

Spaltgefahr von Nadelhölzern

T 2985

T 2985

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

Die Originalmanuskripte wurden reprotechnisch, jedoch nicht inhaltlich überarbeitet. Die Druckqualität hängt von der reprotechnischen Eignung des Originalmanuskriptes ab, das uns vom Autor bzw. von der Forschungsstelle zur Verfügung gestellt wurde.

Im Originalmanuskript enthaltene Farbvorlagen, wie z.B. Farbfotos, können nur in Grautönen wiedergegeben werden. Liegen dem Fraunhofer IRB Verlag die Originalabbildungen vor, können gegen Berechnung Farbkopien angefertigt werden. Richten Sie Ihre Anfrage bitte an die untenstehende Adresse.

© by Fraunhofer IRB Verlag

2002, ISBN 3-8167-6488-6

Vervielfältigung, auch auszugsweise,
nur mit ausdrücklicher Zustimmung des Verlages.

Fraunhofer IRB Verlag

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau

Postfach 80 04 69
70504 Stuttgart

Nobelstraße 12
70569 Stuttgart

Telefon (07 11) 9 70 - 25 00
Telefax (07 11) 9 70 - 25 08

e-mail info@irb.fhg.de

URL <http://www.IRBbuch.de>

Spaltgefahr von Nadelhölzern

von

Hans Joachim Blaß und Martin Schmid

Diese Arbeiten wurden gefördert durch die
Deutsche Gesellschaft für Holzforschung e.V. mit Mitteln des
Deutschen Instituts für Bautechnik (DIBt) in Berlin

Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine

Abteilung Ingenieurholzbau

Universität Fridericiana Karlsruhe (TH)

Univ.-Prof. Dr.-Ing. H.J. Blaß

2002

Vorwort

Die Tragfähigkeit von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln wird häufig durch ein Aufreißen oder Spalten des Holzes im Bereich der Verbindungsmittel bestimmt. Während bei Nagelverbindungen von Douglasienholz in der derzeit gültigen DIN 1052 (1988) besondere Regelungen im Hinblick auf die Spaltgefahr dieser Holzart gelten, ist über die Spaltneigung der übrigen nach DIN 1052 (1988) ebenfalls verwendbaren Nadelholzarten wenig bekannt. Da systematische Untersuchungen mit allen Holzarten und unter Berücksichtigung sämtlicher Einflüsse der Geometrie der Verbindung auf das Spaltverhalten in dem erforderlichen Umfang aus wirtschaftlichen Gründen nicht möglich sind, wurden bruchmechanische Kennwerte der betrachteten Holzarten ermittelt. Zur Bestätigung des Zusammenhanges zwischen diesen Kennwerten und der Spaltneigung wurden Versuche mit Verbindungen durchgeführt.

Über dieses ursprüngliche Forschungsziel hinausgehend wurde ein mechanisches Modell entwickelt, mit dessen Hilfe der Einfluss der Geometrie des Anschlussbereiches auf das Auftreten des Spaltens abgeschätzt werden kann.

Das im Rahmen dieses Forschungsvorhabens entwickelte Konzept zur Bestimmung der bruchmechanischen Kennwerte und das entwickelte mechanische Modell kann zukünftig auf weitere Holzarten und Holzwerkstoffe angewendet werden.

Das Forschungsvorhaben entstand im Auftrag der Deutschen Gesellschaft für Holzforschung (DGfH) mit finanzieller Unterstützung des Deutschen Instituts für Bautechnik in Berlin.

Die Planung der Untersuchungen, die Durchführung der Versuche und deren Auswertung erfolgte durch Herrn Dipl.-Ing. M. Schmid. Für die Herstellung der Versuchskörper sowie der Versuchsvorrichtung und für die Messungen im Labor waren die Herren A. Klein, B. Czurda, M. Huber und M. Deeg verantwortlich. Bei der Auswertung und den theoretischen Untersuchungen haben die Damen Dipl.-Ing. (FH) G. Buschkamp und cand. ing. K. Thumm und die Herren cand. ing. T. Schweikert, cand. ing. T. Koller und cand. ing. R. Frasson tatkräftig mitgewirkt.

Allen Beteiligten ist für die Mitarbeit zu danken

Hans Joachim Blaß

Inhaltsverzeichnis

1. Einleitung.....	1
2. Forschungsziel.....	3
3. Die untersuchten Holzarten.....	5
4. Bruchmechanisches Modell für stiftförmige Verbindungsmittel.....	7
4.1 Kenntnisstand, Bemessungsverfahren.....	7
4.2 Beanspruchungen im Nahbereich des Verbindungsmittels.....	14
4.3 Energiefreisetzungsrate im Modus I.....	21
4.4 Energiefreisetzungsrate im Modus II.....	36
4.5 Zusammenfassung der mechanischen Untersuchungen.....	39
5. Bestimmung der kritischen Energiefreisetzungsraten.....	41
5.1 Kenntnisstand und Prüfverfahren.....	41
5.2 Angewandtes Verfahren zur Bestimmung der Energiefreisetzungsrate.....	50
5.3 Energiefreisetzungsraten.....	67
6. Zugscherversuche mit Stabdübeln.....	87
6.1 Versuchsaufbau und Versuchsauswertung.....	87
6.2 Versuchsergebnisse.....	94
7. Nageleinschlagversuche.....	111
7.1 Versuchsdurchführung.....	111
7.2 Ergebnisse.....	117
8. Zugscherversuche mit Nagelverbindungen.....	127
8.1 Versuchsdurchführung.....	127
8.2 Ergebnisse.....	134
9. Zusammenfassung.....	151
Literatur.....	155

A Bettungsmoduln des elastisch gebetteten Balkens.....	Anhang 1
B Verschiebungsansatz unter Berücksichtigung der Schubdeformation....	Anhang 5
C Statistische Größen der für das Modell nach Abschnitt 4.3 verwendeten Parameter.....	Anhang 14
D Anhang zu Abschnitt 5.....	Anhang 21
E Anhang zu Abschnitt 6.....	Anhang 39
F Anhang zu Abschnitt 8.....	Anhang 57

1. Einleitung

Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln sind im Ingenieurholzbau sehr gebräuchlich. Als stiftförmige Verbindungsmittel werden Nägel, Klammern, Schrauben, Stabdübel und Bolzen verwendet. Die Tragfähigkeit dieser Verbindungsmittel wird mit Hilfe der Theorie von Johansen (1949) unter Berücksichtigung der Erweiterungen von Meyer (1957) berechnet. Bei diesem Modell wird die Lochleibungsfestigkeit des Holzes und der Biegezugwiderstand des Verbindungsmittels berücksichtigt und für verschiedene Verformungsfiguren des belasteten Verbindungsmittels die Tragfähigkeit berechnet (Hilson (1995)).

Im Labor untersuchte Verbindungen versagen häufig infolge Spaltens oder Ausschereins eines Blockes (siehe Bild 1.1).

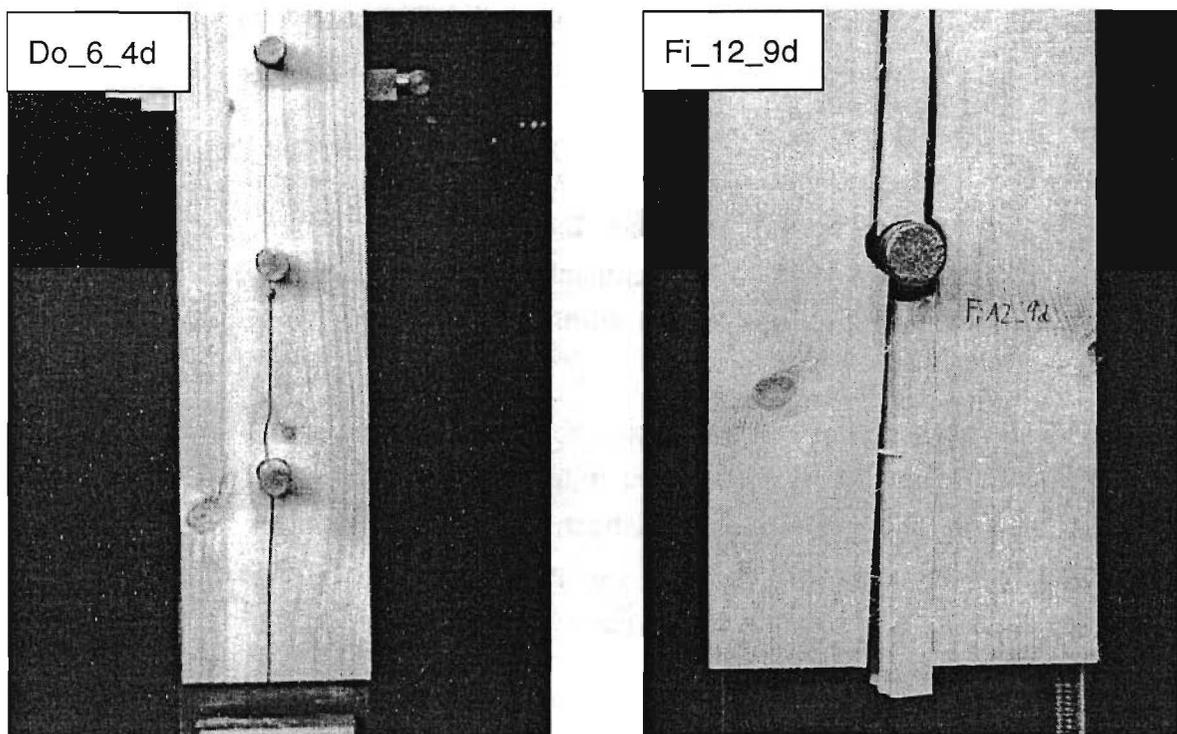


Bild 1.1: Gespaltener Prüfkörper

Ausscheren eines Blockes

Beide Versagensarten werden im weiteren als spröde Versagensarten bezeichnet.

Die in Bild 1.1 gezeigten Versagensmechanismen des Spaltens und des Ausschereins eines Blockes sind häufig bei sehr geringen Verformungen des Anschlusses zu beobachten. Dies kann dann zu ungleichförmigen Lastverteilungen in Anschlüssen mit mehreren Verbindungsmitteln in einer Reihe führen, da bei den geringen Lochleibungsverformungen nicht davon ausgegangen werden kann, dass jeder Stabdübel den plastischen Bereich des das Lochleibungsverhalten beschreibenden Last-Verformungsverlaufs erreicht hat.

Die in Bild 1.1 gezeigten Versagensformen sind auch aufgrund des spröden Verhaltens für eine Konstruktion ungünstig. Verbindungen, die auf diese Art versagen, weisen nur noch eine sehr geringe Resttragfähigkeit auf.

Der Versagensmechanismus des Spaltens wird in Johansens Modellbildung nicht berücksichtigt. Das Spalten soll durch Mindestabstände beim Entwurf der Verbindung vermieden werden. Diese Mindestabstände beruhen auf Erfahrungen des Zimmererhandwerkes und auf in den letzten Jahrzehnten durchgeführten Untersuchungen in Forschungseinrichtungen.

Der überwiegende Teil dieser Untersuchungen beschränkt sich auf die Holzarten Fichte und Kiefer. Zunehmend Verwendung finden heute auch die Holzarten Lärche und Douglasie, deren Kernholz eine höhere Dauerhaftigkeit verglichen mit Fichtenholz aufweist. Diese Eigenschaften besitzt auch das Kernholz der Kiefer.

In der deutschen DIN 1052 (Ausgabe 1988) und in dem Entwurf zur DIN 1052 vom Mai 2000 werden lediglich bei Nagelverbindungen in Douglasienholz besondere Regelungen getroffen.

Holz wird zunehmend auch international gehandelt. Die Zuordnung von im Ausland eingeschlagenem und sortiertem Holz zu den Festigkeitsklassen, die im Holzbau verwendet werden, ist mit Hilfe der europäischen Norm DIN EN 1912 möglich. Für Hölzer ausländischen Ursprunges fehlen zumeist wissenschaftliche Untersuchungen über das Spaltverhalten.

Aufgrund der Vielzahl der im Holzbau einsetzbaren mechanischen Verbindungsmittel und der möglichen Entwurfsarten von Anschlüssen kann das Spaltverhalten mit vertretbarem Aufwand nicht durch systematische experimentelle Untersuchungen an Verbindungen erforscht werden. Deshalb war ein mechanisches Modell zu finden, mit dessen Hilfe das Spaltverhalten der unterschiedlichen Holzarten definiert werden kann.

2. Forschungsziel

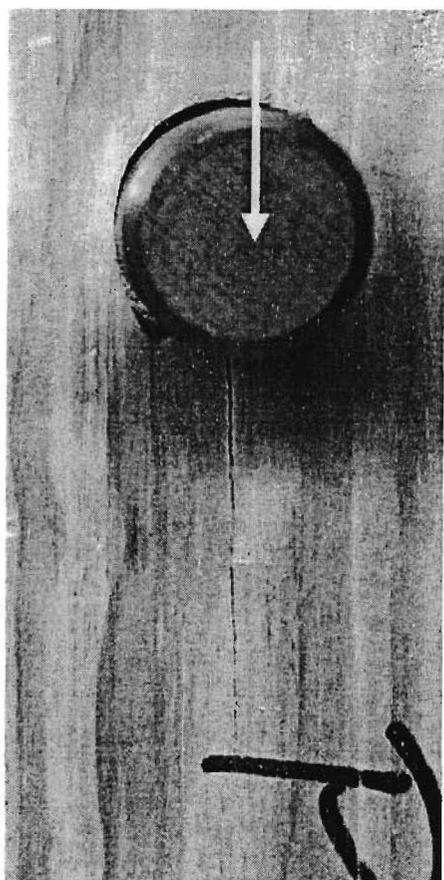


Bild 2.1: Risswachstum in der Nähe eines Stabdübels

Vor dem plötzlichen, instabilen Spalten oder Ausscheren eines Blockes ist häufig ein stabiles, d.h. unter quasistatischen Verhältnissen stattfindendes Risswachstum zu beobachten.

Deshalb lag es nahe, die beiden o.g. Versagensfälle mit Hilfe der Bruchmechanik zu untersuchen, die die Bedingungen für Risswachstum zum Gegenstand hat. Zahlreiche theoretische und experimentelle Untersuchungen sind zur Anwendung der Bruchmechanik im Holzbau in der Literatur dokumentiert. In den folgenden Abschnitten werden diese bei Bedarf genannt.

Der größte Teil dieser Untersuchungen hat querzugbeanspruchte Anschlüsse, Ausklinkungen oder Durchbrüche zum Gegenstand.

Parallel zur Faser beanspruchte Verbindungsmittel wurden bruchmechanisch von Werner (1993), aufbauend auf Ansätzen von Petersson (1992) untersucht.

Jorisson (1998) benutzt Überlegungen aus der Bruchmechanik um Spannungen in der Nähe des Verbindungsmittels zu berechnen. Als Versagensthypothese nimmt er aber ein Kriterium der maximalen Spannung an.

In der Bruchmechanik wird die Untersuchung, ob ein Riss wächst oder nicht, mit Hilfe neuer Widerstandsgrößen geführt, die bei den klassischen Versagensthypothesen nicht verwendet werden. In der linear elastischen Bruchmechanik sind zwei Widerstandsgrößen bekannt: beim Konzept der Spannungsintensitätsfaktoren ist die Widerstandsgröße die Bruchzähigkeit des Werkstoffes, beim Konzept der Energiebilanzen die kritische Energiefreisetzungsrates, sie wird anschaulicher auch als Risswiderstandskraft bezeichnet.

Beim Konzept der Spannungsintensitätsfaktoren muss das Spannungs- und Dehnungsfeld im Nahbereich der Risspitze berechnet werden. Bei orthotropen Werkstoffen wie Holz benötigt man für diese Berechnung, die in der Regel nur mit Hilfe der

Finiten Elemente Methode durchzuführen ist, die Elastizitätskonstanten des verallgemeinerten Hookeschen Gesetzes.

Während der Elastizitätsmodul parallel zur Faser recht gut erforscht ist, gilt dies in deutlich geringerem Umfang für den Elastizitätsmodul quer zur Faser und den Schubmodul und in noch viel geringerem Umfang für die Poissonschen Zahlen oder den sogenannten Rollschubmodul.

Beim Konzept der Energiebilanzen wird die Änderung des Gesamtpotentials des ganzen Bauteils in Abhängigkeit vom Risswachstum betrachtet. Mit Hilfe von im Bauwesen üblichen, vereinfachenden Annahmen ist dies mit einer einfacheren Elastizitätstheorie möglich. Aus diesem Grund findet dieses Konzept bei Untersuchungen im Holzbau meist Anwendung.

Die o.g. Widerstandsgrößen der Bruchmechanik beziehen sich auf unterschiedliche Rissöffnungsarten. Nach der Bewegungsrichtung der Rissoberflächen unterscheidet die Bruchmechanik drei mögliche Rissöffnungsarten wie in Bild 2.2 dargestellt.

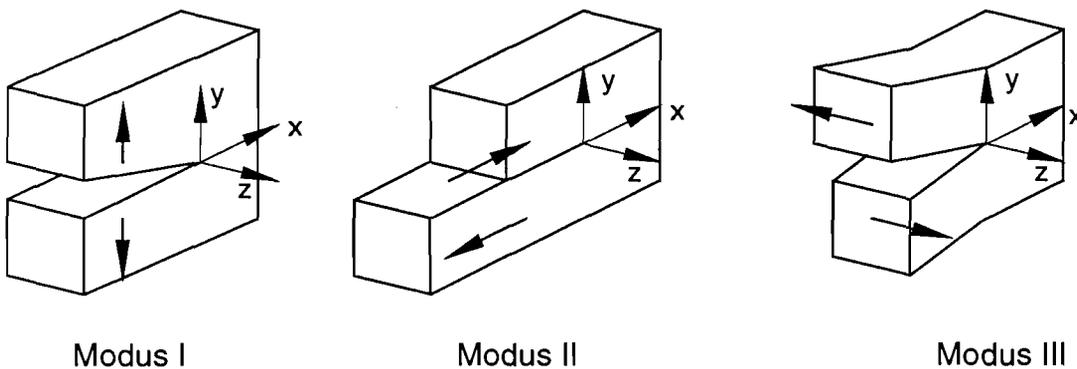


Bild 2.2: Rissöffnungsarten

Das Versagen durch Wachsen eines einzigen Risses nach Bild 1.1 entspricht Modus I, während das Ausscheren eines Blockes durch eine Kombination von Modus I und II verursacht wird.

Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens wird die Energiefreisetzungsrate im Modus I der verschiedenen Nadelhölzer bestimmt, um die unterschiedlichen Spaltneigungen zu vergleichen. Es wird davon ausgegangen, dass das Risswachstum nach Modus I auch bei der gemischten Beanspruchung im Falle des Ausscheren eines Blockes dominierend ist. Näheres hierzu kann Abschnitt 4 entnommen werden.

Die Beschreibung der Spaltneigung mit Hilfe der kritischen Energiefreisetzungsrate wird durch Zugscherversuche, bei Nägeln zusätzlich noch durch Einschlagversuche, überprüft. Der Umfang und die Ergebnisse der durchgeführten Zugscher- und Einschlagversuche können den Abschnitten 6 bis 8 entnommen werden.

3. Die untersuchten Holzarten

In Tabelle 3.1 sind die botanischen Namen der Holzarten zusammengestellt, wie sie in dem Entwurf zur DIN 1052 (2000) nach DIN EN 1912 (Ausgabe 1998) den Handelsnamen zugeordnet werden. Der botanische Name besteht in der von Linné 1735 eingeführten binären Nomenklatur aus einem lateinischen Doppelnamen. Der erste Name bezeichnet die Gattung, der zweite die Art. Falls nötig wird noch ein dritter Name für die Unterart hinzugefügt.

Zur Unterscheidung der Holzarten Tanne und Fichte wurden Dünnschnitte für eine mikroskopische Untersuchung angefertigt, da bei Fichte im Gegensatz zur Tanne im Tangential- und Querschnitt deutlich Harzkanäle zu erkennen sind, jedoch sind beide Holzarten mit bloßem Auge schlecht zu unterscheiden.

Die Zuordnung der botanischen Namen der Buche und Eiche, die derzeit in der DIN EN 1912 nicht enthalten sind, erfolgte nach dem Entwurf zur DIN 1052 von 2000. Bei diesen Namen ist als weitere Ergänzung zu Linnés System die Abkürzung des Namens des den botanischen Namen gebenden Forschers hinzugefügt.

Tabelle 3.1: Botanische Namen nach DIN EN 1912 der untersuchten Holzarten

Handelsname	Botanischer Name
Douglasie	<i>Pseudotsuga menziesii</i>
Fichte	<i>Picea abies</i>
Kiefer	<i>Pinus sylvestris</i>
Lärche	<i>Larix decidua</i>
Red Cedar	<i>Thuja plicata</i>
Southern Pine	<i>Pinus echinata</i> , <i>Pinus elliottii</i> , <i>Pinus palustris</i> , <i>Pinus taeda</i>
Tanne	<i>Abies alba</i>
Western Hemlock	<i>Tsuga heterophylla</i>
Buche	<i>Fagus sylvatica</i> L. (Rotbuche)
Eiche	<i>Quercus robur</i> L. (Stieleiche), <i>Quercus petraea</i> Liebl. (Traubeneiche)

Nach „Informationsdienst Holz, Merkblattreihe Holzarten“ (1996) besteht das Sortiment Western Hemlock mittlerweile nicht nur aus der Hemlockstanne (*Tsuga heterophylla*), sondern es werden die am gleichen Standort vorkommenden Tannenarten *Abies amabilis* und *Abies grandis* beigemischt.

Zu Beginn des Jahres 2000 wurden die Hölzer eingekauft. Die deutschen Hölzer Fichte, Tanne, Douglasie, Lärche und Kiefer wurden jeweils von zwei Sägewerken im Nordschwarzwald beschafft. Ein Sägewerk lieferte technisch getrocknetes Holz.

Die amerikanischen Hölzer Southern Pine und Western Hemlock wurden von jeweils zwei Holzhändlern gekauft. Beide Holzarten waren nur in einer Dicke von 78 mm lieferbar, Southern Pine zudem nur als Blockware. Western Hemlock war auf dem deutschen Markt nur mit einem Querschnitt von 78 mm x 205 mm zu bekommen. Eine besondere Einschnittweise (Riftschnitt) führt dazu, dass die Balken dieser Holzart nahezu ausschließlich Jahrringe parallel zur 78 mm langen Seite aufweisen. Beide Hölzer sind nur in sehr guter, nahezu astfreier Qualität erhältlich, da sie in Deutschland hauptsächlich für den Fensterbau oder den Innenausbau verwendet werden.

Über den Forschungsantrag hinausgehend wurden noch Versuche zur Bestimmung der Energiefreisetzungsraten mit Afzelia, Buche, Eiche, Red Cedar und Furnierschichtholz (FSH) durchgeführt. Aufgrund des geringen Versuchsumfanges sind diese Versuche jedoch statistisch wenig abgesichert. Die ebenfalls in DIN 1052 genannte Holzart Yellow Cedar ist in Deutschland in für den Holzbau notwendigen Querschnittsmaßen derzeit nicht erhältlich.

4. Bruchmechanisches Modell für stiftförmige Verbindungsmittel

4.1. Kenntnisstand, Bemessungsverfahren

Obwohl stiftförmige Verbindungsmittel die vorrangig eingesetzten und ältesten mechanischen Verbindungsmittel sind, wurden die in Bild 1.1 gezeigten, spröden Versagensarten bisher nur in geringem Umfang gezielt untersucht.

Die Rechenregeln der DIN 1052 (1988) berücksichtigen bei der Bemessung von stiftförmigen Verbindungsmitteln den Biege­widerstand des Verbindungsmittels und die Lochleibungs­festigkeit des Holzes oder des Holzwerkstoffes. Regelungen über die zu wählenden Mindestholzdicken und Abstände sollen dazu führen, dass kein sprödes Versagen auftritt.

Bei der Bemessung einer Verbindung nach Johansens Modell (Bild 4.1.1) hat die Schlankheit λ einen Einfluss auf die rechnerische Tragfähigkeit, da sie den maßgebenden Einfluss auf den zu erwartenden Versagensfall hat. Die Schlankheit λ wird definiert als Verhältnis zwischen der Holzdicke t und dem Verbindungsmitteldurchmesser d :

$$\lambda_i = \frac{t_i}{d} \quad (4.1.1).$$

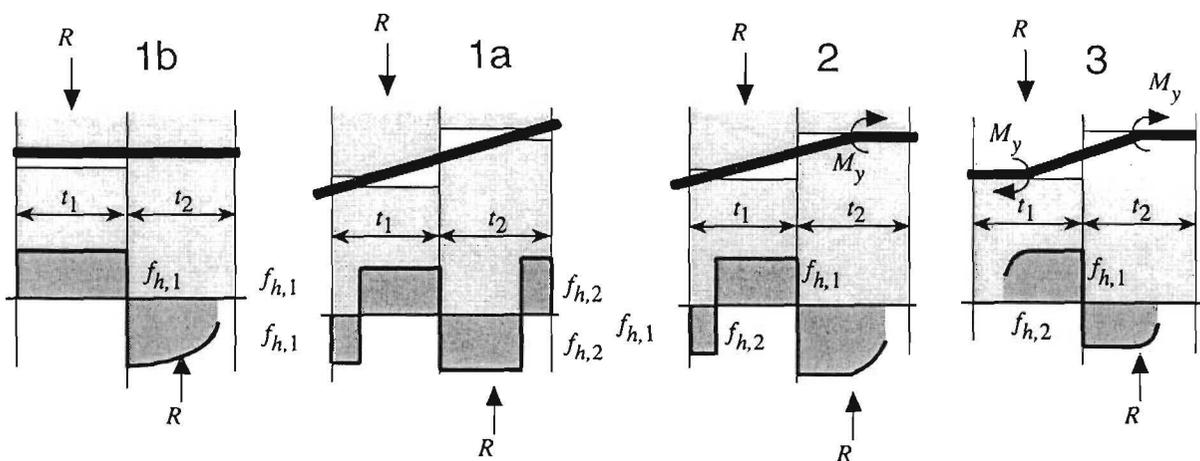


Bild 4.1.1: Grundlegende Versagensmechanismen nach Johansens Theorie

Die Schlankheit λ hat nach Racher (1995) aber auch einen Einfluss auf die Duktilität einer Verbindung mit stiftförmigen Verbindungsmitteln.

Dabei wird die statische Duktilität D_s definiert als:

$$D_s = \frac{u_v}{u_y} \quad (4.1.2)$$

mit den Verformungen u_y und u_u nach Bild 4.1.2.

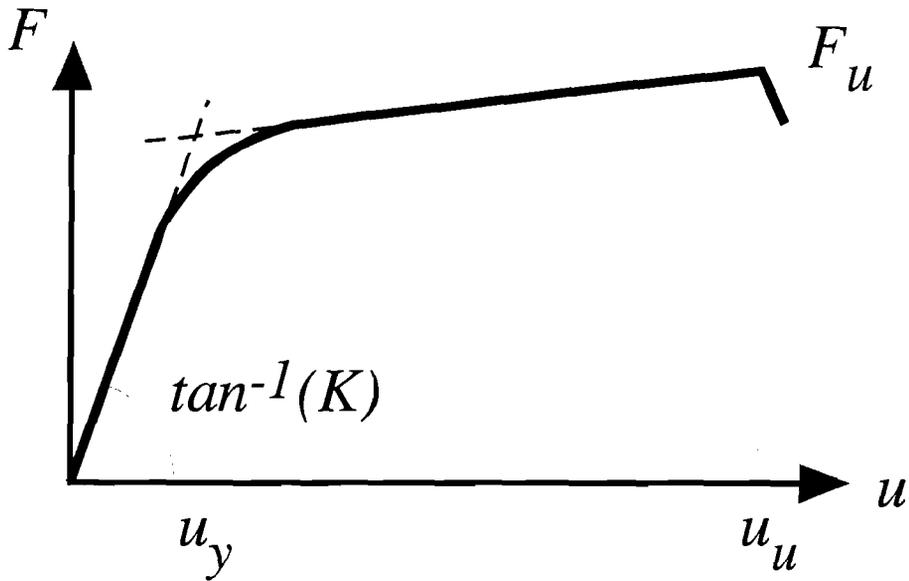


Bild 4.1.2: Zur Definition der Duktilität einer Verbindung

Bild 4.1.3 zeigt den Einfluss der Schlankheit auf die Duktilität und die Tragfähigkeit einer Verbindung (Racher (1995)).

