Festigkeiten dargestellt. Jede untersuchte Basissortierung umfasst 500 Festigkeitswerte. Horizontale Hilfslinien kennzeichnen das 5%-Quantil ( $f_{c,g,k}$ ). Dieses ist gemeinsam mit dem Mittelwert ( $f_{c,g,mean}$ ) und der Standardabweichung der Druckfestigkeit bzw. des Druckelastizitätsmoduls ( $E_{c,g,mean}$ ) der modellierten Prüfkörper in Tabelle 4-3 zusammengestellt (s. auch Tabelle 7-3). Im Vergleich mit den Zugelastizitätsmoduln in Tabelle 4-1 fallen die modellierten Druckelastizitätsmoduln etwas geringer aus. Neben den in der Holzfeuchte liegenden, bereits beschriebenen Gründen spielt hier das wesentlich kleinere Volumen möglicherweise auch eine Rolle. Im Vergleich mit einem Referenzzugprüfkörper beträgt das Volumen des Referenzdruckprüfkörpers gleicher Breite lediglich ein Neuntel. Unterschiede, die auf die unterschiedlichen Arbeitslinien bei Zug- und Druckbeanspruchung (ideal elastisch bzw. ideal elastisch-plastisch) in den einzelnen Elementen zurückzuführen sind, scheiden aus, weil beide Moduln hinsichtlich der Gesamtdehnung in einer Laststufe berechnet sind, in der auf Elementebene weder Risse noch plastisches Verhalten eintreten.

Tabelle 4-3 Druckfestigkeit und Elastizitätsmodul bei 12 % Holzfeuchte

Verfahren	$f_{c,g,mean}$ N/mm <sup>2</sup>	s N/mm <sup>2</sup>	$f_{c,g,k}$ <sup>a</sup> N/mm <sup>2</sup>	$E_{c,g,mean}$ N/mm <sup>2</sup>	s N/mm <sup>2</sup>
VIS I	38,7	1,36	36,4	11600	400
VIS II	40,4	1,68	37,5	12100	470
VIS III	43,7	1,63	40,9	13000	450
DENS I	48,6	1,35	46,4	14300	370
DENS II	51,2	1,24	49,2	15100	350
EDYN I	48,4	1,37	46,2	14400	380
EDYN II	50,2	1,38	48,0	14900	360
EDYN III	53,1	1,39	50,9	15700	370
EDYN IV	53,4	1,38	51,0	15800	370

<sup>a</sup> verteilungsfrei

### 4.2.4 Einfluss der Holzfeuchte

Tabelle 7-4 enthält die statistischen Kennwerte der Druckfestigkeit und des Druckelastizitätsmoduls für 16 und 20 % Holzfeuchte. Bild 4-8 zeigt den Zusammenhang zwischen der charakteristischen Druckfestigkeit und den charakteristischen Rohdichtewerten, wobei eine Differenzierung nach der Holzfeuchte berücksichtigt ist. Die Beziehungen zwischen Druckfestigkeit und Rohdichte sind innerhalb des untersuchten Wertebereichs durch einen eindeutigen funktionalen Zusammenhang gekennzeichnet. Nahezu unabhängig von der Rohdichte nimmt die Festigkeit gegenüber 12 % Holzfeuchte bei 16 % um ein Fünftel und bei 20 % um ein Drittel ab. Diese Abnahmen stellen keinen Widerspruch dar zur differentiellen Festigkeitsänderung von 3 % je % Holzfeuchteänderung, s. [2]. Der KAR-Wert, nur in einem Drittel der Elemente lokal modelliert, hat seine in Gleichung (3) vorhandene, festigkeitserklärende Wirkung im modellierten Prüfkörper weitgehend verloren.

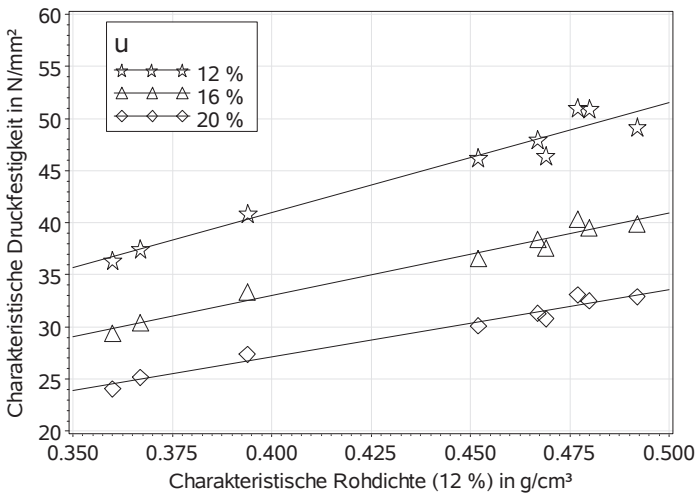


Bild 4-8 Zusammenhang zwischen Druckfestigkeit und Rohdichte

# 5 Systemeinflüsse auf die Biegefestigkeit

## 5.1 Mehrfeldträger

Bild 5-1 zeigt einen maßstäblichen Vergleich zwischen den Ordinaten der Feld- bzw. Stützmomente für einen Ein-, 2-, 3- und 4-Feldträger unter den Bedingungen, dass jedes Feld in den Drittelpunkten mit jeweils gleich großen Einzellasten belastet und  $F_1 = F_2 = F_3 = F_4$  ist. Für die Beträge der größten bzw. kleinsten Momente in den Systemen gelten damit die aus der elementaren Balkenstatik bekannten Beziehungen in der Gleichungsübersicht (35).

$$\begin{aligned} M_{\max,1} &= 0,333 \cdot \ell \cdot F_{\max,1} \\ \left| M_{\max,2} \right| &= 0,333 \cdot \ell \cdot F_{\max,2} \\ \left| M_{\max,3} \right| &= 0,267 \cdot \ell \cdot F_{\max,3} \\ \left| M_{\max,4} \right| &= 0,286 \cdot \ell \cdot F_{\max,4} \end{aligned} \tag{35}$$

Die maßstäbliche Darstellung der Ordinaten vermittelt eine Vorstellung davon, wie unterschiedlich die Randlamellen von Ein- und Mehrfeldträgern Spannungsspitzen ausgesetzt sind und wie verwickelt – im Falle von mehreren Feldern – die Verhältnisse werden, die die Wahrscheinlichkeit des Zusammentreffens von Spannungsspitzen und potenziellen Schwachstellen bestimmen.

Sowohl qualitativ als auch quantitativ überschaubar bleibt ein Vergleich zwischen dem Ein- und Zweifeldträger mit identischem Querschnitt. Bei betragsmäßig gleich großem Maximalmoment bzw. gleich großer maximaler Randspannung erstreckt sich diese Randspannung einerseits über ein Drittel der Trägerlänge. Andererseits liegt lediglich eine punktuelle Spitzenbeanspruchung über dem mittleren Auflager vor.

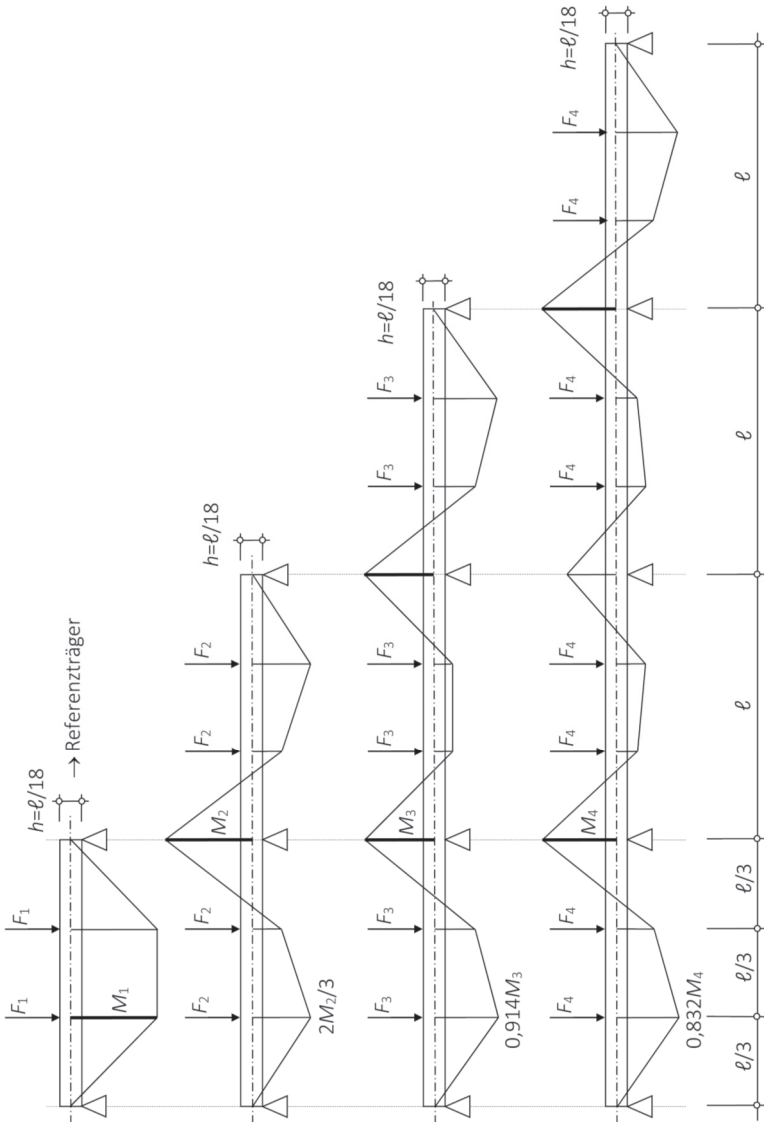


Bild 5-1 Biegebeanspruchung von Ein- und Mehrfeldträgern mit gleich großen Einzellasten in den jeweiligen Drittelpunkten

Zur quantitativen Darstellung der auf diese Weise volumenbedingten Einflüsse auf die Tragfähigkeit von Ein- und Mehrfeldträgern wurden mit den im Bild 5-2 dargestellten Erweiterungen des elementaren Modells (oben) Vergleichssimulationen durchgeführt und jeweils die systemspezifischen, effektiven charakteristischen Biegefestigkeiten ermittelt. Diese wurden – im Zustand des Reißens einer Randlamelle an einer in gewissen Grenzen beliebigen Stelle entlang des Trägers – in Abhängigkeit von dem dabei wirksamen betragsmäßig größten Biegemoment nach der jeweils zutreffenden Beziehung in der Gleichungsübersicht (35) berechnet. Folglich sind die Stelle des Randlamellen-Risses, eine zufallsbehaftete Größe, und diejenige des betragsmäßig größten Moments, eine deterministische, nicht zwangsläufigerweise dieselbe.

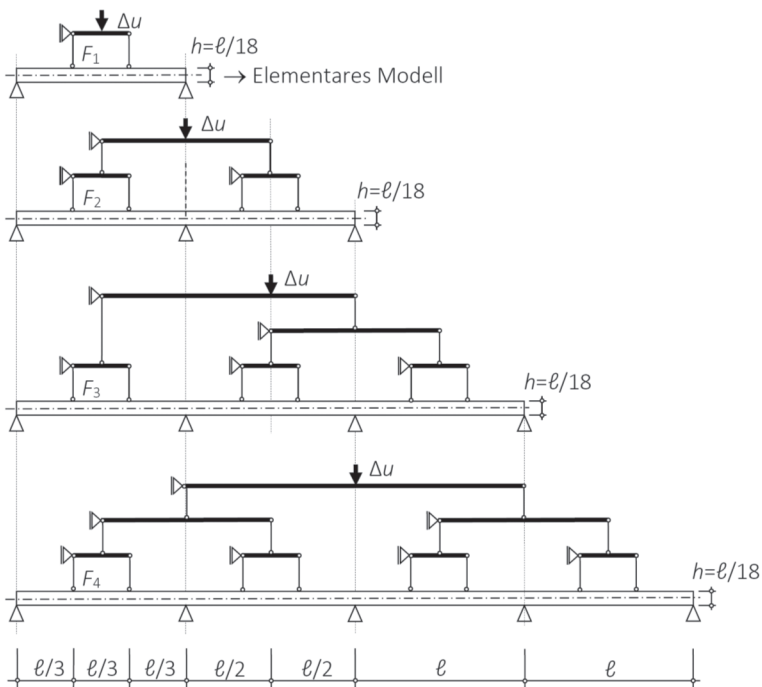


Bild 5-2 Modelle zur Simulation der Tragfähigkeit bzw. der effektiven Biegefestigkeit von Mehrfeldträgern

Für alle möglichen Kombinationen zwischen den neun Basissortierungen einerseits und den vier Systemen andererseits wurden 1000 Simulationen durchgeführt, insgesamt also  $3,6 \cdot 10^4$  simulierte Biegeversuche. Bild 7-13 zeigt in relevanten Ausschnitten zwischen Minimalwert und 10%-Quantil die unteren Abschnitte der Summenhäufigkeiten der effektiven Biegefestigkeiten. In die Diagramme eingefügte horizontale Hilfslinien kennzeichnen das 5%-Quantil, also die systemspezifische, effektive charakteristische Biegefestigkeit. Im Bild 5-3 sind die effektiven charakteristischen Biegefestigkeiten des 2-, 3- und 4-Feldträgers über der Referenz-Biegefestigkeit des Einfeldträgers dargestellt. Mit zwei vertikalen Hilfslinien sind die Verhältnisse der Basissortierungen VIS II und EDYN I exemplarisch hervorgehoben. Zwischen den systemspezifischen, effektiven charakteristischen Biegefestigkeiten und den Referenzwerten gelten unabhängig von der angewendeten Basissortierung die Zusammenhänge in der Gleichungsübersicht (36). Unter Berücksichtigung der unterschiedlich ausgeprägten Biegebeanspruchung in den vier Systemen ergeben sich nach den Gleichungen in der Übersicht (37) die effektiven Tragfähigkeitsunterschiede zwischen den untersuchten Mehrfeldträgern und dem Referenzträger. Besonders leistungsfähig hinsichtlich der Biegetragfähigkeit sind schließlich 3- und 4-Feldträger. Da die ausgewiesenen Unterschiede mittels der Verhältniswerte zwischen effektiven charakteristischen Biegefestigkeiten abgeleitet sind, bezieht sich ihre Gültigkeit streng genommen nur auf charakteristische Tragfähigkeiten.

Vergleichbare Betrachtungen auf Grundlage der Weibulltheorie und entsprechender Völligkeitsbeiwerte finden sich beispielsweise bei Colling [74, 75]. Die Fälle in diesen Beiträgen behandeln u. a. das Zusammentreffen von im Sinne einer hohen Tragfähigkeit günstigen Biegebeanspruchungen mit ungünstigen Völligkeitsbeiwerten bzw. umgekehrt und wie sich diese Wechselwirkungen in effektiven Tragfähigkeitsunterschieden niederschlagen.



$$\eta_2 = \frac{f_{m,g,k,2\text{-Feld}}}{f_{m,g,k}} \approx 1,23$$

$$\eta_3 = \frac{f_{m,g,k,3\text{-Feld}}}{f_{m,g,k}} \approx 1,07$$

$$\eta_4 = \frac{f_{m,g,k,4\text{-Feld}}}{f_{m,g,k}} \approx 1,13$$
(36)

$$F_{\max,2\text{-Feld}} \approx \eta_2 \cdot \frac{0,333}{0,333} \cdot F_{\max,1} = 1,23 \cdot F_{\max,1}$$

$$F_{\max,3\text{-Feld}} \approx \eta_3 \cdot \frac{0,333}{0,267} \cdot F_{\max,1} = 1,33 \cdot F_{\max,1}$$

$$F_{\max,4\text{-Feld}} \approx \eta_4 \cdot \frac{0,333}{0,286} \cdot F_{\max,1} = 1,32 \cdot F_{\max,1}$$
(37)

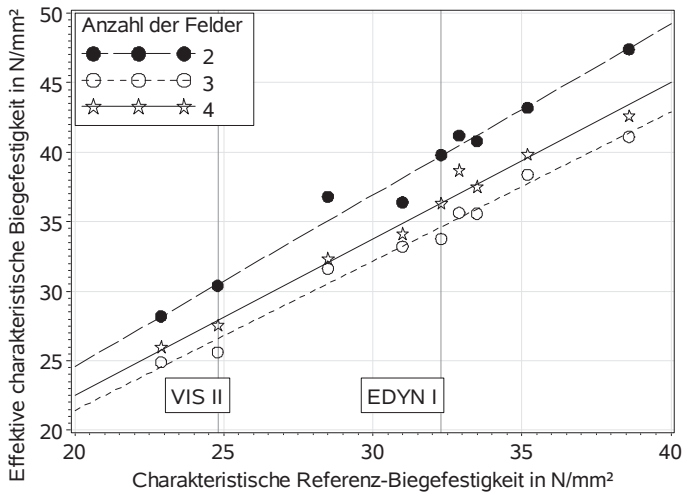


Bild 5-3 Effektive Biegefestigkeiten von Mehrfeldträgern und Referenz-Biegefestigkeiten des Einfeldträgers

## 5.2 Zweifeldträger mit feldweiser Belastung

Eine weitergehende numerische Untersuchung der Tragfähigkeit eines 2-Feldträgers stellt die feldweise Variation der Größe der Belastung dar. Die ausschließliche Betrachtung des 2-Feldträgers liegt in der noch vergleichsweise einfachen computergestützten Durchführung begründet, die bei Drei- und Mehrfeldträgern zu einer komplexen Aufgabe werden würde. Bild 5-4 verdeutlicht am 2-Feldträger drei unterschiedliche Lastkonfigurationen und die sich daraus ergebenden Biegemomentenverläufe. Die Voraussetzungen für derartige Belastungen sind immer dann gegeben, wenn sich die gesamte Belastung ( $r$ ) aus ständigen ( $g$ ) und veränderlichen Lasten ( $q$ ) zusammensetzt oder fast ausschließlich ständig wirkende Lasten sehr unausgewogen zwischen zwei Feldern verteilt sind. Geklärt werden soll hier die Frage, inwiefern solche Lastkonfigurationen zu unterschiedlichen Tragfähigkeiten bzw. effektiven Biegefestigkeiten führen.

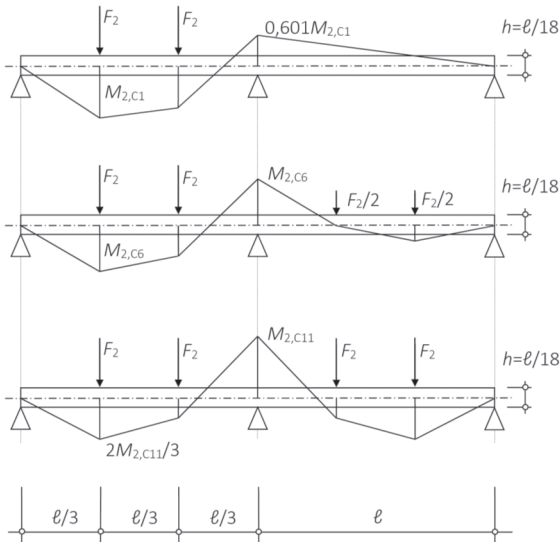


Bild 5-4 Beispielhafte Lastkonfigurationen: einseitige Belastung (oben), feldweise volle bzw. halbe Belastung (Mitte) und Volllast (unten)

Tabelle 5-1 enthält über die drei im Bild 5-4 dargestellten Verhältnisse hinausgehende Konfigurationen, die Zwischenzustände von einseitiger Belastung bis Volllast darstellen. Ebenfalls angegeben sind die Beträge der Verhältnisse aus maximaler Biegebeanspruchung und dem Produkt aus Belastung und Stützweite sowie die Positionen der eingepprägten Verformung  $\Delta u$ , ausgedrückt als Bruchteil  $\alpha$  der Stützweite. Hierzu verdeutlichen Bild 5-5 und Bild 5-6 den Zusammenhang zwischen ausgewählten  $q/r$ -Verhältnissen und  $\alpha$  sowie die Umsetzung der feldweise unterschiedlichen Belastung im Finite-Elemente-Modell. Für jedes der elf  $q/r$ -Verhältnisse wurden 1000 Simulationen durchgeführt und die effektive Biegefestigkeit mit dem im Traglastzustand erreichten Biegemoment nach Tabelle 5-1 berechnet. Mit der nicht nur im Abschnitt 5.1 gewonnenen Erkenntnis, dass die Wahl der Basissortierung und/bzw. das damit verbundene Festigkeitsniveau keinen nachweisbaren Einfluss auf die Qualität eines möglichen Volumeneinflusses hat, wird diese Untersuchung nur mit dem Verfahren EDYN II mit der in Tabelle 3-1 angegebenen Konfiguration durchgeführt. Die auf diese Weise ermittelten Simulationsergebnisse zeigt Bild 7-14. Darin sind die Verteilungen der vom  $q/r$ -Verhältnis abhängigen effektiven Biegefestigkeiten in einem Bereich der Summenhäufigkeit zwischen Minimalwert und 10%-Quantil gezeigt. Die mittels der am 5%-Quantil gezogenen Referenzlinie gekennzeichneten effektiven charakteristischen Biegefestigkeiten sind in Tabelle 5-1 zusammengestellt und auf die entsprechende Referenzfestigkeit von  $32,9 \text{ N/mm}^2$  bezogen. Der so berechnete Verhältniswert  $\eta$  beschreibt folglich Abweichungen von diesem Referenzwert, die sich aus unterschiedlicher feldweiser Belastung eines 2-Feldträgers ergeben. Den Verlauf von  $\eta$  zeigt Bild 5-7. Darin wird deutlich, dass bei  $q/r = 0,5$  (Feld- und Stützmoment betragsmäßig gleich groß) eine Singularität vorliegt und  $\eta$  für  $0,5 \leq q/r \leq 1,0$  weitgehend unabhängig vom Belastungsverhältnis etwa 1,1 beträgt. Die Auswertung der Gleichung (38) bzw. die Ermittlung der geringsten sich ergebenden Tragfähigkeit unter den elf Konfigurationen C1 bis C11 zeigt, dass – trotz des Einflusses der höchsten effektiven Biegefestigkeit bei der Konfiguration C11 – die Tragfähigkeit in dieser Konfiguration am geringsten ist.

$$\min\{F_{\max,C1}\} = \min\left\{\eta_{C1} \cdot \frac{0,333}{\mu_{C1}} \cdot F_{\max,1}\right\} = 1,25 \cdot F_{\max,1} \quad (38)$$

$$F_{\max,C1} \cdot 0,278 \cdot \ell = \eta_{C1} \cdot F_{\max,1} \cdot 0,333 \cdot \ell$$

$$F_{\max,C1} = \eta_{C1} \cdot \frac{0,333}{0,278} \cdot F_{\max,1} = 1,10 \cdot \frac{0,333}{0,278} \cdot F_{\max,1} = 1,32 \cdot F_{\max,1} \quad (39)$$

$$F_{\max,C11} \cdot |-0,333| \cdot \ell = \eta_{C11} \cdot F_{\max,1} \cdot 0,333 \cdot \ell$$

$$F_{\max,C11} = \eta_{C11} \cdot \frac{0,333}{|-0,333|} \cdot F_{\max,1} = 1,25 \cdot F_{\max,1} \quad (40)$$

Tabelle 5-1 Lastkonfigurationen, q/r-Verhältnisse, größte Beträge der Momente, Lage der eingepprägten Verschiebung, effektive Biegefestigkeit, Referenzfestigkeit und Festigkeitsunterschiede

	q/r	$\mu = \frac{M_{\max,2}}{F_{\max,2} \cdot \ell}$	$\alpha$	$f_{m,g,k,eff}$ N/mm <sup>2</sup>	$f_{m,g,k}$ N/mm <sup>2</sup>	$\eta$
C1	1.0	+0,278	0	36		1,10
C2	0.9	+0,272	1/11	36,3		1,10
C3	0.8	+0,267	1/6	36,3		1,11
C4	0.7	+0,261	3/13	36,5		1,11
C5	0.6	+0,256	2/7	36,3		1,11
C6	0.5	+/-0,25	1/3	36,2	32,9 <sup>a</sup>	1,10
C7	0.4	-0,267	3/8	38,8		1,18
C8	0.3	-0,283	7/17	40,0		1,22
C9	0.2	-0,300	4/9	40,7		1,24
C10	0.1	-0,316	9/19	40,9		1,25
C11	0.0	-0,333	1/2	41,2		1,25

<sup>a</sup> Tabelle 3-2

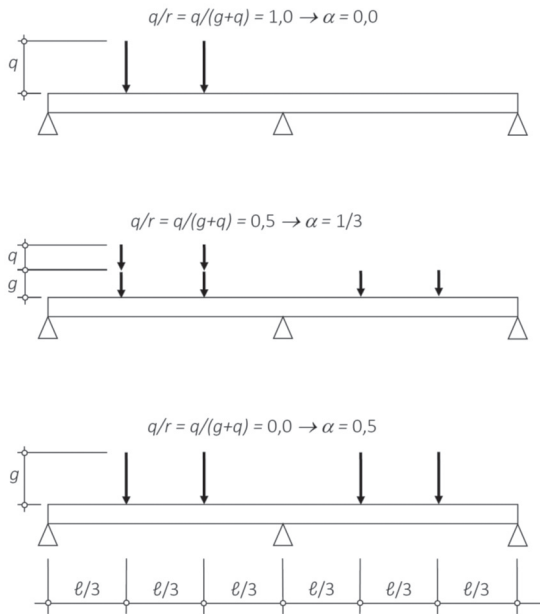


Bild 5-5 Beispiele für unterschiedliche  $q/r$ -Verhältnisse und  $\alpha$ -Werte

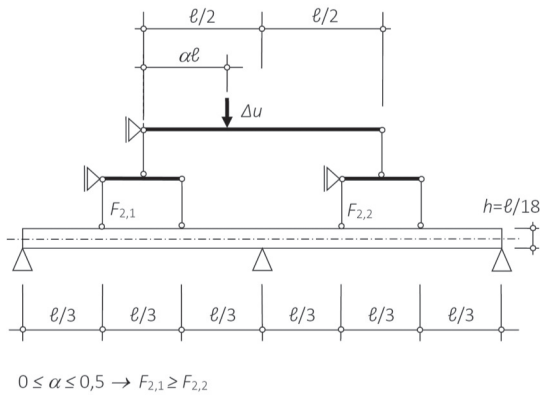


Bild 5-6 Modell für die Finite-Elemente-Berechnung

Die Gleichungen (39) und (40) zeigen beispielhaft die Auswertung von Gleichung (38) für die Konfigurationen eins und elf. Durch die Untersuchung ist schließlich belegt, dass unabhängig vom vorhandenen  $q/r$ -Verhältnis *Volllast* in beiden Feldern bemessungsrelevant ist.

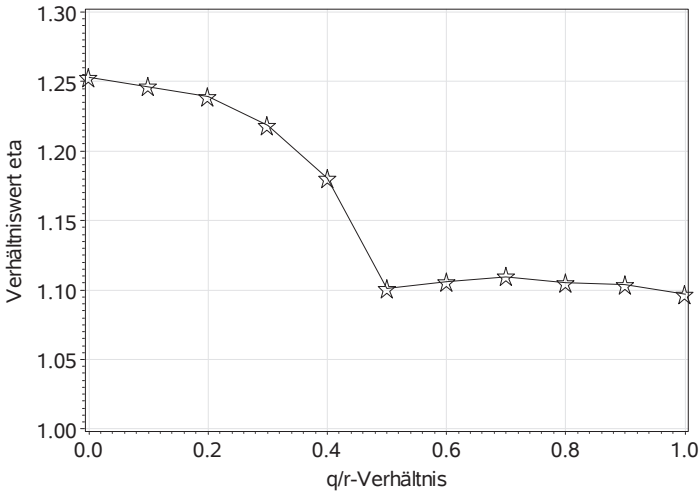


Bild 5-7 Effektive charakteristische Biegefestigkeit in Abhängigkeit vom Belastungsunterschied zwischen den Feldern

## 5.3 Zweigelenrahmen

### 5.3.1 Analyse und effektive Festigkeiten

Es sind insbesondere 3- bzw. 4-Feldträger, die aufgrund der gemeinsamen Wirkung aus effektiver Biegefestigkeit und statischer Beanspruchung hohe relative Biegegewiderstände aufweisen. Es ist daher naheliegend, dass 2-Gelenkrahmen mit gelenkig gelagerten Stielen und einem horizontalen Riegel aufgrund ihrer Tragwirkung, die mit derje-

nigen von 3-Feldträgern verwandt ist, ebenfalls hohe relative Biege-  
widerstände erwarten lassen. Das war der Impuls zur numerischen  
Untersuchung von Systemeinflüssen auf die effektive Biegefestigkeit  
von 2-Gelenkrahmen. Die Ergebnisse der Untersuchung werden in  
diesem Abschnitt vorgestellt.

Bei der Untersuchung handelt es sich um simulierte Versuche an fünf  
unterschiedlichen 2-Gelenkrahmen, die sich nur durch ihre Stielhöhe  
unterscheiden, wobei Stiele und Riegel stets die gleiche Biegesteifigkeit  
 $EI$  aufweisen. Zweck der Untersuchung ist in erster Linie die numerische  
Ermittlung einer systemspezifischen Biegefestigkeit, die grundsätzlich  
auch praktisch anwendbar ist. An zweiter Stelle steht die Anwendung  
einer ganzheitlichen Vorgehensweise beim Erfassen von tragsystem-  
spezifischen Widerständen bei ebenen Systemen. Eine solche Vorge-  
hensweise beruht auf dem wirklichkeitsnahen und allumfassenden Ab-  
bilden der die Tragfähigkeit bestimmenden Einflussgrößen. Sie bietet  
bei einfachen in der Praxis häufig vorkommenden Tragsystemen den  
Vorteil, innerhalb der Grenzen des semiprobabilistischen Sicherheits-  
konzepts vorhandene Potenziale auszuschöpfen. In diesem Zusammen-  
hang sind z. B. zu nennen: die von Foschi et al. formulierte Herange-  
hensweise im Sinne einer vollständigen Zuverlässigkeitsanalyse [76 S.  
125], die von Fischer beschriebenen Entwicklungstendenzen bei der  
Strukturanalyse, die u. a. eine realistische Beschreibung des Bau-  
stoffverhaltens betreffen [77 S. 939], oder die von Pötzl kritisch gese-  
hene selektiv geprägte Betrachtungsweise der Normen [78 S. 484], bei  
der Nachweise in der Regel in eng begrenzten Bauteilbereichen, also  
nur lokal geführt werden.

Im Unterschied zur herkömmlichen Vorgehensweise im Tragsicher-  
heitsnachweis, bei der die Größe der Beanspruchung zusammen mit ei-  
nem Widerstand zu einer globalen Ausnutzung oder auch zu mehreren  
lokalen maximalen Ausnutzungen führt, wird bei der ganzheitlichen  
Vorgehensweise die Traglast entweder direkt mittels zutreffender Ver-  
suche simuliert oder (wie bereits bei den Mehrfeldträgern praktiziert)  
durch eine systemspezifische, effektive Biegefestigkeit ausgedrückt.

Diese kann ihrerseits in einem herkömmlichen Tragsicherheitsnachweis verwendet werden und so in den Gültigkeitsbereich des semiprobabilistischen Sicherheitskonzepts zurückgeholt werden.

Es werden effektive Biegefestigkeiten miteinander verglichen, die mittels simulierter Versuche an 2-Gelenkrahmen mit unendlicher Stielhöhe (Rahmen 0) und solchen, bei denen die Stielhöhe der 1,5-fachen (Rahmen I) und halben Riegellänge (Rahmen II) sowie einem Viertel (Rahmen III) und einem Achtel (Rahmen IV) der Riegellänge entspricht, ermittelt wurden. Ähnlich wie beim 2-Feldträger mit veränderlichen Lasten ist die Einschränkung der Untersuchung auf den 2-Gelenkrahmen durch die technischen Möglichkeiten der vorhandenen Systemprogrammierungen begründet, die mit einigen wenigen Veränderungen an die Fragestellung angepasst werden konnten.

Im Bild 5-8 bis Bild 5-12 sind die Rahmen und jeweils ein geeignetes lineares Ersatzsystem dargestellt, mit dem unter Nichtbeachtung der Normalkräfte, die in den Rahmenteilen wirken, die Biegebeanspruchung berechnet wird. Der Rahmen 0 ist aus statischer Sicht ein Einfeldträger, weil aus den unendlich hohen Stielen keine federelastische Einspannung des Riegels herrührt. Dieses System hat die Funktion eines Referenzsystems. Die Steifigkeitsverhältnisse beim Rahmen I führen unter der gegebenen Belastung zu einem Eckmoment ( $M_E$ ), dessen Betrag halb so groß ist wie das Feldmoment ( $M_F$ ). Beim Rahmen II ist das Verhältnis aus Riegellänge und Stielhöhe so festgelegt, dass das Eckmoment betragsmäßig so groß ist wie das Feldmoment. Beide Momente seien insofern bemessungsrelevant. Durch die zunehmend kleinere Stielhöhe bei den Rahmen III und IV sind unter gleicher Belastung die Eckmomente höher und die Feldmomente kleiner als beim Rahmen II. Bemessungsrelevant seien bei den Rahmen III und IV daher nur die Eckmomente. An allen fünf Systemen wurden mit Simulationen die Traglast  $F$  und davon linear abhängig die systemspezifische, effektive Biegefestigkeit ermittelt, wobei jeweils das im Bild 5-13 dargestellte Modell (mit entsprechend angepasster Struktur) und das Sortierverfahren EDYN II mit der in Tabelle 3-1 angegebenen Konfiguration verwendet



wurde. Den Vereinbarungen für Mehrfeldträger entsprechend wird in druckbeanspruchten Bereichen ersatzweise das für Zugbeanspruchung vorgesehene Materialverhalten modelliert. Zur wirklichkeitsnahen Darstellung eines durch viele Einzellasten (z. B. durch Pfetten) belasteten Rahmenriegels wurden sechs Pendelstäbe über dem Riegel angeordnet, die aufgrund des statischen Verteilungssystems jeweils die gleiche Kraft auf den Rahmenriegel übertragen. Diese Form der Belastung führt im Bereich des Riegels zu einem polygonalen Verlauf des Biegemoments, der einem parabelförmigen Verlauf bereits sehr nahe kommt. Im Vergleich mit einem trapezförmigen Verlauf lässt sich damit ebenfalls ein etwaiger anderer Einfluss eines parabelförmigen Biegemomentenverlaufs auf die effektive Biegefestigkeit darstellen.

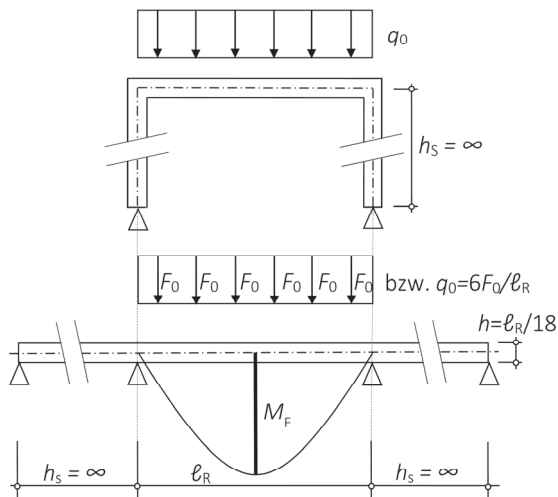


Bild 5-8 Rahmen 0 mit unendlich hohen Stielen und Ersatzsystem

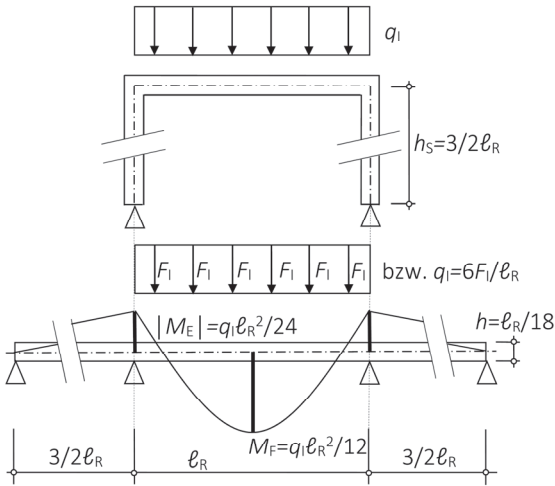


Bild 5-9 Rahmen I mit einem  $h_S/l_R$ -Verhältnis von  $3/2$  und Ersatzsystem

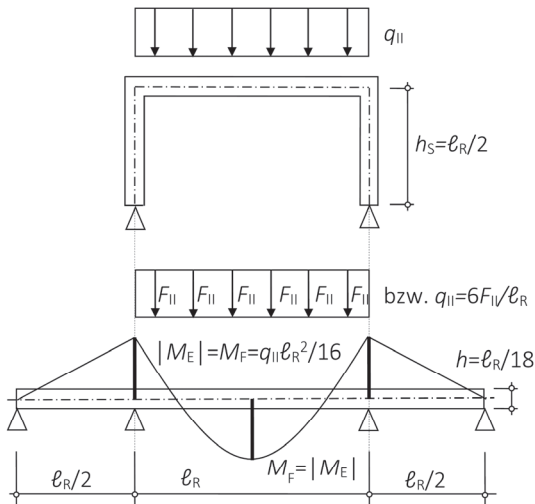


Bild 5-10 Rahmen II mit einem  $h_S/l_R$ -Verhältnis von  $1/2$  und Ersatzsystem

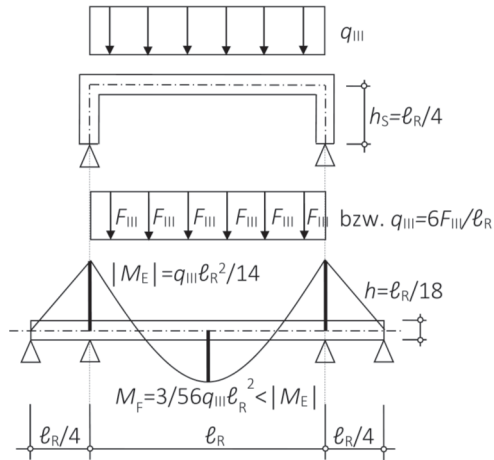


Bild 5-11 Rahmen III mit einem  $h_S/l_R$ -Verhältnis von  $1/4$  und Ersatzsystem

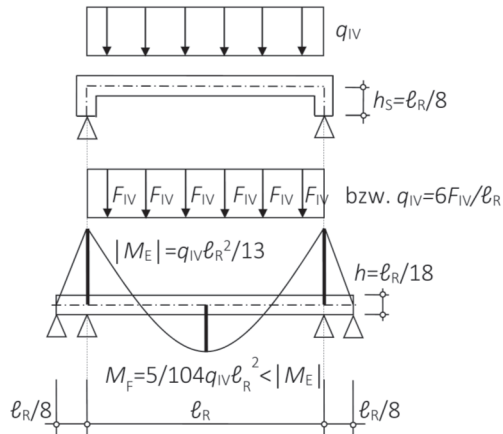


Bild 5-12 Rahmen IV mit einem  $h_S/l_R$ -Verhältnis von  $1/8$  und Ersatzsystem

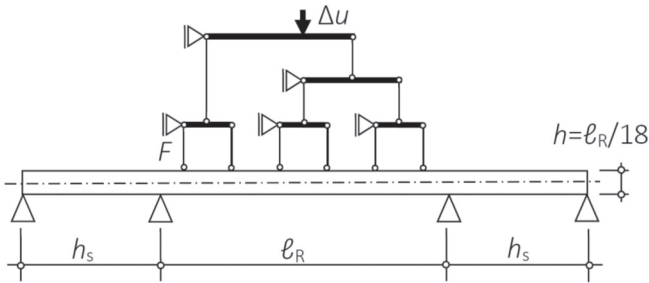


Bild 5-13 Modell für die Finite-Elemente-Berechnung

Bild 5-14 zeigt die Verteilungen der systemspezifischen, effektiven Biegefestigkeiten, die sich unter Anwendung der gleichen Regeln wie bei der Ermittlung der Festigkeiten bei den Mehrfeldträgern für jeweils 3000 untersuchte Rahmen ergeben. Die darin eingezeichneten Referenzlinien kennzeichnen das jeweilige 5%-Quantil. Mit diesen Lagemaßen ergeben sich die Verhältnisse zwischen den effektiven charakteristischen Biegefestigkeiten und der dem Rahmen 0 zugewiesenen Referenzfestigkeit. Ihre Berechnung und Werte sind in der Gleichungsübersicht (41) zusammengestellt.

$$\begin{aligned}
 \eta_I &= \frac{f_{m,g,k,I}}{f_{m,g,k,0}} = \frac{35,10}{33,80} = 1,038 \\
 \eta_{II} &= \frac{f_{m,g,k,II}}{f_{m,g,k,0}} = \frac{33,30}{33,80} = 0,985 \\
 \eta_{III} &= \frac{f_{m,g,k,III}}{f_{m,g,k,0}} = \frac{38,76}{33,80} = 1,147 \\
 \eta_{IV} &= \frac{f_{m,g,k,IV}}{f_{m,g,k,0}} = \frac{42,64}{33,80} = 1,262
 \end{aligned}
 \tag{41}$$

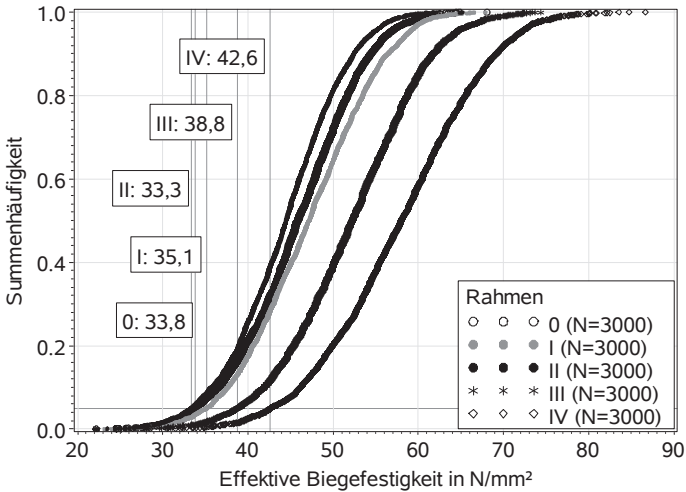


Bild 5-14 Verteilung der in den Rahmen wirksamen Biegefestigkeit; charakteristische Werte neben den vertikalen Hilfslinien ausgewiesen

### 5.3.2 Darstellung der Traglast

Die Gleichungen in der Übersicht (42) beschreiben die charakteristische Traglast der Rahmen I bis IV als Vielfaches derjenigen des Rahmens 0. Die Anteile aus Veränderung der effektiven Festigkeit und aus statischer Beanspruchung sind getrennt ausgewiesen.

$$\begin{aligned}
 F_{k,I} &= \eta_I \cdot \frac{12}{8} \cdot F_{k,0} = 1,038 \cdot 1,5 \cdot F_{k,0} \approx 1,56 \cdot F_{k,0} \\
 F_{k,II} &= \eta_{II} \cdot \frac{16}{8} \cdot F_{k,0} = 0,985 \cdot 2 \cdot F_{k,0} \approx 1,97 \cdot F_{k,0} \\
 F_{k,III} &= \eta_{III} \cdot \frac{14}{8} \cdot F_{k,0} = 1,147 \cdot 1,75 \cdot F_{k,0} \approx 2,01 \cdot F_{k,0} \\
 F_{k,IV} &= \eta_{IV} \cdot \frac{13}{8} \cdot F_{k,0} = 1,262 \cdot 1,625 \cdot F_{k,0} \approx 2,05 \cdot F_{k,0}
 \end{aligned} \tag{42}$$

Zum Zwecke einer Plausibilitätsprüfung und zur Abschätzung der Normalkräfte in den Rahmenteilern sind im Bild 7-15 die Häufigkeitsverteilungen der tatsächlich simulierten Traglasten dargestellt. Die darin jeweils angegebenen 5%-Quantile führen auf die gleichen Verhältnisse wie in der Gleichungsübersicht (42), wodurch belegt ist, dass die im Rechenmodell hinterlegten Berechnungen der systemspezifischen, effektiven Biegefestigkeit zutreffend sind.

Aufgrund der statischen Verhältnisse, beispielsweise im Rahmen III, trägt die Normalkraft im Riegel  $N_{k,R}$  in Abhängigkeit von der charakteristischen Traglast 0,0948 MN, s. Gleichung (43), und die damit berechnete Normalspannung 1,44 N/mm<sup>2</sup>. Den eingeschränkten Möglichkeiten des linearen Ersatzsystems entsprechend ist diese Druckspannung in der Simulation nicht vorhanden. Insofern sind in Abhängigkeit von der Stielhöhe für die simulierten Traglasten aller Rahmen leicht erhöhte Tragfähigkeiten zu erwarten.

$$N_{k,R,III} = \frac{M_E}{\ell_R / 4} = \frac{12}{7} F_{k,III} = 1,714 \cdot 0,0553 = 0,0948 \text{ MN} \quad (43)$$

## 5.4 Zusammenhang mit der Weibulltheorie

An dieser Stelle der Arbeit sind einige numerische Ergebnisse verfügbar, die durch einen Vergleich mit analytischen Ergebnissen, die auf der Weibulltheorie beruhen, validiert werden sollen. Zu diesem Zwecke werden solchen verfügbaren Simulationsergebnissen entsprechende Standardsysteme (Systeme 0, I bis III) zugeordnet. Zur Erweiterung des Vergleichs zwischen auf Simulationen beruhenden Ergebnissen und analytischen Ergebnissen werden für einen Einfeldträger mit mittlerer Einzellast (System II) ebenfalls simulierte Biegeversuche durchgeführt und in die Validierung miteinbezogen.

Die Standardsysteme, die zugeordneten charakteristischen Biegefestigkeiten und deren ursprüngliche Herkunft sowie die für die vergleichende Betrachtung verwendeten Systembezeichnungen sind im Bild 5-15 in einer tabellarischen Übersicht erläutert. Die darin ausgewiesenen charakteristischen Festigkeiten stammen zur Reduzierung stochastischer Resteinflüsse aus modellierten Verteilungen mit jeweils 3000 Werten; allen Festigkeiten liegt die Basissortierung EDYN II mit der in Tabelle 3-1 angegebenen Konfiguration und vereinbarungsgemäß ideal elastisches Materialverhalten zugrunde. Die Darstellung im Bild 5-15 enthält in der rechten Spalte Festigkeitsverhältnisse, die sich ergeben, wenn die jeweilige Festigkeit der Systeme I bis III mit derjenigen des Systems 0 normiert wird. Diese so berechneten Festigkeitsverhältnisse haben die Bedeutung von Lastkonfigurationsfaktoren und werden nachfolgend analytisch ermittelten Faktoren gegenübergestellt. Für die vergleichende Betrachtung eigens zusammengestellt, zeigt Bild 5-16 die Summenhäufigkeiten der über simulierte Versuche ermittelten Biegefestigkeiten in Abhängigkeit der hier definierten Systeme.


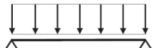

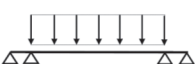
Standardsystem	Bezeichnung	Urspr. System/ Herkunft	Charakt. Biegefestigkeit in N/mm <sup>2</sup>	Verhältnis>Lastkonfigurationsfaktor
	System 0	Referenzträger Abschn. 3.2, Tab. 3-2	32,9	1,00
	System I	Rahmen 0 Abschn. 5.3.1, Bild 5-14	33,8	$33,8/32,9=1,027$
	System II	Variation Abschn. 5.4, Bild 5-16	38,0	$38,0/32,9=1,16$
	System III	Rahmen IV Abschn. 5.3.1, Bild 5-14	42,6	$42,6/32,9=1,29$

Bild 5-15 Mit simulierten Versuchen ermittelte Lastkonfigurationsfaktoren

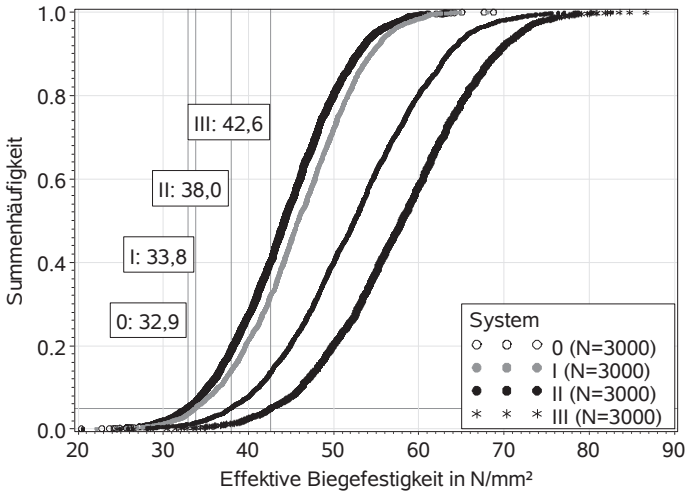


Bild 5-16 Verteilung der in den Systemen wirksamen Biegefestigkeit; charakteristische Werte neben den vertikalen Hilfslinien ausgewiesen

Systemvergleich I/0: Vor der charakteristischen Biegefestigkeit von 32,9 N/mm<sup>2</sup>, die für den in den Drittelpunkten belasteten Referenzträger gilt, stellt die effektive charakteristische Biegefestigkeit von 33,8 N/mm<sup>2</sup> für eine quasi-konstante Belastung keine nennenswerte Veränderung dar. Das Festigkeitsverhältnis beträgt 1,027. Es steht zunächst u. a. angesichts stets unvermeidbarer stochastischer Resteinflüsse nicht im Widerspruch zu einem von Isaksson auf Grundlage von Volligkeitsbeiwerten  $\lambda$  (mit einem Exponenten der Weibull-Verteilung von  $1/m = 1/5$ ) hergeleiteten Verhältnis von 1,038, s. [79 S. 58].

Wird statt 1/5, der im Abschnitt 4.1.3 für reine Zugbeanspruchung und für die Basissortierung EDYN II, dort in der identischen Konfiguration verwendet, hergeleitete Exponent  $1/m$  von 1/10,8 in die Vergleichsbeurteilung einbezogen, ergibt sich mit den Formeln in [79 S. 57f] der Volligkeitsbeiwert für den Referenzträger gemäß Gleichung (44) und für denjenigen, der näherungsweise durch eine Gleichlast beansprucht ist,



gemäß (45). Das Festigkeitsverhältnis bzw. der Lastkonfigurationsfaktor beträgt schließlich 1,034 und weicht damit noch etwas weniger von 1,027 ab. Der kleine Unterschied zwischen 1,034 und 1,038 zeigt, dass dieser spezifische Lastkonfigurationsfaktor nur unwesentlich von  $1/m$  abhängt. Zum gleichen analytischen Ergebnis führen die von Colling für die beiden hier betrachteten Belastungskonfigurationen hergeleiteten Formeln für Völligkeitsbeiwerte [75, S 180].

$$\lambda_0 = \frac{3/m+1}{3(1/m+1)} = \frac{3/10,8+1}{3(1/10,8+1)} = 0,3898 \quad (44)$$

$$\lambda_1 = \frac{(1/m)^3 + 0,345(1/m)^2 - 0,027/m + 0,0013}{(1/m)^2(1/m+1)} = \frac{(1/10,8)^3 + 0,345(1/10,8)^2 - 0,027/10,8 + 0,0013}{(1/10,8)^2(1/10,8+1)} = 0,2724 \quad (45)$$

$$f_{m,g,k,l} = f_{m,g,k,0} \left( \frac{\lambda_0}{\lambda_1} \right)^{1/m} = f_{m,g,k,0} \left( \frac{0,3898}{0,2724} \right)^{1/10,8} = f_{m,g,k,0} \cdot 1,034 \quad (46)$$

Systemvergleich II/0: Das Simulieren von Biegeversuchen mit einer konzentrierten Einzellast in Feldmitte im Vergleich mit dem Referenzträger führt zu einer 1,16-fachen effektiven charakteristischen Biegefestigkeit. Dieses numerisch ermittelte Verhältnis lässt sich ebenfalls mit Isakssons Formeln darstellen. Mit dem Exponenten  $1/10,8$  und Gleichung (47) für den entsprechenden Völligkeitsbeiwert beträgt das analytische Ergebnis gemäß Gleichung (48) 1,152. Auch für diesen Fall besteht eine gute Übereinstimmung mit dem Simulationsergebnis.

$$\lambda_{II} = \frac{1/m}{1/m+1} = \frac{1/10,8}{1/10,8+1} = 0,08475 \quad (47)$$

$$f_{m,g,k,II} = f_{m,g,k,0} \left( \frac{\lambda_0}{\lambda_{II}} \right)^{1/m} = f_{m,g,k,0} \left( \frac{0,3898}{0,08475} \right)^{1/10,8} = f_{m,g,k,0} \cdot 1,152 \quad (48)$$

Systemvergleich III/0: Das Verhältnis zwischen der effektiven Biegefestigkeit des Systems III und derjenigen des Referenzträgers beträgt 1,29. Dieser Lastkonfigurationsfaktor beschreibt – nur näherungsweise – einen Festigkeitsvergleich zwischen einem Einfeldträger mit Einzellasten in den Drittelpunkten und einem beidseitig eingespannten Träger mit Gleichstreckenlast. Für beide im Vergleich stehenden Systeme können mit den Berechnungsgrundlagen von Isaksson für  $1/m = 1/8$ , anstelle von  $1/10,8$  nur ersatzweise Völligkeitsbeiwerte von 0,4074 bzw. 0,04061, statt exakter Werte abgeschätzt werden. Der mit den Gleichungen (49) bis (51) berechnete Lastkonfigurationsfaktor von 1,33 ist angesichts des ersatzweise verwendeten Wertes für  $1/m$  und des Unterschieds zwischen der Lagerung des Systems III und einer Volleinspannung, die der analytischen Betrachtung zugrunde liegt, durchaus noch plausibel. Unter Verwendung einer Auswertung von Lastkonfigurationsfaktoren für mittlere Festigkeiten in Abhängigkeit von der Belastungsart und dem Variationskoeffizienten in [80 S. 66ff] ergibt sich, statt 1,33 ein rechnerisch ebenfalls zutreffendes Verhältnis von 1,26 für den Exponenten von  $1/10,8$ .

$$\lambda_0 = \frac{3/m+1}{3(1/m+1)} = \frac{3/8+1}{3(1/8+1)} = 0,4074 \quad (49)$$

$$\lambda_{III} = 0,04061 \quad (50)$$

$$f_{m,g,k,III} = f_{m,g,k,0} \left( \frac{\lambda_0}{\lambda_{III}} \right)^{1/m} = f_{m,g,k,0} \left( \frac{0,4074}{0,04061} \right)^{1/8} = f_{m,g,k,0} \cdot 1,33 \quad (51)$$

Diese auf das Endergebnis abzielenden Vergleiche zeigen gesamtheitlich eine weitgehende Übereinstimmung zwischen numerisch und analytisch ermittelten Festigkeitsveränderungen. Viele, aber nicht alle Einzelprozesse, die während der Modellierung und Versuchssimulation ablaufen bzw. dokumentiert werden, können auf Plausibilität überprüft werden. Insofern ist diese auf unabhängigen Wegen erzielte Übereinstimmung ein entscheidender Beleg dafür, dass das im

Simulationsprozess umgesetzte Versagenskriterium eine hohe Affinität aufweisen muss mit dem der Weibulltheorie zugrundeliegenden Sprödbbruchkriterium. Das gilt insbesondere für das Niveau des 5%-Quantils der modellierten Biegefestigkeit.