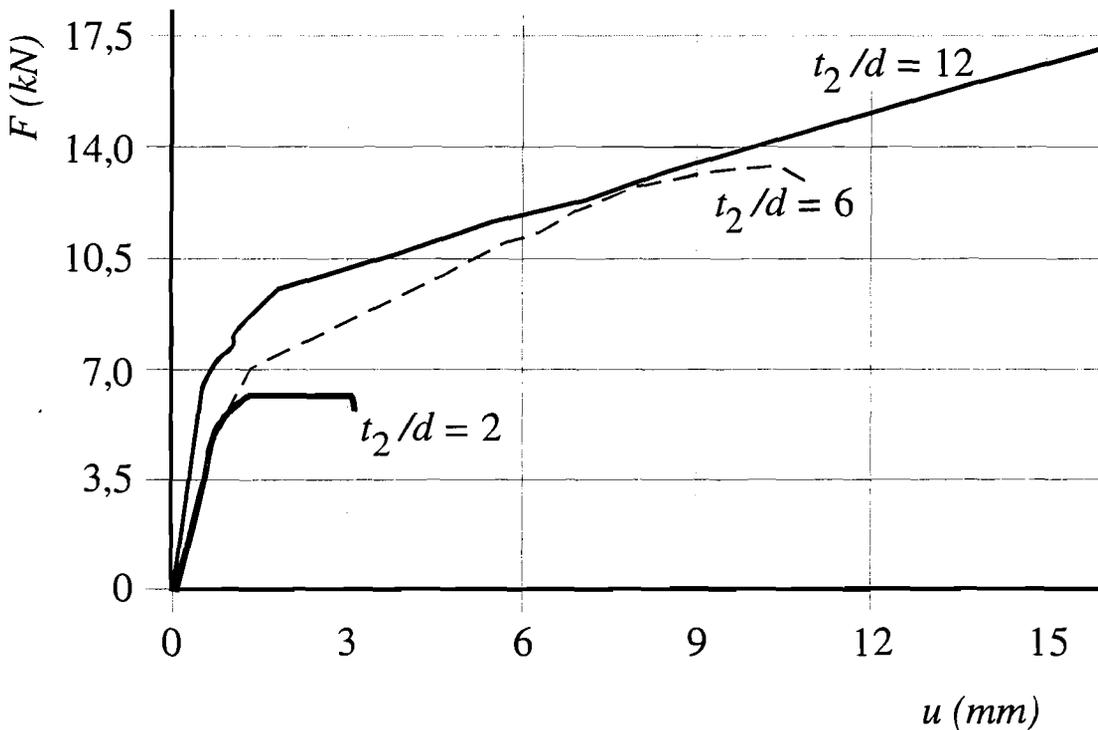


Bild 4.1.3: Einfluss der Schlankheit auf die Tragfähigkeit und Endverformung

Die verringerte Duktilität einer Verbindung führt oft zu einem spröden Versagen und damit zu einem in Johansens Modell nicht berücksichtigten Versagensmechanismus.

Neuere Ansätze in den Bemessungsnormen reduzieren die nach Johansens Modell berechneten Tragfähigkeiten, falls die Geometrie der Verbindung ein sprödes Versagen wahrscheinlich macht.

Im folgenden werden einige der Regelungen für parallel zur Faser beanspruchte Verbindungsmittel dargestellt. Dabei wird oft davon ausgegangen, dass neben der Schlankheit die Abstände einen Einfluss auf die Duktilität haben. Bild 4.1.4 zeigt die hier verwendeten Bezeichnungen der verschiedenen Rand- und Zwischenabstände.

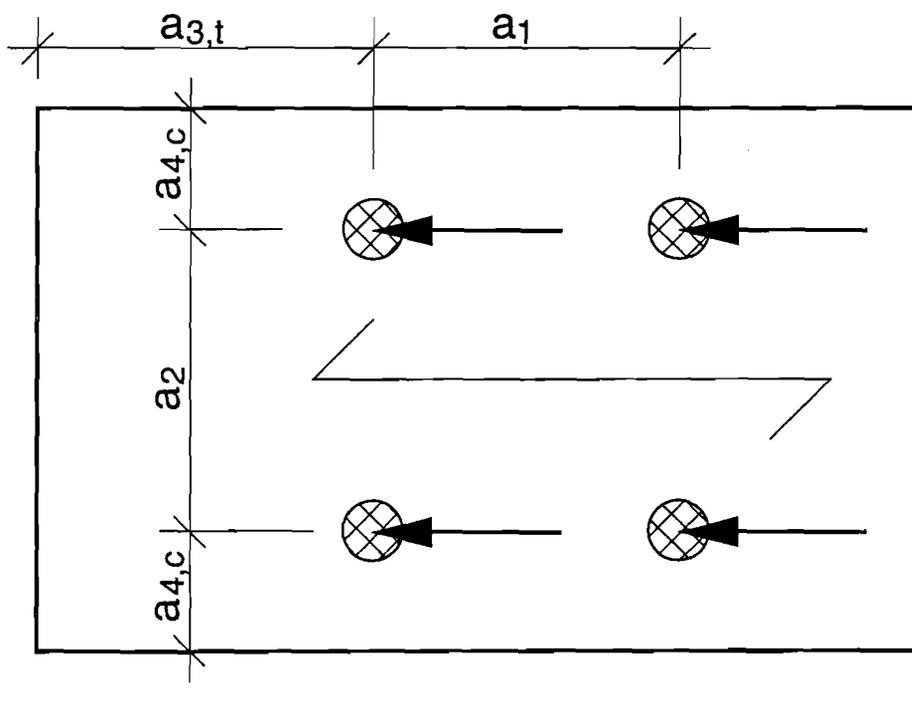


Bild 4.1.4: Definition der Abstandsbezeichnungen

Die US-amerikanische NDS (1997) gibt Faktoren C_{Δ} für Bolzenverbindungen in Abhängigkeit von den Abständen an, mit denen die rechnerische Tragfähigkeit der Verbindung abgemindert werden soll:

$$\text{Einfluss des Endabstandes } a_{3,t}: C_{\Delta} = \frac{a_{3,t}}{7 \cdot d} \quad (4.1.3)$$

$$\text{Einfluss des Abstandes } a_1: C_{\Delta} = \frac{a_1}{4 \cdot d} \quad (4.1.4)$$

Der Eurocode 5 (DIN V ENV 1995 Teil 1-1) und der Entwurf zur DIN 1052 (2000) sieht für Verbindungen mit Stabdübeln bei vermindertem Zwischenabstand a_1 eine Reduzierung der Lochleibungsfestigkeit $f_{h,0,k}$ vor:

Einfluss des Abstandes a_1 : $\sqrt{\frac{a_1}{7 \cdot d}} \cdot f_{h,o,k}$ (4.1.5).

Der Entwurf zur DIN 1052 (2000) bevorzugt Verbindungen die derart entworfen sind, dass sich der Versagensmechanismus mit zwei Fließgelenken je Scherfuge, wie er in Bild 4.1.1 Fall 3 dargestellt ist, einstellt. Stellt sich ein anderer Versagensmechanismus ein, werden die zu erwartenden Tragfähigkeiten dieser Versagensmechanismen nicht voll angesetzt (Blaß, Ehlbeck (1998)).

Neben diesen Abminderungen, die die Geometrie der Verbindung berücksichtigen, gibt es in den Normen oft einen weiteren Beiwert, der den Einfluss der Anzahl der Verbindungsmittel in einer Reihe berücksichtigt. Wesentlicher Grund für diese Abminderung ist die Annahme einer ungleichförmigen Lastverteilung innerhalb der Verbindungsmittelgruppe.

Die NDS (1997) gibt einen „Group Action Factor, C_g “ an, mit dem die rechnerische Tragfähigkeit des Anschlusses multipliziert werden soll. Die Gleichungen beruhen im wesentlichen auf der Arbeit von Lantos (1969). Lantos nimmt ein linear-elastisches Verhalten der Verbindungsmittel und der zu verbindenden Bauteile an.

In Bild 4.1.5 sind die Bezeichnungen für Lantos' Gleichungen gegeben. E_s und $A_s / 2$ sind der Elastizitätsmodul und die Querschnittsfläche eines Seitenholzes, E_m und A_m die entsprechenden Werte der Mittellasche, hier als Stahllasche eingezeichnet. Die Verbindung wird durch die Last F beansprucht, die anteilige Last jedes Verbindungsmittels ist mit $F_1, F_2 \dots F_n$ bezeichnet.

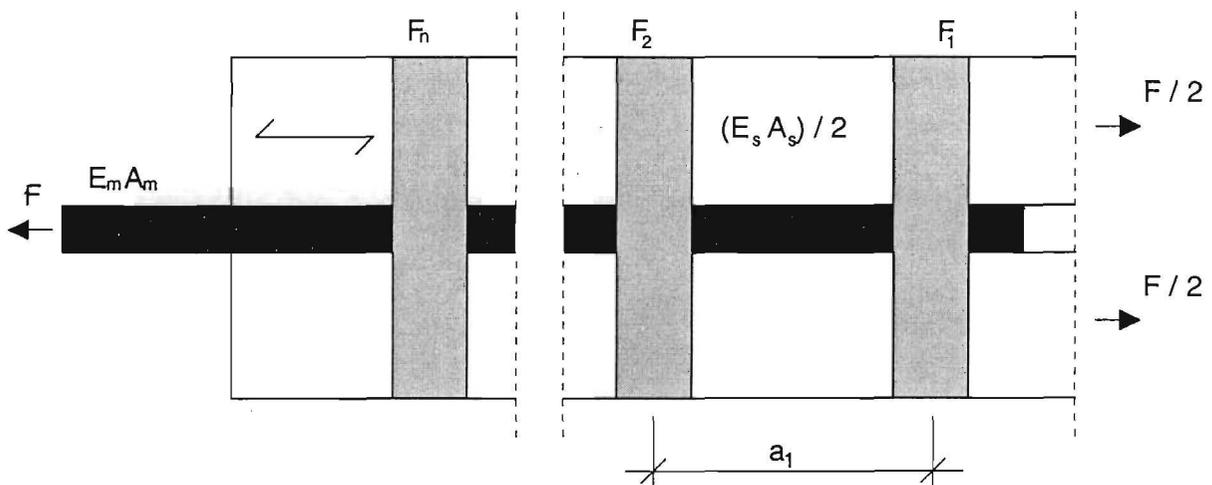


Bild 4.1.5: Bezeichnungen für Lantos Modell

Neben den in Bild 4.1.5 beschriebenen Werten wird für die Anwendung von Lantos' Gleichungen noch der Verschiebungsmodul der Verbindungsmittel benötigt. Dabei setzt Lantos für alle Verbindungsmittel den gleichen Wert an. Um der Annahme des

linear elastischen Verhaltens zu genügen, definiert Lantos den von ihm verwendeten Verschiebungsmodul als Verschiebungsmodul unter Gebrauchslast ohne Berücksichtigung des Anfangsschlupfes. Dieser Wert entspricht somit ungefähr dem Anfangsverschiebungsmodul

$$k_i = \frac{F_{04}}{V_{04}} \quad (4.1.6)$$

nach DIN EN 26891, wie er in Bild 4.1.6 dargestellt ist.

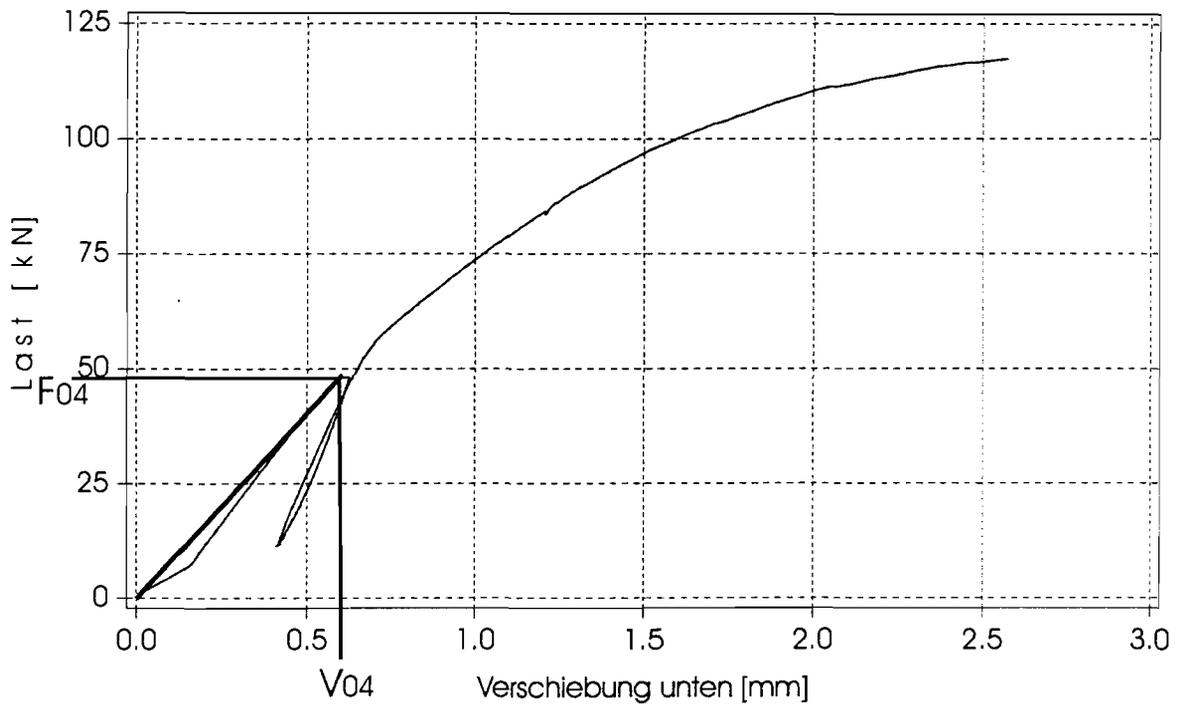


Bild 4.1.6: Definition des Anfangsverschiebungsmoduls k_i

Im folgenden sind die Gleichungen von Lantos (1969) angegeben. Die Last im Verbindungsmittel i kann berechnet werden zu

$$F_i = F \cdot \left[-\mu + m_1^i \cdot (1 + \mu) - (m_1^i - m_2^i) \cdot \frac{m_1^n \cdot (1 + \mu) - \mu}{m_1^n - m_2^n} \right] \quad (4.1.7)$$

mit F als Beanspruchung des Anschlusses und

$$m_1 = \frac{\omega + \sqrt{\omega^2 - 4}}{2}, \quad m_2 = \frac{\omega - \sqrt{\omega^2 - 4}}{2} \quad (4.1.8).$$

$$\omega = 2 + k_i \cdot a_1 \left[\frac{1}{E_m \cdot A_m} + \frac{1}{E_s \cdot A_s} \right], \quad \mu = -\frac{1}{1 + \frac{E_m \cdot A_m}{E_s \cdot A_s}}$$

Bild 4.1.7 zeigt die Verteilung der Lastabtragung für eine Stahlblech-Holzverbindung wie sie in Abschnitt 6 untersucht wurde und für eine Holz-Holzverbindung, bei der die Querschnittsfläche des Mittelholzes zwei Drittel derjenigen der Seitenhölzer beträgt. Als Beanspruchung der Verbindung F wurde der Mittelwert der Tragfähigkeit der Versuche mit Douglasienholz nach Abschnitt 6 eingesetzt, als Anfangsverschiebungsmodul k_i ein Drittel des Mittelwertes des entsprechenden, an dem ganzen Anschluss ermittelten Wertes:

$$F = 117 \text{ kN}; \quad k_i = \frac{81,6 \text{ kN/mm}}{3} = 27,2 \text{ kN/mm}.$$

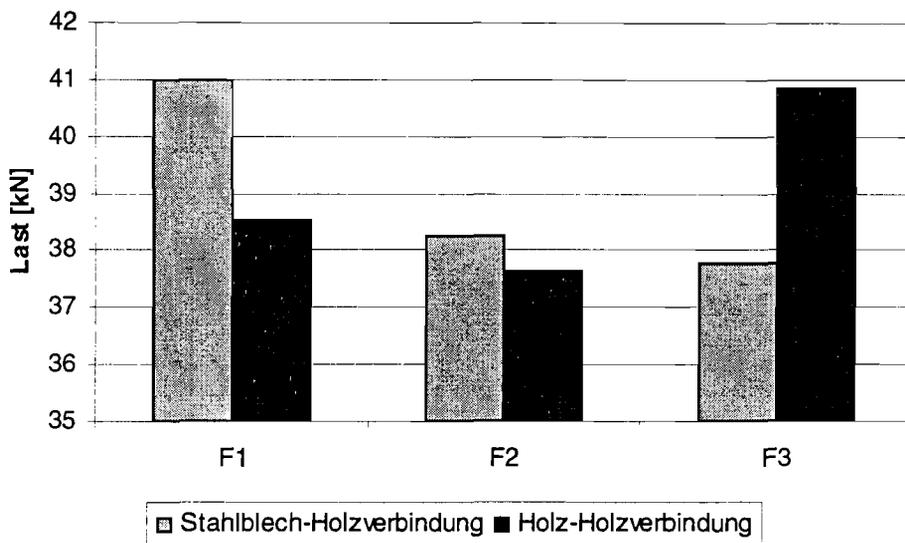


Bild 4.1.7: Lastverteilung nach Lantos

Während Lantos für alle Verbindungsmittel linear elastisches Verhalten und den gleichen Verschiebungsmodul annimmt, variieren Jorissen (1998) und Blaß (1990 und 1991) die Verschiebungsmoduln innerhalb der Anschlussgruppe und berücksichtigen das nichtlineare Last-Verschiebungsverhalten des Verbindungsmittels.

Jorissen (1998) führte eine Vielzahl von Versuchen an Holz-Holzverbindungen mit Stabdübeln durch. Den Ergebnissen der Tragfähigkeit passt er mit statistischen Regressionsuntersuchungen folgende Gleichungen an:

$$F_n = 0,37 \cdot n^{0,9} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{0,30} \cdot (\lambda)^{0,20} \cdot F_b \quad (4.1.9)$$

$$F_n = 0,43 \cdot n^{0,9} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{0,30} \cdot (\lambda)^{0,10} \cdot F_c \quad (4.1.10).$$

Neben den bisher verwendeten Symbolen bedeuten hier:

F_n Tragfähigkeit des ganzen Anschlusses,

F_b Tragfähigkeit eines Verbindungsmittels nach der Theorie von Johansen, als Rohdichte wird $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$ angenommen,

F_c Kleinstwert der Tragfähigkeit eines Verbindungsmittels nach der Theorie von Johansen ($\rho = 450 \text{ kg/m}^3$) oder der Tragfähigkeit, die durch Querkzug- oder Schubspannungen im Bereich des Verbindungsmittels bestimmt wird,

$$\lambda = \min \begin{cases} t_m/d & t_m: \text{ Dicke des Mittelholzes} \\ 2 \cdot t_s/d & t_s: \text{ Dicke des Seitenholzes} \end{cases}$$

Aufbauend auf Jorissens Gleichungen ist in dem Entwurf zur DIN 1052 (2000) folgende Regelung zur Berechnung der wirksamen Anzahl n_{ef} bei Stabdübelverbindungen mit mehreren in Krafrichtung hintereinanderliegenden Verbindungsmitteln angegeben:

$$n_{ef} = \min \begin{cases} n \\ n^{0,9} \cdot \sqrt[4]{\frac{a_1}{10 \cdot d}} \end{cases} \quad (4.1.11).$$

ENV 1995–2 (Eurocode 5 – Teil 2) gibt nach Untersuchungen von Mischler (1997) zur Berechnung der wirksamen Anzahl n_{ef} bei einer Stabdübelverbindung folgende Regelung:

$$n_{ef} = 2 \cdot \left(\frac{n}{2} \right)^{0,8 \cdot \lambda_r} \quad (4.1.12).$$

λ_r ist ein relativer Schlankheitsgrad kleiner als eins. Die vorhandene Schlankheit λ wird auf diejenige Schlankheit λ_y bezogen, bei der die Lochleibungsfestigkeit des Holzes und der Biege widerstand des Verbindungsmittels optimal ausgenutzt sind. Bei zweischnittigen Verbindungen mit innenliegenden Stahlblechen ist λ_y beispielsweise diejenige Schlankheit, bei der sich gerade ein Versagensmechanismus nach Bild 4.1.8 erwarten lässt und nicht mehr der Fall 1b nach Bild 4.1.1.

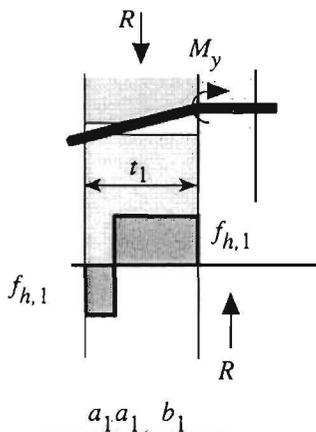


Bild 4.1.8: Zur Definition der Schlankheit λ_y

4.2. Beanspruchungen im Nahbereich des Verbindungsmittels

Die Bilder Bild 4.2.1 bis Bild 4.2.4 zeigen Risse, deren stabiles Wachstum vor den spröden Versagensformen nach Bild 1.1 mit bloßem Auge zu beobachten war.

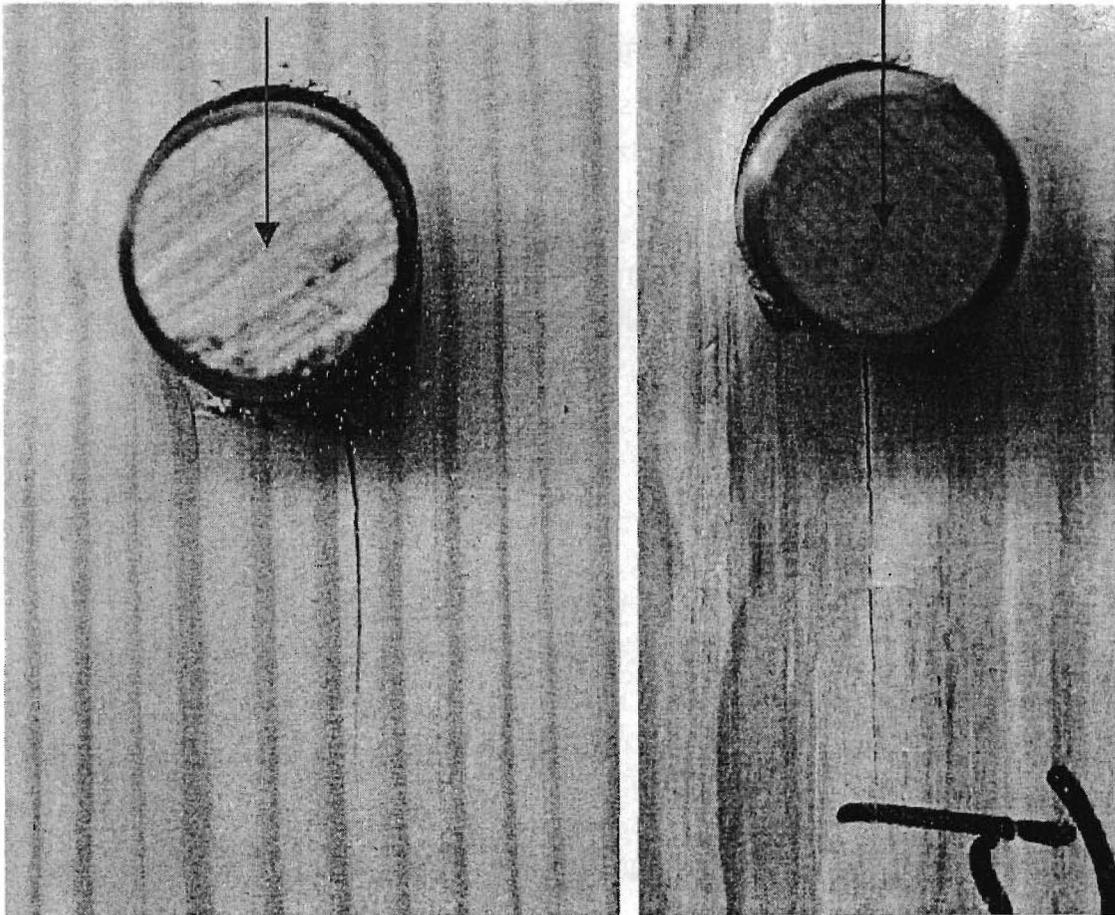


Bild 4.2.1: Risswachstum zweier Prüfkörper nach Abschnitt 6

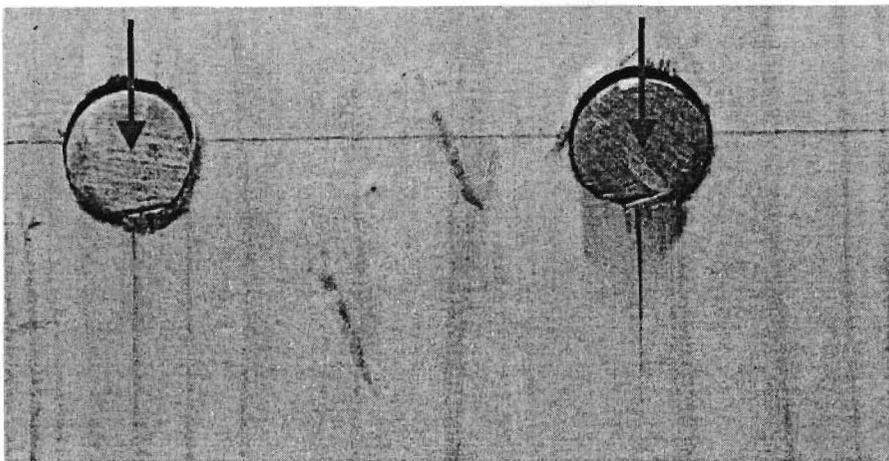


Bild 4.2.2: Stabdübelgruppe, der rechte Dübel mit sichtbarem Anriss (König (2000))

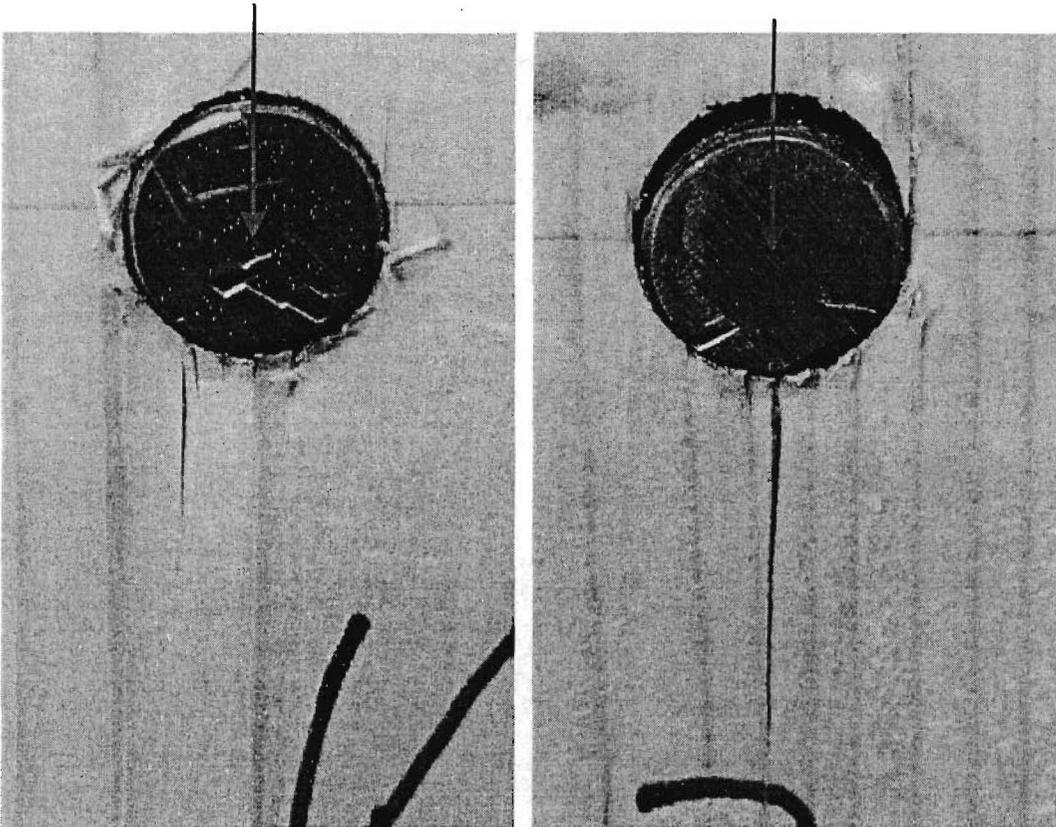


Bild 4.2.3: Risswachstum an zwei Stabdübeln mit $d = 24$ mm in Fichtenholz (König (2000))

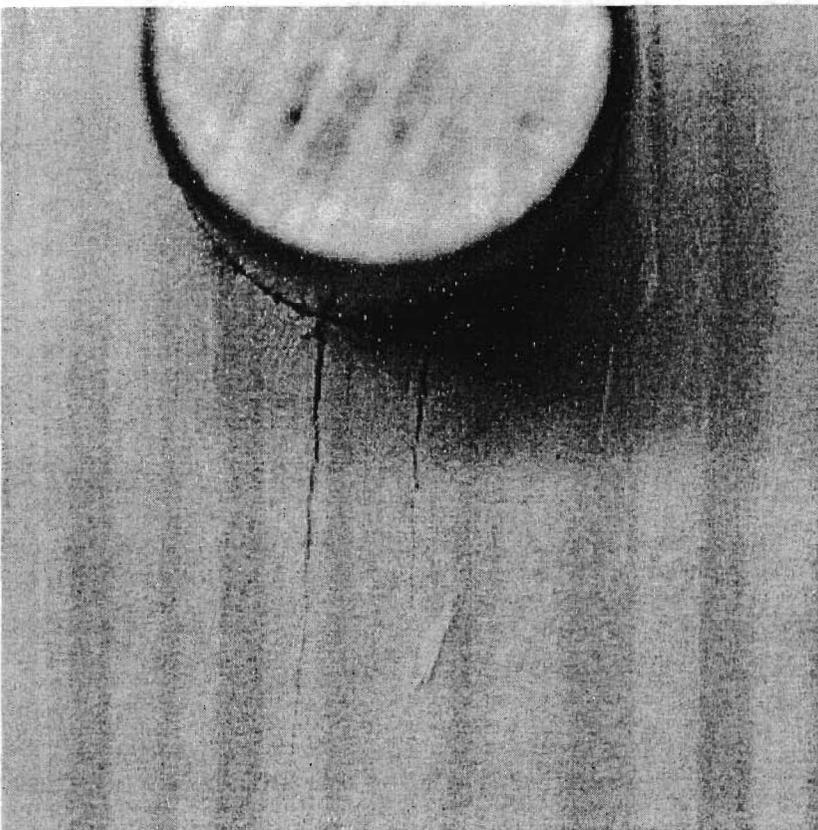


Bild 4.2.4: Zwei Risse an einem Prüfkörper nach Abschnitt 6

Bild 4.2.5 zeigt den Einfluss von Störungen wie Schwindrissen oder Ästen auf das Risswachstum und das Tragverhalten von Stabdübelverbindungen.