Des Weiteren zeigt sich, dass es sehr wahrscheinlich keine systematischen Verzerrungen hinsichtlich des Modellierens von Schwachstellen im diskretisierten Brettschichtholz und deren Auftretenswahrscheinlichkeit im modellierten Volumen gibt. Im Vergleich mit den in den Abschnitten 3.3 und 4.1.3 grobmaschig untersuchten Volumeneinflüssen – bei Biegeträgern wurde das Volumen z. B. ver Hundertfacht – wurden hier u. a. Festigkeitsveränderungen einander gegenübergestellt, die auf teilweise marginale Veränderungen der im Träger vorliegenden Biegebeanspruchung zurückzuführen sind, s. insbesondere Systemvergleich I/O. Dass sich eine solche marginale Veränderung in der numerisch gegebenen Systemantwort entsprechend leise zeigt und durch eine analytische Betrachtung schließlich validiert werden kann, belegt die hohe technische Sensitivität des Karlsruher Rechenmodells.



# 6 Anwendung der Ergebnisse und offene Fragestellungen

## 6.1 Vorbemerkung

Es sind die Ergebnisse der in den Abschnitten 3 und 4 beschriebenen Untersuchungen, die die Reife für eine Übertragung in die praktische Anwendung besitzen. Die Simulationsergebnisse, die im Abschnitt 5 an den Mehrfeldträgern und Rahmensystemen gewonnen wurden, stehen für eine in den Anfängen befindliche Herangehensweise zur quantitativen Beschreibung systemspezifischer Traglasten. Sie können angesichts der rudimentären Modellierung noch nicht als Grundlage für Formulierungen mit praktischer Relevanz herangezogen werden. Vielmehr sind sie Teil des Impulses, ein auf statistisch verteilten Traglasten beruhendes Bemessungskonzept für einfache Standardsysteme zu entwickeln.

## 6.2 Biegefestigkeit

### 6.2.1 Charakteristische Werte

Die neuen für Brettschichtholz in DIN EN 14080 [81] festgelegten Bedingungen für Festigkeitsklassen wurden von wissenschaftlicher Seite auch durch die mit den Gleichungen (29) und (30) funktional beschriebene Festigkeitsmodellierung geprägt. Das im Zuge der Entstehung von DIN EN 14080 [81 S. 24] gefundene Modell (52) ist formal anders aufgebaut als die beschriebenen Gleichungen. Es ist eine Synthese einer einerseits wissenschaftlich und andererseits wirtschaftlich-pragmatisch ausgerichteten, also einer teilweise von Gegensätzen geprägten Argumentation. Inwieweit dieses Berechnungsmodell von der auf wissen-

schaftlichem Wege gefundenen Festigkeitsmodellierung abweicht, zeigen die Auswertungen in Tabelle 6-1 für unterschiedliche Festigkeitsniveaus bei homogen aufgebauten Brettschichtholzträgern.

*Tabelle 6-1 Charakteristische Biegefestigkeiten von homogen aufgebautem Brettschichtholz: wissenschaftliche und normative Betrachtung*

	$f_{t,e,k}$	$f_{t,j,k}$	$f_{m,g,k}$ (29) bzw. (30)	$f_{m,g,k}$ (52)	
	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	
1	10	17,9	19,3 (18,8) <sup>a</sup>	20,2	1,04 (1,07)
2	14	21,4	22,7 (22,2) <sup>a</sup>	24,0	1,06 (1,08)
3	18	25,7	26,4 (25,9) <sup>a</sup>	27,9	1,05 (1,08)
4	24	29,3	30,1 (29,6) <sup>a</sup>	32,2	1,07 (1,09)

<sup>a</sup> 0,5 N/mm<sup>2</sup> Abzug zur Berücksichtigung der holzfeuchtebedingten Festigkeitsabnahme in der Nutzungsklasse 2 ( $u$  im Mittel  $\approx$  16 %)

Die darin vergleichend gegenübergestellten Biegefestigkeiten für vier auf den Lamellenfestigkeitsklassen T10, T14, T18 und T24 beruhenden Kombinationen aus charakteristischen Brett- und Keilzinkenzugfestigkeiten zeigen zunächst eine etwa 4 bis 7 % höhere charakteristische Biegefestigkeit im Vergleich mit der durch die Gleichungen (29) und (30) gegebenen Modellierung. Unter Berücksichtigung des festigkeitsmindernden Einflusses einer für die Nutzungsklasse 2 zutreffenden mittleren Holzfeuchtigkeit von etwa 16 % führt die neue normative Festlegung zu Werten, die um 7 bis 9 % höher liegen, s. Abschnitt 6.2.4. Hintergrund dieses Vergleichs ist die aus Vereinfachungsgründen nicht vorhandene Differenzierung zwischen den Nutzungsklassen 1 und 2 hinsichtlich des Modifikationsbeiwerts. Dementsprechend werden charakteristische Festigkeiten von beispielsweise Voll- und Brettschichtholz innerhalb einer Klasse der Lasteinwirkungsdauer unverändert in beiden Nutzungsklassen angesetzt.

Die beschriebene Prägung der Normung ist insbesondere darin zu sehen, dass eine auch auf Verhandlungen beruhende Festlegung von mechanischen Eigenschaften von einer auf wissenschaftlichem Wege gefundenen Basis aus erfolgt ist. Ob diese im wirtschaftlichen Sinne gewinnbringende Loslösung von der wissenschaftlichen Basis auch quantitativ vertretbar ist, wird man schwerlich beantworten können. Nahezu unmöglich wäre die Aufgabe, herauszufinden, ob das durch angemessene Zuverlässigkeit und Wirtschaftlichkeit geprägte Sicherheitsbedürfnis tatsächlich erfüllt werden wird.

$$f_{m,g,k} = -2,2 + 2,5 \cdot f_{t,\ell,k}^{0,75} + 1,5 \cdot (f_{m,j,k} / 1,4 - f_{t,\ell,k} + 6)^{0,65} \quad (52)$$

### 6.2.2 Höheneinfluss

Bislang nicht schlüssig ist die Regelung im Eurocode 5 [61 S. 32], dass für Trägerhöhen unter 600 mm die charakteristische Biegefestigkeit in Abhängigkeit von der vorhandenen Höhe um maximal 10 % angehoben werden darf und eine zwingend anzuwendende Verringerung der Festigkeit nicht gefordert wird, wenn die Trägerhöhe 600 mm deutlich übersteigt. Zur Sicherstellung einer von der Höhe unabhängigen Zuverlässigkeit – hier vereinfachend nur am 5%-Quantil verankert – hinsichtlich der Biegetragfähigkeit wird für Biegeträger eine Modifikation der charakteristischen Biegefestigkeit auch oberhalb der Referenzhöhe von 600 mm empfohlen. Dazu geeignet ist auf Grundlage der Erkenntnisse im Abschnitt 3.3 ein Exponent von 0,12 in der Berechnungsgleichung des  $k_h$ -Faktors. Mit einem Abklingen des Höheneffekts ist angesichts der hier vorliegenden Simulationsergebnisse bei einer Trägerhöhe von etwa 3000 mm zu rechnen.

### 6.2.3 Kombiniertes Brettschichtholz

Bild 7-16 zeigt die über simulierte Biegeversuche gewonnenen effektiven charakteristischen Biegefestigkeiten der kombiniert modellierten

Brettschichtholzträger im Zusammenhang mit vergleichbaren Berechnungsergebnissen, die auf Grundlage der Verbundtheorie ermittelt sind. Der Berechnung nach Verbundtheorie liegt die hinsichtlich der Biegetragfähigkeit nutzbringende Umsetzung der Erkenntnis zugrunde, dass eine Begrenzung der Randspannung in der Druckzone bei den drei untersuchten kombiniert modellierten Aufbauten nicht zu erfolgen hat; die Zugzone wird bis zu ihrer spezifischen charakteristischen Biegezugfestigkeit ausgenutzt. Die Berechnung der effektiven charakteristischen Biegefestigkeit nach Verbundtheorie ( $f_{m,g,k,VT}$ ) erfolgt für die 600 mm hohen Träger zweckmäßig nach Gleichung (53) in Abhängigkeit von der effektiven Biegesteifigkeit  $EI_{eff}$  gemäß Ausdruck (54) und von der spezifischen charakteristischen Biegefestigkeit ausschließlich aus Lamellen der Zone 1 bestehender Träger ( $f_{m,g,k,1}$ ), deren Zahlenwerte für die Typen I bis III im Ausdruck (55) enthalten sind. Diese spezifischen charakteristischen Biegefestigkeiten sind identisch mit den für  $n = 20$  und für eine Holzfeuchte von 12 % modellierten Randwerten, die in den Diagrammen im Bild 7-5 bzw. Bild 7-16 angegeben sind.

$$f_{m,g,k,VT} = \frac{f_{m,g,k,1} \cdot EI_{eff}}{\frac{z \cdot E_{1,t}}{W}} \quad (53)$$

$$EI_{eff} = f(n, t, b, E_{t,1}, E_{t,2}, E_{c,1}, E_{c,2}) \quad (54)$$

$$f_{m,g,k,1} = \{ 24,3 \text{ N/mm}^2; 28,5 \text{ N/mm}^2; 32,0 \text{ N/mm}^2 \} \quad (55)$$

Die Diagramme im Bild 7-16 zeigen eine qualitative Übereinstimmung zwischen Simulation und Verbundtheorie, die seitens der Simulation vom Zufall abhängige Einflüsse aufweist. Da im Abschnitt 3.4.2 gezeigt wurde, dass bei modellierten Trägern, die für die Ermittlung des charakteristischen Wertes relevant sind, keine sich nachteilig auswirkenden Stauchungen jenseits der Proportionalitätsgrenze zu erwarten sind, wird sich die Lage der neutralen Achse bei den modellierten Trägern im Vergleich mit solchen, die mit der Verbundtheorie behandelt



werden, nicht wesentlich unterscheiden. Dementsprechend ähnlich fallen folglich über Simulationen erzielte und berechnete Werte aus. Unter Einhaltung der Bedingungen in (56) kann auf den Nachweis der Biegezugspannung am Biegedruckrand verzichtet werden: Der Festigkeitsunterschied zwischen den charakteristischen Biegefestigkeiten ist höchstens  $8 \text{ N/mm}^2$ ; das Verhältnis zwischen den mittleren Elastizitätsmoduln der zwei Lamellenbereiche, die ihre gemeinsame Trennlinie in der Zugzone (Bild 3-3, oben) haben, liegt unter 1,25.

$$f_{m,g,k,1} - f_{m,g,k,2} \leq 8 \text{ N/mm}^2 \quad \frac{E_{t,1}}{E_{t,2}} \leq 1,25 \quad (56)$$

## 6.2.4 Einfluss der Holzfeuchte

Die von der Holzfeuchte abhängigen Verläufe der charakteristischen Biegefestigkeit im Bild 7-5 belegen eine Abnahme der Biegefestigkeit von etwa  $0,5 \text{ N/mm}^2$  nach einer Zunahme der Holzfeuchte um 4 %. Demnach sollte eine für Referenzbedingungen ( $h = 600 \text{ mm}$  und  $u = 12 \%$ ) geltende charakteristische Festigkeit bei einer Bauteilverwendung in der Nutzungsklasse 2 um  $0,5 \text{ N/mm}^2$  und in der Nutzungsklasse 3 um  $1,0 \text{ N/mm}^2$  reduziert in Ansatz gebracht werden.

## 6.2.5 Hybrides Brettschichtholz

### 6.2.5.1 Beschreibung der Ergebnisse mit der Verbundtheorie

Bild 6-1 zeigt beispielhaft am Typ I-hy ( $u = 12 \%$ ), wie auf Grundlage der nicht linearen Verbundtheorie (NVT) ein Zusammenhang herstellbar ist zwischen der charakteristischen Biegefestigkeit eines Verstärkungsmaterials (hier: von Brettschichtholz, ausschließlich aus keilgezinktem Buchenfurnierschichtholz aufgebaut) und der charakteristischen Druckfestigkeit des zu verstärkenden Fichtenbrettschichtholzes, s. Tabelle 4-3. Ausgehend von einer am unteren Rand festgelegten Bruchdeh-

nung, berechnet nach Gleichung (57), ist die am oberen Rand vorhandene Dehnung iterativ so eingestellt, dass die Summe der in den einzelnen Lamellen herrschenden mittleren Druckspannungen vom Betrage her so groß ist wie die Summe der mittleren Zugspannungen. Dabei ist berücksichtigt, dass in der Druckzone das im Rechenmodell verwendete ideal elastisch-plastische Materialverhalten ebenfalls wirksam ist. Hinsichtlich des Biegemoments, das im Querschnitt wirkt, sind der treppenförmige und der lineare Verlauf der Spannungen gleichwertig. Aus dieser Äquivalenz ergeben sich die effektiven charakteristischen Biegefestigkeiten zu  $f_{m,g,k,eff} = 46,3, 48,2$  bzw.  $49,7 \text{ N/mm}^2$ , wobei die Werte für  $n = 1$  und  $2$  deutlich und der Wert für  $n = 3$  geringfügig von den für diese Konfigurationen simulierten effektiven charakteristischen Biegefestigkeiten abweichen, s. Bild 3-7, links oben. Grundsätzlich – aber nicht für jede Konfiguration zutreffend – lassen sich also auch charakteristische Festigkeitswerte für Querschnitte berechnen, deren Druckzone jenseits der Proportionalitätsgrenze gestaucht ist.

$$\varepsilon_{\text{unten}} = f_{m,FSH,k} / E_{\text{mean,FSH}} = 60,0 / 16600 = 0,00361 \quad (57)$$

Die Grenzen der hier aufgezeigten Möglichkeit, mithilfe der nicht linearen Verbundtheorie Festigkeiten zu berechnen, sind durch das Aufeinandertreffen von sehr unterschiedlich hohen Biegezugfestigkeiten in der Zugzone begründet. Insbesondere bei nur wenigen Verstärkungslamellen werden, lange bevor diese ihre Biegezugfestigkeit erreicht haben, darüber angeordnete Fichtenlamellen versagen und keinen Beitrag mehr zur Biegetragfähigkeit leisten. Die im Bild 6-1 für  $n = 1$  und  $2$  verdeutlichten Spannungszustände sind daher theoretisch, weil sich durch jenseits realistischer Festigkeitswerte liegende Spannungen in den Fichtenlamellen ( $\sigma_R$ ) zu hohe effektive Biegefestigkeiten ergeben. Solche Zustände lassen sich nicht mehr auf die gleiche Weise wie im Falle  $n = 3$  abschätzen und erfordern ähnliche Betrachtungen wie für einen Stahlbetonbalken mit gerissener Zugzone. Auf Ergebnissen der Forschungsarbeit [28 S. 49 ff] beruhende Bemessungsansätze, die eine solche Betrachtung betreffen, werden von Schatz [82] übersichtlich beschrieben.

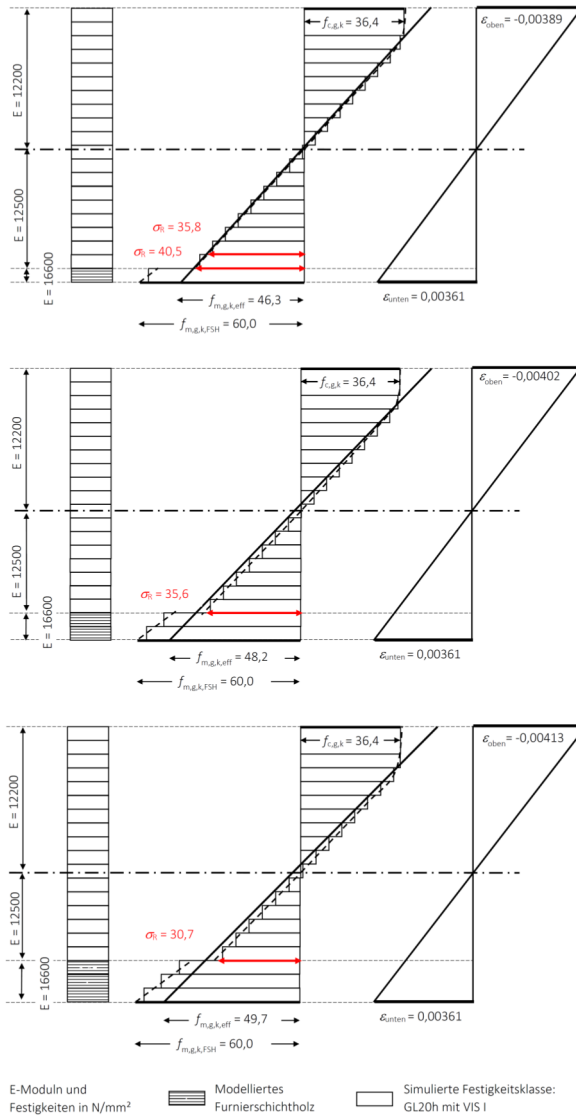


Bild 6-1 Spannungs-Dehnungsbeziehungen bei ausgeprägtem plastischem Verhalten in der Druckzone von verstärktem Brett-schichtholz; hier dargestellt: Typ I-hy mit  $n = 1-3$  bei  $u = 12\%$

Bei den Konfigurationen mit  $n = 1$  und 2 sind in der 2. und 3. bzw. in der 3. Fichtenlamelle folglich Spannungen wirksam, die die unter den vorliegenden Verhältnissen von innenliegenden Lamellen wirksamen Biegezugfestigkeiten übersteigen. Zur Bestimmung solcher zunächst unbekannt, wirksamen Biegezugfestigkeiten bleiben über der Verstärkung liegende Fichtenlamellen schrittweise solange unberücksichtigt, bis die Bedingung erfüllt ist, dass das Ergebnis der auf diese Weise berechneten effektiven charakteristischen Biegefestigkeit nicht in nennenswertem Maße größer ist als die über simulierte Biegeversuche ermittelte Biegefestigkeit. Ein weiteres lagenweises Nichtberücksichtigen von Fichtenlamellen ist dann nicht mehr erforderlich.

Dieses schrittweise Vorgehen erfolgt mittels einer modifizierten nicht linearen Verbundtheorie (mod. NVT), bei der neben einem plastischen Materialverhalten in der Druckzone also auch ein Ausfallen von zugbeanspruchten Lamellen des zu verstärkenden Materials berücksichtigt ist. Das im Abschnitt 2.3.2 für simulierte Biegeversuche beschriebene progressive Versagenskriterium findet im rechnerischen Ansatz seine Entsprechung. Im Bild 6-3 sind diejenigen Zustände für die Fälle mit  $n = 1$  und 2 verdeutlicht, bei denen die vorgenannte Bedingung erfüllt ist. Aus dieser Betrachtung lässt sich folglich eine wirksame Biegefestigkeit ableiten, die in den vorliegenden Fällen Werte von  $30,7 \text{ N/mm}^2$  (Bild 6-1) und  $31,5$  bzw.  $32,4 \text{ N/mm}^2$  (Bild 6-3) annimmt, also etwa das 1,5- bis 1,6-fache der charakteristischen Biegefestigkeit von  $20 \text{ N/mm}^2$  beträgt. Eine Zusammenfassung der Berechnungsergebnisse nach der nicht linearen und modifizierten nicht linearen Verbundtheorie enthält Tabelle 6-2.

Das hier beispielhaft beschriebene Berechnungsverfahren nach der modifizierten nicht linearen Verbundtheorie wird an den Simulationsergebnissen kalibriert. Übereinstimmung mit der Simulation – in den hier zeichnerisch dargestellten Beispielen – gelingt schließlich, wenn oberhalb der FSH-Verstärkung eine Spannung herrscht, die ein Vielfaches der Biegefestigkeit von  $20 \text{ N/mm}^2$  beträgt. Die einzelnen im Querschnitt vorhandenen Spannungszustände stellen dabei auf dem Niveau

der charakteristischen Biegefestigkeit des Verbundquerschnitts jeweils einen einzigen rechnerischen Gleichgewichtszustand dar, der die etlichen simulierten Festigkeitswerte und deren zugeordnete Gleichgewichtszustände, die zur Bestimmung der charakteristischen Biegefestigkeit erforderlich waren, ersetzt.

In diesem Ersetzen lässt sich eine strategische Methode erkennen, die durch zwei Schritte gekennzeichnet ist. Zur Beschreibung einer wirklichkeitsnahen statistischen Verteilung von gesuchten Festigkeitswerten werden Simulationsverfahren verwendet. Nachdem ein für die praktische Anwendung relevantes Lagemaß (z. B. 5%-Quantil) ermittelt wurde, wird nur ein für dieses Lagemaß gültiges Berechnungsmodell entwickelt.

Tabelle 6-2 Kalibrierung der modifizierten Verbundtheorie (Werte in N/mm<sup>2</sup>)

$n$	$f_{m,g,k,eff}$	$f_{m,g,k,eff}$	$f_{m,g,k,eff}$	mod. NVT	$\sigma_R$
	Simulation	NVT	mod. NVT	Simulation	
1	36,2	46,3	34,9	0,96	32,4 <sup>a</sup>
2	44,1	48,2	43,5	0,99	31,5 <sup>a</sup>
3	49,5	49,7	49,7	1,00	30,7 <sup>b</sup>

<sup>a</sup> Bild 6-3; <sup>b</sup> Bild 6-1

### 6.2.5.2 Verallgemeinerung

Die am Typ I-hy mit  $u = 12$  % beispielhaft gezeigte von Simulationen losgelöste Berechnung der wirksamen Biegefestigkeit lässt sich in allgemeingültiger Form für alle Typen und Holzfeuchten entwickeln. Im Bild 7-17 sind über Simulationen ermittelte, nach der nicht linearen Verbundtheorie und nach der modifizierten nicht linearen Verbundtheorie berechnete effektive charakteristische Biegefestigkeiten einander gegenübergestellt. Die zuvor beschriebene Bedingung erfüllend, bleiben nun all jene Fichtenlamellen oberhalb der Verstärkung unberücksichtigt, so dass die nach der modifizierten nicht linearen Verbundtheorie

berechneten effektiven charakteristischen Biegefestigkeiten diejenigen der Simulation nicht in nennenswertem Maße übersteigen. Die für  $n = 1$  bis 3 und für  $u = 12$  bis 20 % auf diesem Wege gefundenen 36 unterschiedlichen Spannungszustände bilden eine Grundlage, mit der ein Wert einer aufnehmbaren Randspannung ( $\sigma_R$ ), die im Fichtenbrettschichtholz unmittelbar an der Fuge zum Furnierschichtholz (bzw. mittelbar aufgrund bereits ausgefallener Fichtenlamellen) vorhanden ist, beziffert werden kann. Diese innen liegende, aufnehmbare Randspannung wird nachfolgend als modifizierte Biegefestigkeit ( $f_{m,g,k,mod}$ ), die stets ein Vielfaches der ursprünglichen charakteristischen Biegefestigkeit ist, bezeichnet. Ihr Zahlenwert lässt sich sehr genau mit Gleichung (58) berechnen. Das zeigt Bild 6-2, in dem die Beziehungen zwischen den iterativ ermittelten Verhältnissen und den Erwartungswerten gemäß Gleichung (58) dargestellt sind. Ein etwas genaueres, alternatives Berechnungsmodell wird durch Gleichung (65) im Anhang wiedergegeben. Die entsprechende Beziehung im Bild 7-18 zwischen iterativ und analytisch berechneten Festigkeitsverhältnissen ist linear und nahezu frei von einer Streuung.

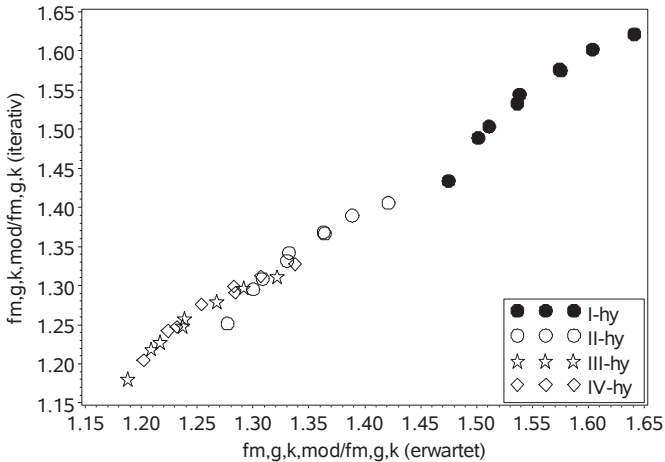


Bild 6-2 Iterativ und analytisch ermittelte modifizierte Biegefestigkeit

Unabhängige in der Gleichung (58) sind das Festigkeitsverhältnis zwischen dem Fichtenbrettschichtholz und Furnierschichtholz, das Verhältnis der Elastizitätsmoduln, der Anteil der Verstärkung am Querschnitt und ein Verhältniswert der Holzfeuchte. Die genauen Definitionen der Unabhängigen enthält die Zusammenstellung (59). Die Gleichungen (60) und (61) zeigen beispielhaft die Berechnung der modifizierten Biegefestigkeit für den Typ I-hy ( $n = 1$  und  $u = 12\%$ ) bzw. IV-hy ( $n = 1$  und  $u = 12\%$ ).