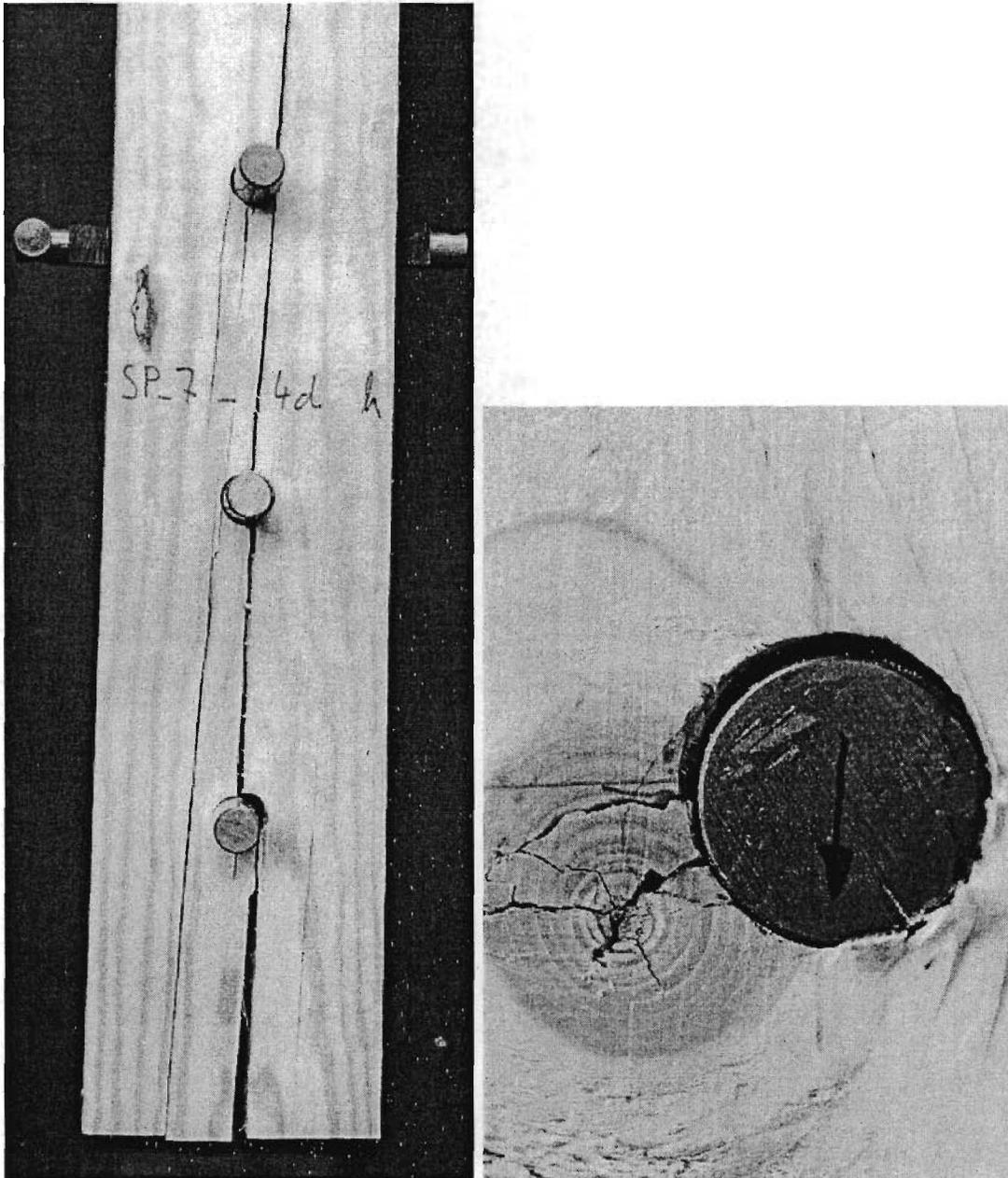


Bild 4.2.5: Einfluss von Störungen

Bei den in Abschnitt 7 dargestellten Einschlagversuchen mit Drahtstiften 34 x 80 war oft ein Spalten durch das Einschlagen mit dem Pressluftnagler zu beobachten.

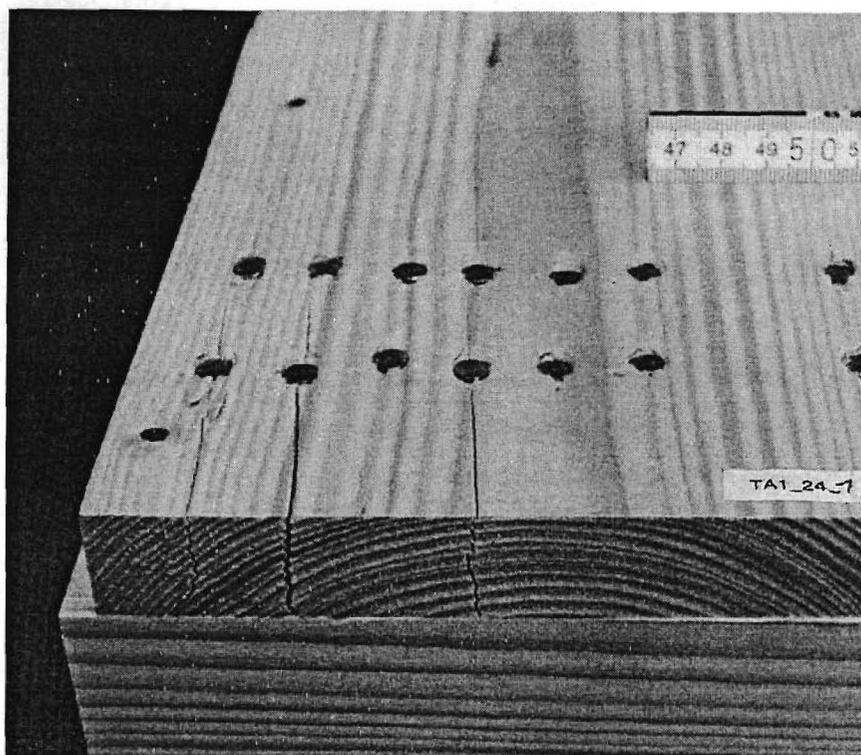


Bild 4.2.6: Spalten durch Einschlagen von Drahtstiften

Die Orthotropie des Holzes, die teilweise Plastizierung im Bereich der Lasteinleitung, der hier vorliegende mehrachsige Spannungszustand, die Inhomogenität und die streuenden Materialkennwerte führen bei einer mechanischen Abbildung der Rissinitiierung und des Risswachstums im Nahbereich der Lasteinleitung zu großen mathematischen und mechanischen Schwierigkeiten.

Masuda (2001) wendet ein „Finite Small Area Fracture Criterion“ an, um die Rissinitiierung zu untersuchen. Ähnlich zu Schädigungsuntersuchungen werden die Mittelwerte von Spannungen oder Verzerrungen auf ein „repräsentatives Volumenelement bezogen, in welchem sich der Schädigungsprozess abspielt“ (nach Gross (1996)). Als Versagenskriterium für dieses repräsentative Volumenelement verwendet Masuda folgende Gleichung:

$$f_A^2 = \zeta_{\parallel} \left(\frac{\bar{\sigma}_{\parallel}}{\sigma_{\parallel,cr}} \right)^2 + \zeta_{\perp} \left(\frac{\bar{\sigma}_{\perp}}{\sigma_{\perp,cr}} \right)^2 + \left(\frac{\bar{\tau}_{\parallel\perp}}{\tau_{\parallel\perp,cr}} \right)^2 \geq 1 \quad (4.2.1)$$

mit

$\bar{\sigma}_{\parallel}, \bar{\sigma}_{\perp}$: Mittelwerte der Spannungen parallel bzw. rechtwinklig zur Faserrichtung im repräsentativen Volumenelement,

$\bar{\tau}_{\parallel\perp}$: Mittelwert der Schubspannung im repräsentativen Volumenelement,

$\sigma_{\parallel,cr}, \sigma_{\perp,cr}, \tau_{\parallel\perp,cr}$: Festigkeiten,

$\zeta_{||} = 0$ wenn $\bar{\sigma}_{||} < 0$ und $\zeta_{||} = 1$ wenn $\bar{\sigma}_{||} \geq 0$ und

$\zeta_{\perp} = 0$ wenn $\bar{\sigma}_{\perp} < 0$ und $\zeta_{\perp} = 1$ wenn $\bar{\sigma}_{\perp} \geq 0$.

Jorissen (1998) bezieht ebenfalls die Höchstwerte der Spannungen auf charakteristische Flächen und benutzt zur Berechnung der Traglast F_c eines Verbindungsmittels nach Gleichung 4.1.7 dann die einfache Versagenshypothese der maximalen Spannung.

Die Bilder 4.2.8 bis 4.2.10 zeigen die Spannungsverteilungen nach einer Modellierung und Berechnung mit einem Finite Elemente Programm. Dabei wurde der Reibungsbeiwert μ zwischen Stabdübel und Holz variiert.

Die Berechnung erfolgte im ebenen Spannungszustand für eine Holzdicke von 1 mm. Für das orthotrope Material wurde das verallgemeinerte Hookesche Werkstoffgesetz angenommen, mit Elastizitätszahlen nach Neuhaus (1981):

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 2,383 \cdot 10^{-3} & -0,065 \cdot 10^{-3} & -0,737 \cdot 10^{-3} & 0 & 0 & 0 \\ -0,065 \cdot 10^{-3} & 0,083 \cdot 10^{-3} & -0,051 \cdot 10^{-3} & 0 & 0 & 0 \\ -0,737 \cdot 10^{-3} & -0,051 \cdot 10^{-3} & 1,223 \cdot 10^{-3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1,604 \cdot 10^{-3} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 23,60 \cdot 10^{-3} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1,345 \cdot 10^{-3} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix} \quad (4.2.2).$$

Der Durchmesser des als nichtdeformierbar definierten Stabdübels betrug 16 mm. Die Belastung des Dübels wurde nach Werner (1993) gewählt zu:

$$F = f_h \cdot d \cdot t = 0,082 \cdot (1 - 0,010 \cdot d) \cdot \rho \cdot d \cdot t = 0,082(1 - 0,010 \cdot 16 \text{ mm}) \cdot 400 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot 16 \cdot 1 = 441 \text{ N}.$$

Die Abmessungen des Modells können Bild 4.2.7 entnommen werden.

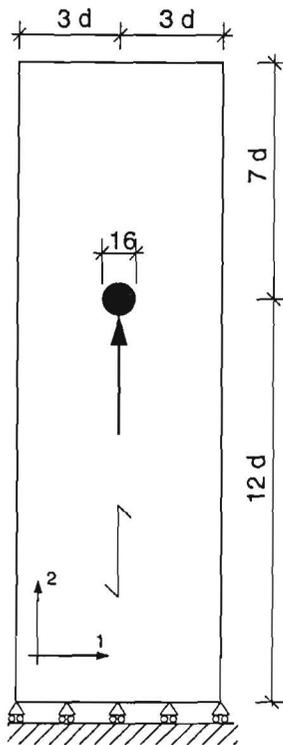


Bild 4.2.7: Geometrie des FE-Modells

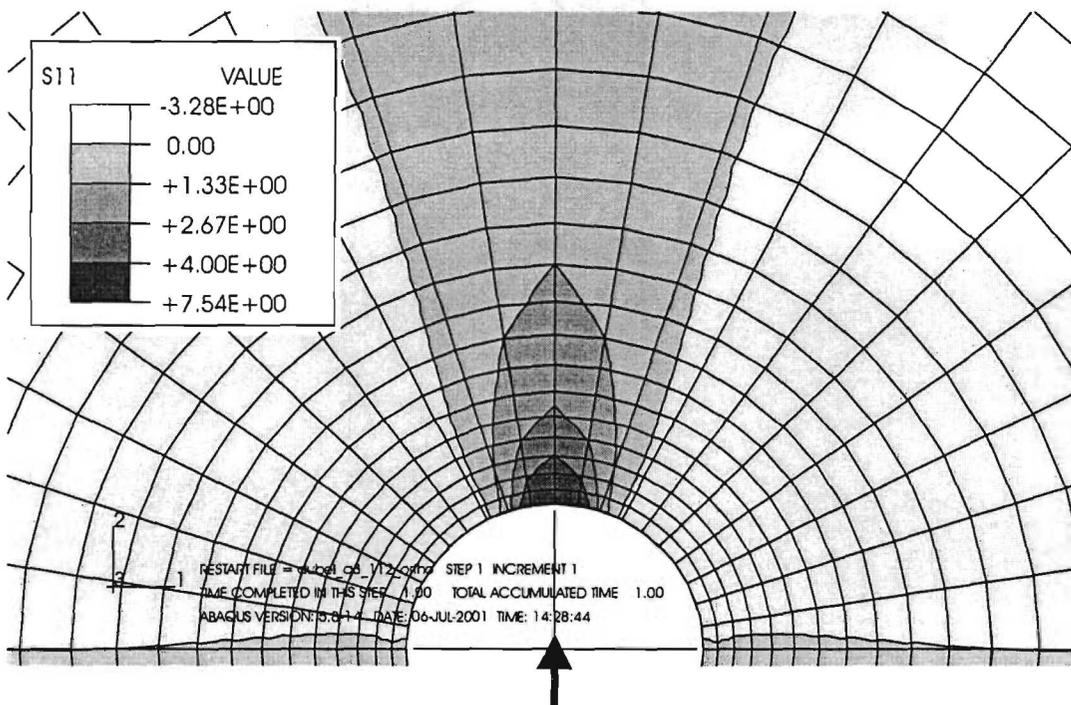


Bild 4.2.8: Querspannungen im Nahbereich eines Stabdübels, Reibungsbeiwert $\mu = 0,0$

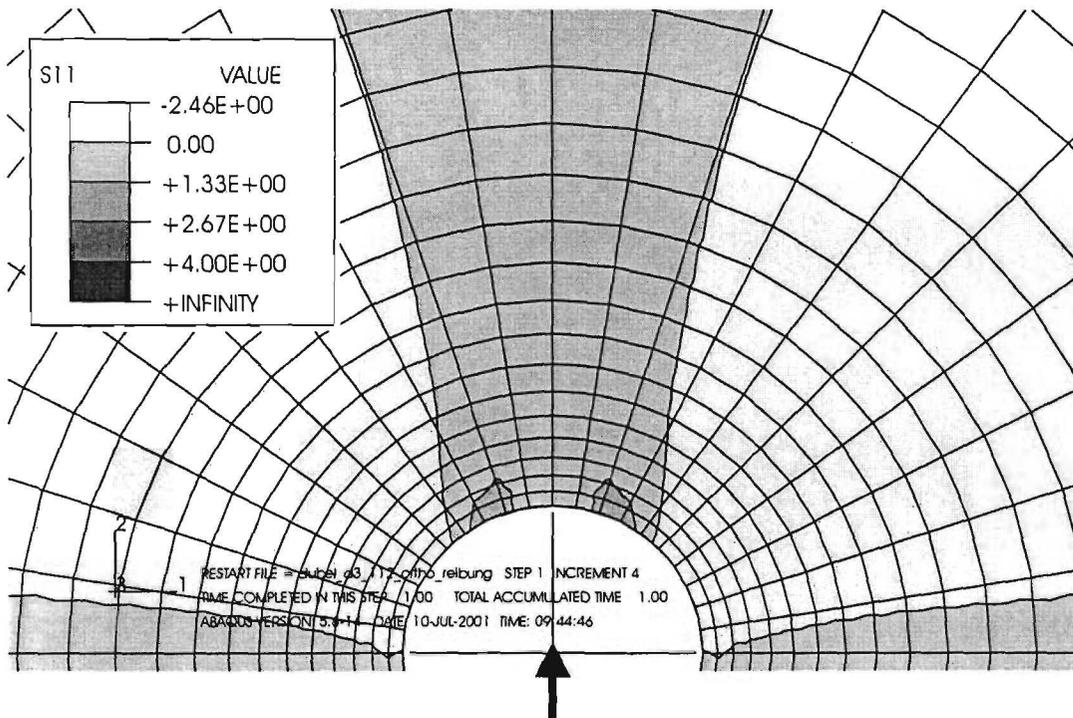


Bild 4.2.9: Querzugspannungen im Nahbereich eines Stabdübels, Reibungsbeiwert $\mu = 0,339$

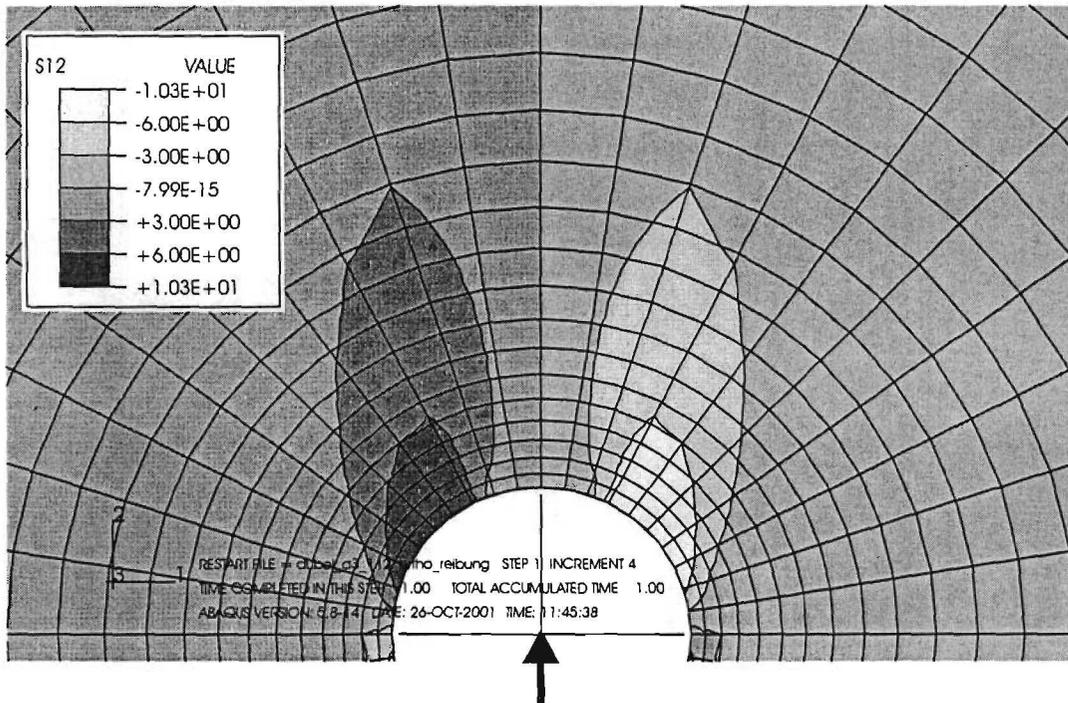


Bild 4.2.10: Schubspannungen im Nahbereich eines Stabdübels, Reibungsbeiwert $\mu = 0,339$

4.3. Energiefreisetzungsrate im Modus I

Das bisher beschriebene spröde Versagen von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln soll mit Hilfe eines bruchmechanischen Modells abgebildet werden.

Aufbauend auf einer Idee von Jorissen (1998) wird dabei der Bereich der Verbindung mit Hilfe eines elastisch gebetteten Balkens modelliert.

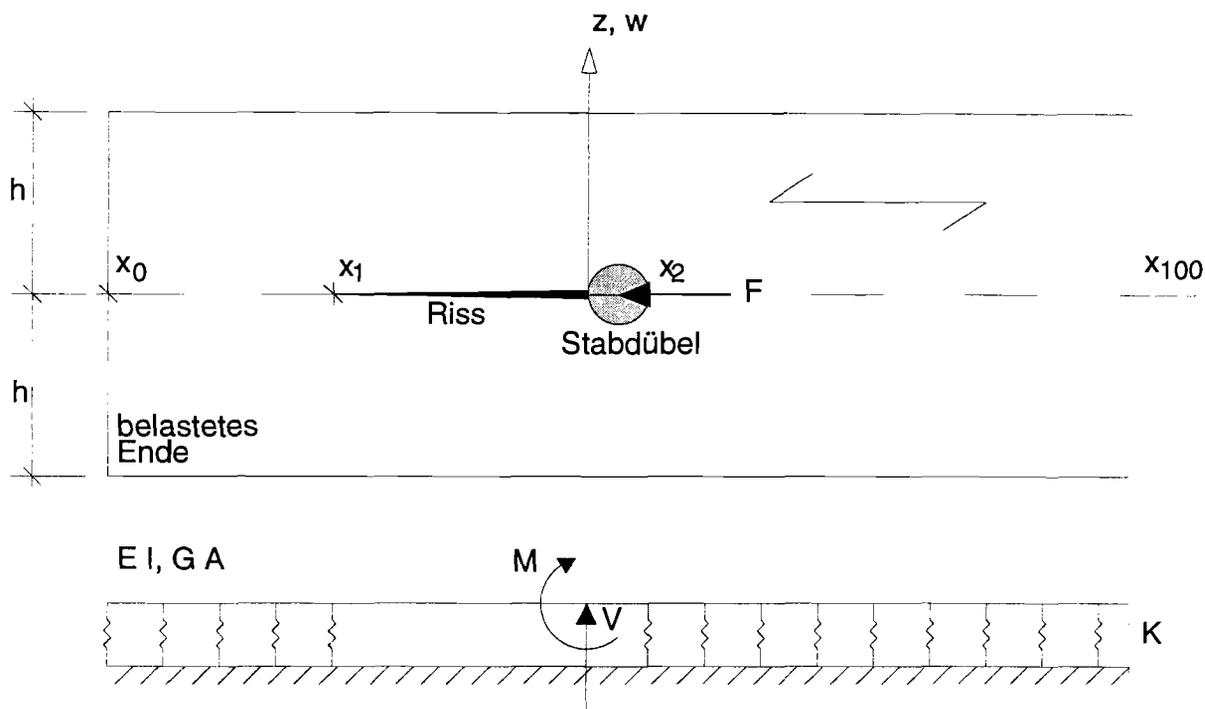


Bild 4.3.1: Modellbildung eines Anschlusses als elastisch gebetteter Balken

Die Quersteifigkeit des Holzes wird durch die elastische Bettung berücksichtigt, siehe Anhang A.

Modelliert wird lediglich eine Hälfte des Anschlusses, die mit einem Moment

$$M = F / 2 \cdot h / 2 \quad (4.3.1)$$

und einer Querkraft V infolge der Lochleibungsbeanspruchung belastet wird.

Für die Querkraft V gibt Jorissen (1998) eine Gleichung nach Kuipers an:

$$V = F \cdot \frac{\frac{1 - \sin^2(\varphi)}{2} \cdot \cos(\varphi) - \left(\frac{\pi}{4} - \frac{\varphi}{2} - \frac{\sin(2 \cdot \varphi)}{4} \right) \cdot \sin(\varphi)}{2 \cos(\varphi)} \quad (4.3.2)$$

dabei ist φ der Reibungswinkel zwischen dem Verbindungsmittel und der Lochwand.

Für $\varphi = 30^\circ$ vereinfacht sich Gleichung (4.3.2) zu

$$V \cong F / 10 \quad (4.3.3)$$

Rodd (1988) gibt die Reibungsbeiwerte nach Tabelle 4.3.1 an.

Tabelle 4.3.1: Gleitreibungsbeiwerte von runden Verbindungsmitteln nach Rodd (1988)

	Gleitreibungs- koeffizient μ	Reibungswinkel $\varphi = \arctg(\mu)$
Verbindungsmittel aus Stahl mit aufgerauter Oberfläche	0,585	30°
Verbindungsmittel aus Stahl mit blanker Oberfläche	0,339	19°
Verbindungsmittel aus Stahl mit einer Kunststoffumhüllung	0,123	7°

Mit $\varphi = 19^\circ$ ergibt sich nach Gleichung (4.3.2):

$$V = 0,143 \cdot F \quad (4.3.4)$$

Werner (1993) berechnet in Anlehnung an Rodd (1988) aus den ihm vorliegenden Lastverformungskurven von Lochleibungsversuchen parallel zur Faser die Bereiche mit rechtwinklig zur Faser verdrängtem Holz nach Bild 4.3.2. Mit Hilfe von Lastverformungskurven von Lochleibungsversuchen rechtwinklig zur Faserrichtung kann er hieraus die Last V berechnen.

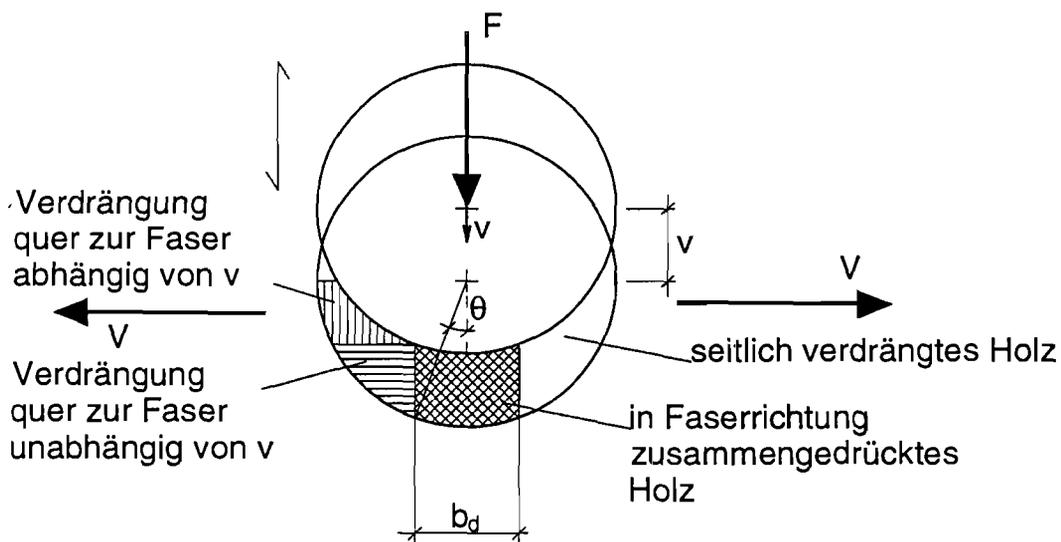


Bild 4.3.2: Annahmen von Werner (1993) zur Berechnung von V

Nach Werner ergeben sich folgende Verhältnisse zwischen der Höchstlast F_{\max} der Lochleibungsversuche parallel zur Faser und der von ihm errechneten Querkraft V .

Tabelle 4.3.2: Verhältnis zwischen Spaltkraft V und Höchstlast der Lochleibungsversuche parallel zur Faserrichtung nach Werner (1993)

Holzart	Verbindungsmitteldurchmesser [mm]	Verhältnis F_{\max} / V
Fichte	8	6,3
	12	6,3
	16	5,1
	20	6,8
Kiefer	8	7,8
	12	7,4
	16	7,7
	20	6,9
Canadian Spruce, Pine, Fir	12	6,3
	20	6,3

Die Biegelinie des elastisch gebetteten Balkens kann nun für verschiedene Risslängen $a = x_1$ nach Bild 4.3.1 und als Funktion weiterer Variablen, die die Geometrie, die Materialeigenschaften und die Belastung berücksichtigen, berechnet werden. Da in diesen Modellen Balken angenommen werden, die im Vergleich zu ihrer Länge eine große Höhe h aufweisen, muss die Verformung infolge der Schubspannungen zumindest näherungsweise z.B. nach Timoshenko (1958) berücksichtigt werden. Die Herleitungen der Verschiebungsansätze bei Berücksichtigung der Schubweichheit für die Balkenabschnitte des Modells nach Bild 4.3.1 sind in Anhang B gegeben. Die Querdehnungen des Balkens infolge von Spannungen parallel zur Faser bleiben dagegen unberücksichtigt.

Die unbekanntenen Konstanten der Verschiebungsansätze können aus den Rand- und Übergangsbedingungen bestimmt werden. Für jeden Berührungspunkt zweier Balkenabschnitte des Modells können jeweils zwei geometrische und zwei statische Übergangsbedingungen angesetzt werden.

Mit Hilfe eines Computeralgebrasystems (mathematica 4) kann das resultierende Gleichungssystem zur Bestimmung der unbekanntenen Konstanten gelöst werden. Aufgrund der komplizierten Verschiebungsansätze kann das Programm nur für gegebene Werte der Variablen diese Unbekannten analytisch bestimmen.

Bild 4.3.3 zeigt die elastischen Linien (Biegelinien) eines Modells mit einem Stabdübel.

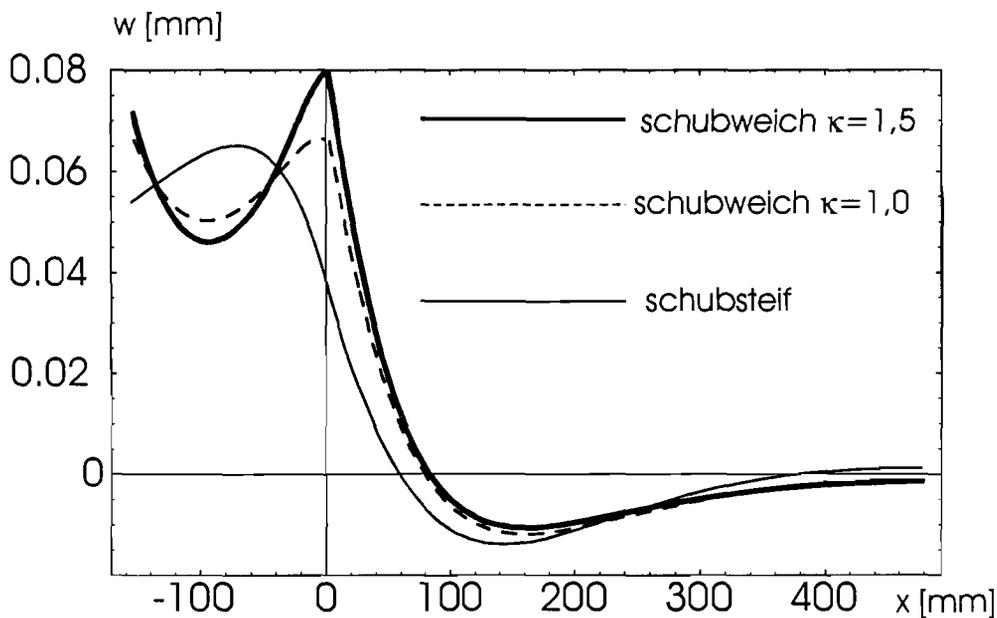


Bild 4.3.3: Elastische Linien des Modells nach Bild 4.3.1

Das Modell kann recht einfach um weitere Abschnitte für die Modellierung einer Verbindung mit mehreren Verbindungsmitteln erweitert werden. Bild 4.3.4 zeigt die elastischen Linien eines Modell mit zwei Stabdübeln für zwei unterschiedliche Risslängen $a = x_1$ von 24 und 72 mm.

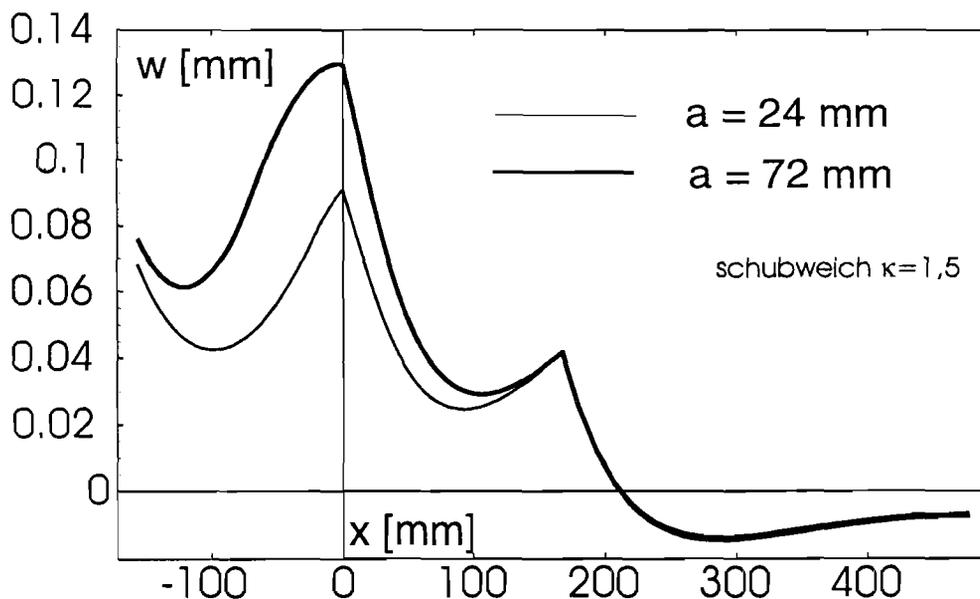


Bild 4.3.4: Elastische Linien eines Modells mit zwei Stabdübeln für zwei Risslängen a

Die Verschiebungen $w(x_i)$ und die Neigungen der Tangente an die Biegelinie $w'(x_i)$ an den Stellen der Angriffspunkte x_i von M_i und V_i der einzelnen Stabdübel können zur Berechnung der Energiefreisetzungsraten verwendet werden.

In dem Modell nach Bild 4.3.1 wird ein Rissfortschritt um Δa simuliert, in dem zwischen der Lasteinleitung ($x = 0$) und dem freien Ende ($x = x_0$) der Balkenabschnitt mit elastischer Bettung um Δa verkürzt, derjenige ohne elastische Bettung um Δa verlängert wird. Dadurch wird das Gesamtsystem weicher und die Verschiebungen und Verdrehungen der Lastangriffspunkte nehmen zu.

Die Energiefreisetzungsrates wird in der Bruchmechanik definiert als die Verminderung des elastischen Potentials in Abhängigkeit vom Risswachstum bezogen auf das Risswachstum (Gross (1996)). Bei einem Risswachstum um Δa verschiebt sich der Lastangriffspunkt der Kraft V_i um $\Delta w(x_i)$ und das Potential nimmt um $\Delta\Pi_{V,i}$ ab. Desweiteren nimmt die Neigung des Lastangriffspunktes ab, d.h. die Verdrehung im Drehsinn des Momentes M nimmt um $\Delta\varphi(x_i) = |\Delta w'(x_i)|$ zu, das Potential nimmt um $\Delta\Pi_{M,i}$ ab. Das mit dem Modell nach Bild 4.3.1 simulierte Risswachstum entspricht dabei dem Mode I nach Bild 2.2.

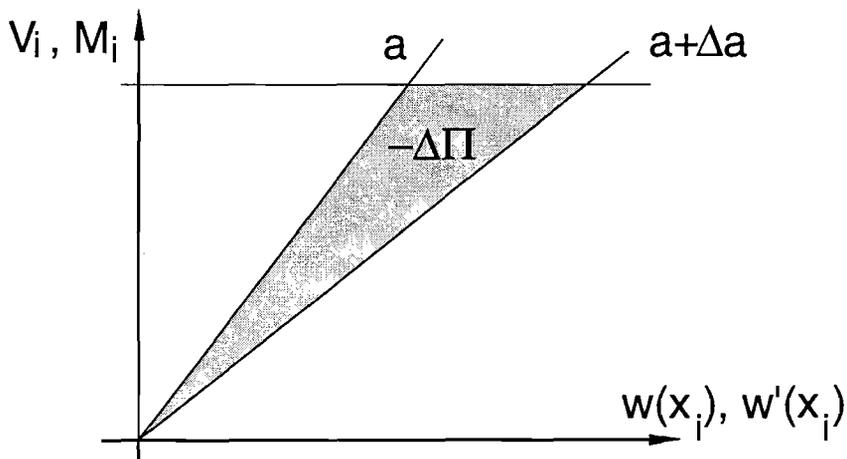


Bild 4.3.5: Zur Berechnung der Potentialänderung für das energetische Konzept der Bruchmechanik

Die Energiefreisetzungsrates G für eine Verbindung mit n Verbindungsmitteln lässt sich berechnen zu

$$G_i = -\frac{\Delta\Pi}{y_a \cdot \Delta a} = -\frac{\Delta\Pi_V + \Delta\Pi_M}{y_a \cdot \Delta a} \cdot 2 = \sum_{i=1}^n \frac{V_i \cdot \Delta w(x_i)/2 + M_i \cdot \Delta\varphi(x_i)/2}{y_a \cdot \Delta a} \cdot 2 \quad (4.3.5).$$

Der Faktor 2 in (4.3.5) rührt aus der Modellbildung nach Bild 4.3.1 her; da nur eine Hälfte der Verbindung für die Berechnung der elastischen Linie verwendet wurde, die

Kräfte V_i und M_i an der anderen Hälfte des Anschlusses bei Risswachstum jedoch die gleiche Arbeit verrichten.

Bei Verbindungen, die nach dem Versagensmechanismus 1a nach Johansen (Bild 4.1.1) versagen, kann davon ausgegangen werden, dass sich eine Rissfront über die ganze Bauteildicke einstellt. Stellen sich die Versagensmechanismen 1b, 2 oder 3 nach Johansen ein, bei denen sich Fließbereiche im Verbindungsmittel oder Eindrückungen in positiver und negativer x-Richtung nach Bild 4.3.1 einstellen, wird sich die Rissfront zunächst nur über einen Teil der Dicke y_a (nach Jorissen (1998)) des Holzes ausbilden.

Jorissen gibt für diese Breite der Rissfront folgende Beziehung an, die durch Anpassung der Gleichung 4.1.10 an die ihm vorliegenden Versuchsergebnisse gewonnen wurde:

$$y_a = \left(1 + 0,3 \cdot \frac{a_1}{7 \cdot d} \cdot \frac{t - y}{t} \right) \cdot y \quad (4.3.6).$$

Hier ist

$$y = \frac{F_{\text{Johansen}}}{d \cdot f_h} \quad (4.3.7)$$

mit f_h der Lochleibungsfestigkeit, d dem Verbindungsmitteldurchmesser und F_{Johansen} der zu erwartenden Tragfähigkeit nach Johansens Modell.

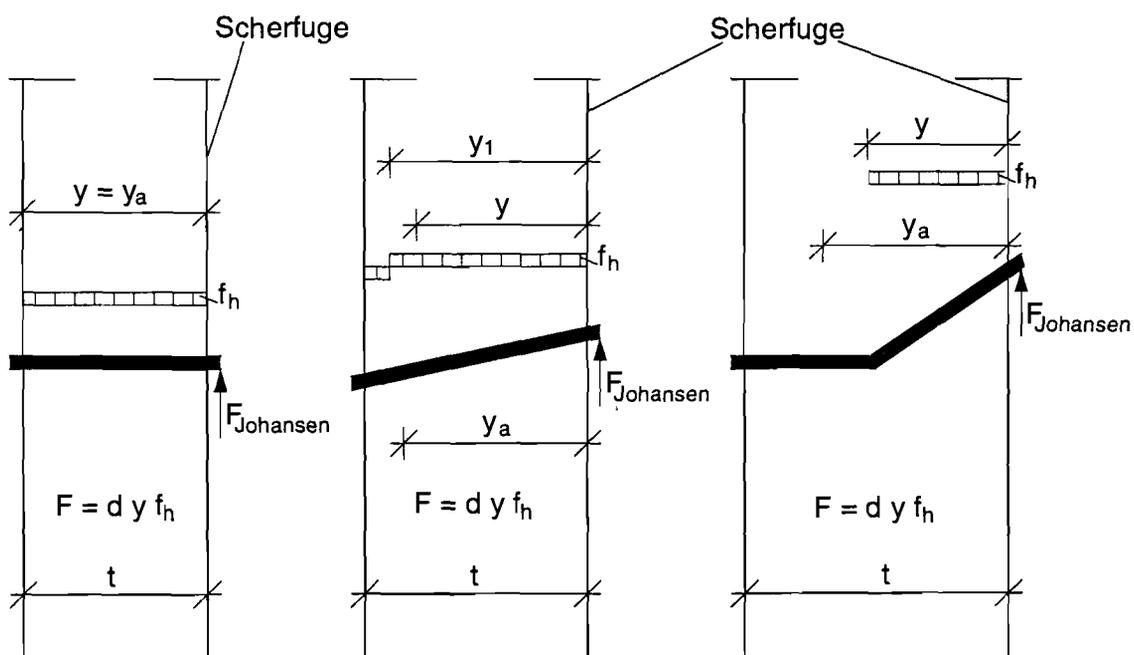


Bild 4.3.6: Zur Definition von y und y_a

Bei größeren Risslängen und damit einem größeren Abstand der Rissfront von der Lasteinleitung wird sich nach dem Prinzip von de Saint-Venant eine Rissfront über die ganze Bauteildicke ausbilden.

Die Last F_i , mit der das Verbindungsmittel im Modell nach Bild 4.3.1 parallel zur Faser belastet wird und die somit die Beanspruchungen V_i und M_i des Modells maßgebend bestimmt, wurde angenommen zu:

$$F = f_h \cdot d \cdot t = 0,082 \cdot (1 - 0,010 \cdot d) \cdot \rho \cdot d \cdot l \quad (4.3.8).$$

Es wurde also der ungünstigste Versagensmechanismus 1a nach Johansen berücksichtigt. Stellen sich in einer Verbindung vor dem spröden Versagen andere Versagensmechanismen ein, ist das Verhältnis von Beanspruchung zum Flächenträgheitsmoment I bzw. zur Fläche A günstiger.

Für die Querkraft V wurde ein Siebtel der Kraft F nach (4.3.8) angenommen:

$$V = F/7 \quad (4.3.9).$$

Für das beschriebene Modell wurde von Frasson (2001) eine Programmroutine zur Berechnung der Energiefreisetzungsraten für ein Risswachstum bis zum freien Ende ($x = x_0$) programmiert. Thumm (2001) hat mit diesem Programm die Auswirkungen einer Variation der geometrischen und elastischen Eigenschaften auf die sich ergebenden Energiefreisetzungsraten untersucht.

In den folgenden Bildern ist der Wert der Energiefreisetzungsraten über dem Mittelwert zweier Risslängen aufgetragen. Für große Risslängen kurz vor dem völligen Durchreißen ($x_1 = x_0 = a_{3,t} - d/2$) steigen die Energiefreisetzungsraten stark. Diese Werte sind in den folgenden Diagrammen nicht enthalten.

In Bild 4.3.7 ist der Verlauf der Energiefreisetzungsraten in Abhängigkeit von der Anzahl der Verbindungsmittel dargestellt. Für die Modelle der Bilder 4.3.7 bis 4.3.10 wurden folgende Werte angenommen:

$n = 1, 2, 3, 4$	$\rho = 450 \text{ kg/m}^3$
$d = 16 \text{ mm}$	$E_0 = 12000 \text{ N/mm}^2$
$x_0 = 7d - d/2$	$E_{90} = 400 \text{ N/mm}^2$
$a_1 = 7d$	$G = 750 \text{ N/mm}^2$
$x_{100} = 2000 \text{ mm}$	$\kappa = 1,5$
$h = 3d$	

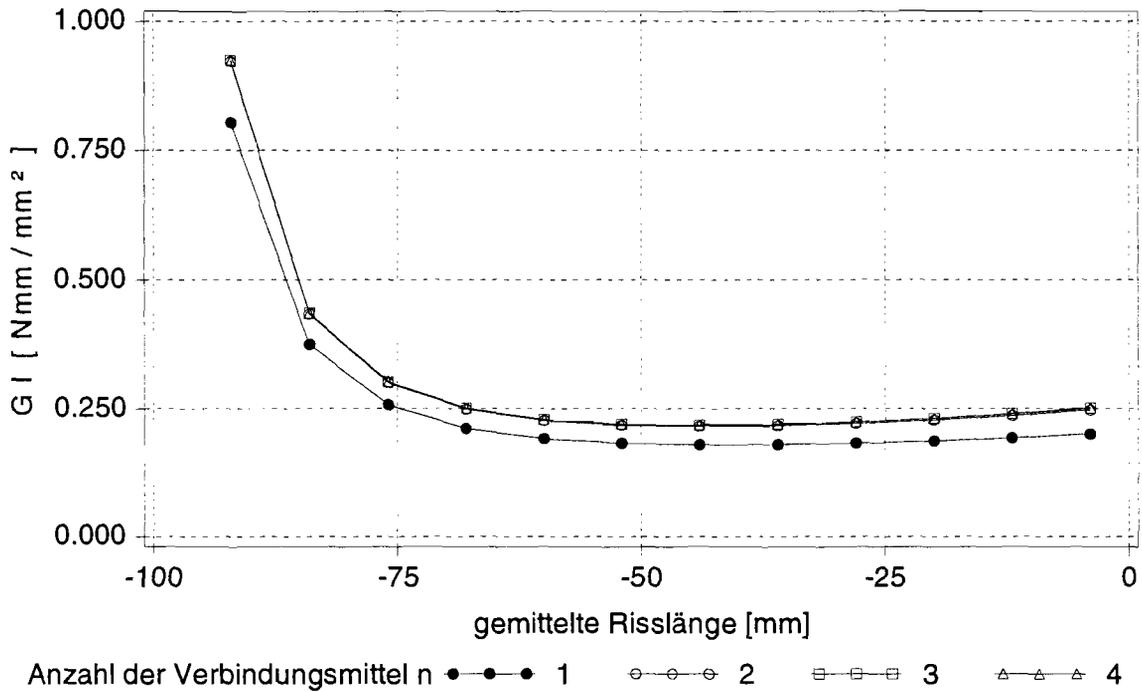


Bild 4.3.7: Energiefreisetzungsrate über der Risslänge in Abhängigkeit von n

Für die Berechnung der Energiefreisetzungsrate nach Bild 4.3.8 wurden die gleichen Werte angenommen außer:

$a_1 = 5 \text{ d}$

$h = 5 \text{ d}$

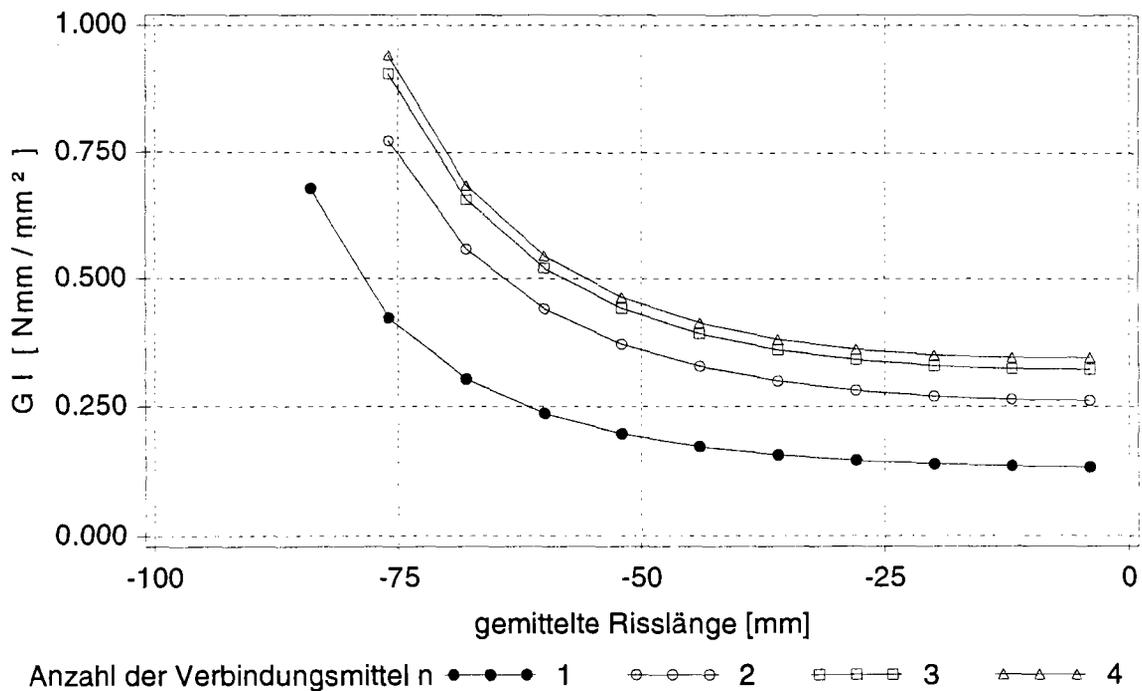


Bild 4.3.8: Energiefreisetzungsrate über der Risslänge in Abhängigkeit von n

In den Bildern 4.3.9 bis 4.3.11 sind jeweils die Energiefreisetzungsraten für ein Risswachstum von $x_1 = -d$ bis $x_1 = -3/2 d$ aufgetragen, um den Einfluss verschiedener Variablen zu zeigen.

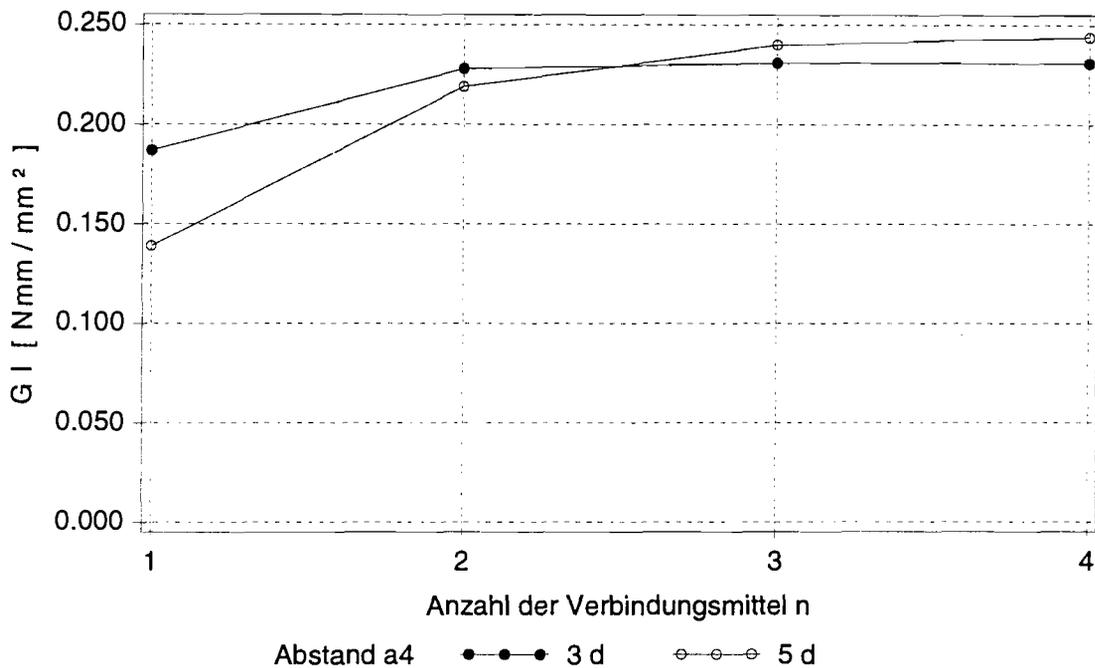


Bild 4.3.9: Risswiderstandskurven in Abhängigkeit von $a_{4,c} = h$

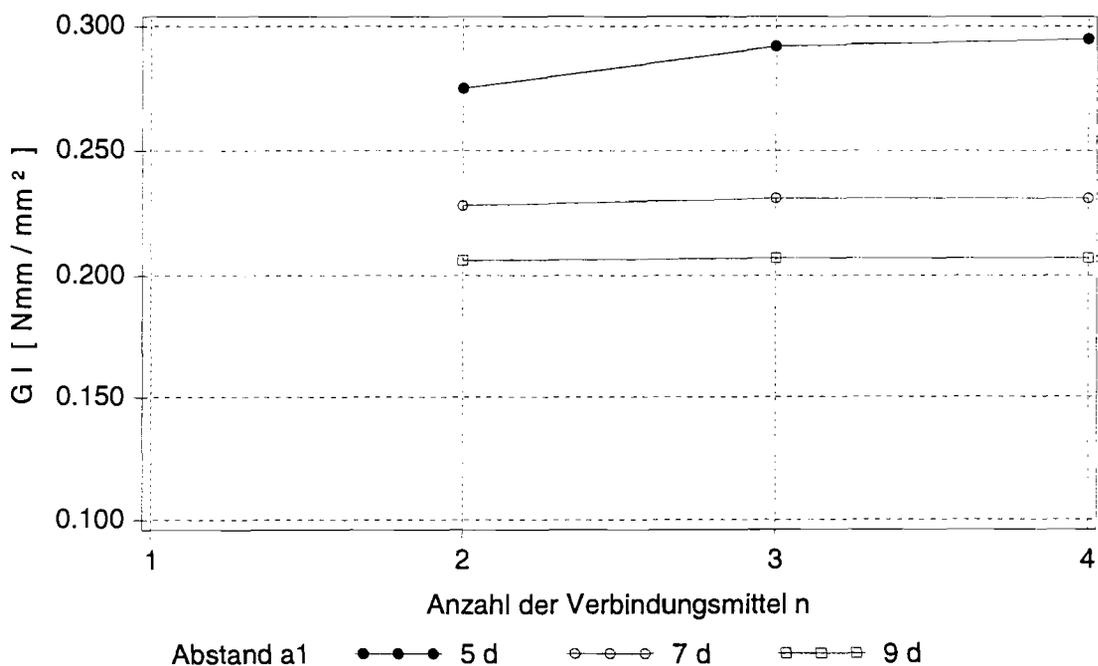


Bild 4.3.10: Risswiderstandskurven in Abhängigkeit von a_1

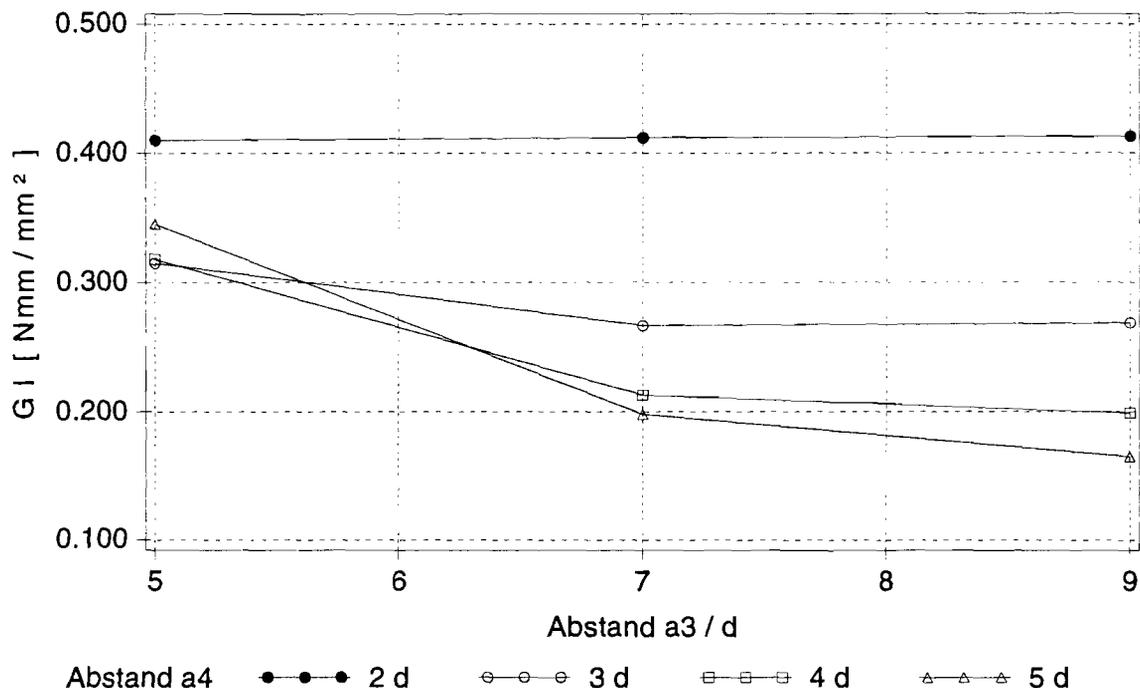


Bild 4.3.11: Risswiderstandskurven in Abhängigkeit von $a_{3,t}$

Für die Berechnungen, die zu den Ergebnissen des Bild 4.3.11 führten, wurden folgende Annahmen getroffen:

$$\begin{aligned}
 n &= 1 & \rho &= 380 \text{ kg/m}^3 \\
 d &= 24 \text{ mm} & E_0 &= 7400 \text{ N/mm}^2 \\
 x_0 &= 7d - d/2 & E_{90} &= 250 \text{ N/mm}^2 \\
 G &= 460 \text{ N/mm}^2 & x_{100} &= 2000 \text{ mm} \\
 \kappa &= 1,5.
 \end{aligned}$$

Wird eine nichtlineare Gleichung an die Ergebnisse der Energiefreisetzungsrate für ein Risswachstum von $x_1 = -d$ bis $x_1 = -3/2 d$ unter Berücksichtigung der geometrischen Größen und der Rohdichte für die Modelle mit $n > 1$ durchgeführt, ergibt sich:

$$G_I = 1,275 \cdot 10^{-6} \cdot n^{0,155} \cdot d^{0,639} \cdot \rho^{2,00} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{-0,710} \cdot \left(\frac{a_3}{d}\right)^{-0,302} \cdot \left(\frac{a_4}{d}\right)^{-0,074} \quad / \text{ [Nmm/mm}^2\text{]} \quad (4.3.10).$$

Dieser Gleichung liegen 222 verschiedene Modelle zugrunde. In Anhang C sind die Mittel-, Kleinst- und Größtwerte sowie die Standardabweichungen der in Gleichung (4.3.10) berücksichtigten Variablen gegeben.