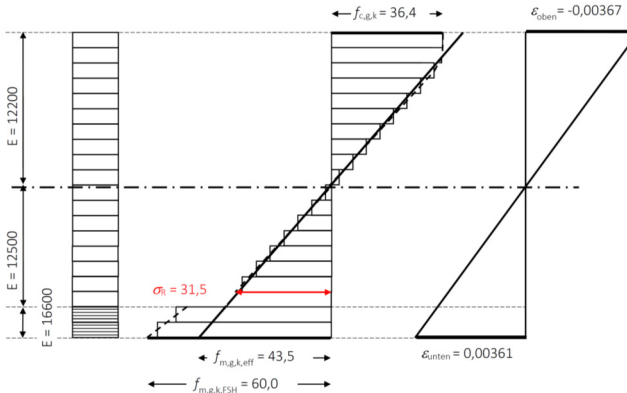
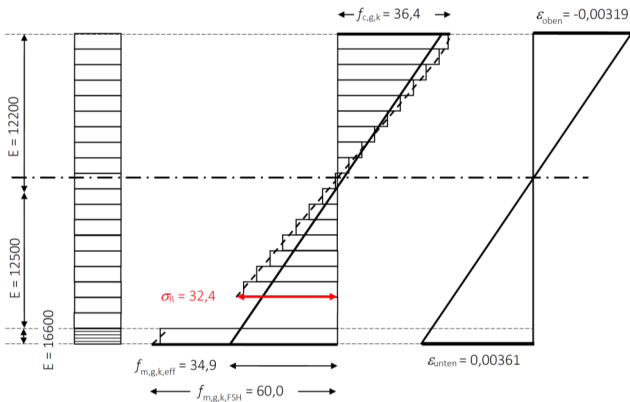
Solche ausschließlich an simulierten Werten kalibrierte modifizierte Biegefestigkeiten sind vor einer praktischen Verwendung noch durch systematische Versuche abzusichern. Neuere experimentelle Untersuchungen an mit Kunstharzpressholz verstärkten Brettschichtholzträgern lassen kaum Zweifel aufkommen an der Wirksamkeit einer modifizierten Biegefestigkeit, s. [70]. Es besteht natürlich auch die Möglichkeit, einen verstärkten Träger so zu konfigurieren und auszunutzen, dass in der Zugzone in keiner Lamellenlage die vorhandene charakteristische Biegezugfestigkeit rechnerisch überschritten wird, vgl. [83 S. 5]. Das allerdings stünde dann einer hohen Ausnutzung der Biegetragfähigkeit im Wege.

$$\frac{f_{m,g,k,mod}}{f_{m,g,k}} = \frac{0,608}{\eta \cdot \alpha \cdot \beta^{0,06} \cdot \gamma^{0,08}} \quad (58)$$

$$\begin{aligned} f_{m,g,k,mod} &= \text{modifizierte Biegefestigkeit} \\ \eta &= \frac{f_{m,g,k}}{f_{m,g,k,FSH}} = \frac{\text{Biegefestigkeit BS-Holz}}{\text{Biegefestigkeit BS-Holz aus FSH}} \\ \alpha &= \frac{E_{t,1}}{E_{t,2}} = \frac{\text{E-Modul FSH}}{\text{E-Modul BS-Holz}} \\ \beta &= \frac{n_{FSH}}{n_{ges}} = \frac{\text{Anzahl der FSH-Lamellen}}{\text{Anzahl aller Lamellen}} \\ \gamma &= \frac{u}{u_{ref}} \quad \text{mit } u_{ref} = 12\% \end{aligned} \quad (59)$$

$$\frac{f_{m,g,k,mod}}{f_{m,g,k}} = \frac{0,608}{20/60 \cdot 16600/12500 \cdot (1/20)^{0,06} \cdot (12/12)^{0,08}} = 1,64 \quad (60)$$

$$\frac{f_{m,g,k,mod}}{f_{m,g,k}} = \frac{0,608}{32/60 \cdot 16600/16300 \cdot (1/20)^{0,06} \cdot (12/12)^{0,08}} = 1,34 \quad (61)$$



E-Modul und  
Festigkeiten in N/mm<sup>2</sup>

Modelliertes  
Furnierschichtholz

Simulierte Festigkeitsklasse:  
GL20h mit VIS I

Bild 6-3 Spannungs-Dehnungsbeziehungen bei plastischem Verhalten in der Druck- und unwirksamen Lamellen in der Zugzone; hier dargestellt: Typ I-hy mit  $n = 1$  (oben) und  $n = 2$  (unten) bei  $u = 12\%$



### 6.3 Zugfestigkeit

Auf Grundlage der durchweg bei etwa 0,88 liegenden Verhältnisse zwischen charakteristischen Zug- und Biegefestigkeiten, die beiderseits Referenzbedingungen entsprechen, bietet sich an, die charakteristische Zugfestigkeit als Anteil der Biegefestigkeit festzulegen. Der derzeit mit 0,8 bezifferte Anteil in [81 S. 24] schöpft vordergründig das mögliche Potenzial allerdings nicht vollständig aus. Er bietet unter Berücksichtigung des Längeneinflusses eine bis zu einer Bauteillänge von 15 m auf die Biegefestigkeit konservativ abgestimmte charakteristische Zugfestigkeit. Diese Grenzlänge ergibt sich nach Gleichung (62) durch Auflösen von Gleichung (32), wobei das Verhältnis zwischen der effektiven charakteristischen Zugfestigkeit ( $f_{t,g,k,eff}$ ) und der Referenzfestigkeit ( $f_{t,g,k,ref}$ ) 0,8/0,88 beträgt.

$$k_{\ell} = \frac{f_{t,g,k,eff}}{f_{t,g,k,ref}} = \left( \frac{5400}{\ell} \right)^{1/10,8} \rightarrow$$

$$\ell = \frac{5400}{\left( \frac{f_{t,g,k,eff}}{f_{t,g,k,ref}} \right)^{10,8}} = \frac{5400}{\left( \frac{0,8}{0,88} \right)^{10,8}} \approx 15.100 \text{ mm} \quad (62)$$

Da der festigkeitsmindernde Einfluss der Bauteillänge nach 15 m keineswegs bereits abgeklungen ist, wird für eine exaktere Übertragung der Simulationsergebnisse in praktische Anwendungen empfohlen, eine von der Bauteillänge abhängige charakteristische Zugfestigkeit gemäß Gleichung (63) zu definieren. Der Berechnung des  $k_{\ell}$ -Faktors liegen dann ein Exponent von  $1/10,8 = 0,093$ , s. Abschnitt 4.1.3, und eine Referenzlänge von 5.400 mm zugrunde. Auch bei sehr kurzen Bauteillängen sollte der  $k_{\ell}$ -Faktor 1,1 nicht überschreiten.

$$f_{t,g,k,eff} = k_{\ell} \cdot 0,88 \cdot f_{m,g,k} \quad (63)$$

## 6.4 Druckfestigkeit

Die charakteristische Druckfestigkeit weist eine hohe Abhängigkeit von der Rohdichte und der Holzfeuchte auf. Die Berechnung kann nach Gleichung (64) erfolgen. Die darin zu verwendende charakteristische Rohdichte ist in  $\text{kg/m}^3$  und die Holzfeuchte in % einzusetzen. Der Gleichung liegen die simulierten Beziehungen im Bild 4-8 zugrunde.

$$\ln(f_{c,g,k}) = 3,40 + 0,00233 \cdot \rho_{k,12} - 0,0522 \cdot u \quad (64)$$

Nach [81] besteht bei homogen aufgebautem Brettschichtholz kein Unterschied mehr zwischen der charakteristischen Druckfestigkeit und der charakteristischen Biegefestigkeit. In den so festgelegten Werten ist implizit berücksichtigt, dass auch für Bauteile in der Nutzungsklasse 2 mit an 20 % heranreichender Holzfeuchte die Festigkeit wirklichkeitsnah wiedergegeben ist. Gleichung (64) ermöglicht darüber hinaus die Berechnung einer im Vergleich mit [81] wesentlich höheren charakteristischen Druckfestigkeit, wenn nachweislich trockene und damit für eine hohe Druckfestigkeit günstige klimatische Bedingungen vorliegen.

## 6.5 Systemeinflüsse

Die um 25 % höhere effektive charakteristische Biegefestigkeit des 2-Feldträgers im Vergleich mit einem nur halb so langen Einfeldträger, s. Gleichung (36), lässt überkommene normative Regelungen hinsichtlich der Biegespannungen über den Innenstützen in einem anderen Licht erscheinen. Es steht zunächst außer Zweifel, dass bei endlichen Auflagerbreiten unter der Annahme von Schneidlagern ermittelte Momentenspitzen nicht in voller Höhe im Träger wirksam sind. Gleichwohl stellt sich die Frage, ob der „Einfluss der Schubverformung“, das gemeinsame Wirken von „Längs- und Querdruckspannungen“ [84, 85, 86 S. 20] und eine Momentenumlagerung [62 S. 33] in Form einer erhöhten Biegetragfähigkeit nutzbringend hätten verwendet werden dürfen,

zumal die mit dem Rechenmodell durch Vergleichssimulationen nachgewiesene, um 25 % höhere Biegefestigkeit fast ausschließlich auf Volumeneffekten beruht: Die Simulation reflektiert weder plastische Effekte noch günstige Wechselwirkungen zwischen Spannungen. Realistisch und in einigen wenigen simulierten Versuchen gewiss auch vorhanden, aber quantitativ unbedeutend ist eine durch das progressive Zugversagen von Elementen bedingte, statisch mögliche Momentumlagerung im Karlsruher Rechenmodell; Auswertungen der Simulationsergebnisse belegen jedoch, dass simulierte Biegeversuche derjenigen Festigkeitswerte, die für das 5%-Quantil relevant sind, kein progressives Zugversagen aufweisen, also ausschließlich durch das finale Versagenkriterium bestimmt sind.

Das Ausschöpfen von Tragfähigkeitspotenzialen mittels effektiver charakteristischer (Biege)Festigkeitswerten muss dem Anwender umständlich erscheinen. Das stellvertretende Erfassen von einzelnen Systemversagen, die an unterschiedlichsten Stellen der Struktur stattfinden können, mit einem Versagen an einem nur scheinbar deterministischen Versagensort führt zu einer Diskrepanz. Die Wirklichkeit und das ingenieurmäßige Berechnungs- bzw. Bemessungsmodell stimmen dann offensichtlich nicht mehr überein. Der scheinbar deterministische Versagensort ist schließlich nur durch die nach statisch-mechanischen Gesichtspunkten ermittelte globale oder lokale maximale Ausnutzung gekennzeichnet, vgl. [78 S. 484]. Das mag ein Grund dafür sein, dass die von Colling [74, 75] diskutierten Potenziale auch mittels systemspezifischer Traglasten angegeben wurden.

Die Diskrepanz zwischen Wirklichkeit und ingenieurmäßiger Betrachtung zeigt das Simulationsergebnis im Bild 6-4, in dem die effektiven Biegefestigkeiten ( $N = 1000$ ) eines 4-Feldträgers mit dem Ort des ersten Lamellenrisses verknüpft sind. Horizontale Hilfslinien kennzeichnen in den beiden Diagrammen den Mittelwert und das 5%-Quantil.

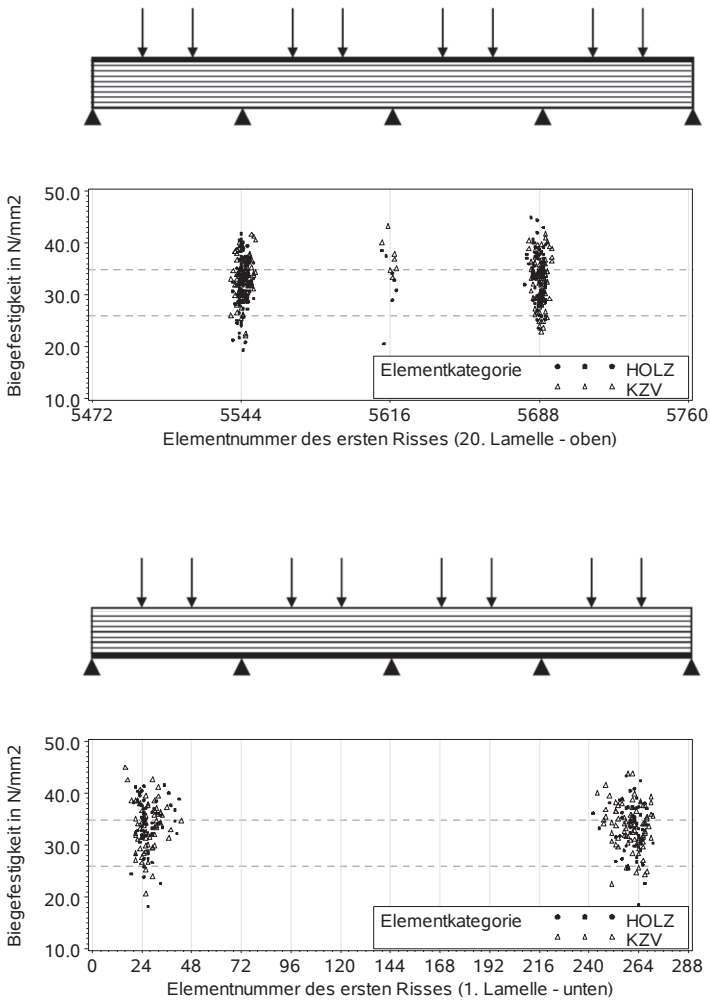


Bild 6-4 Affinität zwischen Belastung (bzw. Biegebeanspruchung) und Ort des Biegeversagens (bzw. des Elementrisses); 20. Randlamelle (oben) und 1. Randlamelle (unten)

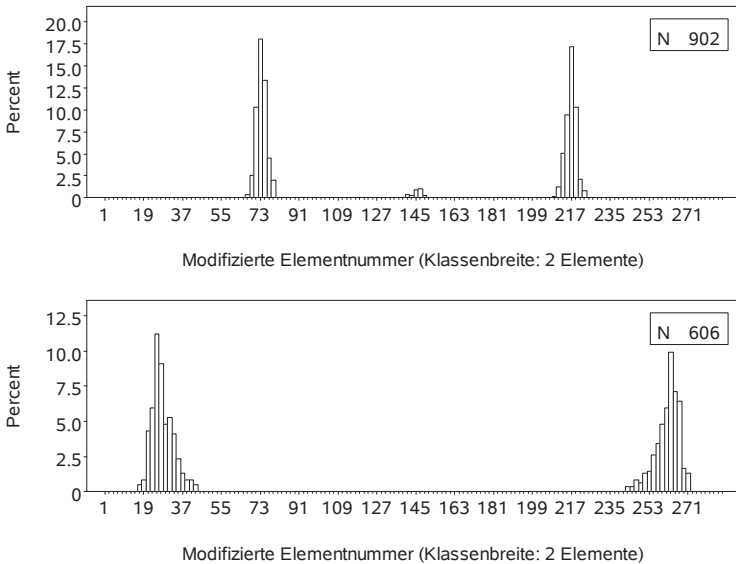


Bild 6-5 Häufigkeitsverteilung der Orte aller Elementrisse; Elementnummern über 288 sind auf die Positionen 1 bis 288 der ersten Randlamelle umgerechnet; Risse ober- (oben) u. unterhalb (unten) der Schwerpunktlinie

Zur Übersichtlichkeit der Darstellung sind die Orte der ersten Lamellenrisse auf die 1. Lamelle (Elemente 1 bis 288) und die 20., letzte Lamelle (Elemente 5472 bis 5760) eingeschränkt. Nicht dargestellt sind also diejenigen Orte zwischen den beiden Randlamellen, an denen ein Lamellenriss nicht unmittelbar den Zustand der Traglast einleitet, vgl. Bild 2-4.

Die Darstellung im Bild 6-4 macht insbesondere zwei Aspekte deutlich. 1. Obwohl unter der angegebenen Belastung das Bemessungsmoment exakt über der zweiten bzw. vierten Stützung liegt, vgl. Bild 5-1, wird – erwartungsgemäß – ein die Tragfähigkeit limitierendes Biegeversagen in einem einige wenige Elemente breiten Bereich um diese beiden Stützungen herum simuliert. 2. Außerdem wird – das ist auch erwartungsgemäß – das Biegeversagen in einer erklecklichen Anzahl der Fälle völlig außerhalb der zweiten und vierten Stützung im ersten und letzten

Feld und über der mittleren Stützung simuliert. Bild 6-5 verdeutlicht in Ergänzung zur Beziehung im Bild 6-4 die Häufigkeitsverteilung der Orte aller registrierten Risse (also auch solcher, die zwischen den Randlamellen registriert wurden), wobei Elementnummern über 288 auf die Nummern 1 bis 288 umgerechnet sind. Es entfallen von insgesamt 1508 implizit dargestellten Rissen 902 (60 %) auf Positionen oberhalb der Schwerpunktlinie und 606 (40 %) auf solche unterhalb der Schwerpunktlinie. Die mehrgipfeligen Häufigkeitsverteilungen besitzen eine hohe Affinität zur jeweiligen Biegezugbeanspruchung ober- bzw. unterhalb der Schwerpunktlinie. Ein alleiniger Biegespannungsnachweis über der zweiten bzw. vierten Stützung würde also in über 40 % der Bemessungsfälle in einem Widerspruch zu den wirklichen Verhältnissen stehen, stellt aber nichtsdestotrotz bislang ein pragmatisches Vorgehen auf Grundlage der elementaren Balkenstatik dar.

Die in dieser Arbeit vorgestellten Ergebnisse zu Systemeinflüssen haben nicht den Grad der Reife, um in eine wirkungsvolle Empfehlung mit praktischer Relevanz überführt zu werden. Vielmehr beleuchten sie ein im Grunde bekanntes Betätigungsfeld, das die Erforschung von Tragwerkswiderständen auf einer erweiterten Systemebene betrifft. Diesbezügliche Strategien zur Ausschöpfung von Tragfähigkeitspotenzialen wurden bereits vor etlichen Jahren in Betracht gezogen, z. B. [76]. Die erweiterte Systemebene umschließt das Erfassen aller relevanten Einflüsse auf den Tragwerkswiderstand. Solche Einflüsse können neben den streuenden mechanischen Eigenschaften und geometrischen Randbedingungen, streuende Nachgiebigkeiten bzw. Widerstände in den Verbindungen zwischen Bauteilen, das statisch vollkommene Abbilden der Einwirkungen und damit auch die Berücksichtigung von Normal- und Schubkräften sein. Unter statisch-wirklichkeitsnahen Verhältnissen simulierte Traglasten würden dann ebenfalls implizit eine Interaktion zwischen Biege- und Normalkraftbeanspruchung enthalten.

Eine neue Bedeutung bekommen bei Betrachtungen auf einer erweiterten Systemebene dann differenzierte Werkstoffmodelle. Das bislang

der Bedingung von einachsialer fasernparalleler Beanspruchung genügende Karlsruher Rechenmodell wird nicht für die numerische Untersuchung von ebenen oder anderen komplexeren Tragsystemen gleichermaßen geeignet sein; in Bereichen wie z. B. Rahmenecken herrschen mehrachsiale Spannungszustände, für deren Beschreibung in den verschiedenen Stufen der Beanspruchung lineare bzw. nicht lineare Werkstoffmodelle verfügbar sein müssen. Überdies erfordert das empirische Repräsentieren von Versagenszuständen, die sich auf Elementebene ereignen sollen, geeignete Interaktionsbeziehungen. Eine in diesem Zusammenhang zu lösende Fragestellung ist das Weiterentwickeln von bereits vorhandenen Werkstoffmodellen [87, 88] und das Koppeln solcher Modelle mit den numerischen Untersuchungen komplexer Systeme. Über eine solche Verbindung im Zusammenhang von lokalen Beanspruchungsproblemen wie Durchbrüchen und Querdruckbeanspruchungen wird in [89] berichtet, wobei den numerischen Analysen zunächst deterministische Materialparameter zugewiesen wurden. Hier ist ebenfalls eine Erweiterung in eine stochastische Betrachtungsweise wünschenswert, vgl. [19].





## 7 Zusammenfassung und Ausblick

Werte wie die faserparallele Biege-, Druck- und Zugfestigkeit von Brettschichtholz, hier stellvertretend angeführt, prägen das modulare Verständnis von Festigkeiten im Holzbau. Sie werden bei Nachweisen im Grenzzustand der Tragfähigkeit fallweise als alleinige Widerstandsgröße verwendet oder stellen in Interaktionsnachweisen einen Anteil am Widerstand. Diese drei elementaren Festigkeitswerte wurden für den Baustoff Brettschichtholz nach stochastischen Gesichtspunkten auf numerischem Wege ermittelt und in ihren erweiterten baupraktischen Zusammenhängen dargestellt. Das betrifft insbesondere die Abweichung von den Referenzbedingungen Holzfeuchte und Bauteilgröße. Die gewonnenen Ergebnisse bilden heute einen kleinen Teil der wissenschaftlichen Grundlage für die Brettschichtholznormung.

Die Ebene der modularen Festigkeiten verlassend, wurden angesichts der heute verfügbaren numerischen Möglichkeiten Tragwiderstände von Systemen aus Brettschichtholz ermittelt. Solche Untersuchungen zeigen, dass ein auf modularen Festigkeiten beruhendes Berechnungs- bzw. Bemessungskonzept zu wirklichkeitsfernen Betrachtungen führen kann und der Behandlung von zunehmend komplexen Tragsystemen nur eingeschränkt gerecht wird. Infolgedessen stellt sich die Frage nach geeigneten Ansätzen. Da die Möglichkeiten zur numerischen Untersuchung komplexer Systeme bei weitem nicht ausgeschöpft sind, ist ein Verlassen der durch vergleichsweise bescheidene Forschungswünsche der Vergangenheit geprägten Grenzen mittlerweile nicht nur denkbar, sondern auch technisch zu bewältigen. Man könnte heute einen wesentlich ganzheitlicheren Weg beschreiten. Mit diesem Ziel vor Augen, zeigt die vorliegende Arbeit anhand beispielhaft durchgeführter numerischer Systemanalysen und damit gewonnener Ergebnisse eine mögliche Erweiterung dieser Grenzen auf. Zukünftige Schritte in diesem

Sinne betreffen experimentelle Vorarbeiten zur Beschreibung von zutreffenden Werkstoffmodellen für eine geeignete Diskretisierung, deren Abhängigkeit von stochastischen Prozessen, die Kopplung mit computergestützten Systemanalysen und den permanenten Rückbezug auf die sich wandelnden Bedürfnisse der Holzindustrie.

Schließlich steht die vorliegende Arbeit auch dafür, dass mit einem einmal gefundenen und für einen spezifischen Anwendungsbereich ursprünglich verifizierten Simulationsmodell auch in unbekannte, angrenzende Bereiche vorgedrungen werden kann. Einem scheinbar von selbst ablaufenden Prozess ähnlich, wird das gewissermaßen durch den in Forschung und Wissenschaft vorhandenen Drang nach Erkenntnis befördert. Auf diese Weise entstehen neue Impulse zur Formulierung von Problemstellungen, deren Erforschung und Lösung schließlich Teil des technischen Fortschritts werden können.

# Literaturverzeichnis

- 1 DIN EN 1990:2010-12 Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung
- 2 DIN EN 384:2010-08 Bauholz für tragende Zwecke – Bestimmung charakteristischer Werte für mechanische Eigenschaften und Rohdichte
- 3 Glos, P.; Maier, W.; Weigle, U.: Bestimmung des Festigkeitsverhaltens von Fichtenbrettschichtholz als Grundlage für ein probabilistisches Bemessungsverfahren. Teil 1: Versuchseinrichtung für Kurzzeit-Druckversuche. Arbeitsberichte zur Sicherheitstheorie der Bauwerke. Heft 7/73. Laboratorium für den konstruktiven Ingenieurbau. TU München, 1973
- 4 Egner, K.; Kolb, H.: Leimbauweisen. In: v. Halász R (Hg.): Holzbau-Taschenbuch, 7. Aufl. Wilhem Ernst & Sohn, Berlin, 1974
- 5 Foschi, R.O.; Barrett, J.D.: Glued-laminated beam strength: a model. Journal of the Structural Division 106 (1980), S. 1735-1754
- 6 Ehlbeck, J.; Colling, F.; Görlacher, R.: Einfluß keilgezinkter Lamellen auf die Biegefestigkeit von Brettschichtholzträgern. Holz als Roh- und Werkstoff 43 (1985), S. 333-337, 369-373, 439-442
- 7 Schmitt-Thomas, K.G.: Integrierte Schadensanalyse – Technikgestaltung und das System des Versagens. 2. Aufl., Springer-Verlag, Berlin, 2005
- 8 Frese, M.; Blaß, H.J.: Bending strength of spruce glulam. European Journal of Wood and Wood Products 67 (2009), S. 277-286
- 9 Frese, M.; Hunger, F.; Blaß, H.J.; Glos, P.: Verifikation von Festigkeitsmodellen für die Brettschichtholz-Biegefestigkeit. European Journal of Wood and Wood Products 68 (2010), S. 99-108
- 10 Frese, M.; Chen, Y.; Blaß, H.J.: Tensile strength of spruce glulam. European Journal of Wood and Wood Products 68 (2010), S. 257-265
- 11 Frese, M.; Enders-Comberg, M.; Blaß, H.J.; Glos, P.: Compressive strength of spruce glulam. European Journal of Wood and Wood Products 70 (2012), S. 801-809
- 12 Frese, M.; Blaß, H.J.: System effects in glued laminated timber in tension and bending. CIB-W18/43-12-3, Nelson, New Zealand, 2010

- 13 Frese, M.; Enders-Comberg, M.; Blaß, H.J.; Glos, P.: Strength of spruce glulam subjected to longitudinal compression. CIB-W18/44-12-2, Alghero, Italy, 2011
- 14 Frese, M.; Blaß, H.J.: Asymmetrically combined glulam – simplified verification of the bending strength. CIB-W18/45-12-1, Växjö, Sweden, 2012
- 15 Frese, M.: Hybrid glulam beams made of beech LVL and spruce laminations. INTER-2014/47-12-2, Bath, United Kingdom
- 16 Frese, M.: Computer-aided simulation of glulam strength parallel to grain. IV European Conference on Computational Mechanics, Paris, France, 2010
- 17 Frese, M.; Blaß, H.J.: Numerical analysis on asymmetrically combined glulam. European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering, Vienna, Austria, 2012
- 18 Frese, M.: System effects in continuous glulam beams. World Conference on Timber Engineering. Riva del Garda, Italy, 2010
- 19 Glos, P.: Zur Bestimmung des Festigkeitsverhaltens von Brettschichtholz bei Druckbeanspruchung aus Werkstoff- und Einwirkungskenngrößen. Berichte zur Zuverlässigkeitstheorie der Bauwerke, Heft 35/78, Laboratorium für den konstruktiven Ingenieurbau, TU München, 1978
- 20 Heimeshoff, B.; Glos, P.: Zugfestigkeit und Biege-E-Modul von Fichten-Brettlamellen. Holz als Roh- und Werkstoff 38 (1980), S. 51-59
- 21 Glos, P.: Zur Modellierung des Festigkeitsverhaltens von Bauholz bei Druck-, Zug- und Biegebeanspruchung. Berichte zur Zuverlässigkeitstheorie der Bauwerke, Heft 61/81, Laboratorium für den konstruktiven Ingenieurbau, TU München, 1981
- 22 Ehlbeck, J.; Colling, F.; Görlacher, R.: Einfluß keilgezinkter Lamellen auf die Biegefestigkeit von Brettschichtholzträgern. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Ingenieurholzbau. Universität Karlsruhe, 1984
- 23 Ehlbeck, J.; Colling, F.: Biegefestigkeit von Brettschichtholz in Abhängigkeit von Rohdichte, Elastizitätsmodul, Ästigkeit und Keilzinkung der Lamellen, der Lage der Keilzinkung sowie von der Trägerhöhe. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Ingenieurholzbau. Universität Karlsruhe, 1987

- 24 Gröner, J.: Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften von Brettschichtholz aus Buche – Experimentelle und theoretische Untersuchungen (unveröffentlichte Diplomarbeit). Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen, Universität Karlsruhe, 2004
- 25 Görlacher, R.: Klassifizierung von Brettschichtholzlamellen durch Messung von Longitudinalschwingungen (Dissertation). Universität Karlsruhe, 1990
- 26 Colling, F.: Tragfähigkeit von Biegeträgern aus Brettschichtholz in Abhängigkeit von den festigkeitsrelevanten Einflussgrößen (Dissertation). Universität Karlsruhe, 1990
- 27 Ehlbeck, J.; Colling, F.: Tragfähigkeit von mit Glasfaser-Verbund-Profilen verstärkten Brettschichtholzträgern. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Ingenieurholzbau, Universität Karlsruhe, 1987
- 28 Blaß, H.J.; Romani, M.: Trag- und Verformungsverhalten von Verbundträgern aus Brettschichtholz und faserverstärkten Kunststoffen. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Ingenieurholzbau, Universität Karlsruhe, 2000
- 29 Blaß, H.J.; Romani, M.; Schmid, M.: Optimierung von Verbundträgern aus Brettschichtholz mit Verstärkungen aus Faserverbundkunststoffen. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Ingenieurholzbau, Universität Karlsruhe, 2003
- 30 Blaß, H.J.: Tragfähigkeit von Druckstäben aus Brettschichtholz unter Berücksichtigung streuender Einflussgrößen (Dissertation). Universität Karlsruhe, 1987
- 31 Blaß, H.J.; Ehlbeck, J.; Kurzweil, L.: Untersuchungen zur Zugfestigkeit von Brettschichtholz im Hinblick auf Normungsvorschläge. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Ingenieurholzbau, Universität Karlsruhe, 1998
- 32 Blaß, H.J.; Denzler, J.K.; Frese, M.; Glos, P.; Linsenmann, P.: Biegefestigkeit von Brettschichtholz aus Buche. Bd. 1, Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, Universitätsverlag Karlsruhe, 2005
- 33 Frese, M.: Die Biegefestigkeit von Brettschichtholz aus Buche – Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Laminierungseffekt (Dissertation). Bd. 5, Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, Universitätsverlag Karlsruhe, 2006

- 34 Blaß, H.J.; Frese, M.: Biegefestigkeit von Brettschichtholz-Hybridträgern mit Randlamellen aus Buchenholz und Kernlamellen aus Nadelholz. Bd. 6, Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, Universitätsverlag Karlsruhe, 2006
- 35 Blaß, H.J.; Frese, M.; Glos, P.; Denzler, J.K.; Linsenmann, P.; Ranta-Maunus, A.: Zuverlässigkeit von Fichten-Brettschichtholz mit modifiziertem Aufbau. Bd. 11, Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, Universitätsverlag Karlsruhe, 2008
- 36 Blaß, H.J.; Krüger, O.: Schubverstärkung von Holz mit Holzschrauben und Gewindestangen. Bd. 15, Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, KIT Scientific Publishing, 2010
- 37 Spengler, R.: Festigkeitsverhalten von Brettschichtholz unter zweiachsiger Beanspruchung. Teil 1: Ermittlung des Festigkeitsverhaltens von Brettelementen aus Fichte durch Versuche. Berichte zur Zuverlässigkeitstheorie der Bauwerke. Heft 62/1982. Laboratorium für den konstruktiven Ingenieurbau. TU München, 1982
- 38 Blaß, H.J.; Frese, M.: Schadensanalyse von Hallentragwerken aus Holz. Bd. 16, Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, KIT Scientific Publishing, 2010
- 39 Blaß, H.J.; Frese, M.; Kunkel, H.; Schädle, P.: Brettschichtholz aus acetylierter Radiata Kiefer. Bd. 25, Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, KIT Scientific Publishing, 2013
- 40 Frese, M.; Blaß, H.J.: Dauerhaftes Brettschichtholz aus acetylierter Radiata Kiefer. Bautechnik 91 (2014), S. 23-30
- 41 Flaig, M.: Biegeträger aus Brettsperrholz bei Plattenbeanspruchung in Plattenebene. Bd. 26, Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, KIT Scientific Publishing, 2013
- 42 Serrano, E.: Mechanical performance and modelling of glulam. In: Thelandersson, S.; Larsen, H.J. (Hg.): Timber Engineering. Wiley & Sons, Chichester, 2003
- 43 Burdzik, W.M.G; van Rensburg, B.W.J.: Estimating the strength of laminated timber beams with finger joints by using computer simulation. International Conference on Timber Engineering, Seattle, Washington, USA, 1988
- 44 Hernandez, R.; Bender, D.A.; Richburg, B.A.; Kline, K.S.: Probabilistic modeling of glued-laminated timber beams. Wood and Fiber Science 24 (1992), S. 294-306

- 45 Lindyberg, R.F.; Dagher, H.J.: ReLAM: Nonlinear probabilistic model for the analysis of reinforced glulam beams in bending. *Journal of Structural Engineering* 138 (2012), S. 777-788
- 46 Burger, N.; Glos, P.: Einfluß der Holzabmessungen auf die Zugfestigkeit von Bauschnittholz. *Holz als Roh- und Werkstoff* 54 (1996), S. 333-340
- 47 Serrano, E.; Larsen, H.J.: Numerical investigations of the laminating effect in laminated beams. *Journal of Structural Engineering* 125 (1999), S. 740-745
- 48 Serrano, E.; Gustafsson, P.J.; Larsen, H.J.: Modeling of finger-joint failure in glued-laminated timber beams. *Journal of Structural Engineering* 127 (2001), S. 914-921
- 49 Kandler, G.; Füssel, J.; Eberhardsteiner, J.: Influence of stiffness variation in timber boards on effective behavior of GLT. In: Kuhlmann U (Hg): *Tagungsband des Doktorandenkolloquiums Holzbau Forschung + Praxis*, Universität Stuttgart, 2014
- 50 Fink, G.; Frangi, A.; Kohler, J.: Modelling the bending strength of glued laminated timber – considering the natural growth characteristics of timber. CIB-W18/46-12-1, Vancouver, Canada, 2013
- 51 Hu, M.; Johansson, M.; Olsson, A.; Oscarsson, J.; Enquist, B.: Local variation of modulus of elasticity in timber determined on the basis of non-contact deformation measurement and scanned fibre orientation. *European Journal of Wood and Wood Products* 73 (2015), S. 17-27
- 52 Isaksson, T.: Modelling the variability of bending strength in structural timber – length and load configuration effects (Dissertation). Division of Structural Engineering, Lund Institute of Technology, 1999
- 53 Blaß, H.J.; Frese, M.: Sortierverfahren für die kombinierte maschinelle und visuelle Festigkeitssortierung. *Holz als Roh- und Werkstoff* 62 (2004), S. 325-334
- 54 E DIN EN 14081-1:2014-01 Holzbauwerke – Nach Festigkeit sortiertes Bauholz für tragende Zwecke mit rechteckigem Querschnitt – Teil 1: Allgemeine Anforderungen
- 55 DIN 4074-1:2012-06 Sortierung von Holz nach der Tragfähigkeit –Teil 1: Nadelschnittholz
- 56 BS 4978:2007+A1:2011 Visual strength grading of softwood. Specification

- 57 Chatterjee, S.; Price, B.: Praxis der Regressionsanalyse. 2. Aufl., Oldenbourg, München, 1995
- 58 EN 408:2012-10 Holzbauwerke – Bauholz für tragende Zwecke und Brettschichtholz – Bestimmung einiger physikalischer und mechanischer Eigenschaften
- 59 BS-Holz Merkblatt April 2013. Studiengemeinschaft Holzleimbau e. V., Wuppertal
- 60 Aasheim, E.; Solli, K.H.: Size factor of Norwegian glued laminated beams. CIB-W18/28-12-2, Copenhagen, Denmark, 1995
- 61 DIN EN 1995-1-1:2010-12 Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-1: Allgemeines – Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau
- 62 DIN 1052:2008-12 Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken – Allgemeine Bemessungsregeln und Bemessungsregeln für den Hochbau
- 63 Gehri, E.: Verbindungstechniken mit hoher Leistungsfähigkeit – Stand und Entwicklung. Holz als Roh- und Werkstoff 43 (1985), S. 83-88
- 64 Suenson, E.: Die Lage der Nulllinie in gebogenen Holzbalken. Holz als Roh- und Werkstoff 4 (1941), S. 305-314
- 65 Unsymmetrisch aufgebautes BS-Holz (Bericht, unveröffentlicht). Nr. 116137, Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Ingenieurholzbau, Karlsruher Institut für Technologie, 2011
- 66 Braun, M.O.; Moody, R.C.: Bending strength of small glulam beams with a laminated-veneer tension lamination. Forest Products Journal 27 (1977), S. 46-51
- 67 Radović, B.: Träger aus Brettschichtholz mit Furnierschichtholz im Zugbereich. Vorhaben I.4-35105, Forschungs- und Materialprüfungsanstalt Baden-Württemberg, Stuttgart, 1988
- 68 American Institute of Timber Construction: AITC 402-2005 Standard for structural composite lumber (SCL) for use in structural glued laminated timber. Centennial, Colorado, 2005
- 69 Ergebnisse der Zulassungsversuche für eine allgemeine bauaufsichtliche Zulassung (abZ) von Furnierschichtholz aus Buche (Prüfbericht, unveröffentlicht). Nr. 10511, Holzforschung München, Technische Universität München, 2012



- 70 Haller, P.; Heiduschke, A.; Putzger, R.; Hartig, J.: Kunstharzpressholz zur Verstärkung von Brettschichtholz. Bautechnik 92 (2015), S. 28-35
- 71 Krueger, G.P.: Ultimate-strength design of reinforced timber. Wood Science 6 (1973), S. 175-187
- 72 Keilzinkenverbindungen mit Buchen-Furnierschichtholz (Prüfbericht, unveröffentlicht). Nr. 136147, Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Ingenieurholzbau, Karlsruher Institut für Technologie, 2013
- 73 Kollmann, F.: Technologie des Holzes und der Holzwerkstoffe. 2. Aufl., Springer-Verlag, Berlin, 1982
- 74 Colling, F.: Einfluß des Volumens und der Spannungsverteilung auf die Festigkeit eines Rechteckträgers – Herleitung einer allgemeinen Beziehung mit Hilfe der 2-parametrischen Weibull-Verteilung. Holz als Roh- und Werkstoff 44 (1986), S. 121-125
- 75 Colling, F.: Einfluß des Volumens und der Spannungsverteilung auf die Festigkeit eines Rechteckträgers – Bestimmung der Völligkeitsbeiwerte, Anwendungsbeispiele. Holz als Roh- und Werkstoff 44 (1986), S. 179-183
- 76 Foschi, R.O.; Prion, H.G.L.; Folz, B.; Timusk, P.C.: Reliability based design of glulam beams. International Wood Engineering Conference 1996, New Orleans, USA, Vol. 1, S. 125-130
- 77 Fischer, L.: Sicherheitskonzept für neue Normen – Teil 1: Normung im konstruktiven Ingenieurbau. Bautechnik 75 (1998), S. 930 – 941
- 78 Pötzl, M.: Robuste Tragwerke – Vorschläge zu Entwurf und Konstruktion. Bauingenieur 71 (1996), S. 481-488
- 79 Isaksson, T.: Structural Timber – Variability and Statistical Modelling. In: Thelandersson S, Larsen HJ (Hg.): Timber Engineering. Wiley & Sons, Chichester, 2003
- 80 Johnson, A.I.: Strength, Safety and Economical Dimensions of Structures. Meddelanden Nr. 12, Bulletins of the Division of Building Statics and Structural Engineering at the Royal Institute of Technology, Stockholm, 1953
- 81 DIN EN 14080:2013-09 Holzbauwerke – Brettschichtholz und Balkenschichtholz – Anforderungen
- 82 Schatz, T.: Beitrag zur vereinfachten Biegebemessung von FVK-bewehrten Holzträgern. Bautechnik 81 (2004), S. 153-162

- 83 DIN EN 1194:1999-05 Holzbauwerke – Brettschichtholz – Festigkeitsklassen und Bestimmung charakteristischer Werte
- 84 DIN 1052:1969-10 Holzbauwerke – Berechnung und Ausführung
- 85 DIN 1052:1988-04 Holzbauwerke – Berechnung und Ausführung
- 86 Holzbauwerke: Eine ausführliche Erläuterung zu DIN 1052 Teil 1 bis Teil 3, Ausg. 1988. Beuth Verlag, Berlin & Bauverlag, Wiesbaden, 1989
- 87 Eberhardsteiner, J.: Mechanisches Verhalten von Fichtenholz – Experimentelle Bestimmung der biaxialen Festigkeitseigenschaften. Springer, Wien, 2002
- 88 Mackenzie-Helwein P.; Müllner H.W.; Eberhardsteiner, J.; Mang, H.A.: Analysis of layered wooden shells using an orthotropic elasto-plastic model for multi-axial loading of clear spruce wood. Computer methods in applied mechanics and engineering 194 (2005), S. 2661-2685
- 89 Fleischmann, M.; Krenn, H.; Eberhardsteiner, J.; Schickhofer, G.: Numerische Berechnung von Holzkonstruktionen unter Verwendung eines orthotropen elasto-plastischen Werkstoffmodells. Holz als Roh und Werkstoff 65 (2007), S. 301-313

# Bezeichnungen

Im Text nicht ausdrücklich erläuterte Bezeichnungen

$b$	Lamellenbreite
FSH	Furnierschichtholz
k. A.	keine Angabe
KZV	Keilzinkenverbindung
$N$	Anzahl/Normalverteilung
$r^2$	Bestimmtheitsmaß
$s$	empirische Standardabweichung
$t$	Dicke einer Furnierschichtholzlamelle, Realisation einer Standardabweichung
$W$	Widerstandsmoment
$\bar{x}$	(empirischer) Mittelwert
$\tilde{x}_{0,05}$	(empirisches) 5%-Quantil
$\tilde{x}_{0,5}$	Median
$\alpha, \beta, \gamma, \eta$	Verhältnismerte bzw. Faktoren
$\mu$	Erwartungswert, Verhältnismwert
$\sigma^2$	Varianz
$\sigma_{t/c}$	Spannung (t – Zug, c - Druck)



# Anhang

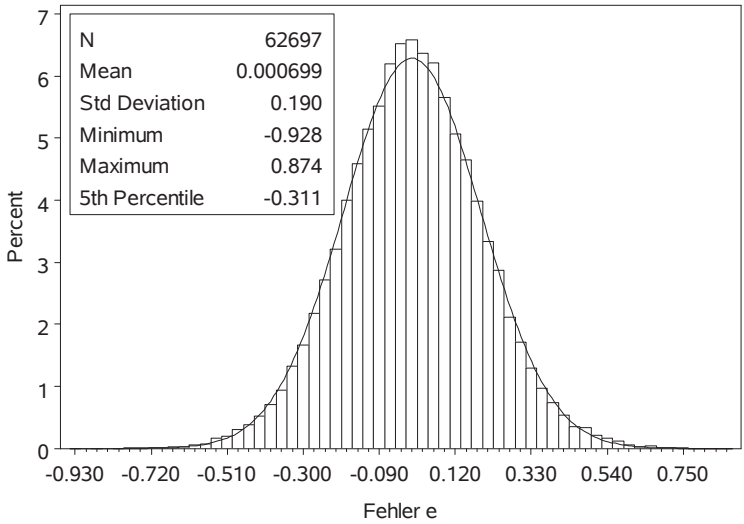
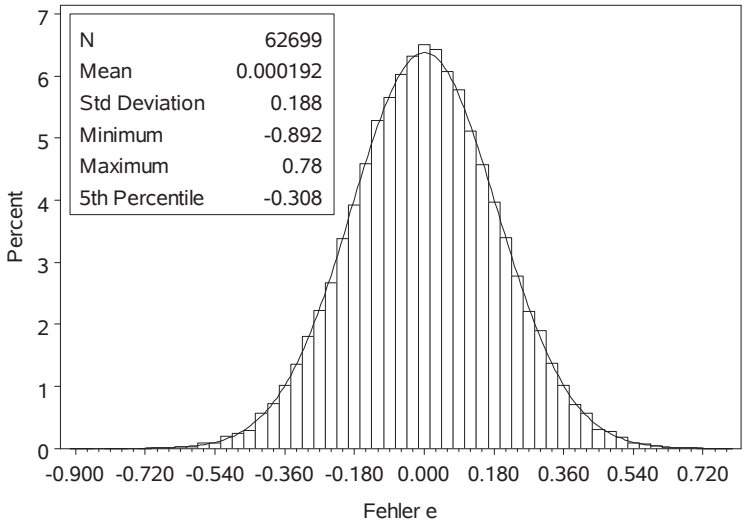


Bild 7-1 Generierte Fehler ohne (oben) und mit Berücksichtigung der scheinbaren Autokorrelation (unten)

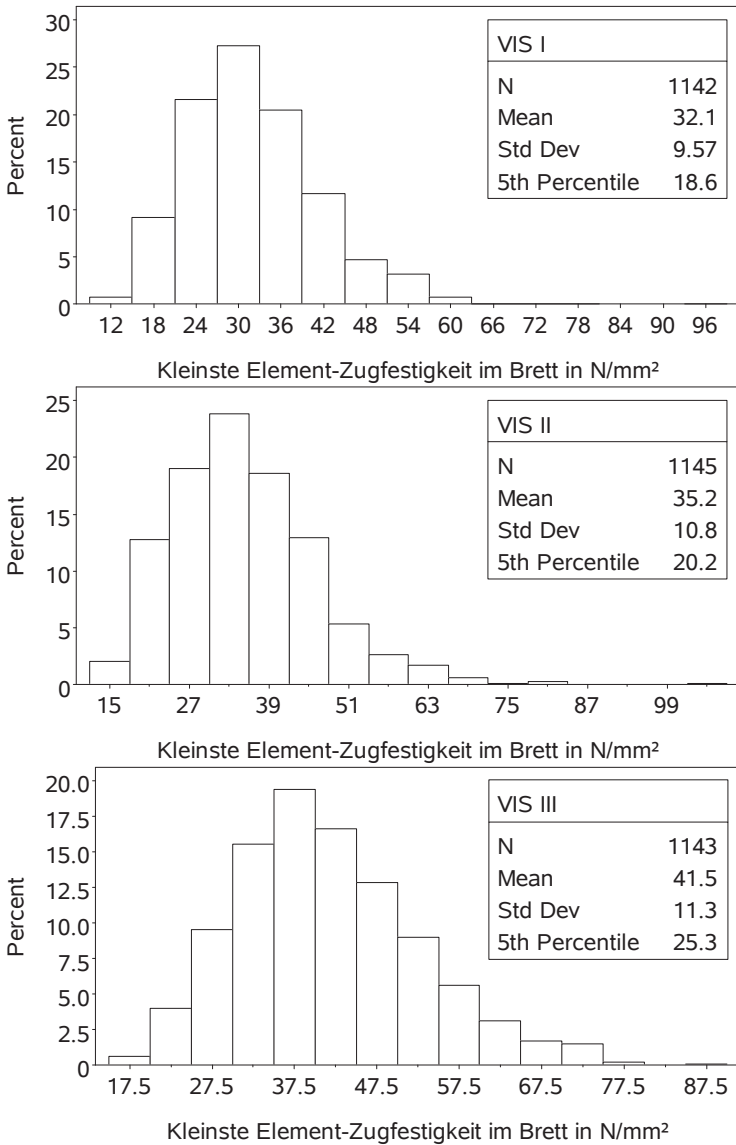


Bild 7-2 Häufigkeitsverteilung modellierter Element-Zugfestigkeiten

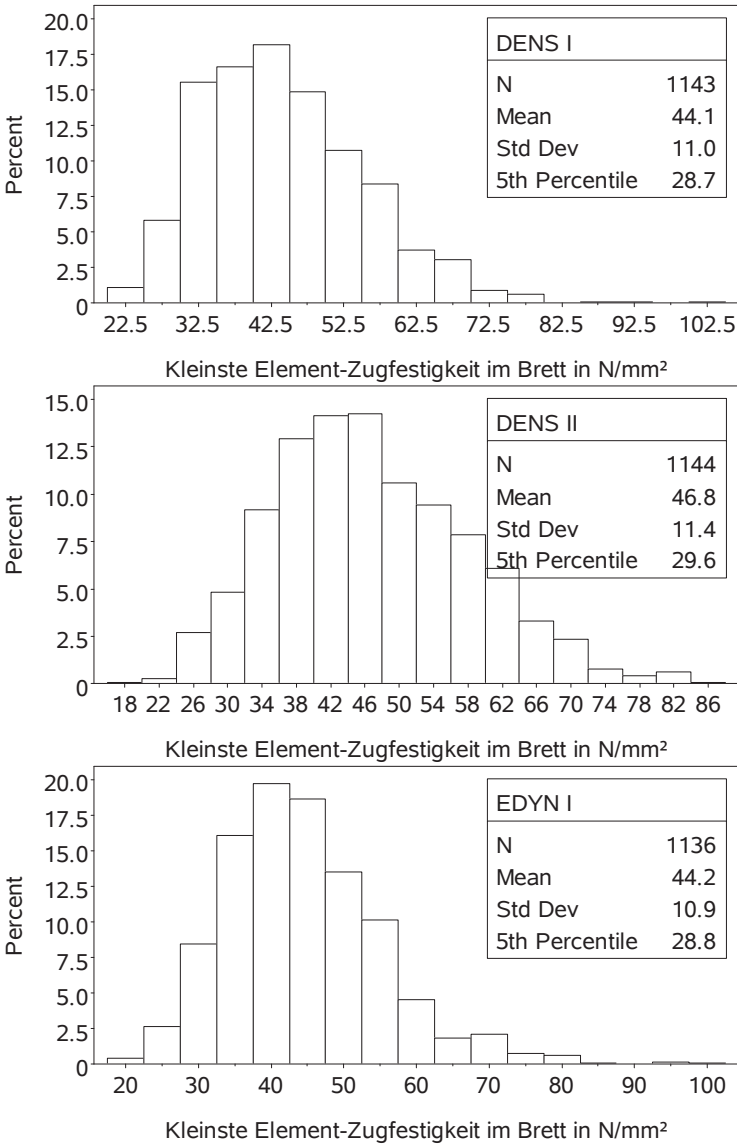


Bild 7-2 (Forts.) Häufigkeitsverteilung modellierter Element-Zugfestigkeiten



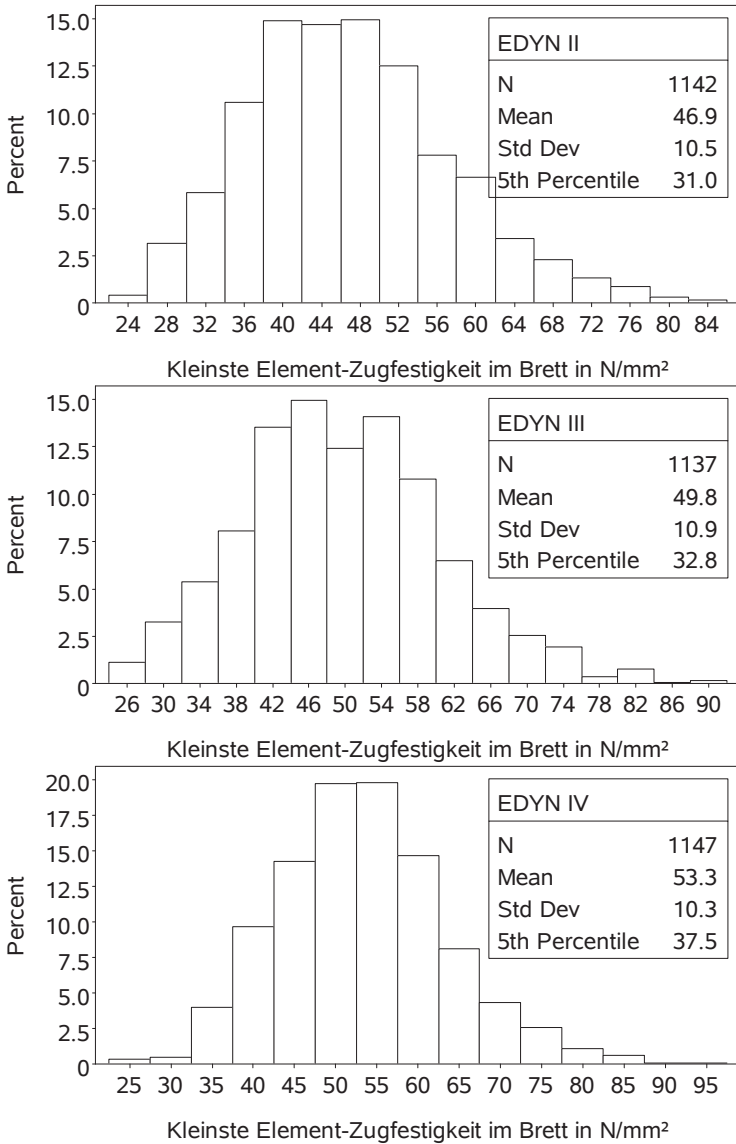


Bild 7-2 (Forts.) Häufigkeitsverteilung modellierter Element-Zugfestigkeiten

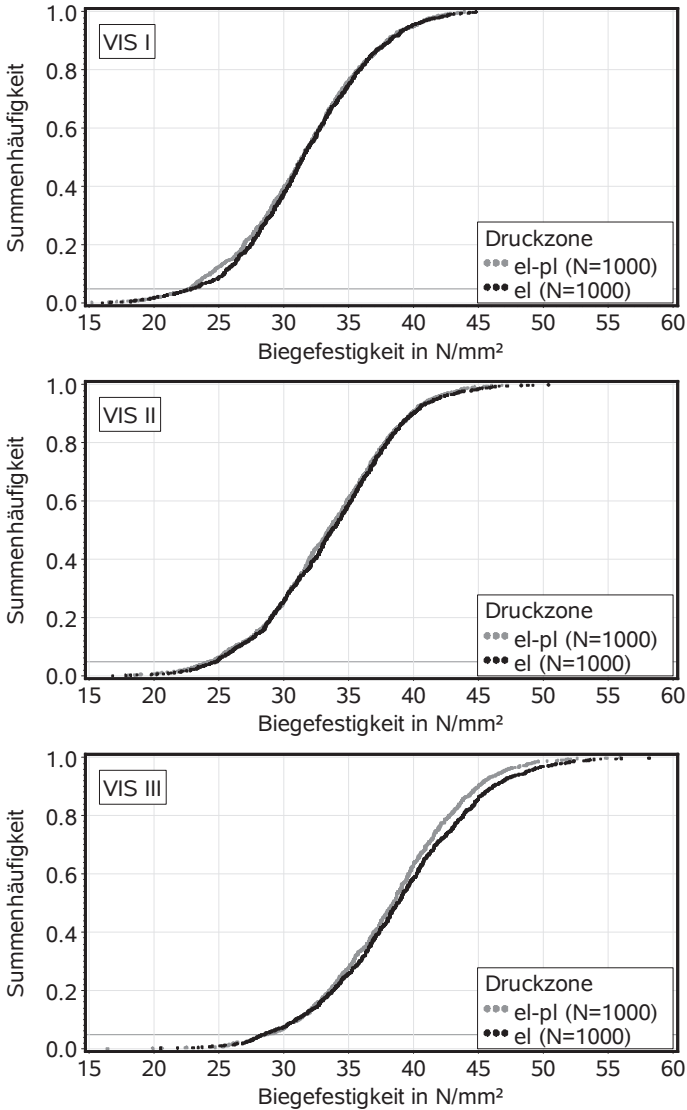


Bild 7-3 Summenhäufigkeit der Biegefestigkeit; ideal elastisch-plastisches (el-pl) und ideal elastisches Materialverhalten (el) in der Druckzone