Bild 4.3.12 zeigt die Häufigkeitsverteilung der berücksichtigten Energiefreisetzungs-raten, sowie den Verlauf der Dichte $f(x)$ einer angepassten logarithmischen Normalverteilung mit der Funktion:

$$f(G_1) = \frac{1}{0,627 \cdot (G_1 - 0,069) \cdot \sqrt{2 \cdot \pi}} \cdot e^{-\frac{(\ln(G_1 - 0,069) + 1,73)^2}{2 \cdot 0,627^2}} \quad (4.3.11).$$

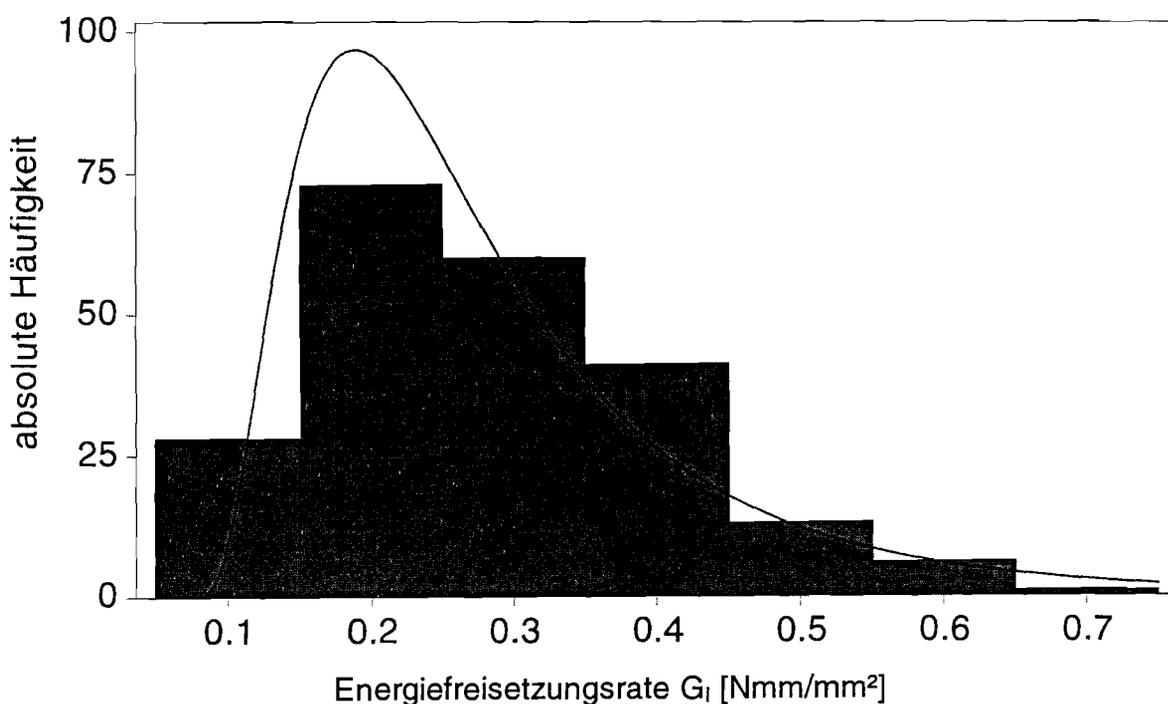


Bild 4.3.12: Häufigkeitsverteilung von G_1

In Bild 4.3.13 sind die mit Hilfe der Modelle berechneten Energiefreisetzungs-raten über denjenigen nach Gleichung (4.3.10) aufgetragen. Es ergibt sich ein Korrelationskoeffizient von $r = 0,98$.

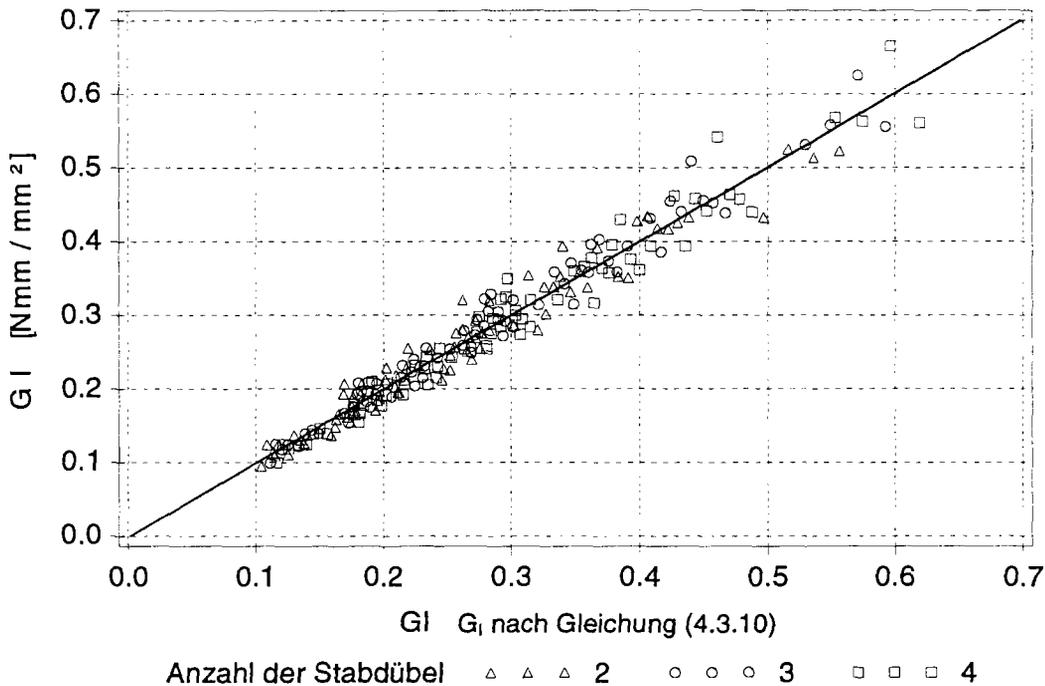


Bild 4.3.13: G_I nach dem Modell über G_I nach (4.3.15)

Die Anpassung einer nichtlinearen Gleichung an die Ergebnisse der Energiefreisetzungsrates für ein Risswachstum von $x_1 = -d$ bis $x_1 = -3/2 d$ unter Berücksichtigung der geometrischen Größen und der Rohdichte für die Modelle mit $n \geq 1$ ergibt:

$$G_I = 0,331 \cdot 10^{-6} \cdot n^{0,248} \cdot d^{0,634} \cdot \rho^{2,00} \cdot \left(\frac{a_3}{d}\right)^{-0,290} \cdot \left(\frac{a_4}{d}\right)^{-0,210} \quad / \text{ [Nmm/mm}^2\text{]} \quad (4.3.12).$$

Dieser Gleichung liegen 98 verschiedene Modelle zugrunde. In Anhang C sind die Mittel-, Kleinst- und Größtwerte sowie die Standardabweichungen der in Gleichung (4.3.12) berücksichtigten Variablen gegeben.

Bild 4.3.14 zeigt die Häufigkeitsverteilung der berücksichtigten Energiefreisetzungsrates, sowie den Verlauf der Dichte $f(x)$ einer angepassten logarithmischen Normalverteilung mit der Funktion:

$$f(G_I) = \frac{1}{0,983 \cdot (G_I - 0,069) \cdot \sqrt{2 \cdot \pi}} \cdot e^{-\frac{(\ln(G_I - 0,069) + 1,97)^2}{2 \cdot 0,983^2}} \quad (4.3.13).$$

Unter Berücksichtigung der angenommenen Vereinfachungen ist dies eine erstaunlich gute Übereinstimmung mit dem von Jorissen an einer Vielzahl von Versuchen empirisch bestimmten Wert nach Gleichung (4.1.10) oder der von Mischler ebenfalls an Versuche angepassten Gleichung (4.1.12).

Entsprechende Untersuchungen können auch für den Abstand quer zur Faser $a_{4,c} = h$, den Abstand zum Hirnholz $a_{3,t} = x_0$ und dem Abstand zwischen den Stabdübeln a_1 durchgeführt werden.

4.4 Energiefreisetzungsrate im Modus II

Risswachstum nach Modus II (siehe Bild 2.2) tritt zusammen mit dem Modus I bei Ausscheren eines Blockes nach Bild 1.1 auf.

Die Energiefreisetzungsrate im Modus II wird mit Hilfe eines Modells berechnet, das die Deformation infolge der Schubspannungen im Volumen $L_1 \cdot h_3$ berücksichtigt (Bild 4.4.1). Nach Volkersens (1938) Ansatz gibt Jorissen (1998) für die Schubverzerrung entlang L_1 Gleichung (4.4.1) an:

$$\gamma(x) = \frac{(h_1 + h_2) \cdot F}{h_1 \cdot h_2 \cdot h_3 \cdot t \cdot E_0 \cdot \omega} \cdot \left[\frac{\cosh(\omega \cdot L_1)}{\sinh(\omega \cdot L_1)} \cdot \cosh(\omega \cdot x) + \sinh(\omega \cdot x) \right] \quad (4.4.1),$$

mit

$$\omega = \sqrt{\frac{(h_1 + h_2) \cdot G}{h_1 \cdot h_2 \cdot h_3 \cdot E_0}} \quad (4.4.2).$$

Die Schubspannungen ergeben sich zu:

$$\tau(x) = G \cdot \gamma(x) \quad (4.4.3).$$

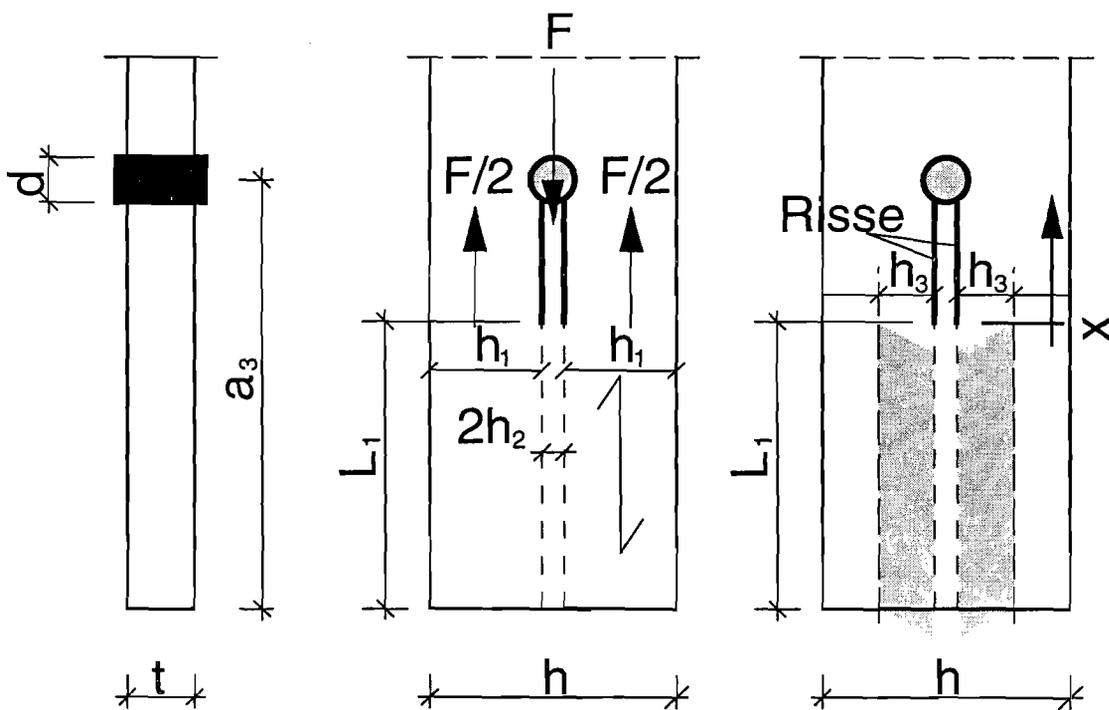


Bild 4.4.1: Zur Berechnung der Schubspannungen

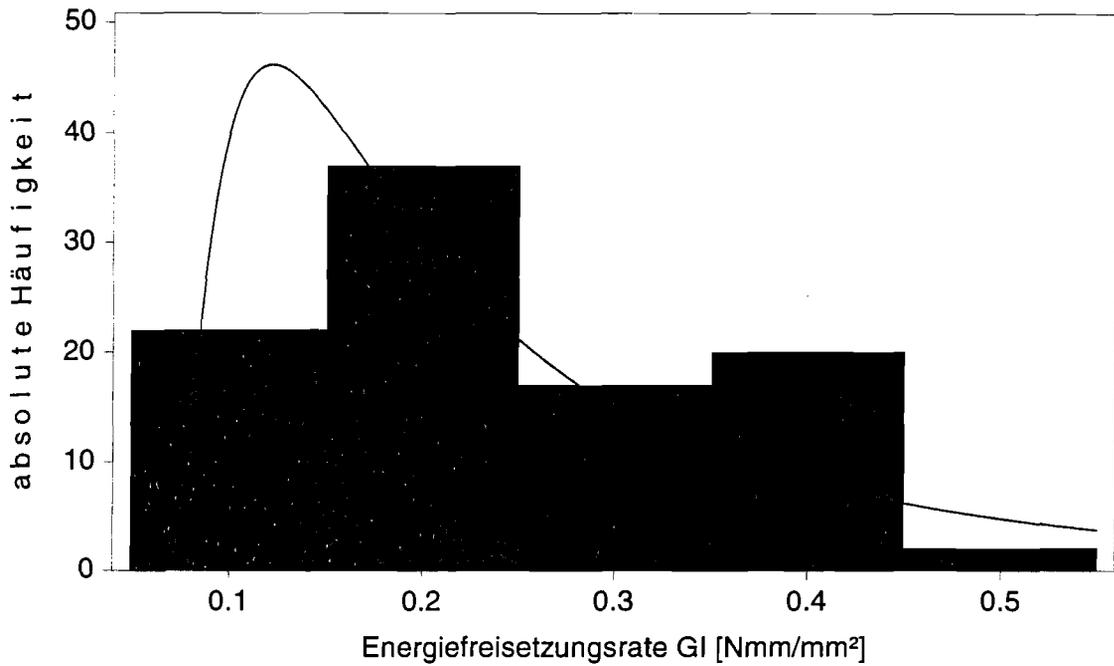


Bild 4.3.14: Häufigkeitsverteilung von G_I für Gleichung (4.3.12)

In Bild 4.3.15 sind die mit Hilfe der Modelle berechneten Energiefreisetzungsraten über denjenigen nach Gleichung (4.3.17) aufgetragen. Es ergibt sich ein Korrelationskoeffizient von $r = 0,97$.

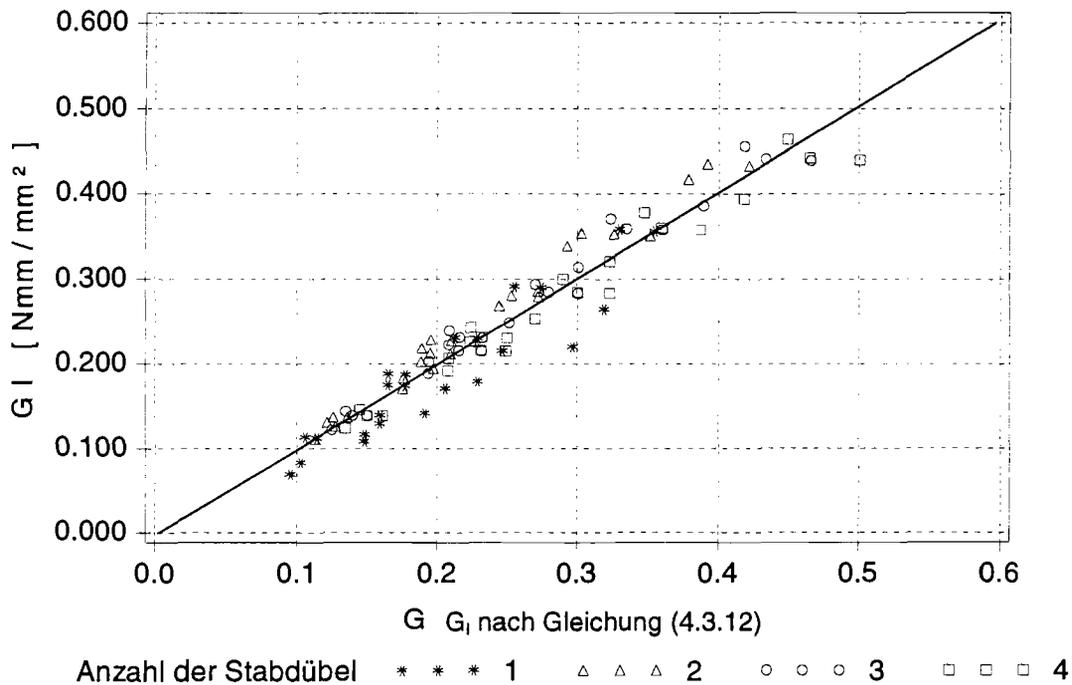


Bild 4.3.15: G_I nach dem Modell über G_I nach (4.3.12)

Wird als Versagenskriterium das energetische Konzept der Bruchmechanik angewendet, d.h. Risswachstum tritt unter der Bedingung

$$G_I \geq G_{I,c} \quad (4.3.14)$$

ein, kann mit diesen Berechnungen ähnlich zu Jorissens Gleichung (4.1.10) der Einfluss der Anzahl der Verbindungsmittel berechnet werden.

Nimmt man eine gleichmäßige Lastverteilung innerhalb der in einer Reihe liegenden Verbindungsmittel an, muss die Beanspruchung eines einzelnen Verbindungsmittels reduziert werden, um in Gleichung (4.3.14) G_I unabhängig von der Anzahl der Verbindungsmittel n konstant zu halten.

Wird an die Energiefreisetzungsraten für ein Risswachstum von $x_1 = -d$ bis $x_1 = -3/2 d$ in Anlehnung an Jorissen eine nichtlineare Gleichung der Form

$$G_{I,n} = n^C \cdot G_{I,1} \quad (4.3.15)$$

angepasst, ergibt sich nach Gleichung (4.3.12) $C = 0,248$. Die Anpassung erfolgte mit dem Statistikprogramm SAS (1996) nach der Methode der kleinsten Abstandsquadrate.

Nach Bild 4.3.5 besteht bei Annahme einer linearen Berechnung zwischen der Potentialänderung und damit der Energiefreisetzungsrates und der Belastung ein quadratischer Zusammenhang, da ein linearer Zusammenhang zwischen Last und Verformung besteht:

$$G_{I,n} = \sum_{i=1}^n c_i \cdot F_i^2 \quad (4.3.16).$$

Um für eine Verbindung mit mehreren Verbindungsmitteln die gleiche Tragfähigkeit, wie für eine Verbindung mit einem Verbindungsmittel zu erhalten, müssen beide Seiten von (4.3.16) durch $n^{0,248}$ dividiert werden.

Setzt man für F_i nun für alle Verbindungsmittel die zu erwartende Tragfähigkeit nach Johansen F_{Johansen} ein, ergibt sich

$$G_{I,1} = \frac{G_{I,n}}{n^{0,248}} = \sum_{i=1}^n c_i \cdot \left(\frac{F_{\text{Johansen}}}{n^{0,248/2}} \right)^2 \quad (4.3.17).$$

Hieraus folgt ein Beiwert n_{ef} nach Abschnitt 4.1

$$F_{\text{multiple}} = n_{\text{ef}} \cdot F_{\text{Johansen}} = n \cdot n^{-0,248/2} \cdot F_{\text{Johansen}} = n^{0,876} \cdot F_{\text{Johansen}} \quad (4.3.18).$$

Bild 4.4.2 zeigt den Schubspannungsverlauf entlang $L_1 = 6,5 \cdot d$, d.h. mit einer Risslänge $a = 0$ mm. Die geometrischen und mechanischen Konstanten betragen für diese Berechnung:

$$\begin{aligned} \rho &= 450 \text{ kg/m}^3, & d &= 24 \text{ mm}, & E_0 &= 12000 \text{ N/mm}^2, & L_1 &= 7d - d/2, \\ a_3 &= 7d, & G &= 750 \text{ N/mm}^2, & h_1 + h_2 &= a_{4,c} = 3 \cdot d. \end{aligned}$$

Abweichend von Jorissen wurden für h_2 nach Rodd (1988) (Bild 4.3.2) und h_3 folgende Annahmen getroffen:

$$h_2 = b_d / 2 = c_w \cdot d / 2 = 0,595 \cdot d / 2 \quad (4.4.4).$$

Die Kraft F wurde angesetzt zu:

$$F = f_h \cdot c_w \cdot d \cdot t = 0,082 \cdot (1 - 0,010 \cdot d) \cdot \rho \cdot 0,595 \cdot d \cdot 1 \quad (4.4.5).$$

τ [N/mm²]

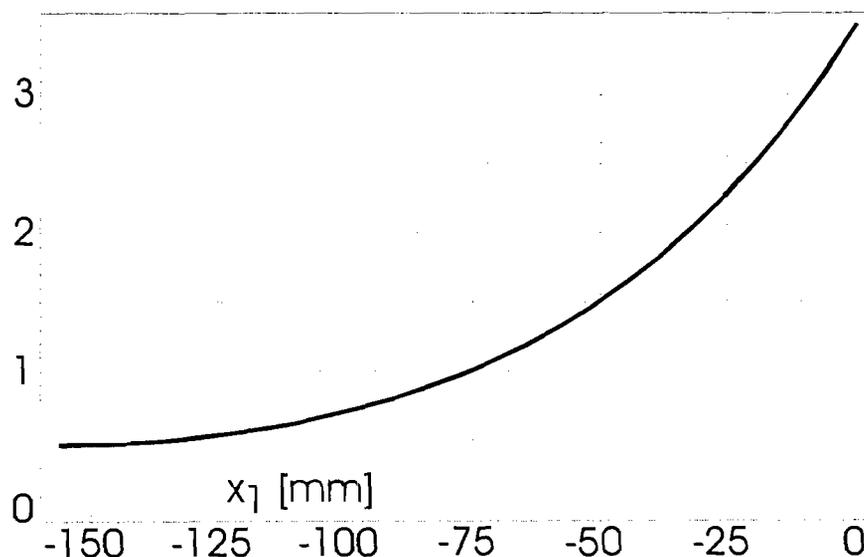


Bild 4.4.2: Schubspannungsverlauf entlang L_1

Die Verschiebung $u(a)$ der Kraft F in Abhängigkeit von der Risslänge

$$a = a_3 - d/2 - L_1 \quad (4.4.6),$$

kann berechnet werden zu

$$u(a) = \frac{F}{2 \cdot h_2 \cdot t \cdot E_0} \cdot a + h_3 \cdot \gamma(x=0) \quad (4.4.7).$$

Dabei berücksichtigt der erste Term die Längsdehnung des von den Rissflächen begrenzten Blockes.

Für ein Risswachstum Δa ergibt sich eine Verschiebung Δu der Kraft F , so dass die Energiefreisetzungsrate im Modus II schließlich berechnet werden kann zu:

$$G_{II} = -\frac{\Delta \Pi}{2 \cdot t \cdot \Delta a} = \frac{F \cdot \Delta u}{2 \cdot 2 \cdot t \cdot \Delta a} \quad (4.4.8).$$

Da nach diesem Modell zwei Rissflächen entstehen, ist das Potential in Gleichung (4.4.8) zusätzlich durch zwei zu teilen.

Bild 4.4.3 zeigt die Energiefreisetzungsraten im Modus II nach diesem Modell für unterschiedliche Durchmesser d . Die Energiefreisetzungsraten sind über der gemittelten Risslänge zwischen zwei Berechnungsschritten, bei denen ein Risswachstum um Δa angesetzt wurde, aufgetragen. Als Konstanten wurden angenommen:

$$\begin{aligned} \rho &= 450 \text{ kg/m}^3, & d &= 8, 16, 24 \text{ mm}, & E_0 &= 12000 \text{ N/mm}^2, \\ a_3 &= 7d, & G &= 750 \text{ N/mm}^2, & h_1 + h_2 &= a_{4,c} = 3 \cdot d. \end{aligned}$$

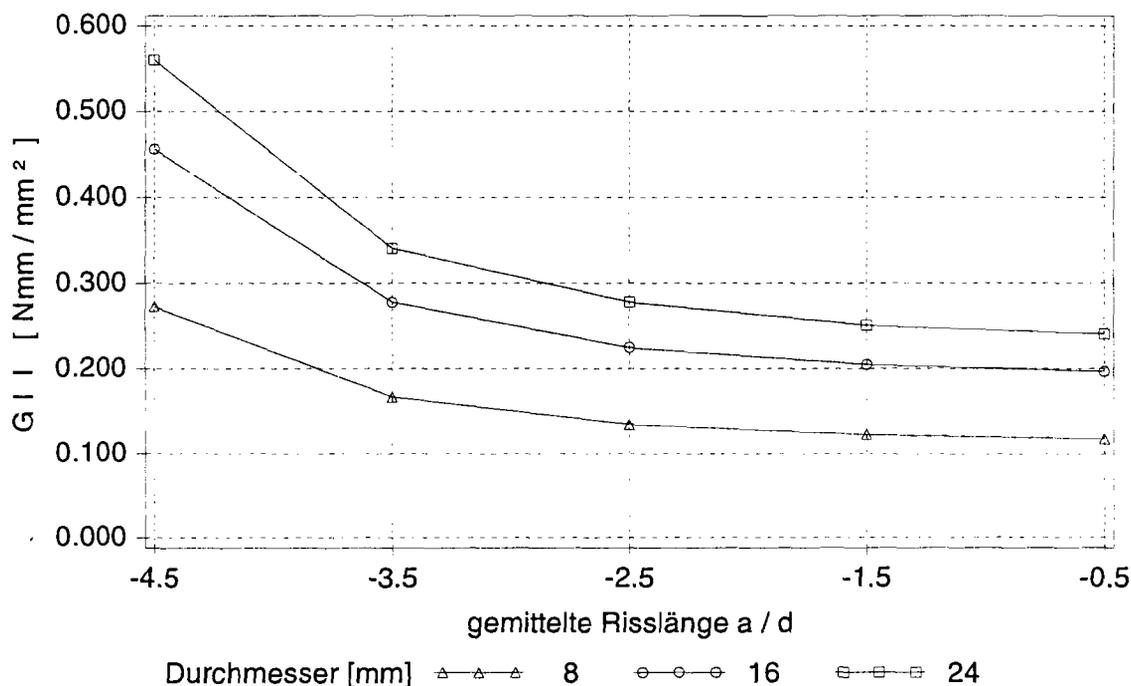


Bild 4.4.3: G_{II} über a/d

4.5. Zusammenfassung der mechanischen Untersuchungen

Mit Hilfe der in den Abschnitten 4.3 und 4.4 dargestellten Modelle können die Energiefreisetzungsraten für Rissöffnungsarten nach Modus I und Modus II berechnet werden. Dabei liegen die Energiefreisetzungsraten für beide Modi, bei Annahme realistischer Materialeigenschaften und Abmessungen, in der gleichen Größenordnung. Bei dem spröden Versagen infolge Ausscheren eines Blockes liegt eine gemischte Beanspruchung vor, d.h. das Risswachstum erfolgt nach Modus I und II.

Unter der für Holz durchaus zu rechtfertigenden Annahme, dass das Risswachstum auch bei dieser gemischten Beanspruchung in faserparalleler Richtung verläuft, stellen sich die energetischen Kriterien für ein Risswachstum dar:

$$\text{Risswachstum nach Modus I: } G_I > G_c \quad (4.5.1),$$

gemischte Beanspruchung, Risswachstum nach Modus I und II:

$$G_I + G_{II} > G_c \quad (4.5.2).$$

Gleichung (4.5.2) nimmt im Sinne Griffiths an, dass die Energiefreisetzungsraten unabhängig vom Modus des Risswachstums ist. Für die hochkomplizierte Mikrostruktur des Holzes scheint diese Annahme allerdings nicht gerechtfertigt zu sein.

Larsen und Gustafsson (1990) geben als kritische Energiefreisetzungsraten im Modus I an:

$$G_{I,c} = (-364 + 1,54 \cdot \rho \cdot \text{m}^3 / \text{kg}) / 1000 \text{ [N mm / mm}^2\text{]} \quad (4.5.3).$$

Für eine Rohdichte von $\rho = 420 \text{ kg / m}^3$ folgt aus Gleichung (4.5.3) $G_{I,c} = 0,283 \text{ N mm / mm}^2$. Der größte Teil des untersuchten Holzes war sogenanntes redwood, zumeist die Kiefernart *pinus sylvestris* mit entsprechend hoher Rohdichte.

Mansfield-Williams (1995) ermittelte für Fichte (*Picea abies*) eine kritische Energiefreisetzungsraten von $G_{II,c} = 0,757 \text{ N mm / mm}^2$, die bei einem Korrelationskoeffizient $r < 0,5$ unabhängig von der Rohdichte zu sein scheint. Dieser Wert liegt deutlich über demjenigen nach Gleichung (4.5.3), die mittlere Rohdichte betrug ungefähr 420 kg / m^3 .

Neuere Ansätze (Jernkvist 2001) wenden bei gemischten Beanspruchungen Modelle, die Spannungsintensitätsfaktoren verwenden, an. Bei Anwendung dieses Konzeptes auf den orthotropen Werkstoff Holz wird in der Regel die Methode der Finiten Elemente benötigt.

Da im Nahbereich von Stabdübeln plastische Verformungen durch Lochleibungsbeanspruchungen auftreten, wird für eine Anwendung des Konzeptes der Spannungsintensitätsfaktoren auf das Spalten einer Verbindung nicht nur das verallgemeinerte Hookesche Gesetz, sondern auch eine nichtlineare Spannungsdehnungsbeziehung benötigt.

Im Vergleich zu den in den Abschnitten 4.3 und 4.4 beschriebenen Modellen würde der Rechenaufwand enorm steigen. Das Hauptproblem besteht aber in der geringen Kenntnis der mechanischen Eigenschaften, insbesondere der hier zu untersuchenden Holzarten, und in den, für Holz üblichen, großen Streuungen dieser Eigenschaften. Aus diesen Gründen scheint die Anwendung der o.g. einfacheren Modelle gerechtfertigt zu sein.

Im Rahmen dieses Forschungsvorhaben wird die Energiefreisetzungsrate bei Risswachstum nach Modus I $G_{I,c}$ der in Abschnitt 3 genannten Holzarten untersucht, um die Spaltneigung dieser Holzarten zu vergleichen. Dabei wird davon ausgegangen, dass diese Energiefreisetzungsrate das Bruchgeschehen dominiert.

Die beschriebenen Modelle beruhen weitgehend auf Ansätzen nach Jorissen (1998). Jorissen untersucht allerdings nicht das Risswachstum, sondern berechnet aus den Verformungen der Modelle Querzug- und Schubspannungen. In Gleichung (4.1.10) wird die Tragfähigkeit eines Verbindungsmittels deshalb neben den Ansätzen nach Johansen durch die Querzug- und Schubfestigkeit bestimmt.

5. Bestimmung der kritischen Energiefreisetzungsrate

5.1. Kenntnisstand und Prüfverfahren

Zahlreiche Untersuchungen zur Bestimmung bruchmechanischer Kennwerte sind in der Literatur dokumentiert (Valentin et al. (1991)). Der bei weitem größte Teil beschäftigt sich mit dem Risswachstum im Modus I (Bild 2.2), obwohl der Ausgangspunkt vieler Untersuchungen die im Holzbau wichtigen Konstruktionsdetails Ausklinkungen und Durchbrüche sind. In einer der frühesten bruchmechanischen Untersuchungen im Holzbau berechnet Leicester (1971) die Spannungsintensitätsfaktoren der Modi I und II aus den Traglasten von Versuchen mit ausgeklinkten Trägern.

Viele der Untersuchungen ermitteln kritische Spannungsintensitätsfaktoren $K_{I,c}$. Eine Umrechnung auf Energiefreisetzungsraten G_I ist nach Sih, Paris und Irwin (1965) möglich, erfordert aber die Kenntnis der Elastizitätszahlen des verallgemeinerten Hookeschen Gesetzes. Da diese nur mit sehr großem Aufwand zu bestimmen sind (Neuhaus (1981), Hörig (1931)), sind diese Werte für die dokumentierten Versuche nicht bekannt.

Eine systematische Untersuchung zur Bestimmung der Energiefreisetzungsraten im Modus I wurde in einem international koordinierten Projekt von zahlreichen Forschungseinrichtungen zwischen 1989 und 1991 durchgeführt. Die Ergebnisse wurden von Larsen und Gustafsson (1990, 1991) zusammengestellt.

Die Versuche wurden als Dreipunktbiegversuch nach einer von Gustafsson (1988) vorgeschlagenen Prüfmethode durchgeführt, die mittlerweile als skandinavische Norm nordtest method NT BUILD 422 „Fracture energy in tension perpendicular to the grain“ eingeführt wurde.

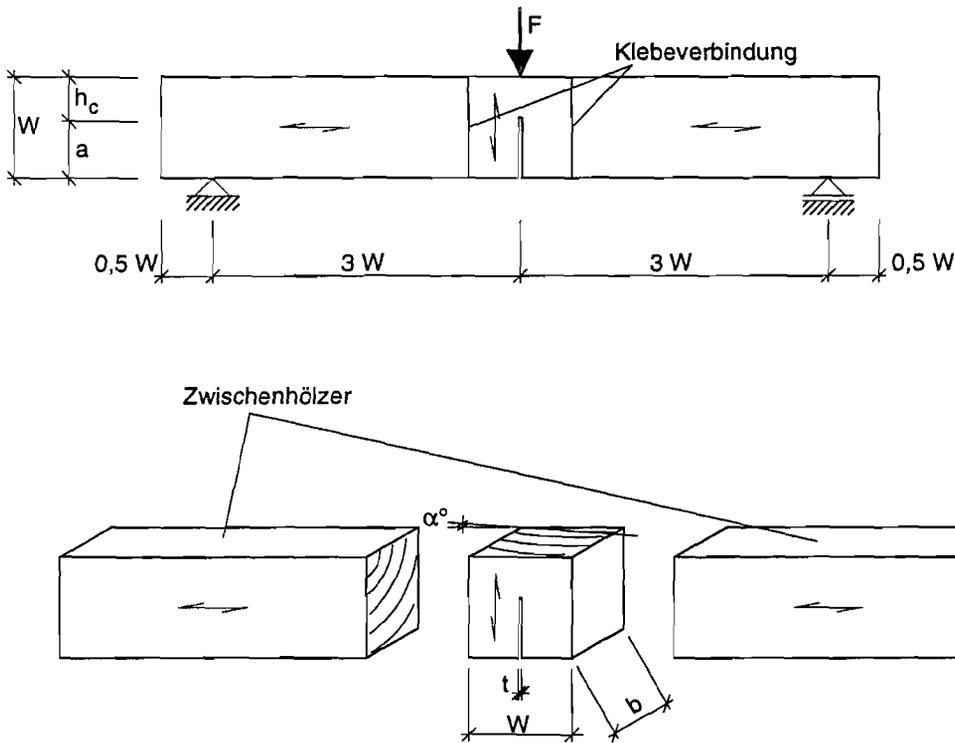


Bild 5.1.1: Dreipunktbiegeversuch

Während des quasi-statisch durchzuführenden Versuchs wird die Last-Verschiebungskurve kontinuierlich aufgezeichnet (Bild 5.1.2). Der Versuch wird bis zum völligen Durchreißen der Probe ausgeführt. Die benötigte Bruchenergie U für dieses völlige Durchreißen wird aus der Summe der Arbeit aus der Fläche unter der Last-Verschiebungskurve und der Arbeit des Eigengewichtes bestimmt. Die Bruchfläche ist bei dem Verfahren nach der o.g. nordtest method einfach als

$$A = h_c \cdot b \quad (5.1.1)$$

zu bestimmen.

Die kritische Energiefreisetzungsrate G_I ergibt sich zu

$$G_I = U / (h_c \cdot b) \quad (5.1.2).$$

Kerto A 01h100

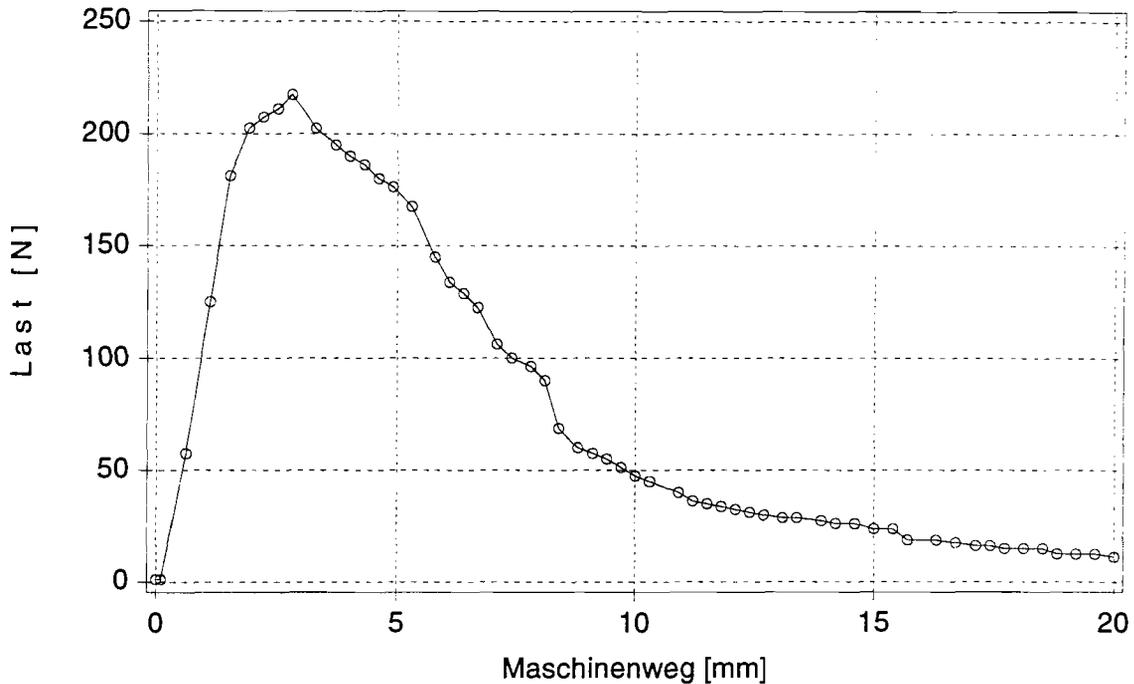


Bild 5.1.2: Last-Verschiebungskurve eines Dreipunktbiegeversuchs

Folgende Beziehung zwischen der Energiefreisetzungsrate G_I und der Rohdichte geben Larsen und Gustafsson (1990,1991) an:

$$G_{I,c} = (-364 + 1,54 \cdot \rho \cdot \text{m}^3/\text{kg}) / 1000 \text{ [N mm / mm}^2\text{]} \quad (5.1.3).$$

Der Korrelationskoeffizient zwischen der Energiefreisetzungsrate und der Rohdichte betrug $r = 0,74$.

Für 84 % der Versuche wurde Kiefernholz verwendet, überwiegend die Art *pinus sylvestris*. Für die restlichen 16 % wurde Fichtenholz der Art *picea abies*, sowie als spruce und whitewood bezeichnetes Holz verwendet.

Im Rahmen des Forschungsvorhabens von Larsen und Gustafsson (1990,1991) wurden neben dem in Gleichung (5.1.3) angenommenen Einfluss der Rohdichte der Einfluss weiterer Materialeigenschaften und des Versuchsaufbaus auf die Energiefreisetzungsrate untersucht. Folgendes wurde festgestellt:

- ein signifikanter Einfluss des Winkels zwischen Rissfront und Jahrringlage (Winkel α nach Bild 5.1.1) konnte nicht festgestellt werden
- ein Einfluss der Holzfeuchte im Bereich zwischen $u = 12,5\%$ und $u = 23,4\%$ konnte nicht festgestellt werden; diese Untersuchung beschränkte sich allerdings auf 30 Prüfkörper

- ein signifikanter Einfluss der Prüfkörperhöhe W nach Bild 5.1.1 und damit zusammenhängend der Bruchfläche auf die Energiefreisetzungsrate wurde erkannt. Tabelle 5.1.1 enthält die Ergebnisse dieser Untersuchung

Tabelle 5.1.1: Einfluss der Prüfkörperhöhe W auf die Energiefreisetzungsrate $G_{I,c}$

Serie	1	2	3
Anzahl der Versuche	6	12	6
Höhe a nach Bild 5.1.1 [mm]	160	80	40
Mittelwert der Holzfeuchte u [%]	14,3	14,0	14,0
Mittelwert der Rohdichte ρ_u [kg/m ³]	584	566	548
Mittelwert von $G_{I,c}$ [Nmm/mm ²]	0,551	0,483	0,413

Auch Blaß, Schmid (1998) und Aicher et al. (1993) stellen einen ausgeprägten Einfluss der Größe W nach Bild 5.1.1 auf die Energiefreisetzungsrate bzw. auf die bei Aicher et al. sogenannte nominelle Festigkeit

$$\sigma_N = \frac{F_{\max} \cdot 3 \cdot W \cdot 6}{2 \cdot b \cdot W^2} \quad (5.1.4)$$

fest.

Diese Beobachtungen weisen auf ein duktileres Verhalten des Materials Holz bei Risswachstum nach Modus I hin, als gemeinhin bei Querzugbeanspruchungen angenommen wird.

Die Anwendung der linear elastischen Bruchmechanik ist möglich, solange die Prozesszone vor der Risspitze, in der die Materialtrennung stattfindet, klein ist im Vergleich zum durch die Spannungssingularität an der Risspitze dominierten Spannungsfeld. Zur Abschätzung der Größe dieser Prozesszone wurden verschiedene Modelle entwickelt. Dabei wird in der Regel ein plastisches Materialverhalten, das durch eine Fließspannung σ_F gekennzeichnet ist, zugrunde gelegt.

In Bild 5.1.3 ist Dugdales Modell (nach Gross (1996)) dargestellt. Die Ausdehnung der Prozesszone in y -Richtung wird als vernachlässigbar klein, im Vergleich zur Ausdehnung in x -Richtung r_p angenommen. Die Prozesszone wird somit bei zweidimensionalen Betrachtungen als Linie und bei dreidimensionalen Untersuchungen als Streifen angesehen. Entlang dieses Streifens kann das Material die Fließspannung σ_F übertragen.

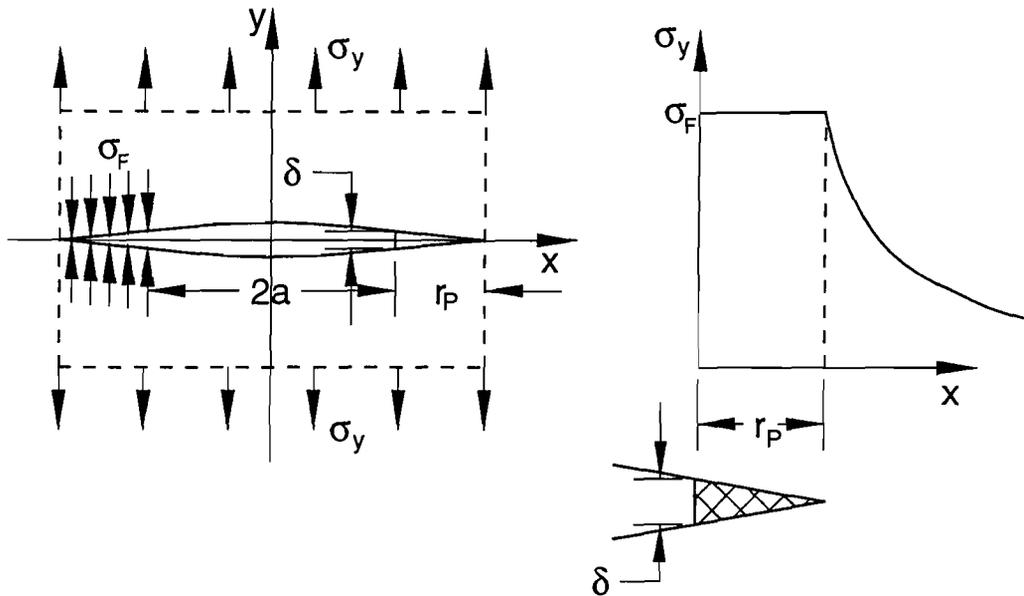


Bild 5.1.3: Dugdales Modell

Ähnliche Annahmen liegen dem bei Untersuchungen an Beton verwendeten „Fictitious Crack Model“ nach Hillerborg zugrunde (nach Saouma (1997)).

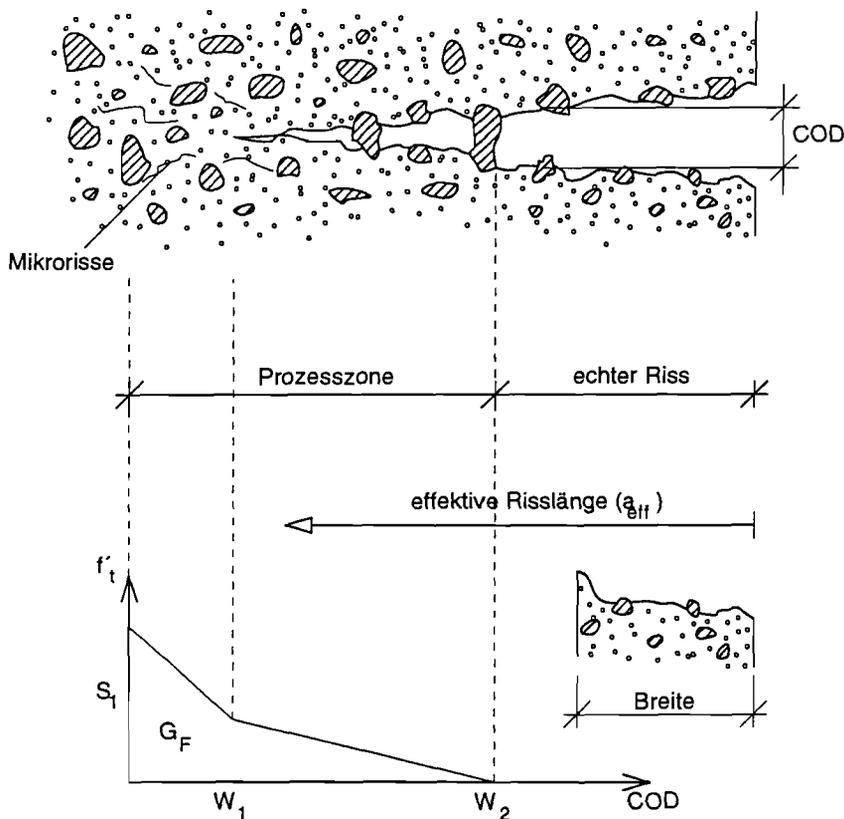


Bild 5.1.4: Zu den Annahmen nach Hillerborgs Modell

Bei Hillerborgs „Fictitious Crack Model“ ist die Kenntnis der Zugfestigkeit f_t' erforderlich. Weiterhin wird bei diesem Modell eine Abnahme der Zugspannungen entlang der Prozesszone angenommen.

Nach diesem Modell kann eine charakteristische Länge l_{ch} berechnet werden, deren Größe als Maß für die Sprödigkeit gelten kann:

$$l_{ch} = \frac{E \cdot G_{t,c}}{f_t'^2} \quad (5.1.5).$$

Einen ähnlichen Ansatz gibt Gustafsson (1988) für die Länge der Prozesszone bei ausgeklinkten Trägern aus Holz

$$l = 0,25 \cdot \frac{\sqrt{E_0 \cdot G_{12}} \cdot G_{t,c}}{f_{t,90}^2} \quad (5.1.6),$$

dabei ist für G_{12} der Schubmodul G_{12} oder G_{23} nach (4.2.2) einzusetzen, also nicht der sogenannten Rollschubmodul.

Bei Anwendung dieser Modelle auf den Werkstoff Holz im Modus I, mit faserparallelem Risswachstum, besteht die Schwierigkeit in der Bestimmung der Querkzugfestigkeit $f_{t,90}$. Diese Querkzugfestigkeit ist nach Blaß und Schmid (2001) schwierig zu bestimmen und stark streuend. Bild 5.1.5 zeigt die Häufigkeitsverteilung der Querkzugfestigkeit von überwiegend tangential zu den Jahrringen beanspruchtem Fichtenholz. Die Funktion der Dichte $f(x)$ einer angepassten logarithmischen Normalverteilung ist:

$$f(f_{t,90}) = \frac{1}{0,270 \cdot f_{t,90} \cdot \sqrt{2 \cdot \pi}} \cdot e^{-\frac{(\ln(f_{t,90}) - 0,555)^2}{2 \cdot 0,270^2}} \quad (5.1.7).$$

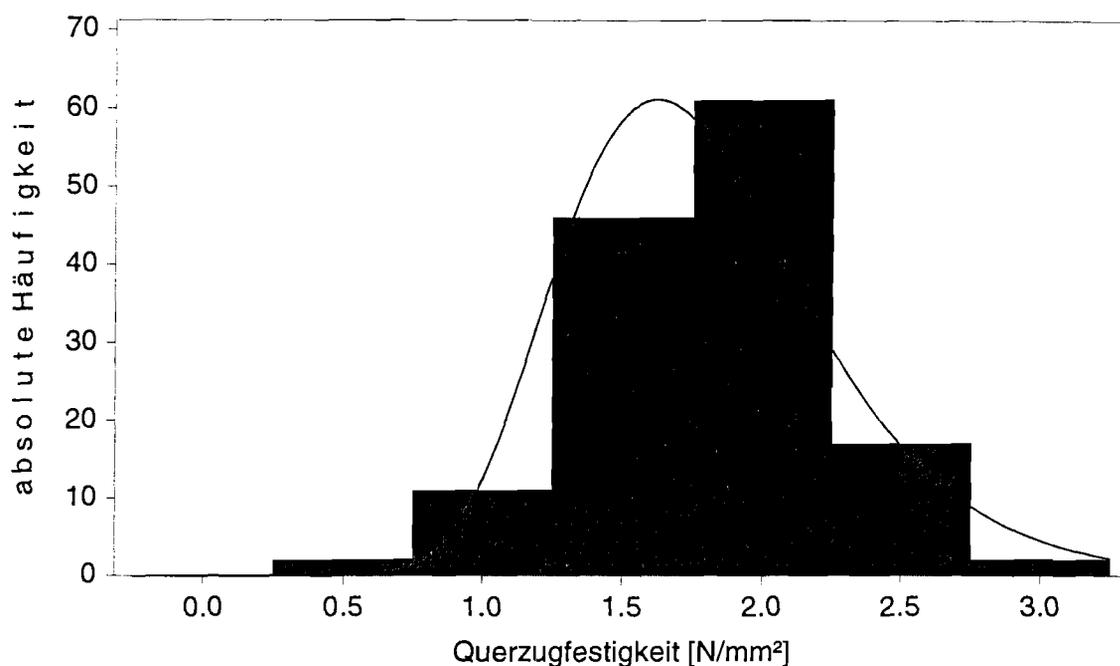


Bild 5.1.5: Häufigkeitsverteilung der Querzugfestigkeit von überwiegend tangential beanspruchtem Vollholz nach Blaß, Schmid (2001)

Da sich das Holz bei Risswachstum parallel zur Faser offensichtlich weniger spröde verhält als erwartet, wurden die Versuche im Rahmen dieses Forschungsvorhabens mit dem in Abschnitt 5.2 beschriebenen Teillastungsverfahren durchgeführt.

Bekanntere Untersuchungen zum Einfluss der Probendicke t beruhen auf dem Konzept der Spannungsintensitätsfaktoren K_I . Bei diesem Konzept wird nach der ASTM E 399 die Kraft P_Q in der Nähe der Höchstlast, bei der das Risswachstum beginnt, verwendet. In Bild 5.1.6 ist die Kraft P_5 als Schnittpunkt einer Geraden, mit einer um 5% geringeren Neigung als die Anfangssteigung der Last-Verformungskurve des Versuchs mit dieser Kurve definiert.

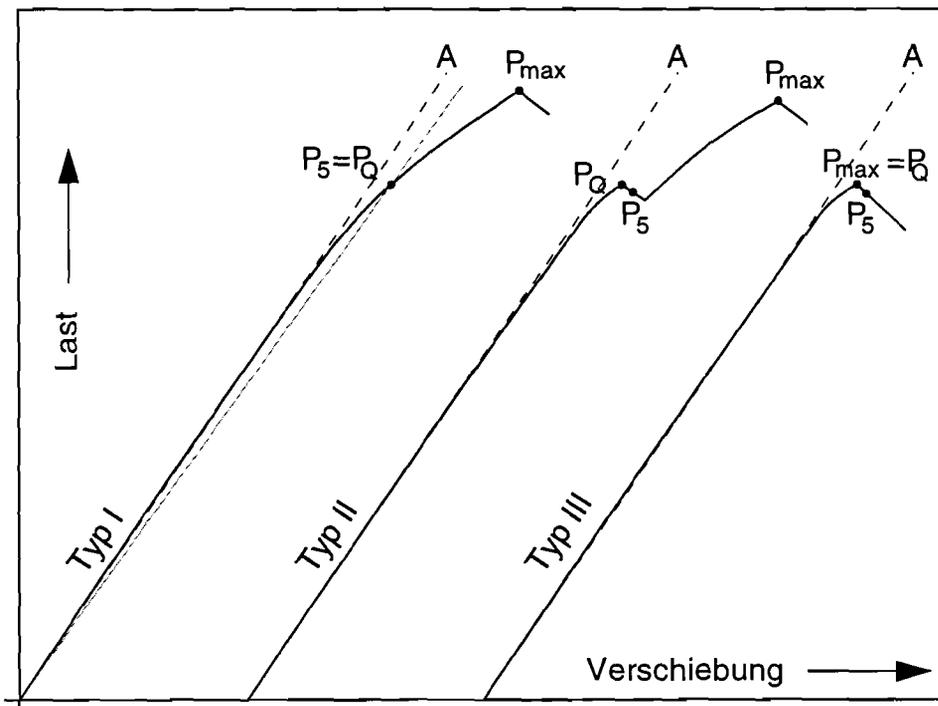


Bild 5.1.6: Zur Bestimmung der Last P_Q nach ASTM E 399

Bei metallischen Werkstoffen zeigt sich ab einer bestimmten Dicke b kein Einfluss der Probendicke auf K_{Ic} mehr, dagegen steigen die Spannungsintensitätsfaktoren bei geringeren Dicken. Nach Boatright und Garrett (1983) existiert diese untere Grenze auch für Holz und beträgt 5 mm. Andererseits beginnt das Risswachstum bei dicken Proben nach Boatright und Garrett in der Mitte der Rissfront, die Rissfront verläuft bogenförmig. Die untersuchten Proben hatten eine Dicke bis zu 50 mm. Fonselius und Riipola (1992) konnten bei Prüfkörperdicken zwischen 20 und 50 mm keinen Einfluss der Dicke auf die Spannungsintensitätsfaktoren feststellen. Da bei dünnen Proben Querkrümmungen infolge des unterschiedlichen Schwindverhaltens in radialer und tangentialer Richtung zu erwarten sind (Ewing und Williams (1979)) und bei tangentialer Beanspruchung keine Mittelung über mehrere Jahrringe stattfinden würde, wurde für die in Abschnitt 5.2 beschriebenen Proben eine Dicke von 20 mm gewählt. Lediglich die Prüfkörper aus Furnierschichtholz wiesen eine Dicke von 39 mm entsprechend der Plattendicke des Ausgangsmaterials auf.

Der Einfluss der Holzfeuchte wird in der Literatur unterschiedlich dokumentiert (Valentin et al. (1991)). Nach Riipola und Fonselius (1992) nimmt der Wert des J-Integrals mit zunehmender Holzfeuchte zu. Dabei ist das J-Integral ein Kennwert der elastisch-plastischen Bruchmechanik, der der Energiefreisetzungsrates G der linear-elastischen Bruchmechanik entspricht. Eine Untersuchung des Einflusses der Holzfeuchte konnte

im Rahmen dieses Forschungsvorhabens nicht durchgeführt werden. Tabelle 5.1.2 enthält statistische Werte der Holzfeuchten der untersuchten Versuchskörper.

Tabelle 5.1.2: Statistische Werte der Holzfeuchten

Holzart	Anzahl	Mittelwert [%]	Standardab- weichung [%]	Kleinstwert [%]	Größtwert [%]
Buche	5	12,1	0,134	12,0	12,3
Douglasie	42	13,3	0,278	12,9	14,0
Eiche	3	12,3	0,346	11,9	12,5
Fichte	41	14,0	0,38	13,2	14,6
FSH Furnier- schichtholz	12	9,74	0,317	9,27	10,1
Kiefer	40	13,6	0,418	12,9	14,4
Lärche	32	13,8	0,230	13,4	14,2
Red Cedar	5	11,6	0,559	10,7	12,1
Southern Pine	16	12,8	0,338	12,3	13,4
Tanne	40	13,3	0,263	12,7	14,0
Western Hemlock	32	11,3	0,510	10,3	12,2

5.2. Angewandtes Verfahren zur Bestimmung der Energiefreisetzungsrate

Nach den in Abschnitt 5.1 gemachten Ausführungen wurden die Versuche zur Bestimmung der Energiefreisetzungsrate im Rahmen dieses Vorhabens mit der sogenannten Teilentlastungsmethode durchgeführt. In vielen Veröffentlichungen wird die englische Bezeichnung compliance method verwendet, dabei bezeichnet compliance in der englischsprachigen Literatur den Kehrwert der Steifigkeit. Dieses Verfahren wird üblicherweise in der elastisch-plastischen oder Fließbruchmechanik verwendet, um die hier verwendeten Kennwerte zu bestimmen. In der Fließbruchmechanik werden allerdings größere plastizierte Bereiche vor der Risspitze vorausgesetzt.