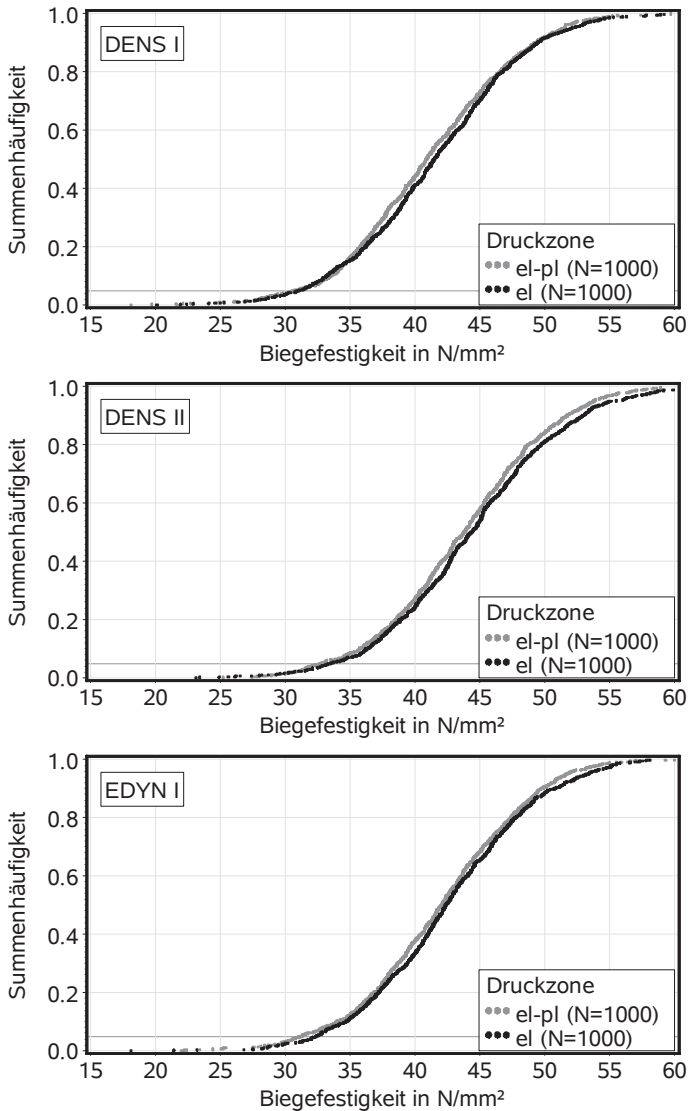


Bild 7-3 (Forts.) Summenhäufigkeit der Biegefestigkeit; ideal elastisch-plastisches (el-pl) u. ideal elastisches Materialverhalten (el) in der Druckzone

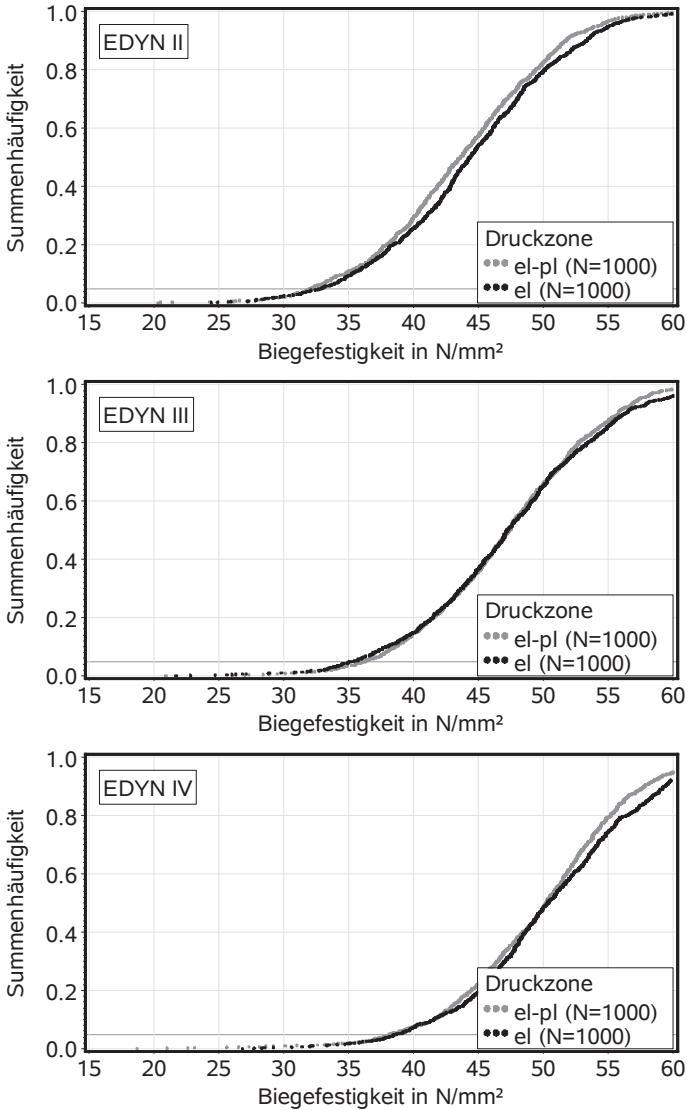


Bild 7-3 (Forts.) Summenhäufigkeit der Biegefestigkeit; ideal elastisch-plastisches (el-pl) u. ideal elastisches Materialverhalten (el) in der Druckzone

*Tabelle 7-1 Statistik der Biegefestigkeit (oberer Teil) und des Biegeelastizitätsmoduls (unterer Teil) von Trägern mit ideal elastisch-plastischem Materialverhalten in der Druckzone*

Verfahren	min	$\tilde{X}_{0,05}$	$\tilde{X}_{0,5}$	max	$\bar{X}$	s
	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>
VIS I	13,1	22,7	31,4	43,9	31,3	5,19
VIS II	18,0	24,2	33,4	48,3	33,3	5,21
VIS III	16,4	28,7	38,4	55,9	38,1	5,50
DENS I	18,1	30,6	40,8	59,7	41,0	6,30
DENS II	23,1	32,7	43,8	63,0	43,7	6,23
EDYN I	22,0	31,2	42,0	64,8	41,9	6,23
EDYN II	20,3	32,1	43,6	61,9	43,5	6,64
EDYN III	20,9	36,3	47,4	65,5	47,1	6,56
EDYN IV	18,7	38,2	50,2	68,7	49,7	6,74
VIS I	10604	11389	12319	14357	12346	606
VIS II	10957	11807	12791	15274	12834	661
VIS III	12037	12810	13942	16022	13954	679
DENS I	13578	14607	15522	17485	15532	587
DENS II	14900	15465	16402	18363	16404	563
EDYN I	14331	15086	15879	17743	15906	510
EDYN II	15101	15776	16421	18321	16456	463
EDYN III	16186	16691	17367	19047	17403	475
EDYN IV	16193	16718	17399	18703	17420	436

*Tabelle 7-1 (Forts.) Statistik der Biegefestigkeit (oberer Teil) und des Biegeelastizitätsmoduls (unterer Teil) von Trägern mit ideal elastischem Materialverhalten in der Druckzone*

Verfahren	min	$\tilde{x}_{0,05}$	$\tilde{x}_{0,5}$	max	$\bar{x}$	s
	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>
VIS I	16,0	22,9	31,5	44,8	31,5	5,05
VIS II	16,8	24,8	33,7	50,4	33,5	5,25
VIS III	12,6	28,5	38,7	60,1	38,7	6,02
DENS I	20,1	31,0	41,4	62,9	41,5	6,39
DENS II	23,1	33,5	44,3	65,8	44,4	6,57
EDYN I	18,1	32,3	42,4	60,2	42,5	6,24
EDYN II	14,8	32,9	44,3	68,8	44,3	6,88
EDYN III	21,7	35,2	47,2	67,3	47,3	7,17
EDYN IV	26,8	38,6	50,4	71,5	50,5	7,04
VIS I	10498	11336	12476	16185	12486	733
VIS II	10724	11885	13022	15695	13070	780
VIS III	12001	12887	14121	16516	14140	758
DENS I	13413	14598	15767	18197	15783	731
DENS II	14726	15456	16669	19122	16644	713
EDYN I	14560	15533	16388	18257	16428	589
EDYN II	15392	16189	16944	18608	16964	499
EDYN III	16513	17085	17897	19592	17901	523
EDYN IV	16552	17136	17819	19109	17836	447

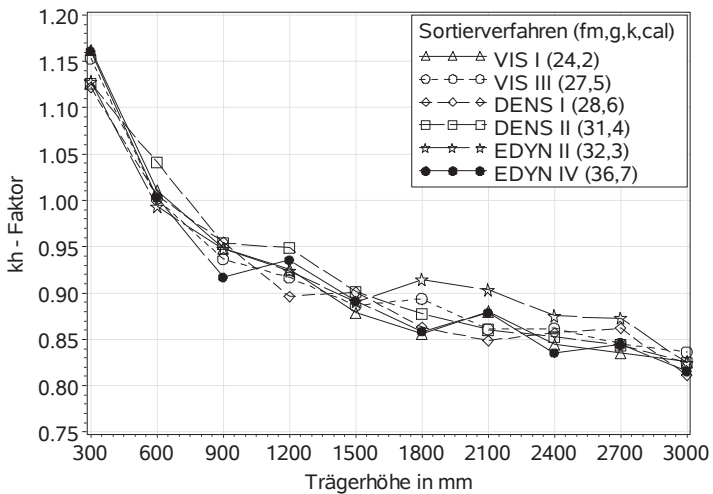
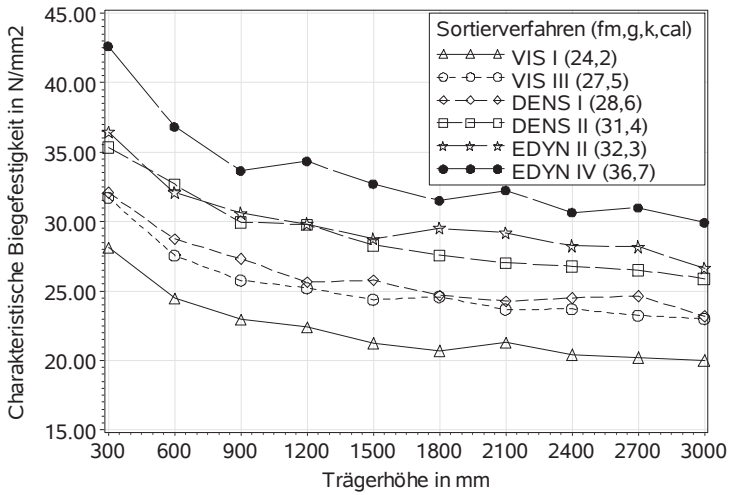


Bild 7-4 Charakteristische Biegefestigkeit (oben) und individuelle  $k_h$ -Faktoren (unten) in Abhängigkeit von der modellierten Trägerhöhe

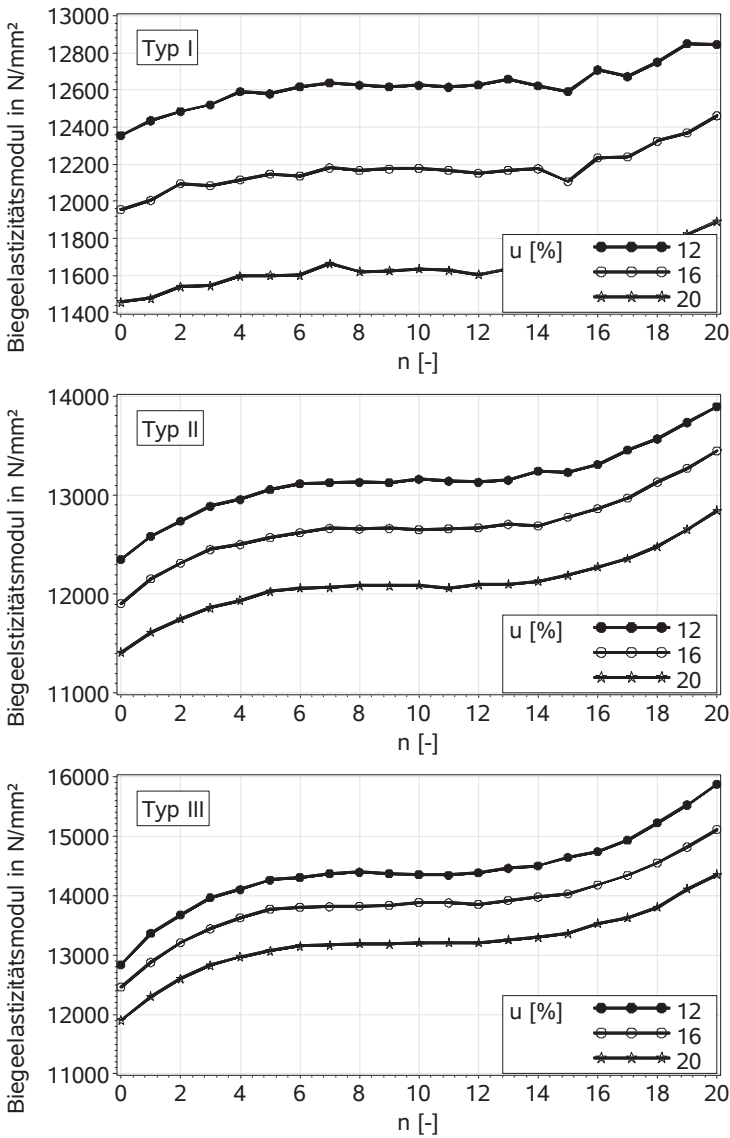


Bild 7-5 Elastizitätsmodul kombiniert aufgebauter Träger; Auswertung unterschiedlicher Holzfeuchten



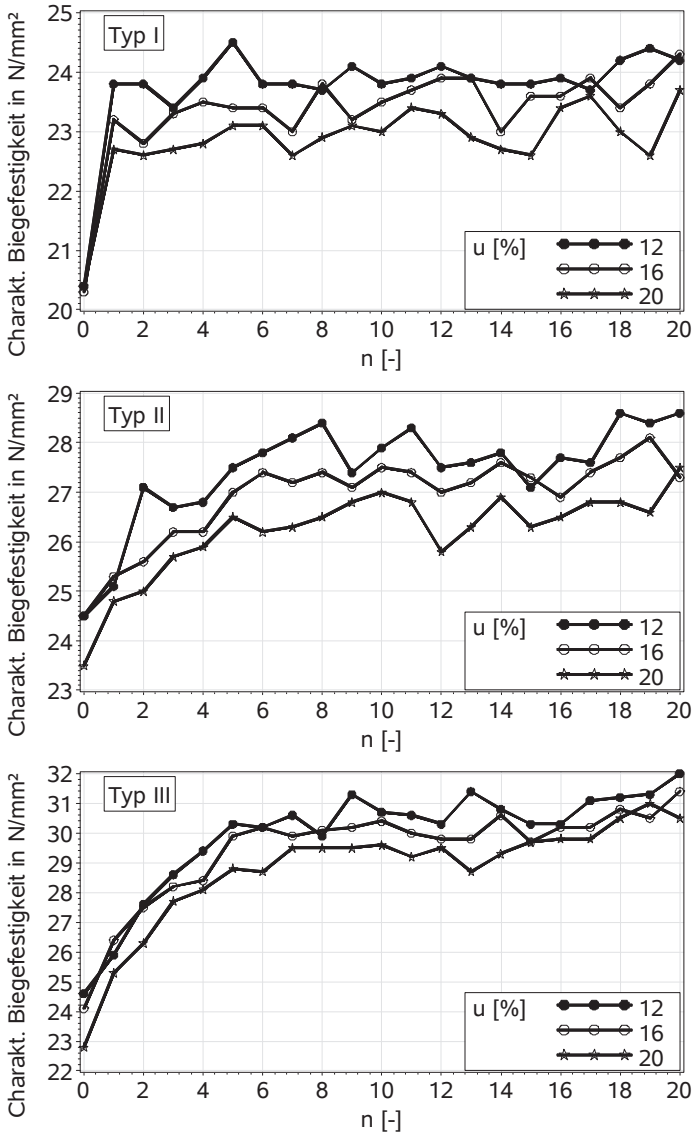


Bild 7-5 (Forts.) Biegefestigkeit kombiniert aufgebauter Träger; Auswertung unterschiedlicher Holzfeuchten

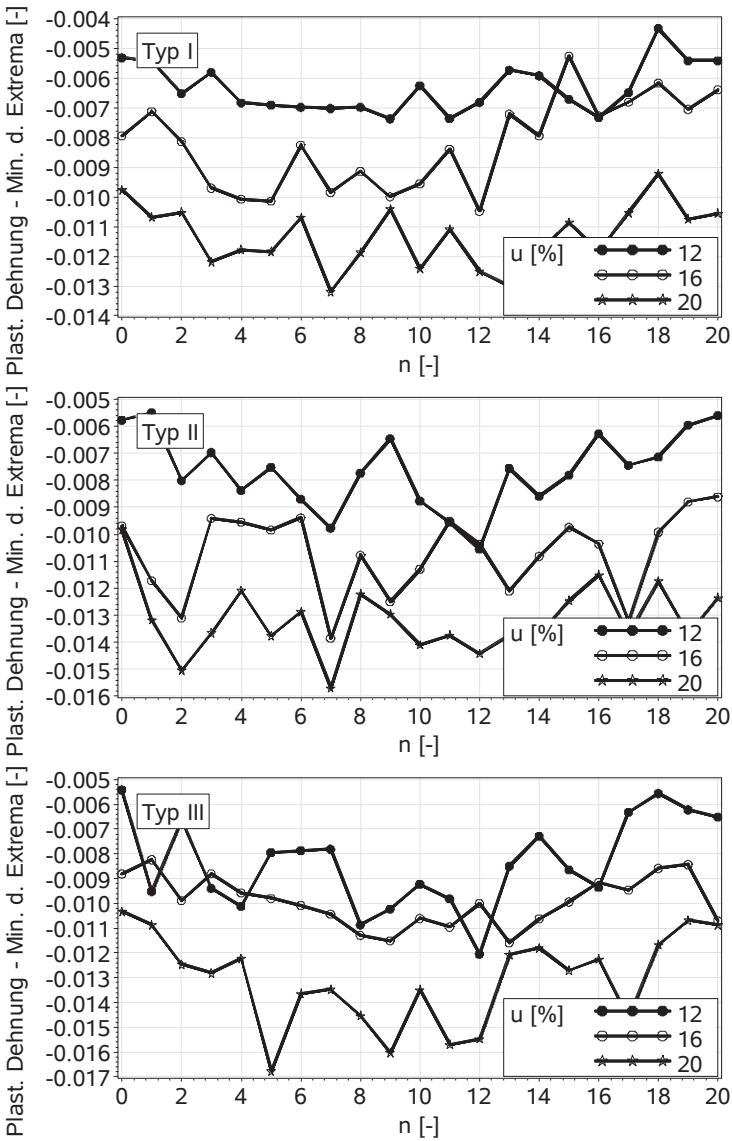


Bild 7-5 (Forts.) Plastische Dehnung in der Druckzone von kombiniert aufgebauten Trägern; Auswertung unterschiedlicher Holzfeuchten

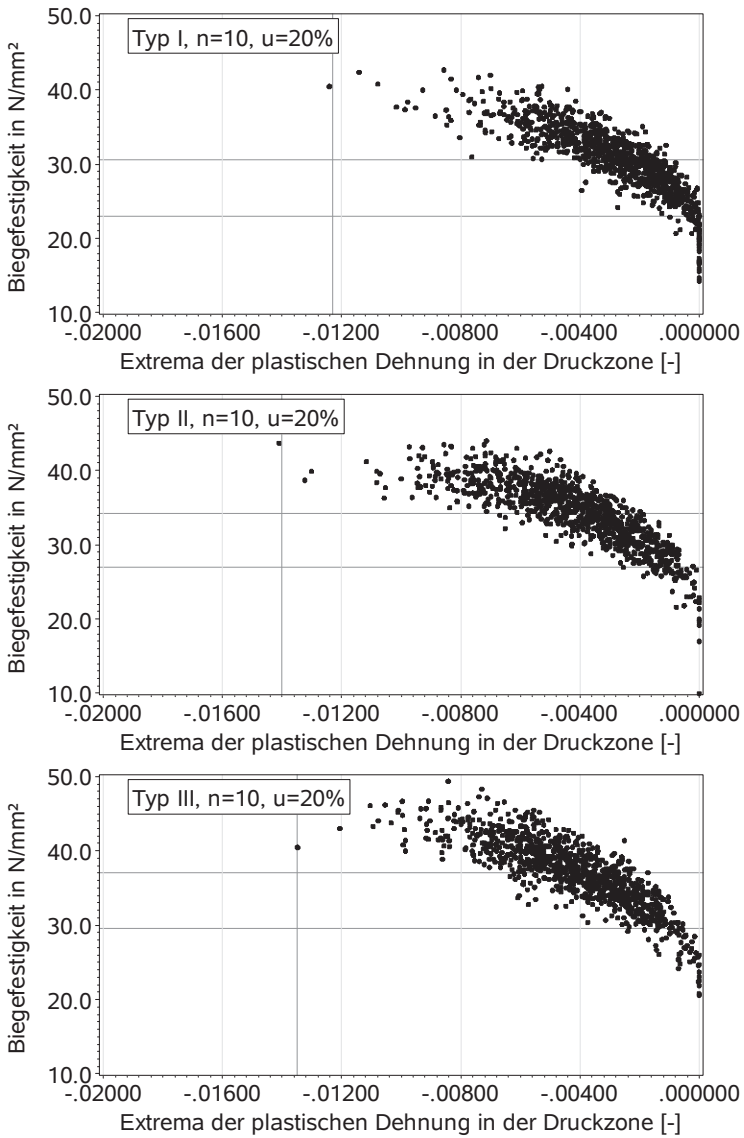


Bild 7-6 Zusammenhang zwischen Biegefestigkeit und plastischer Dehnung bei kombiniert aufgebauten Trägern

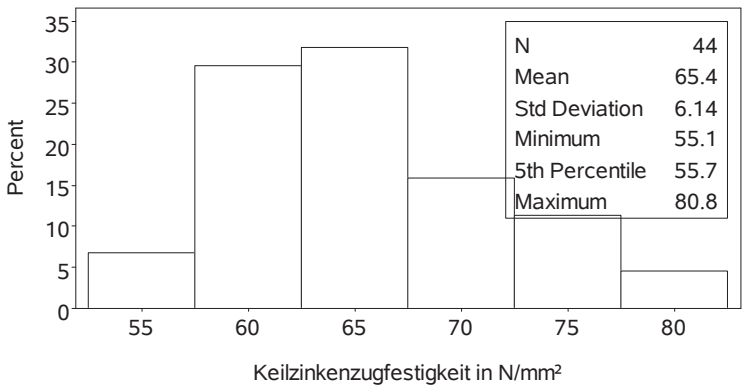
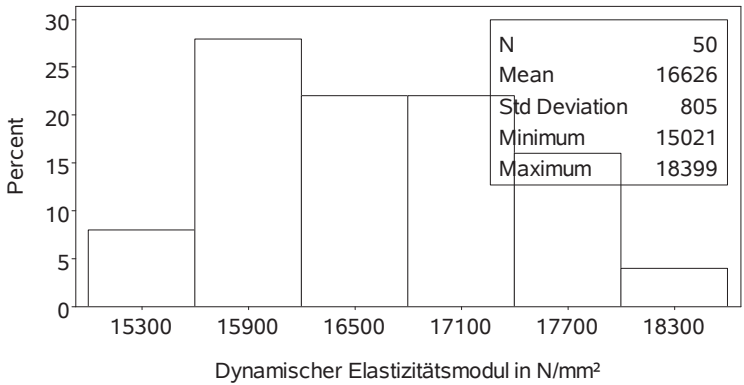


Bild 7-7 Mechanische Eigenschaften für keilgezinktes Furnierschichtholz aus Buche mit gleichgerichteten Schäl furnieren