Die Grundlage des Teilentlastungsverfahrens besteht in einem Zusammenhang zwischen Risswachstum und Steifigkeit einer Probe. Mit zunehmendem Risswachstum nimmt die Steifigkeit der Probe ab. Die Steifigkeiten an konkreten Last-Verformungspunkten der Last-Verformungskurve wird durch Ent- und erneutes Belasten an diesen Punkten bestimmt. Der Zusammenhang zwischen den Steifigkeiten und den entsprechenden Risslängen wird durch ein mechanisches Modell bestimmt.

Verwendet wurden sogenannte CT-Proben, da diese mit wesentlich geringerem Aufwand als die in Abschnitt 5.1 beschriebenen Dreipunktbiegeproben herzustellen und zu prüfen sind. Bild 5.2.1 zeigt die Maße der Prüfkörper, Bild 5.2.2 den Anriss vor der durch Sägen erzeugten Kerbe. Dieser Anriss wird bei metallischen Werkstoffen durch ein sogenanntes Anschwingen, das ist eine Zugschwellbeanspruchung auf einem Lastniveau deutlich unter der Streckgrenze erzeugt. Diese Möglichkeit besteht bei querzugbeanspruchtem Holz nicht, der in Bild 5.2.2 gezeigte Anriss wurde durch einen angeschärften Spachtel erzeugt.

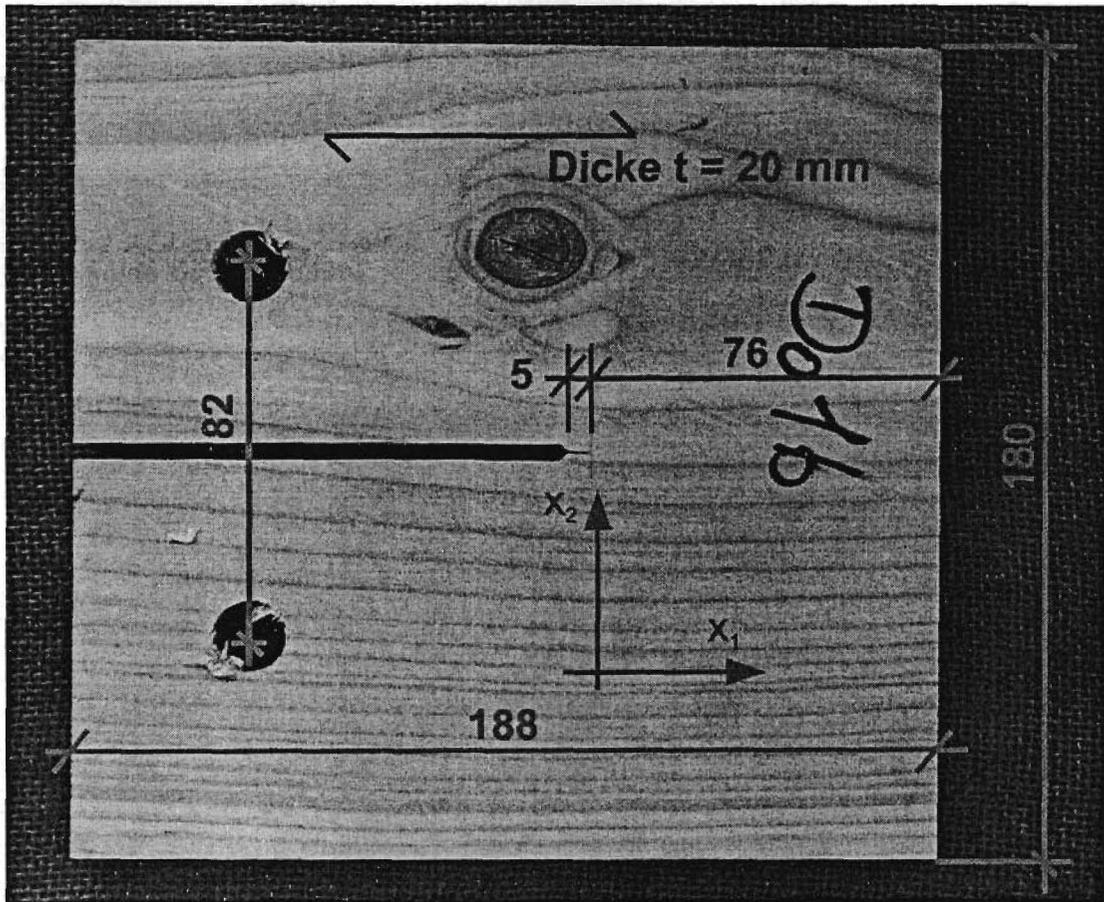


Bild 5.2.1: Maße der verwendeten CT-Probe

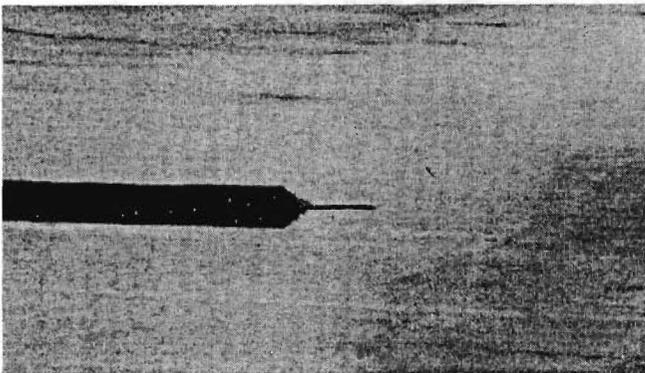


Bild 5.2.2: Anriss vor der Kerbe

Bild 5.2.3 zeigt den Versuchsaufbau. Die Lasteinleitung erfolgte durch zwei Stabdübel mit einem Durchmesser von 16 mm, die durch die Löcher mit einem Durchmesser von 16 mm der Lasteinleitung und des Prüfkörpers gesteckt wurden. An diesen beiden Stabdübeln wurden zwei induktive Wegaufnehmer befestigt, um die Verformung aufzuzeichnen. Um die Reibung zwischen dem Prüfkörper und der Lasteinleitung gering zu halten, wurden Teflonblöcke verwendet. Der in Bild 5.2.3 gezeigte Wegaufnehmer am Hirnholzende wurde bei der hier beschriebenen Versuchsauswertung nicht verwendet.

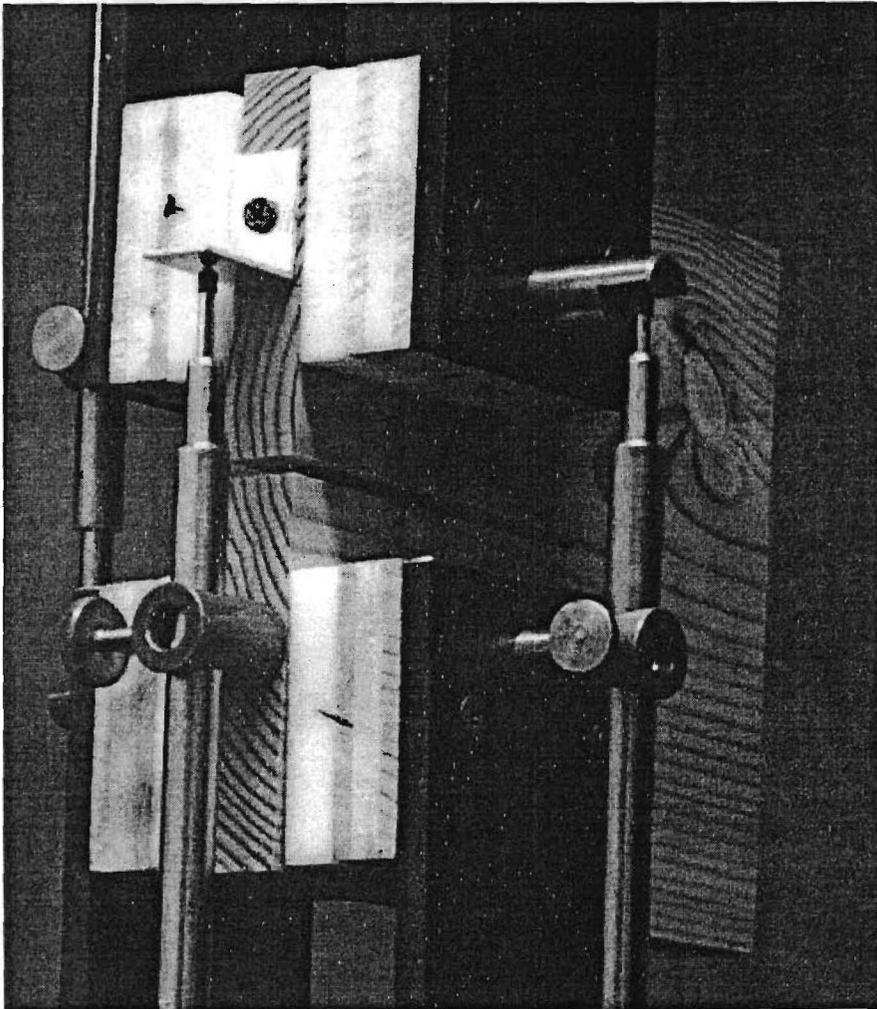


Bild 5.2.3: Versuchsaufbau

Bild 5.2.4 zeigt eine typische Last-Verformungskurve. Die Versuche wurden bis zum völligen Durchreißen des Prüfkörpers ausgeführt. Die Geraden C_i in Bild 5.2.4 kennzeichnen die im weiteren verwendeten Steigungen, die den Steifigkeiten an diesen Punkten der Last-Verformungskurven gleichwertig sind.

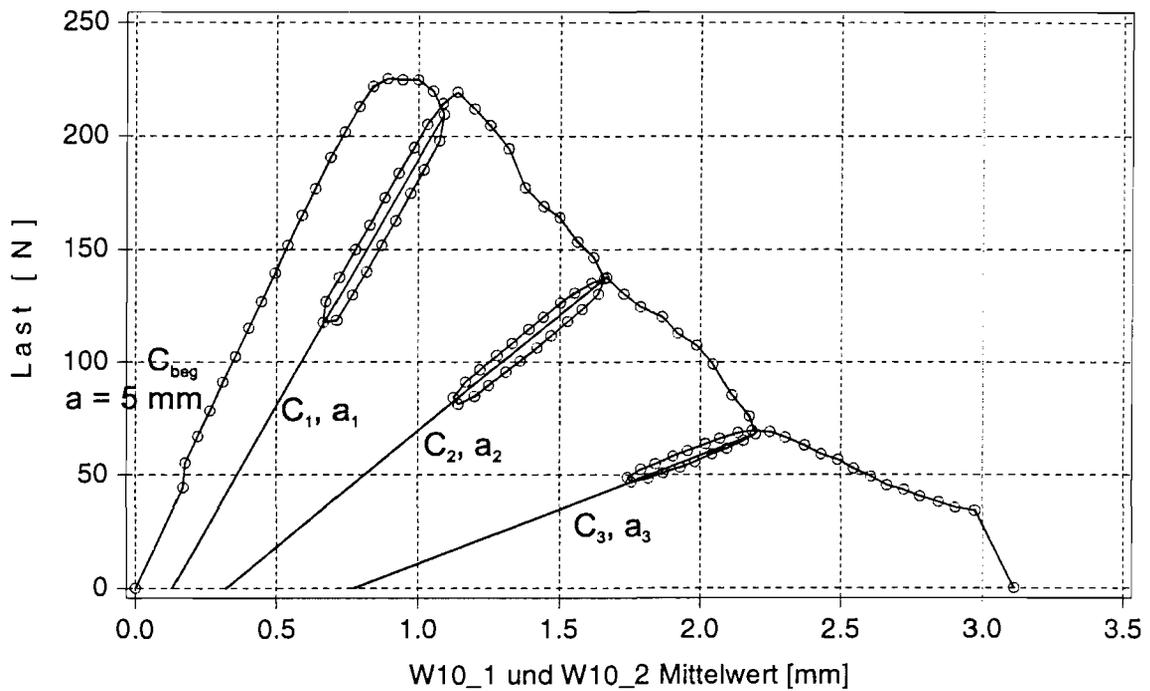


Bild 5.2.4: Typische Last-Verformungskurve mit den Steigungen der Ent- und Belastungsschleifen

Aus dem Vergleich zwischen der Anfangssteifigkeit C_{beg} und den Steifigkeiten C_i kann die jeweilige Risslänge a_i berechnet werden. Dazu wurde ein Finite Elemente Modell der halben CT-Probe erstellt (Bild 5.2.5).

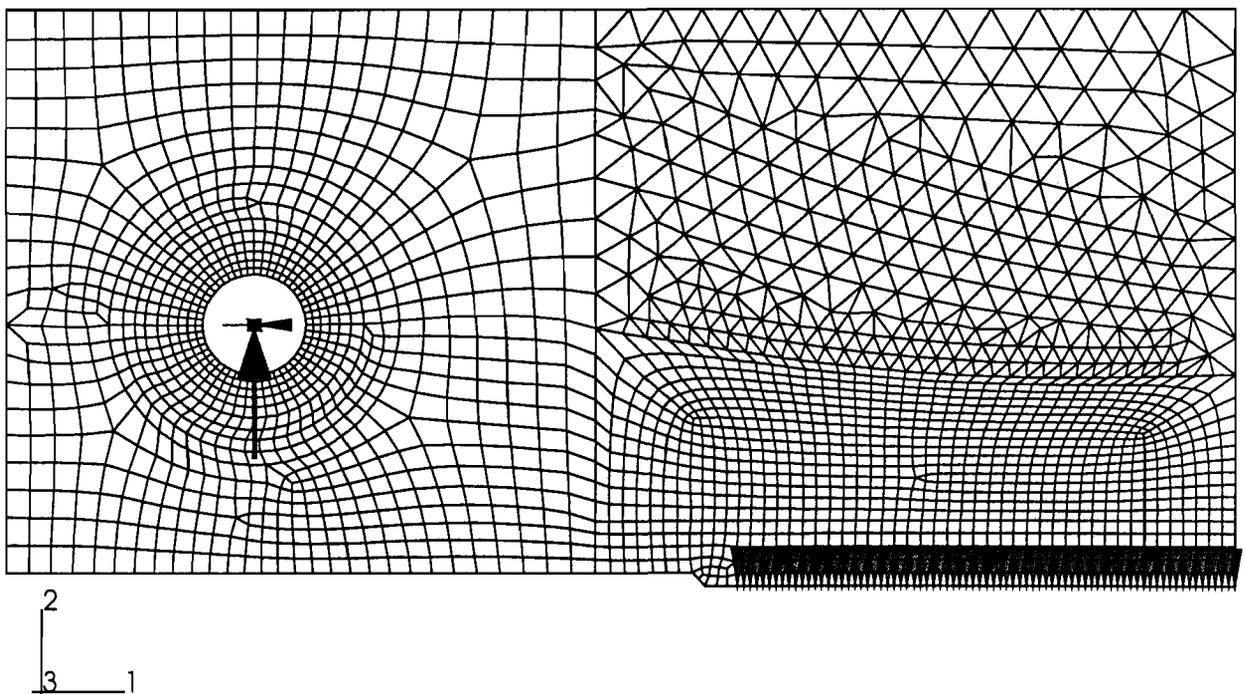


Bild 5.2.5: FE-Modell der halben CT-Probe

Das Modell nach Bild 5.2.5 bildet einen Versuchskörper vor dem Risswachstum ab. Das Last-Verformungsverhalten des FE-Modells kann über die Wahl der elastischen Konstanten des verallgemeinerten Hookeschen Gesetzes für einen orthotropen Werkstoff festgelegt werden. Ein Risswachstum wird durch Entfernen der einwertigen Lagerung in x_2 -Richtung entlang der Spiegelachse simuliert. Für diskrete Risslängen ergeben sich somit, in Abhängigkeit von den elastischen Konstanten, unterschiedliche Verschiebungen des Lastangriffpunktes in Stabdübelmitte und damit der Zusammenhang zwischen Risswachstum und Steifigkeit.

Bei der Modellierung wurde ein orthotropes Materialverhalten angenommen, das verallgemeinerte Hookesche Gesetz lautet:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & 0 & 0 & 0 \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & 0 & 0 & 0 \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & a_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & a_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & a_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix} \quad (5.2.1).$$

In der bei Ingenieuren beliebteren Schreibweise mit Elastizitäts- und Schubmoduln und Querdehnzahlen lässt sich (5.2.1) darstellen als:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_1 & -\nu_{21}/E_2 & -\nu_{31}/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{12}/E_1 & 1/E_2 & -\nu_{32}/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{13}/E_1 & -\nu_{23}/E_2 & 1/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{23} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{13} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{12} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix} \quad (5.2.2).$$

Der Index 1 bezeichnet im folgenden die longitudinale oder faserparallele, 2 die tangentielle und 3 die radiale Richtung. In der Literatur werden unterschiedliche Angaben zu den verschiedenen Elastizitätskonstanten a_{ij} für dieselbe Holzart gegeben (Hörig (1931), Valentin, Adjanohoun (1992), Neuhaus (1981), Wood Handbook (1987)). Die Werte zeigen jedoch einen signifikanten Unterschied der Elastizitätszahlen $a_{22} = 1 / E_{\text{tang}}$ in tangentialer und $a_{33} = 1 / E_{\text{rad}}$ in radialer Richtung, eine Tatsache, die üblicherweise im Ingenieurholzbau unberücksichtigt bleibt, da die Lage der Jahrringe meist unbekannt ist und zudem eine zylindrische Anordnung gewählt werden müsste.

Bei der Herstellung der CT-Proben wurden meist drei Prüfkörper aus einem Balkenbereich entnommen. Bild 5.2.6 zeigt die Schmalseite von Tannenprüfkörpern nach dem Versuch und dem völligen Durchreißen. Eine Berücksichtigung der unterschiedlichen Jahrringverläufe im FE-Modell würde eine dreidimensionale Modellierung erfordern,

die aufgrund der wenig untersuchten Elastizitätskonstanten a_{ij} , mit $i \neq j$ für die hier zu untersuchende Verschiebung des Lastangriffspunktes, eine höhere Genauigkeit nur vorspiegeln würde.

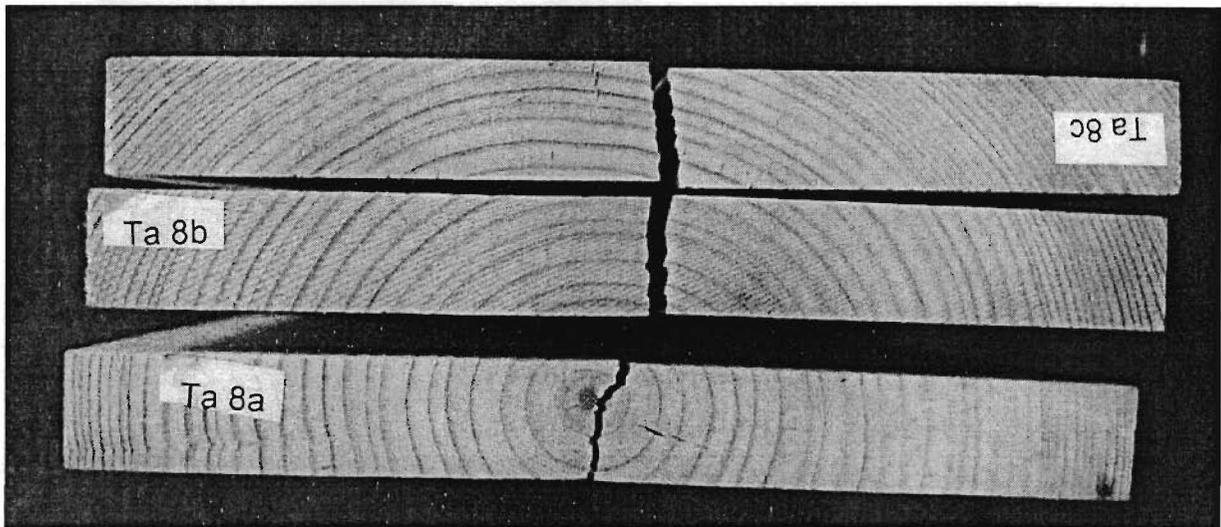


Bild 5.2.6: Ansicht der Schmalseite von Tannenprüfkörper nach dem Versuch

Bei der Modellierung wurde ein zweidimensionales Modell verwendet, mit gleichen Elastizitätskonstanten für die x_2 - und x_3 -Richtung. Eine Unterscheidung zwischen radialer und tangentialer Richtung fand nicht statt.

Vor dem Zusägen der Balken der untersuchten Nadelhölzer wurde der dynamische Elastizitätsmodul E_0 parallel zur Faserrichtung bestimmt, der auch als zutreffend für die (z.B. in Bild 5.2.6 gezeigten) Prüfkörper angenommen wird, deren lokaler Elastizitätsmodul allerdings vom global bestimmten Wert abweichen kann. Die Anfangssteifigkeit der CT-Proben, die unter Verwendung der Punkte der Lastverformungskurve bei 10 % und 40 % der Höchstlast bestimmt wurde, scheint mit diesem dynamischen Elastizitätsmodul nicht korreliert zu sein.

Bild 5.2.7 zeigt die Anfangssteifigkeit C_{beg} über dem dynamischen Elastizitätsmodul E_0 parallel zur Faserrichtung. Der Korrelationskoeffizient zwischen beiden Größen beträgt für alle Nadelhölzer als eine Serie betrachtet $r = 0,039$. Die Korrelationskoeffizienten, getrennt für die einzelnen Holzarten betrachtet, werden nicht größer als 0,2. Statistische Größen der beiden Werte sind in Tabelle D.1 des Anhangs D gegeben.

Aufgrund dieser geringen Korrelation wurde der Elastizitätsmodul $E_1 = 1 / a_{11}$, nach Gleichung (5.2.1), bei allen FE-Modellen konstant mit $E_1 = 12800 \text{ N / mm}^2$ eingesetzt. Das gleiche gilt für die Querdehnzahl $\nu_{12} = \nu_{13} = a_{12} \cdot 1 / a_{11} = 0,511$. Beide Elastizitätskonstanten zeigen bei einer Variation nur sehr geringen Einfluss auf die Verschiebung des Lastangriffspunktes.

Nadelhölzer

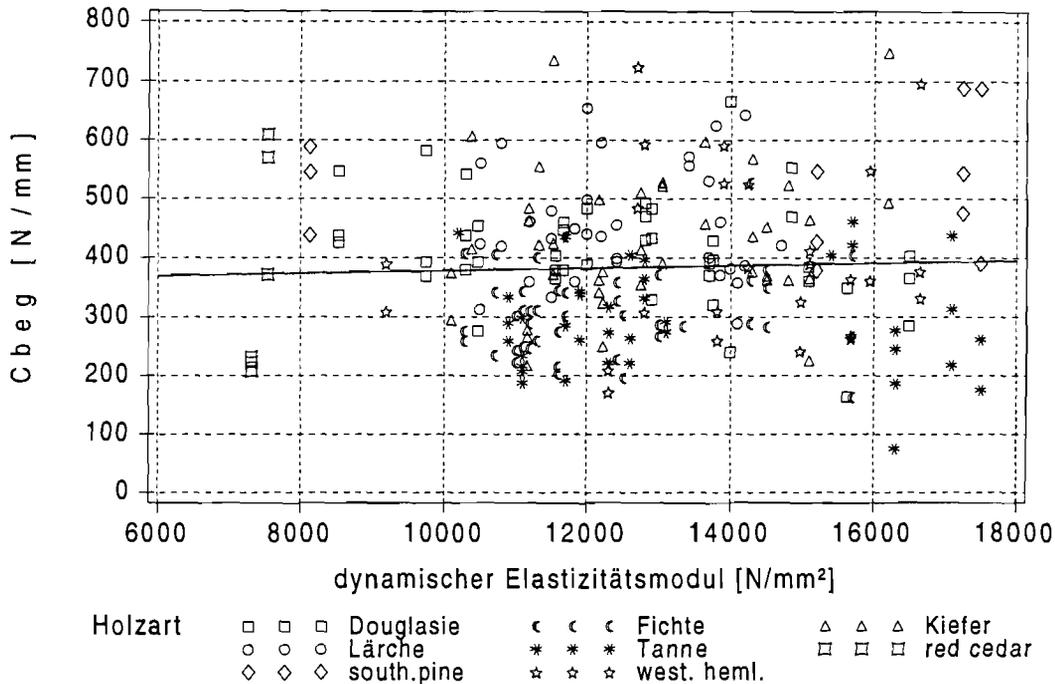


Bild 5.2.7: Anfangssteifigkeit über dem dynamischen Elastizitätsmodul

Die Singularität der Verzerrungen und Spannungen an der Risspitze kann durch eine spezielle Anordnung der Knotenpunkte bei der FE-Berechnung berücksichtigt werden (Bild 5.2.9, ABAQUS (1995)). In Tabelle 5.2.1 ist der Einfluss der Anordnung der Elemente an der Risspitze nach Bild 5.2.8 oder Bild 5.2.9, die Annahme eines ebenen Spannungszustandes (ESZ) oder eines ebenen Verzerrungszustandes (EVZ) und der Einfluss von Reibung zwischen Lasteinleitung und Bohrung im Holz auf die Steifigkeit $C(a)$ in Abhängigkeit der Risslänge a der CT-Probe untersucht.

Für diese Berechnungen wurde folgendes verallgemeinerte Hookesche Gesetz verwendet:

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_{11} \\ \epsilon_{22} \\ \epsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/12800 & -0,011/275 & -0,011/275 & 0 & 0 & 0 \\ -0,511/12800 & 1/275 & -0,203/275 & 0 & 0 & 0 \\ -0,511/12800 & -0,203/275 & 1/275 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/55 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/550 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/550 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix} \quad (5.2.3)$$

Dabei wurden die im Entwurf zur DIN 1052 (2000) gegebenen Beziehungen verwendet:

$$\begin{aligned} G_{12} &= G_{13} = 2 \cdot E_2 = 2 \cdot E_3 \\ G_{23} &= 0,1 \cdot G_{12} \end{aligned} \quad (5.2.4)$$

und $E_2 = E_3 = 275 \text{ N/mm}^2$ gewählt.

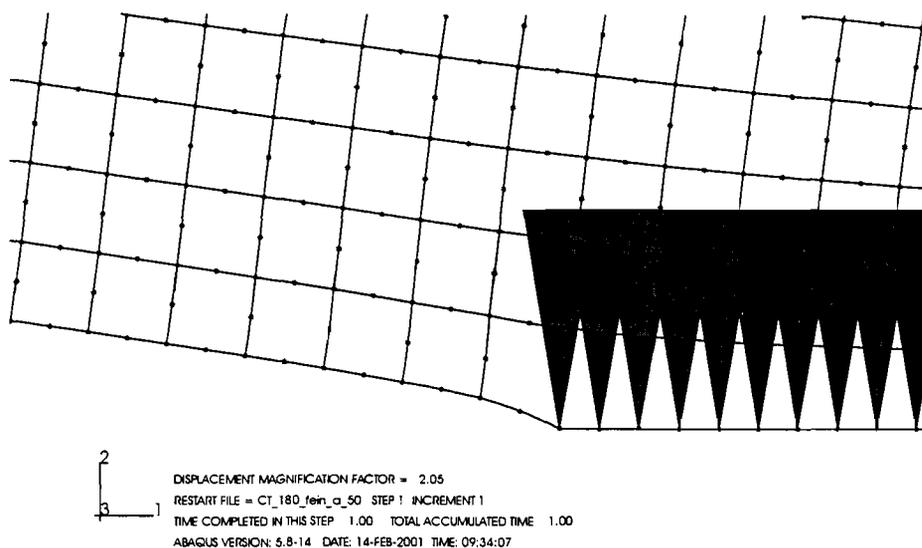


Bild 5.2.8: Risspitze modelliert mit isoparametrischen Elementen

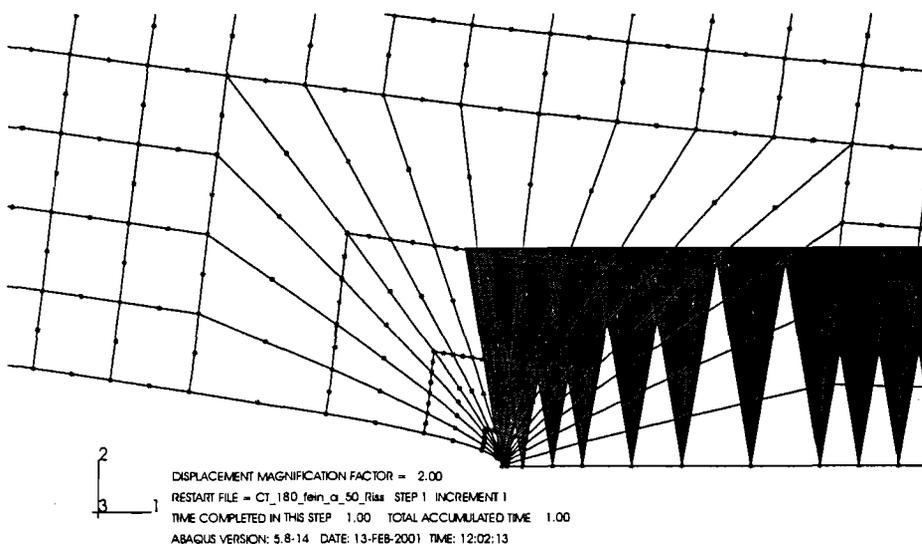


Bild 5.2.9: Risspitze modelliert mit isoparametrischen Elementen und einer Anordnung, die die Singularität des Verzerrungsfeldes an der Risspitze modelliert

Tabelle 5.2.1: Einflüsse auf die Steifigkeit $C(a)$ [N/mm] nach der FE-Berechnung bei unterschiedlicher Modellierung

Risslänge a [mm]	$C(a)$ ESZ	$C(a)$ EVZ	$C(a)$ ESZ, $\mu = 0,339$	$C(a)$ ESZ, Elemente an der Risspitze nach Bild 5.2.9
25	192	198	192	-
55	32,2	33,1	32,2	31,3

Das Verhältnis zwischen den Verschiebungen des Lastangriffspunktes im EVZ und denjenigen im ESZ, bei konstanten Elastizitätszahlen, ist für alle untersuchten Risslängen konstant.