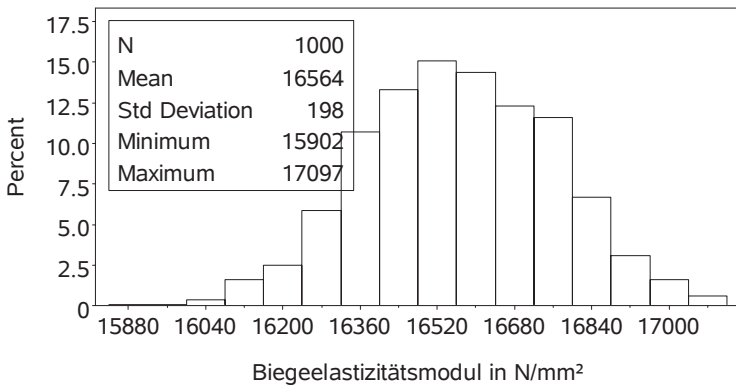
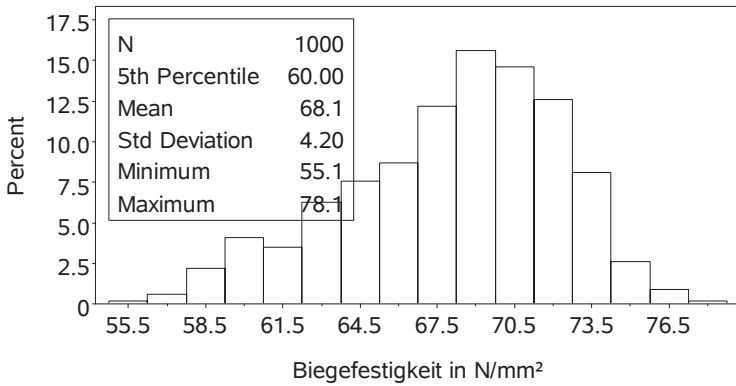


Bild 7-8 Mechanische Eigenschaften von zu Brettschichtholz verklebten keilgezinkten Furnierschichtholzlamellen, Trägerhöhe 600 mm

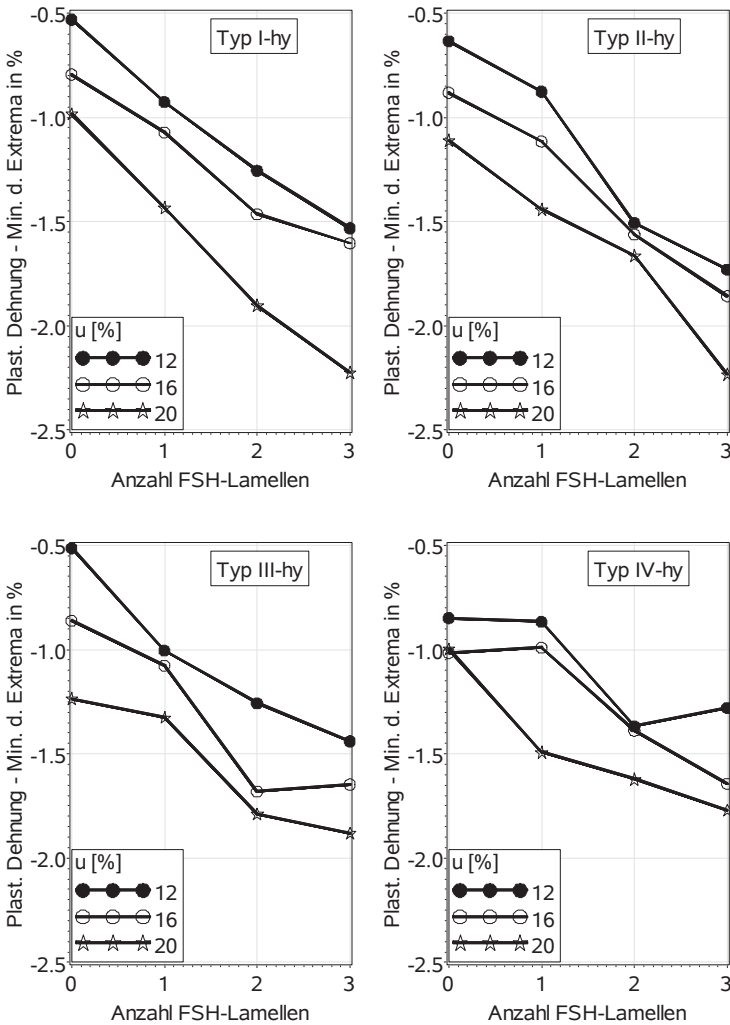


Bild 7-9 Plastische Dehnung in der Druckzone und Anzahl der verstärkenden Furnierschichtholzlamellen; Auswertung unterschiedlicher Holzfeuchten

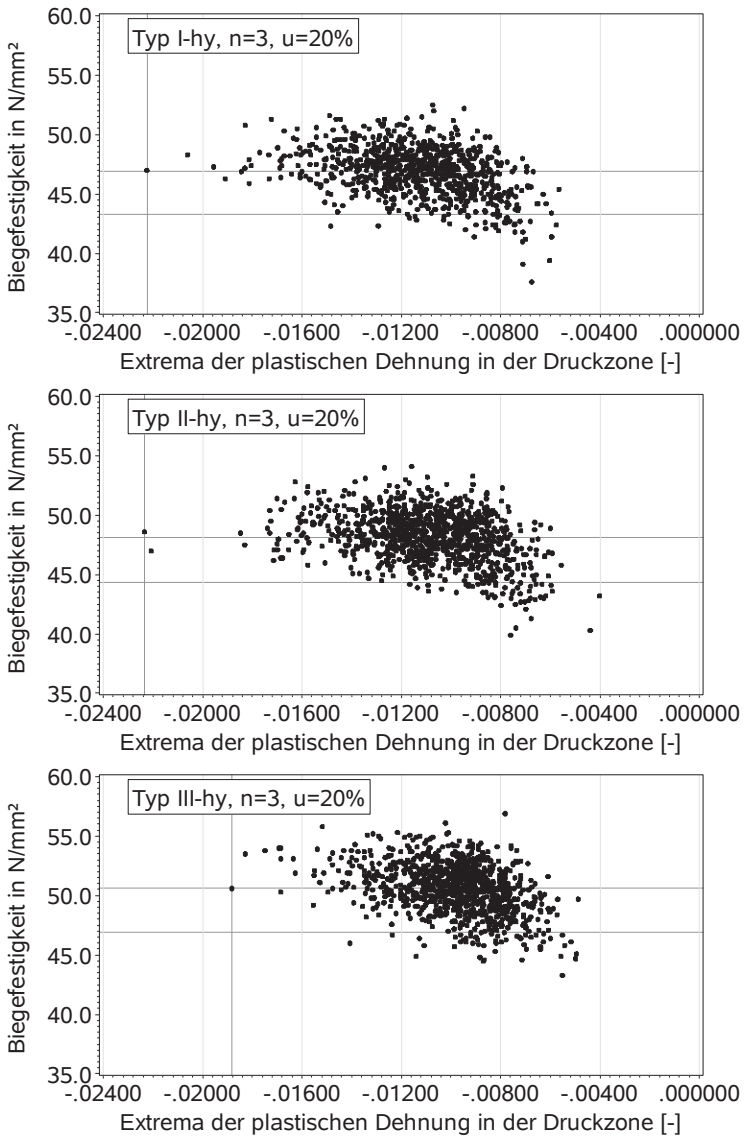


Bild 7-10 Zusammenhang zwischen Biegefestigkeit und plastischer Dehnung bei hybrid aufgebauten Trägern

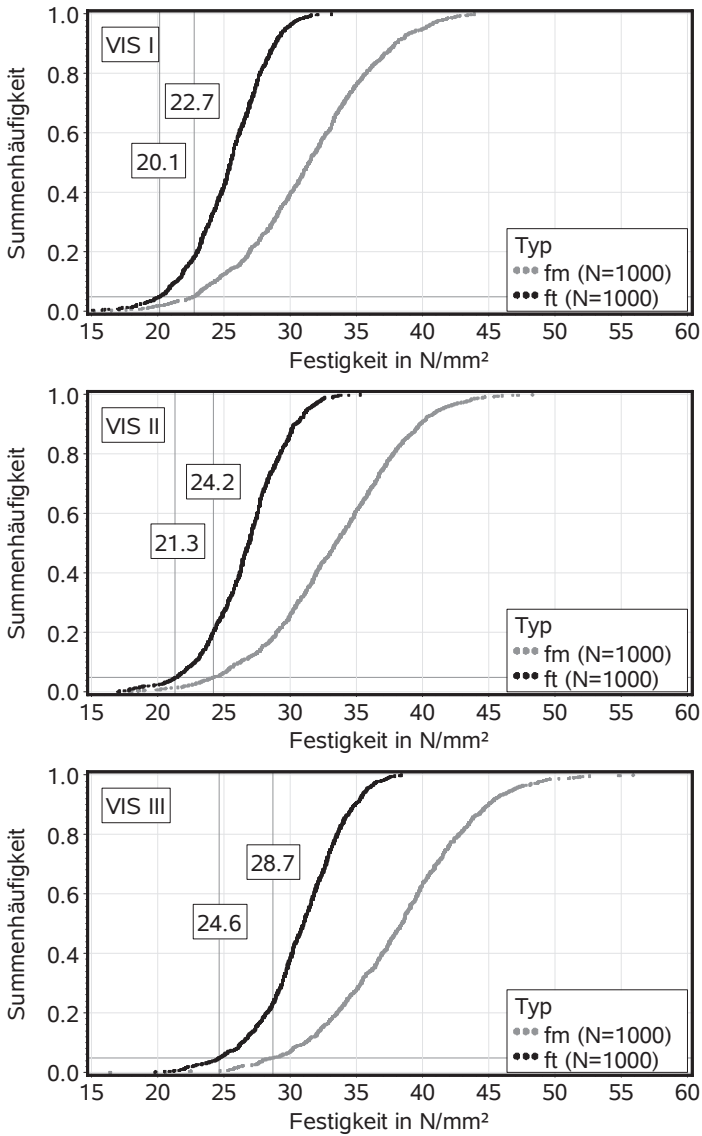
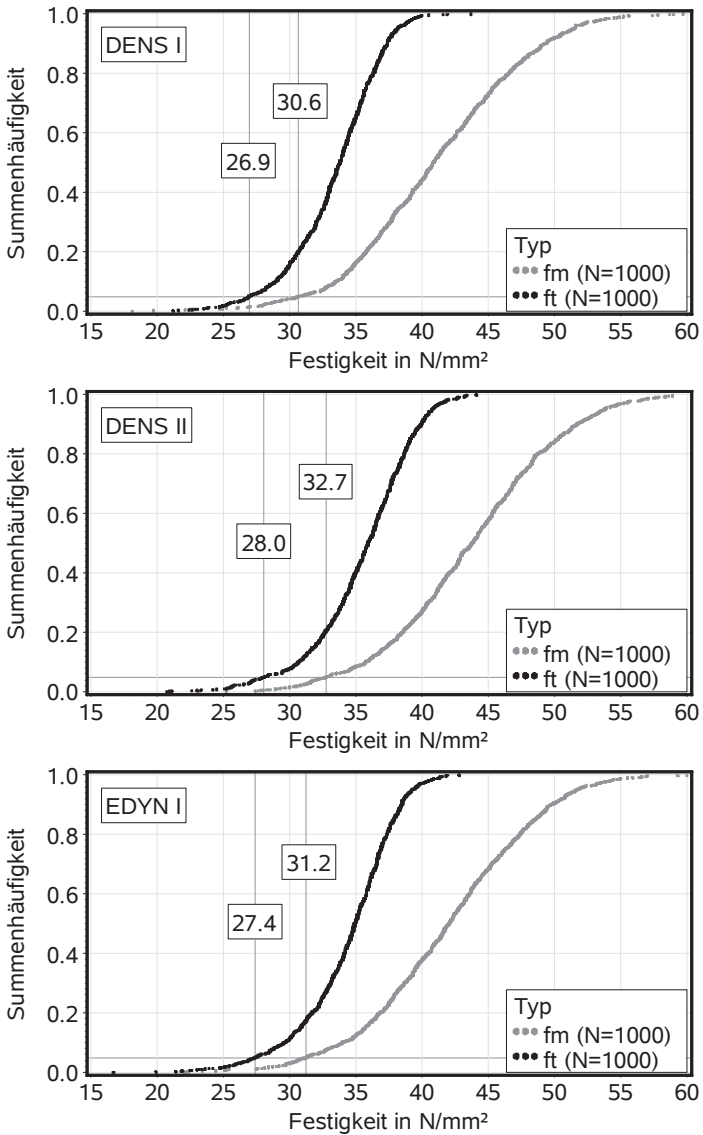


Bild 7-11 Summenhäufigkeit der Zug- ( $f_t$ ) und Biegefestigkeit ( $f_m$ )



Bild 7-11 (Forts.) Summenhäufigkeit der Zug- ( $f_t$ ) und Biegefestigkeit ( $f_m$ )

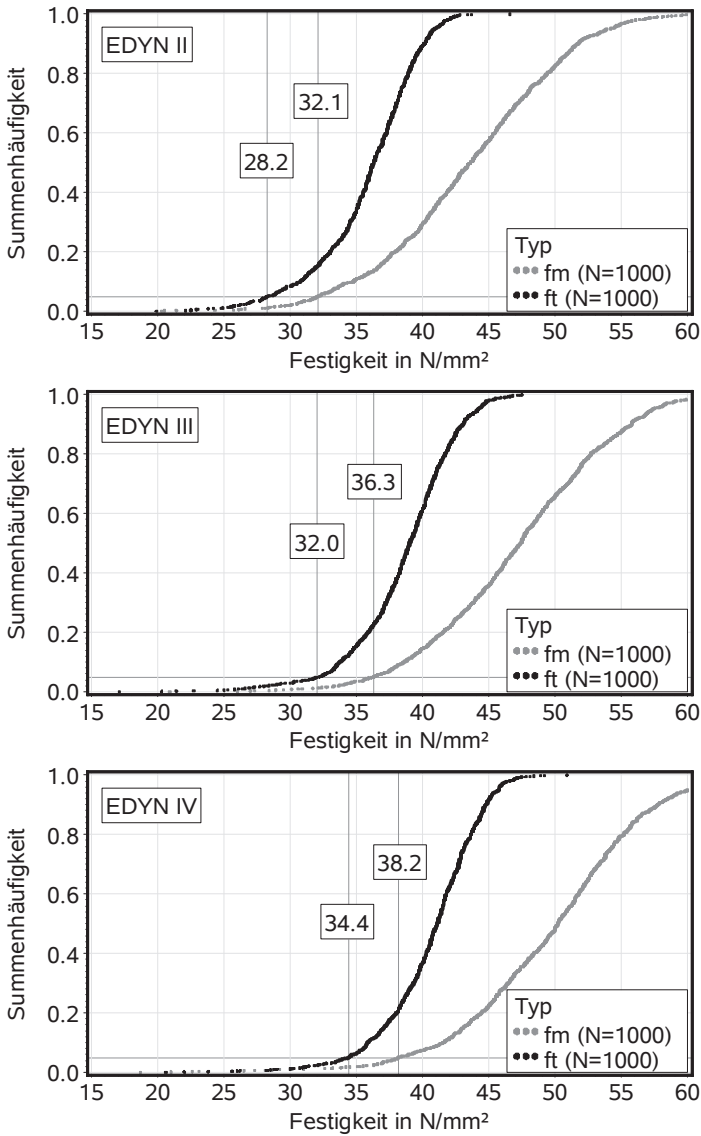


Bild 7-11 (Forts.) Summenhäufigkeit der Zug- ( $f_t$ ) und Biegefestigkeit ( $f_m$ )

Tabelle 7-2 Statistik der Zugfestigkeit (oberer Teil) und des Zugelastizitätsmoduls (unterer Teil)

Verfahren	min	$\tilde{X}_{0,05}$	$\tilde{X}_{0,5}$	max	$\bar{X}$	s
	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>
VIS I	9,70	20,1	25,5	33,1	25,3	2,97
VIS II	17,0	21,3	26,9	35,3	26,7	3,02
VIS III	14,7	24,6	31,0	38,4	30,8	3,33
DENS I	10,1	26,9	33,8	43,7	33,4	3,45
DENS II	20,7	28,0	35,9	44,1	35,5	3,76
EDYN I	16,7	27,4	34,9	42,8	34,4	3,63
EDYN II	19,9	28,2	36,3	46,6	35,8	3,79
EDYN III	17,1	32,0	39,0	47,5	38,6	3,87
EDYN IV	20,6	34,4	41,1	50,9	40,6	3,67
VIS I	10938	11634	12475	14229	12487	526
VIS II	11256	12049	13037	14782	13026	580
VIS III	12334	13146	14144	15959	14123	594
DENS I	13960	14934	15715	17423	15742	511
DENS II	14968	15726	16562	18177	16565	521
EDYN I	14902	15615	16328	17675	16335	446
EDYN II	15747	16333	16885	18125	16887	354
EDYN III	16801	17195	17770	19110	17790	367
EDYN IV	16707	17136	17692	18671	17694	330

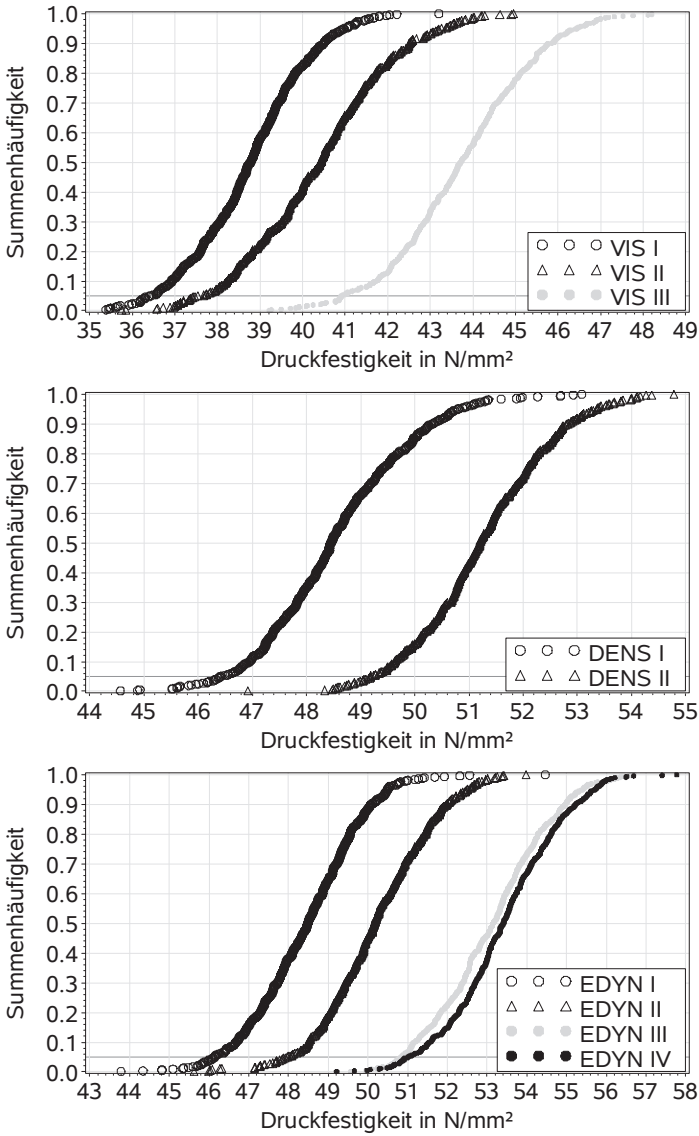


Bild 7-12 Summenhäufigkeit der Druckfestigkeit bei 12 % Holzfeuchte

*Tabelle 7-3 Statistik der Druckfestigkeit (oberer Teil) und des Druckelastizitätsmoduls (unterer Teil) bei 12 % Holzfeuchte*

Verfahren	min	$\tilde{X}_{0,05}$	$\tilde{X}_{0,5}$	max	$\bar{X}$	s
	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>
VIS I	35,0	36,4	38,8	43,2	38,7	1,36
VIS II	35,8	37,5	40,4	45,0	40,4	1,68
VIS III	39,2	40,9	43,7	49,0	43,8	1,63
DENS I	44,6	46,4	48,5	53,1	48,6	1,35
DENS II	46,9	49,2	51,2	54,8	51,3	1,24
EDYN I	43,8	46,2	48,5	54,5	48,4	1,37
EDYN II	45,6	48,0	50,2	54,0	50,2	1,38
EDYN III	49,6	50,9	53,2	56,7	53,1	1,39
EDYN IV	49,2	51,0	53,4	57,8	53,4	1,38
VIS I	10329	10940	11560	12991	11561	396
VIS II	10802	11279	12053	13635	12062	468
VIS III	11424	12256	12982	14399	13003	452
DENS I	13396	13772	14324	15655	14340	371
DENS II	14062	14571	15119	16119	15129	351
EDYN I	13374	13766	14402	15660	14402	380
EDYN II	13887	14291	14874	16265	14895	358
EDYN III	14620	15175	15745	16741	15747	368
EDYN IV	14435	15204	15780	16936	15784	370

Tabelle 7-4 Druckfestigkeit und Druckelastizitätsmodul bei 16 und 20 % Holzfeuchte

Verfahren	$u$	$f_{c,g,mean}$	$s$	$f_{c,g,k}^a$	$E_{c,g,mean}$	$s$
	%	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>
VIS I		31,5	1,25	29,4	10900	350
VIS II		32,8	1,35	30,4	11300	400
VIS III		35,6	1,31	33,4	12200	410
DENS I		39,4	1,03	37,6	13300	340
DENS II	16	41,6	0,98	39,9	14000	340
EDYN I		38,6	1,16	36,6	13100	360
EDYN II		40,1	1,12	38,4	13500	350
EDYN III		41,6	1,26	39,5	14000	380
EDYN IV		42,5	1,17	40,4	14300	350
VIS I		25,7	1,02	24,1	9960	330
VIS II		26,8	1,05	25,2	10400	370
VIS III		29,0	0,99	27,4	11100	340
DENS I		32,2	0,86	30,8	12100	320
DENS II	20	34,1	0,78	32,9	12700	310
EDYN I		31,6	0,96	30,1	11900	330
EDYN II		32,8	0,91	31,3	12300	330
EDYN III		34,1	0,98	32,5	12700	340
EDYN IV		34,8	1,00	33,1	13000	350

<sup>a</sup> verteilungsfrei

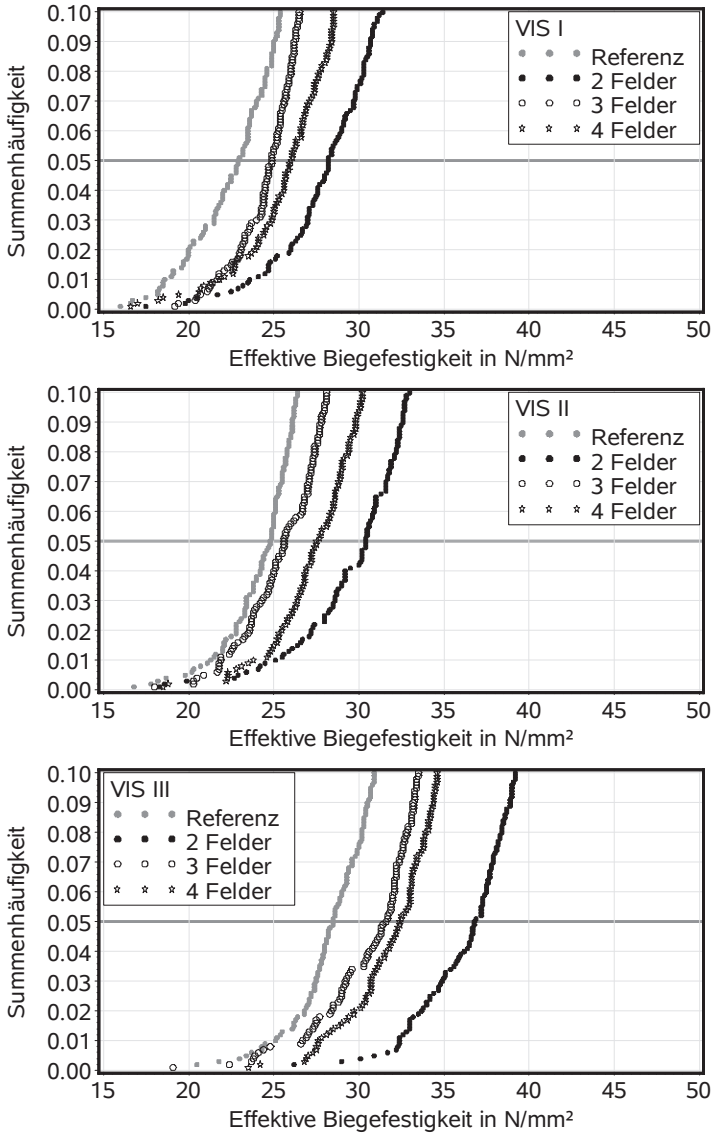


Bild 7-13 Summenhäufigkeit der effektiven Biegefestigkeiten

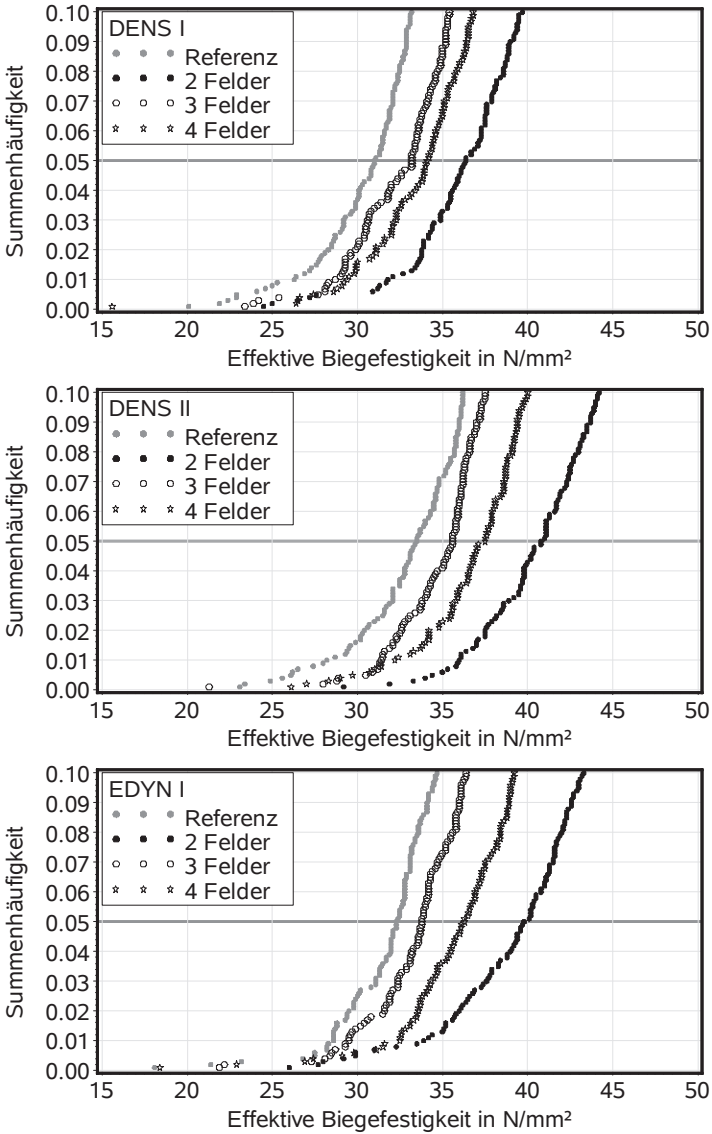


Bild 7-13 (Forts.) Summenhäufigkeit der effektiven Biegefestigkeiten



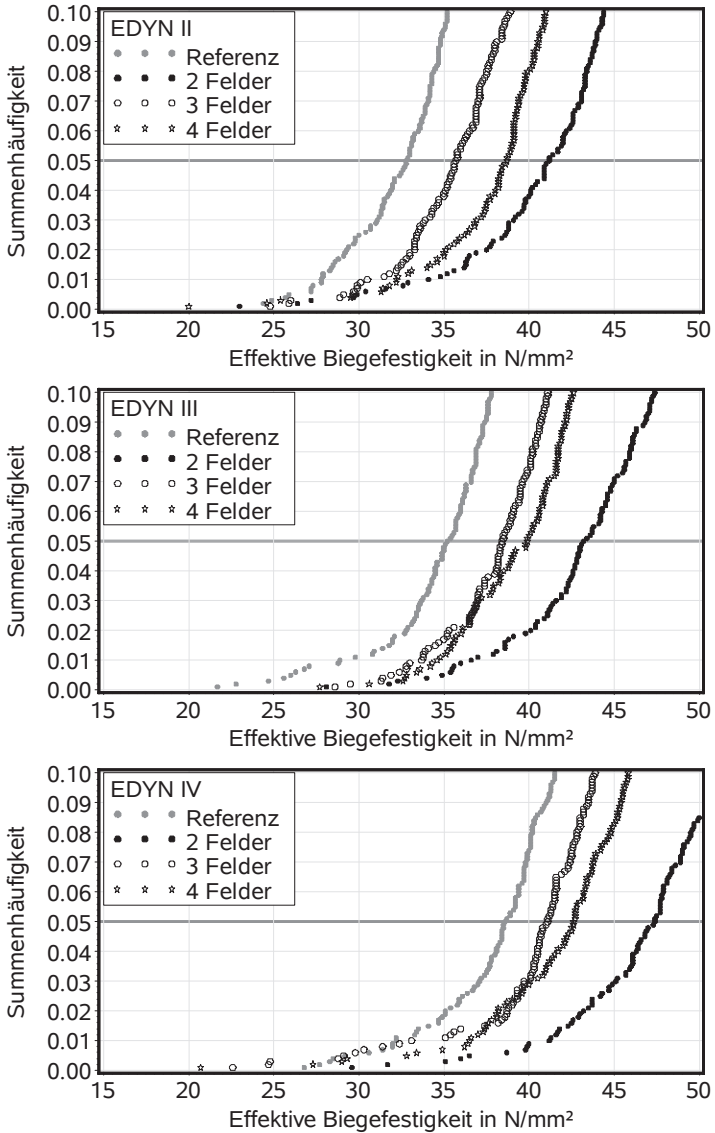


Bild 7-13 (Forts.) Summenhäufigkeit der effektiven Biegefestigkeiten

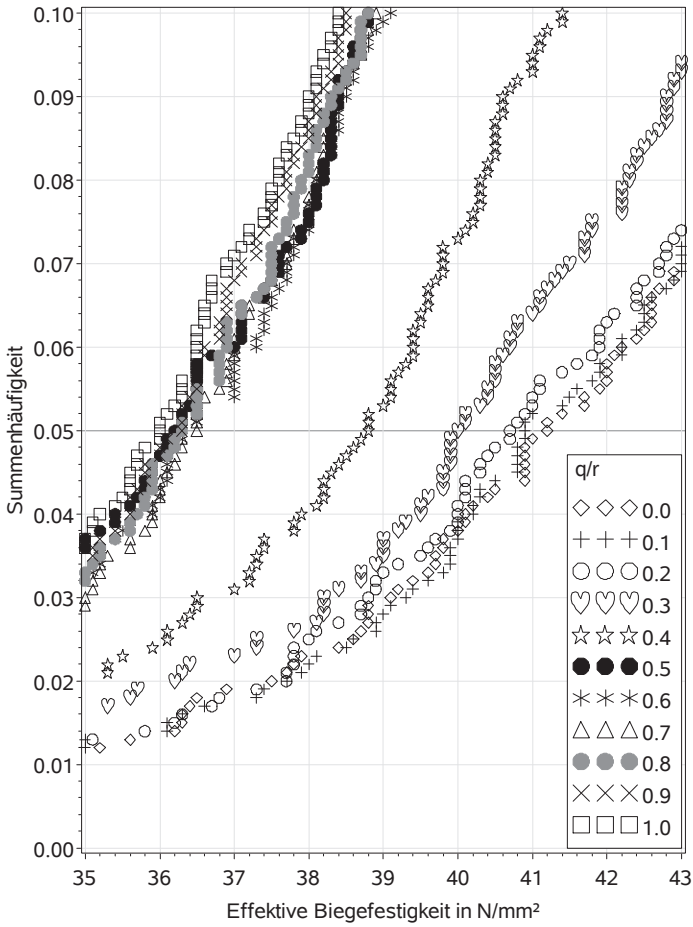


Bild 7-14 Verteilungsfunktionen der effektiven Biegefestigkeiten von 2-Feld-trägern mit feldweise unterschiedlicher Belastung

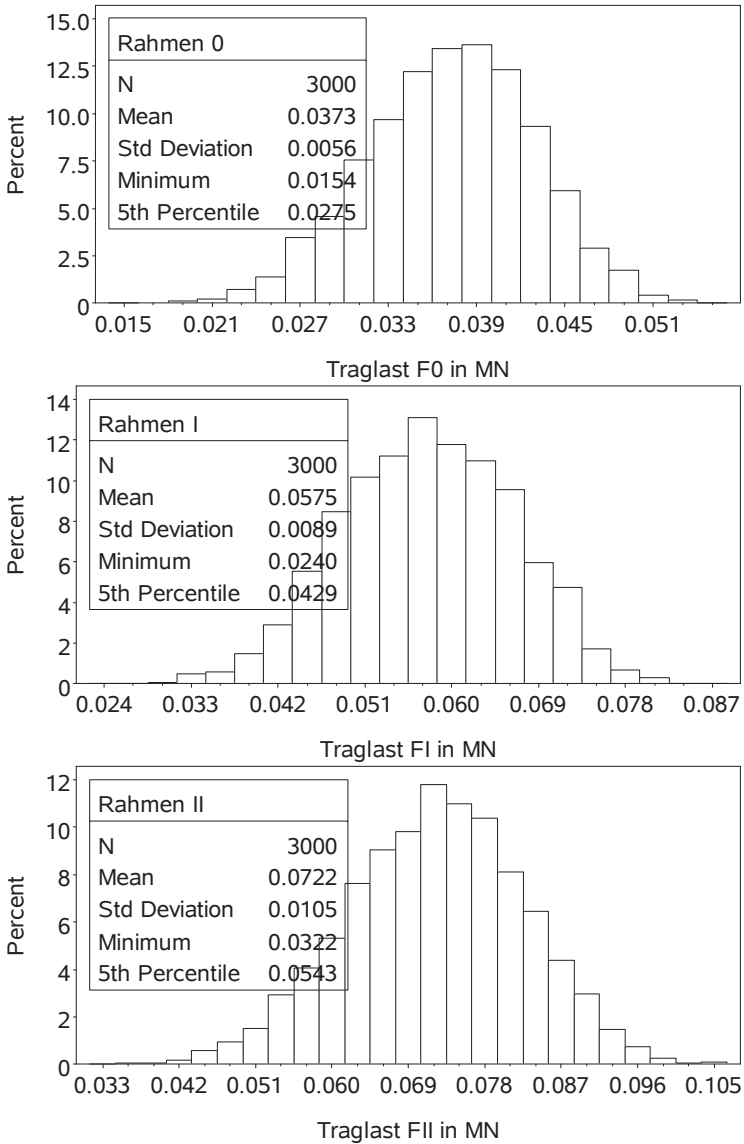


Bild 7-15 Häufigkeitsverteilungen der Traglasten der fünf untersuchten Rahmen

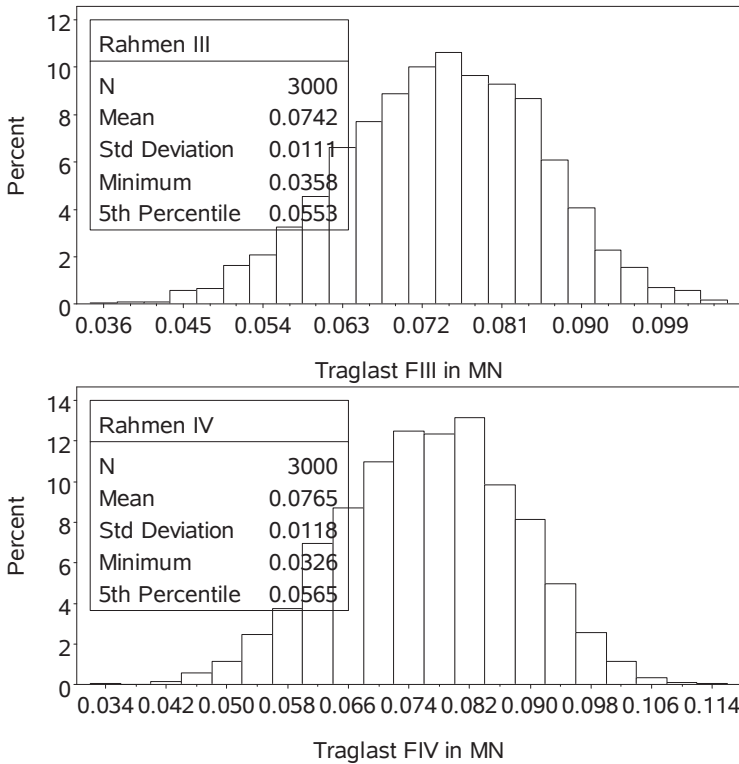


Bild 7-15 (Forts.) Häufigkeitsverteilungen der Traglasten der fünf untersuchten Rahmen

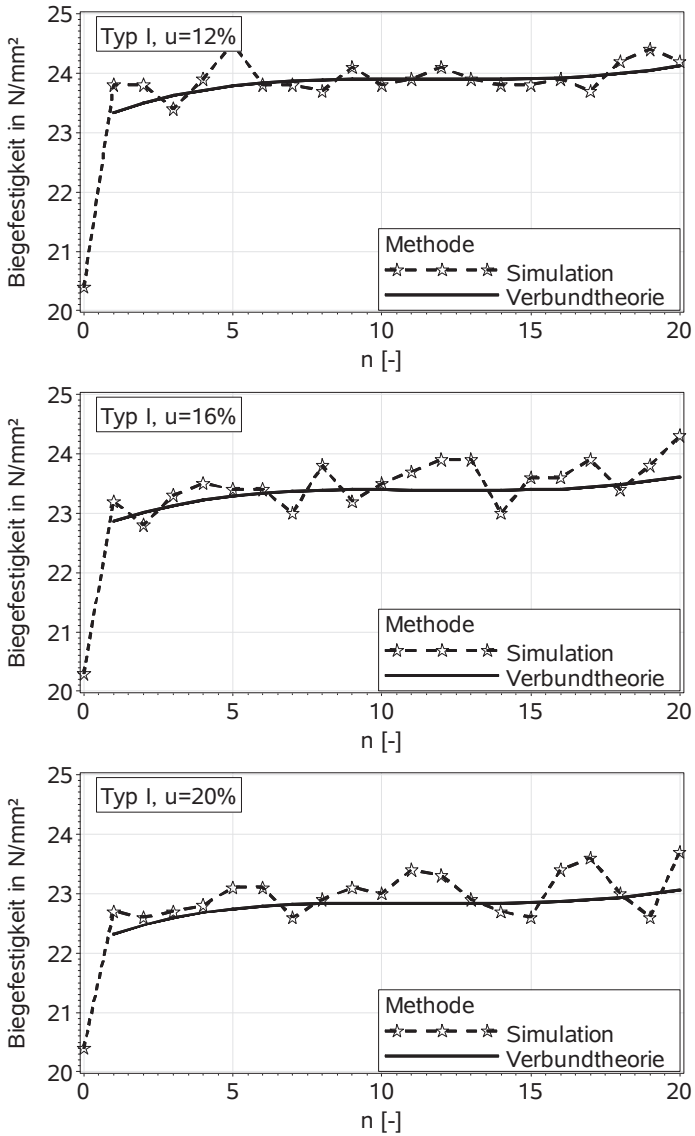


Bild 7-16 Charakteristische Biegefestigkeit in Abhängigkeit vom modellierten Trägeraufbau

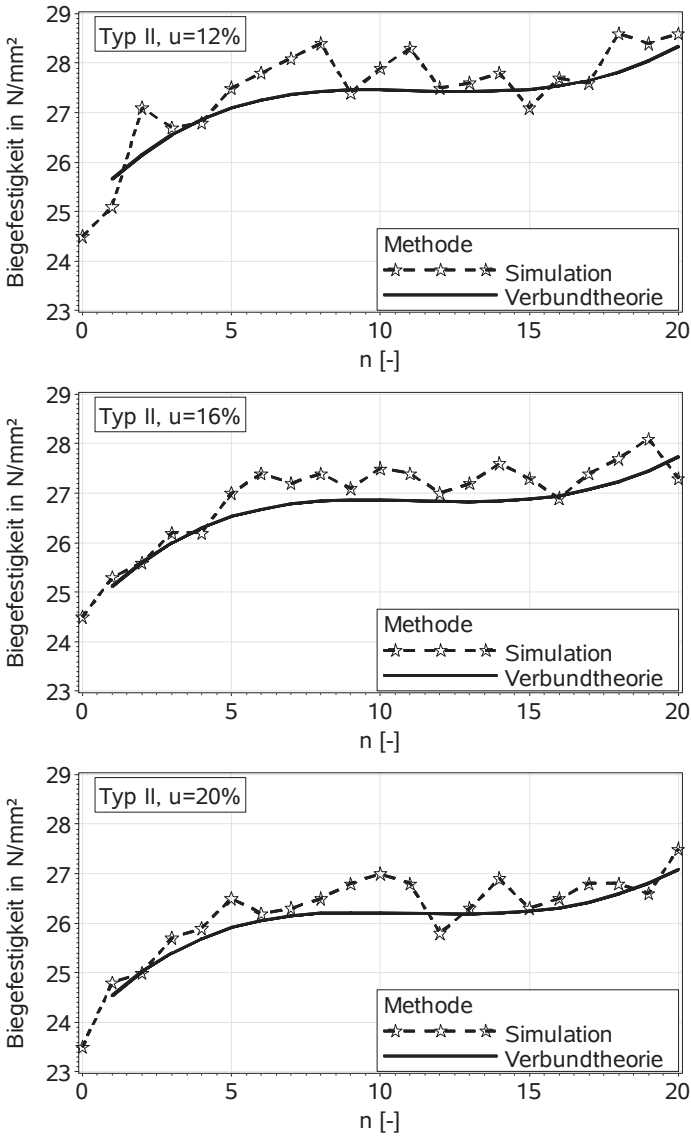


Bild 7-16 (Forts.) Charakteristische Biegefestigkeit in Abhängigkeit vom modellierten Trägeraufbau

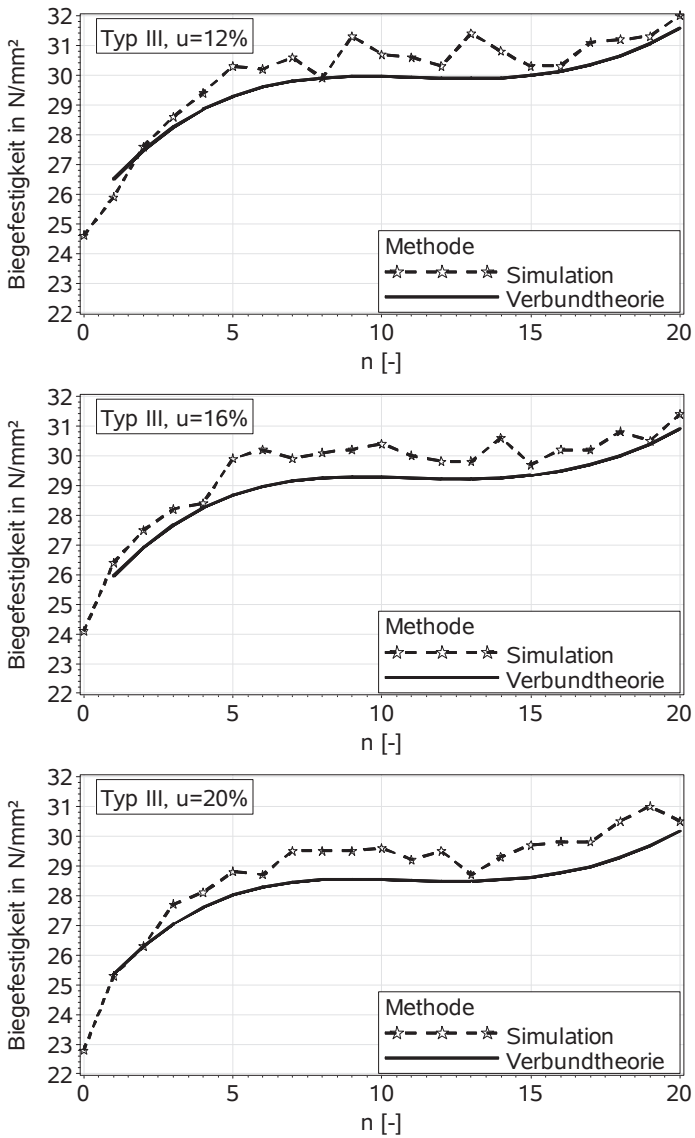


Bild 7-16 (Forts.) Charakteristische Biegefestigkeit in Abhängigkeit vom modellierten Trägeraufbau

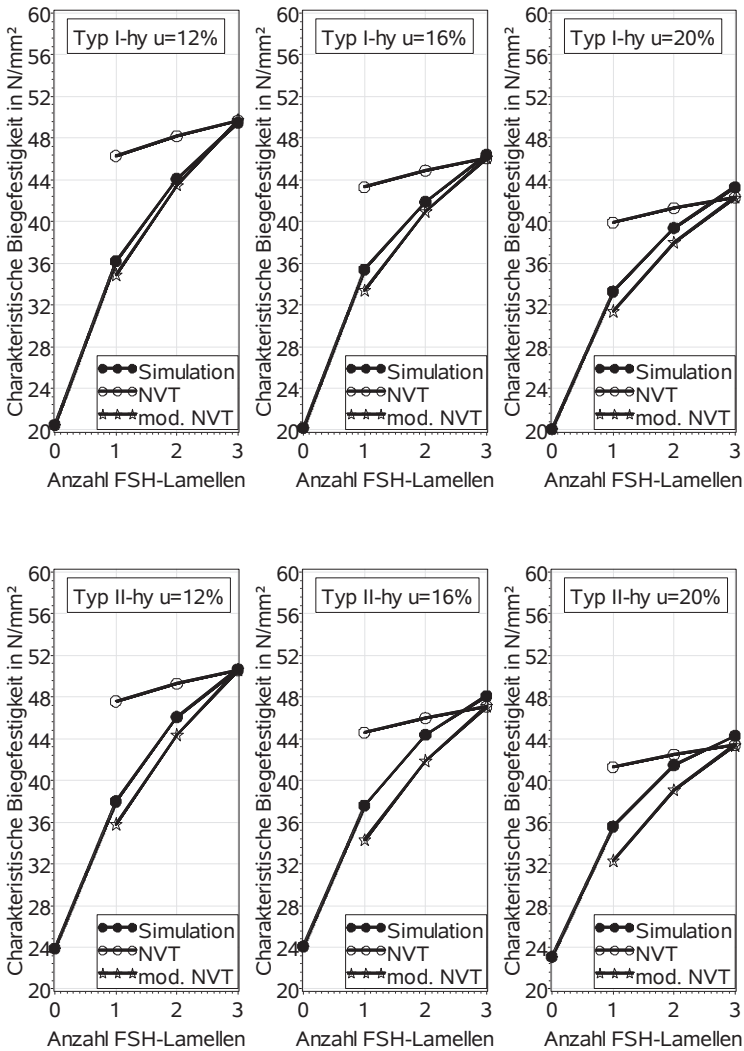


Bild 7-17 Biegefestigkeit und Verstärkungsgrad: Vergleich zwischen Simulation und Berechnung auf Grundlage der nicht linearen Verbundtheorie



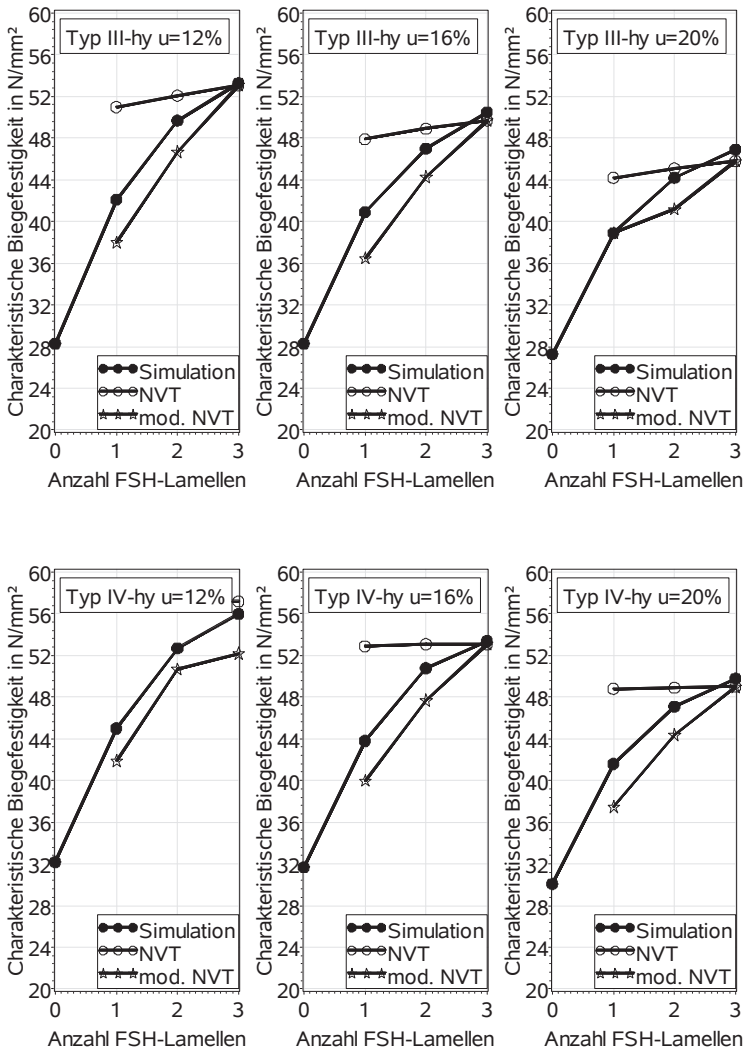


Bild 7-17 (Forts.) Biegefestigkeit u. Verstärkungsgrad: Vergleich zwischen Simulation u. Berechnung auf Grundlage der nicht linearen Verbundtheorie

Alternatives Modell zur Berechnung der modifizierten Biegefestigkeit von Fichtenbrettschichtholz in hybriden Trägern:

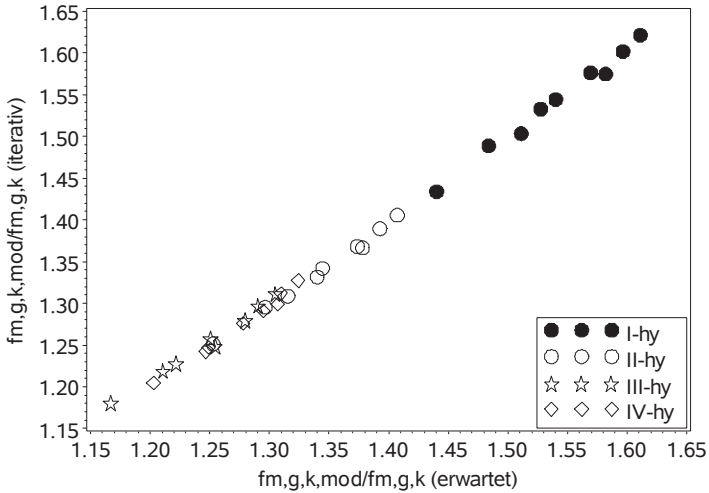


Bild 7-18 Auswertung von Gleichung (65): iterativ und analytisch ermittelte modifizierte Biegefestigkeit von zu verstärkendem Brettschichtholz

$$\frac{f_{m,g,k,mod}}{f_{m,g,k}} = 5,902 - 4,704 \cdot \eta - 2,030 \cdot \alpha - 0,7871 \cdot \beta + 2,472 \cdot \eta \cdot \beta - 0,8729 \cdot \beta \cdot \gamma \quad (65)$$

$$r^2 = 0,998$$



Computersimulationen an Hochleistungsrechnern ermöglichen heute das Durchführen von Experimenten in einem Ausmaß, das real-experimentell unerreicht bleibt. Besonders das Erforschen von Baustoffeigenschaften komplexer Holzwerkstoffe und daraus hergestellter Strukturen verlangt aufgrund der zumeist verwickelten Verhältnisse zwischen variablen Einflussgrößen und Baustoffeigenschaften ein solches Quantum Experimente, das technisch und wirtschaftlich nicht mehr zu bewältigen ist. Eine Lösung bleibt daher der rechnergestützten Simulation vorbehalten.

In diesem Buch sind Erfahrungen und Ergebnisse aus Computersimulationen in der Disziplin der Brettschichtholzforschung kompakt dargestellt. Zum entsprechenden methodischen Vorgehen enthält es gezielte Verweise auf Vorarbeiten, die den Zugang zu elementaren Grundlagen erleichtern, sowie konstruktive und kritische Erläuterungen zur Brettschichtholzmodellierung und zur Simulation von Biege-, Zug- und Druckversuchen. Es wird beschrieben, wie Tragwiderstände von Durchlaufträgern und Zweigelenkrahmen aus Brettschichtholz numerisch erfasst werden können. Abschließend wird diskutiert, welche Relevanz auf diese Weise gewonnene Simulationsergebnisse in bau-praktischer Hinsicht haben.

ISSN 1860-093X

ISBN 978-3-7315-0493-1