Für die im weiteren verwendeten FE-Berechnungen wurde das verallgemeinerte Hookesche Gesetz des ebenen Spannungszustands verwendet und es wurden die Elastizitätskonstanten nach (5.2.4) variiert. Die Rissspitze wurde ohne die (in Bild 5.2.9 gezeigte) spezielle Anordnung zur Berücksichtigung der Singularität des Verzerrungsfeldes modelliert, da diese nach Tabelle 5.2.1 keinen signifikanten Einfluss auf die Steifigkeit des Modells zu haben scheint.

Aus den FE-Berechnungen folgen Abhängigkeiten zwischen der Steifigkeit und der Risslänge nach Bild 5.2.10. Die Anfangssteifigkeit C_{beg} bei einer Risslänge von 5 mm wurde über die Wahl der Elastizitätskonstanten nach (5.2.4) festgelegt. Unter Verwendung dieser Elastizitätskonstanten wurden dann FE-Berechnungen mit unterschiedlichen Risslängen durchgeführt. Daraus folgen die einzelnen Kurven in Bild 5.2.10 für die unterschiedlichen Anfangssteifigkeiten.

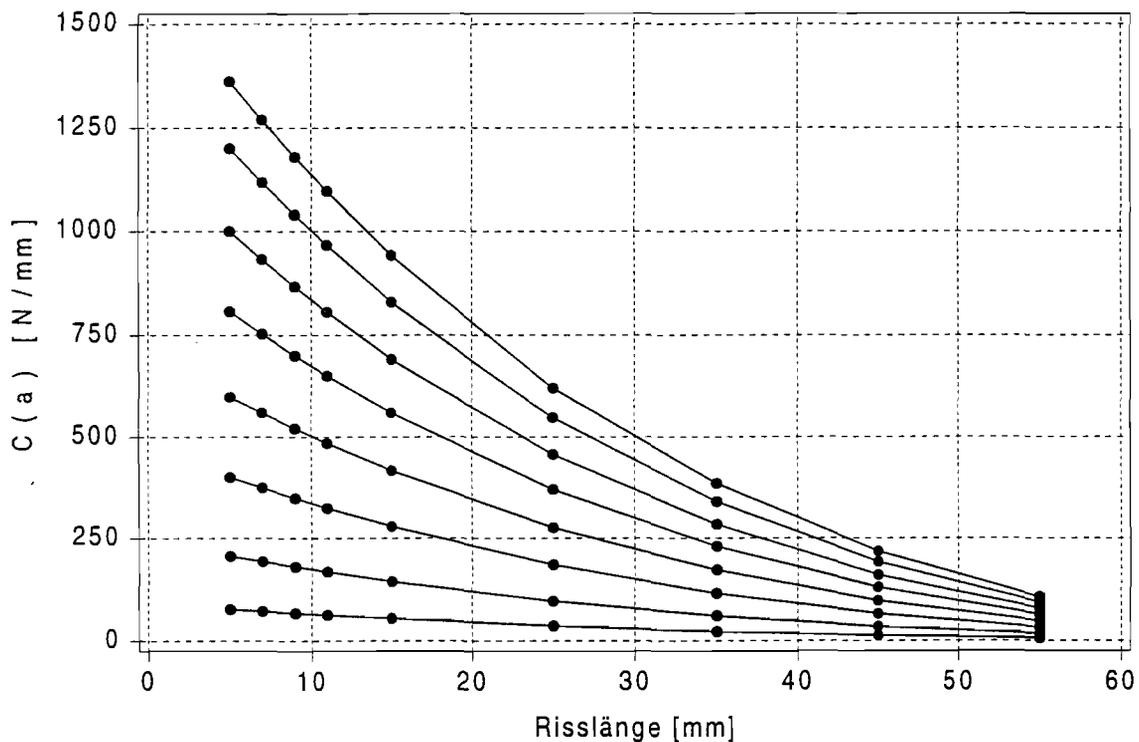


Bild 5.2.10: Steifigkeiten $C(a)$ über der Risslänge a

An die in Bild 5.2.10 als Punkte dargestellten, diskreten Wertepaare der Steifigkeit und des Rissfortschrittes wurden Polynome 3. Grades angepasst, die die Steifigkeit als Funktion des Rissfortschrittes darstellen: $C(a)$.

Für einen Prüfkörper mit einer Anfangssteifigkeit C_{beg} wird zwischen zwei Polynomen, die auf den FE-Berechnungen basieren, ein Polynom durch lineare Interpolation berechnet. Dieses Polynom kann schließlich für die Steifigkeiten C_i der Ent- und Belastungsschleifen nach Bild 5.2.4 nach den zugehörigen Risslängen a_i aufgelöst werden. Bild 5.2.11 zeigt die Funktion eines Polynoms, das für eine Anfangssteifigkeit C_{beg} eines Prüfkörpers zwischen zwei Polynomen auf der Grundlage der FE-Berechnungen durch Interpolation berechnet wurde.

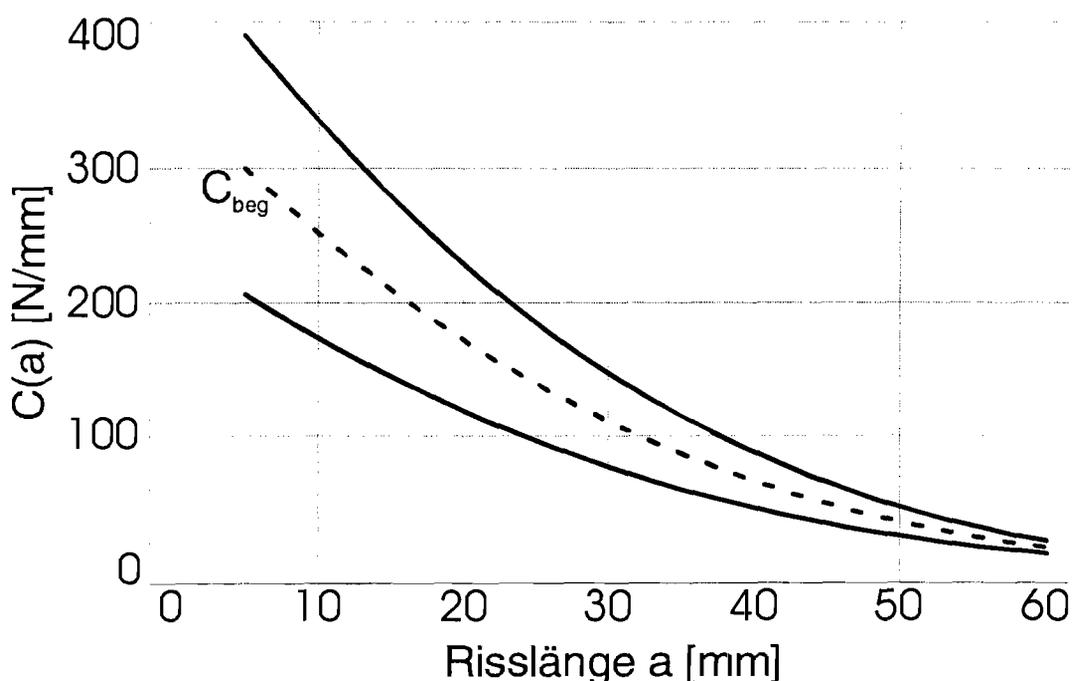


Bild 5.2.11: Interpolation der Funktionen $C(a)$

Aufgrund dieser Anpassung an die Anfangssteifigkeit jedes Prüfkörpers ist auch die Verwendung des Hookeschen Gesetzes nach dem ESZ oder EVZ ohne Einfluss. Denn die in Bild 5.2.11 dargestellten, auf FE-Berechnungen unter Verwendung des ESZ basierenden Polynome, hätten unter Verwendung anderer Elastizitätszahlen genau so gut unter der Annahme des EVZ berechnet werden können. Für die interpolierte Funktion ist dies letztendlich ohne Bedeutung.

Nach diesen Berechnungen können unter Verwendung der Steifigkeiten C_i der Ent- und Belastungsschleifen (Compliance-Methode) die Risslängen a_i berechnet werden. Die für das Risswachstum benötigte Bruchenergie U_i kann aus der Fläche unter der Last-Verformungskurve berechnet werden.

In Bild 5.2.12 entspricht U_1 der schraffierten Fläche.

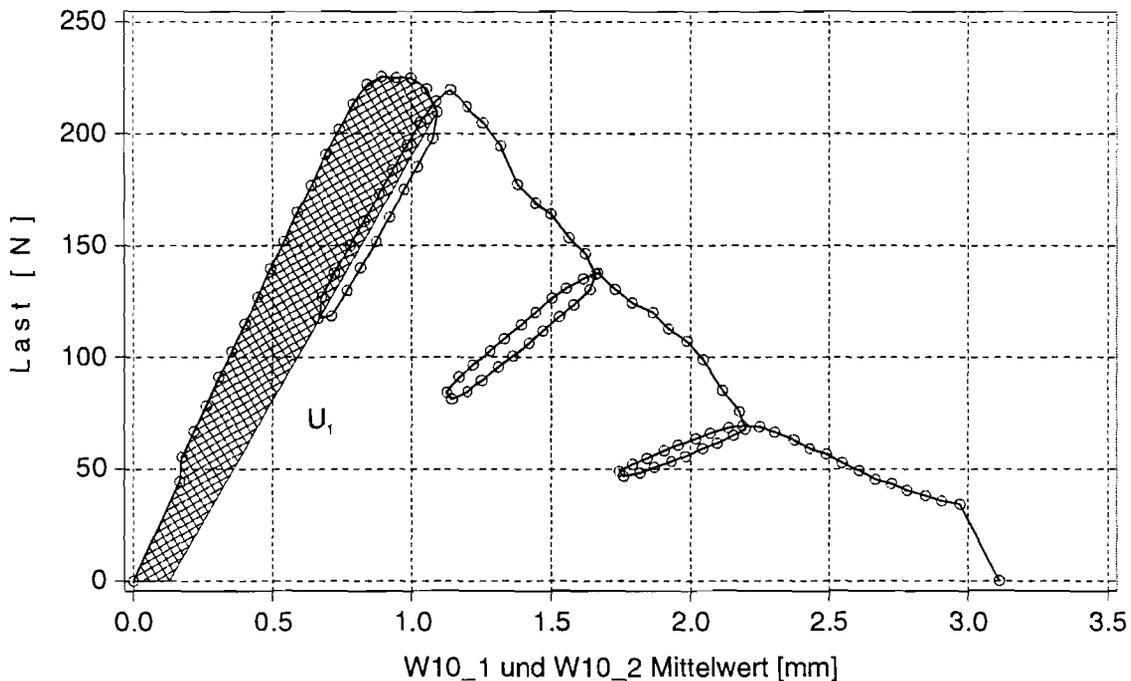


Bild 5.2.12: Bruchenergie U_1

Die Energiefreisetzungsrate für diesen ersten Abschnitt wird berechnet zu:

$$G_{1,1} = U_1 / (\Delta a_1 \cdot t) \quad (5.2.5).$$

Werden diese Energiefreisetzungsraten über dem Schwerpunkt des Risswachstums x_1 aufgetragen:

$$x_1 = 5 + \Delta a_1 / 2 \quad (5.2.6)$$

mit dem Risswachstum Δa_1 bis zur ersten Ent- und Belastungsschleife

$$\Delta a_1 = a_1 - 5 \quad (5.2.7)$$

ergibt sich das in Bild 5.2.13 beispielhaft für Fichte dargestellte Diagramm. Für ein sehr kleines Risswachstum Δa_1 ergeben sich sehr hohe Werte der Energiefreisetzungsrate. Die Energiefreisetzungsrate ist somit abhängig vom Risswachstum, diese Beobachtung kann durch das Auftreten einer Prozesszone erklärt werden.

In dieser Prozesszone wird Arbeit gespeichert, die noch nicht zu einem Risswachstum geführt hat. Die Größe dieser Prozesszone ist bei den hier beschriebenen Untersuchungen zur Bestimmung der Energiefreisetzungsrate offensichtlich nicht zu vernachlässigen.

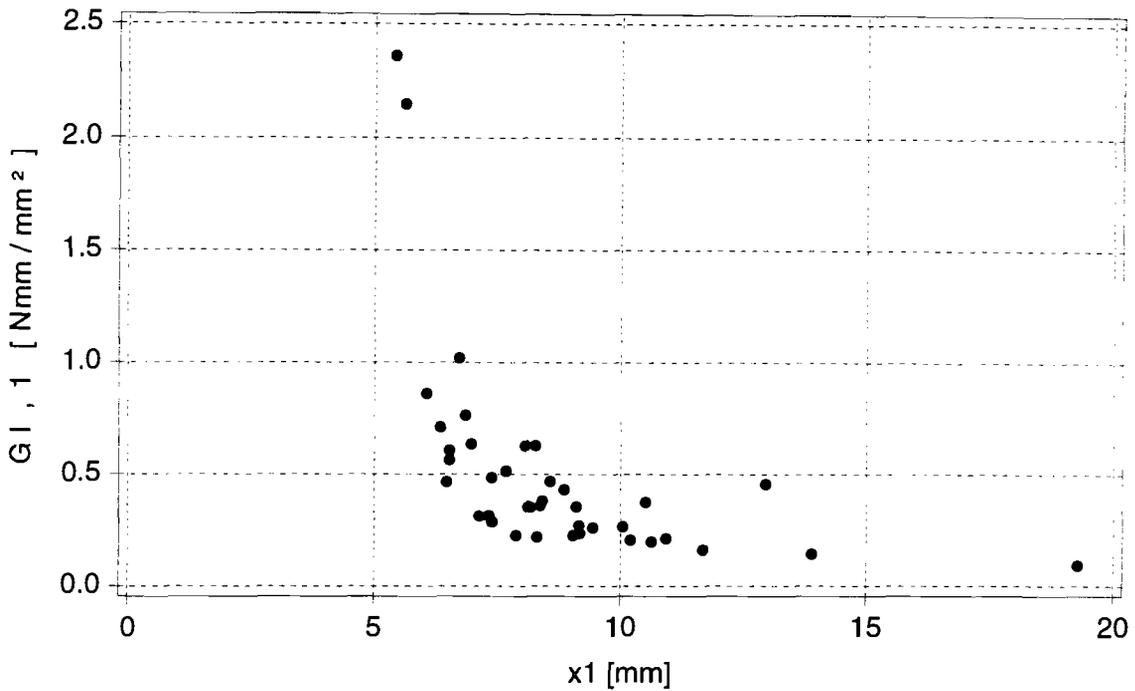


Bild 5.2.13: $G_{I,1}$ über x_1 für Fichte, ohne Berücksichtigung von Versuchen deren Risswachstum durch Ästen beeinflusst wurde

In Bild 5.2.14 sind in das Last-Verformungsdiagramm des Bild 5.2.4 Steifigkeiten $C_{i,0}$ eingetragen, wie sie bei einem sehr spröden Werkstoff zu beobachten sein müssten.

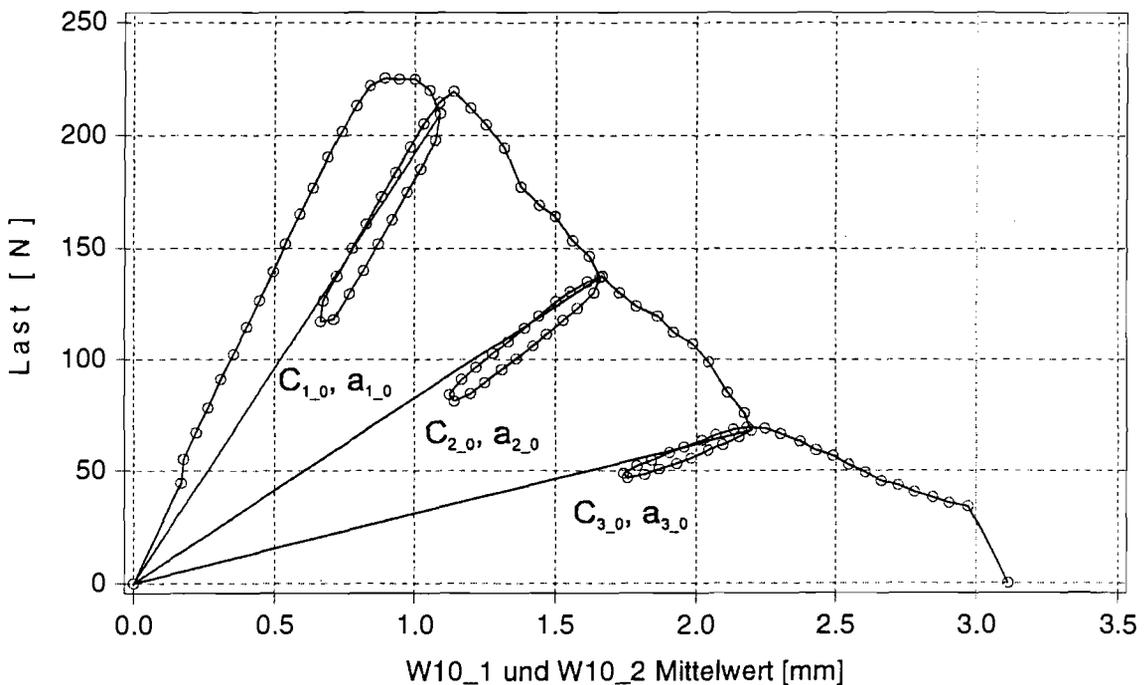


Bild 5.2.14: Typische Last-Verformungskurve mit ideellen Steigungen der Ent- und Belastungsschleife

Die anhand von Bild 5.2.13 und Bild 5.2.14 gezeigten Beobachtungen können auch den in Abschnitt 5.1 beschriebenen Größeneffekt, d.h. die von verschiedenen Forschern beobachtete Abhängigkeit bruchmechanischer Kennwerte von der Prüfkörpergröße, erklären.

Zur weiteren Auswertung soll nun das Modell von Dugdale (Bild 5.1.3) verwendet werden. Es wird angenommen, dass eine Prozesszone vor der Risspitze vorhanden ist, in der noch Kräfte übertragen werden können, die aber bereits zu einer Öffnung δ der Risspitze geführt haben. Diese Rissöffnung δ führt dann zu einer zusätzlichen Verschiebung der Lastangriffspunkte und somit zu einer Erhöhung von U_i . Die Geraden mit den Steigungen C_i treffen aufgrund dieser zusätzlichen Verschiebung, die offensichtlich nichtelastisch ist, nicht mehr den Koordinatenursprung.

Die Arbeit P_1 in der Prozesszone wird nach Bild 5.2.15 durch eine Parallelverschiebung der Geraden C_1 in den Koordinatenursprung abgeschätzt.

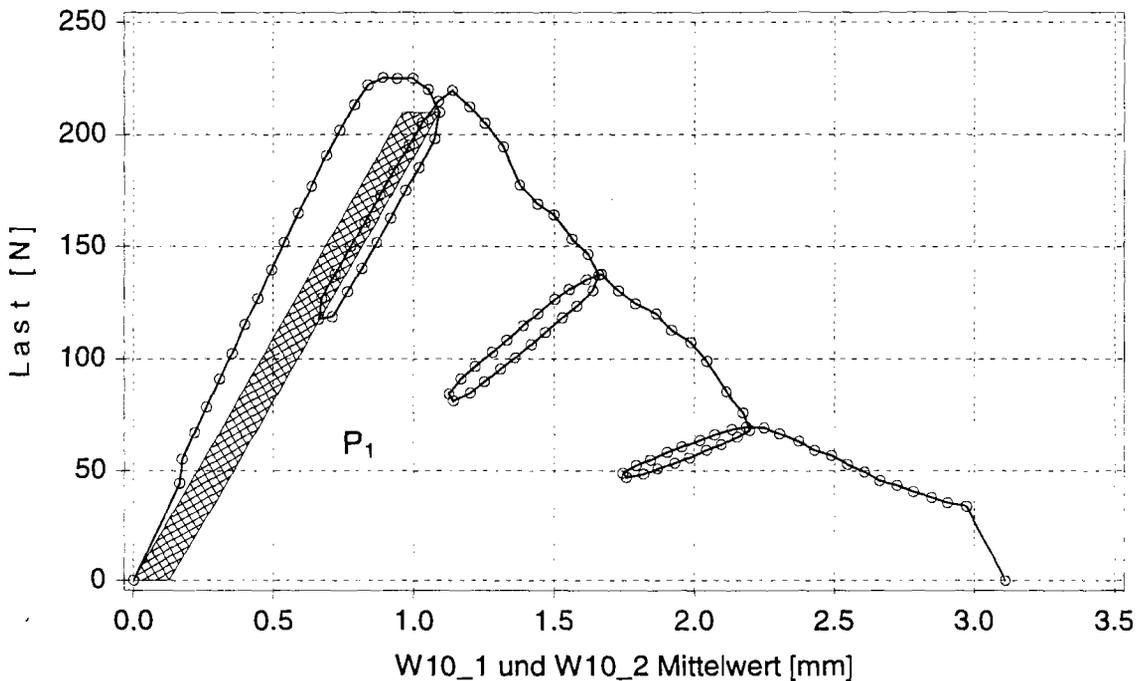


Bild 5.2.15: Zur Abschätzung der Arbeit P_1 in der Prozesszone

Die Energiefreisetzungsrate wird mit diesen Annahmen berechnet zu:

$$G_{ID,1} = (U_1 - P_1) / (\Delta a_1 \cdot t) \quad (5.2.8).$$

Bild 5.2.16 zeigt für Fichte $G_{I,1}$ und $G_{ID,1}$ nach den Gleichungen (5.2.5) und (5.2.8) über der gemittelten Risslänge nach (5.2.6).

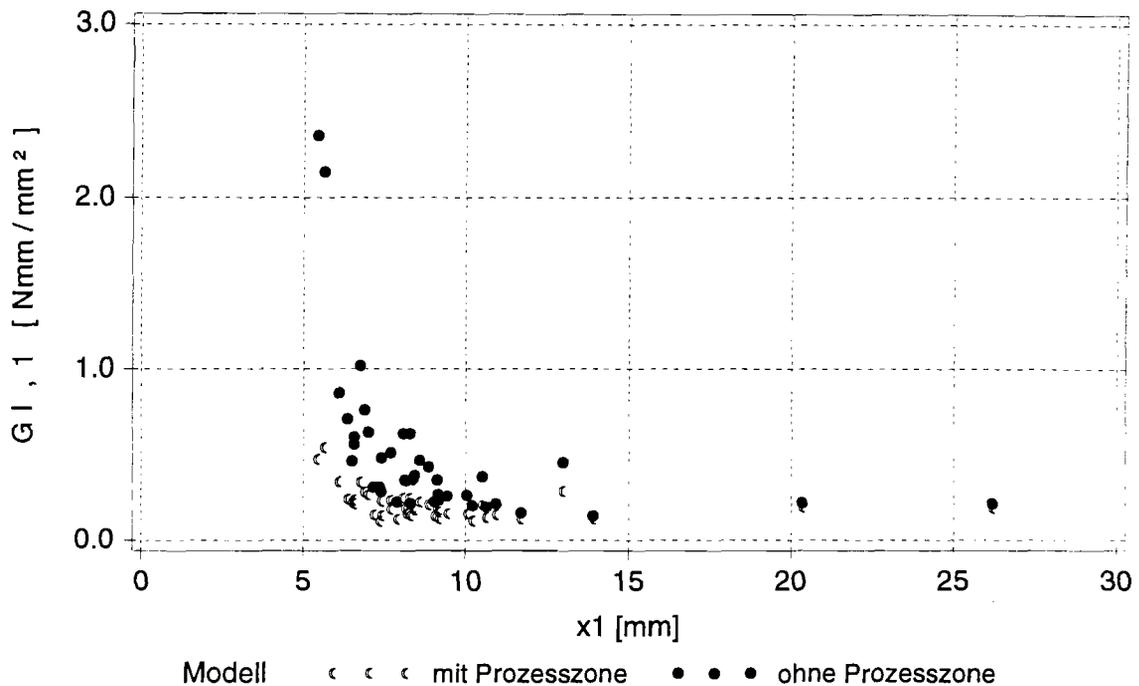


Bild 5.2.16: $G_{I,1}$ und $G_{ID,1}$ über x_1

Der Einfluss des Risswachstums Δa_1 auf $G_{ID,1}$ ist demnach deutlich geringer als auf $G_{I,1}$. Bei sehr kleinem Risswachstum steigen die Werte von $G_{ID,1}$ dennoch geringfügig an, dies kann auf Unregelmäßigkeiten bei der Rissinitiierung beruhen. Gleiche Verhältnisse ergeben sich auch für die anderen untersuchten Holzarten. Die Verhältnisse sind in Anhang D, Bild D.1 bis Bild D.7 gezeigt.

Im Sinne von Dugdales Modell wird aber auch angenommen, dass die Ausbreitung der Prozesszone, rechtwinklig zur Tangente an die Rissfläche, vernachlässigbar klein ist. Es wird angenommen, dass bei weiterem Risswachstum die in der Prozesszone gespeicherte Arbeit zurückgewonnen wird.

Die Energiefreisetzungsrates für das Risswachstum zwischen der ersten und der zweiten Ent- und Belastungsschleife berechnet sich dann mit den Bezeichnungen in Bild 5.2.17 und Bild 5.2.18 zu:

$$G_{ID,2} = (U_2 - P_2 + P_1) / (\Delta a_2 \cdot t) \quad (5.2.9),$$

mit

$$\Delta a_2 = a_2 - a_1 \quad (5.2.10).$$

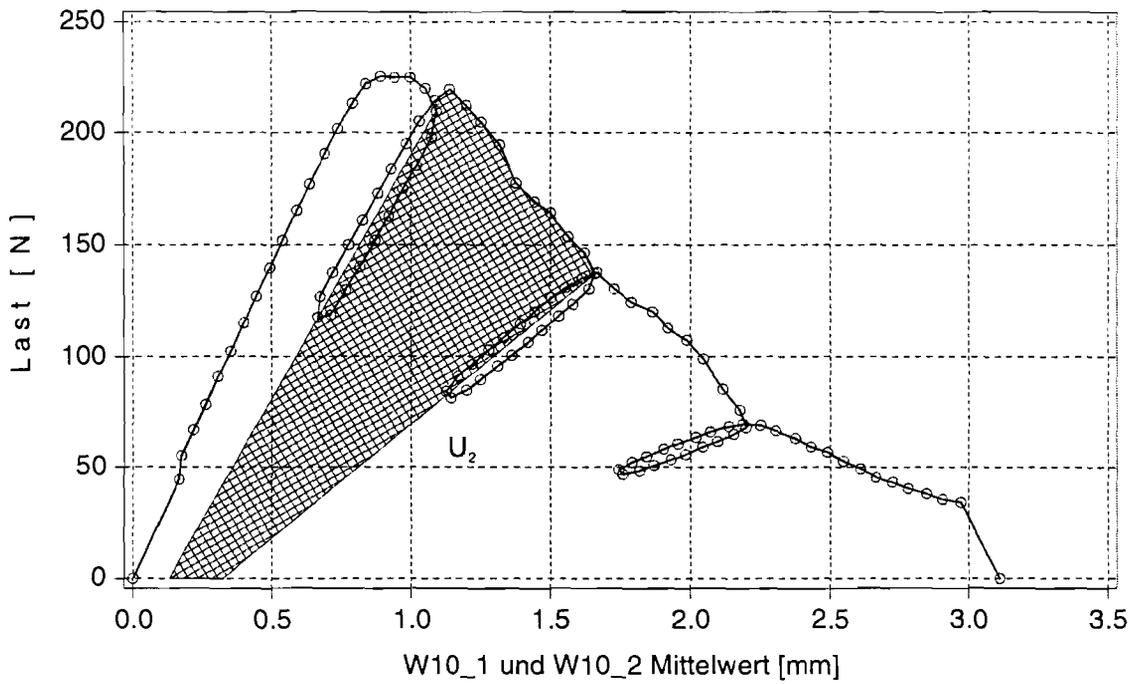


Bild 5.2.17: Bruchenergie U_2

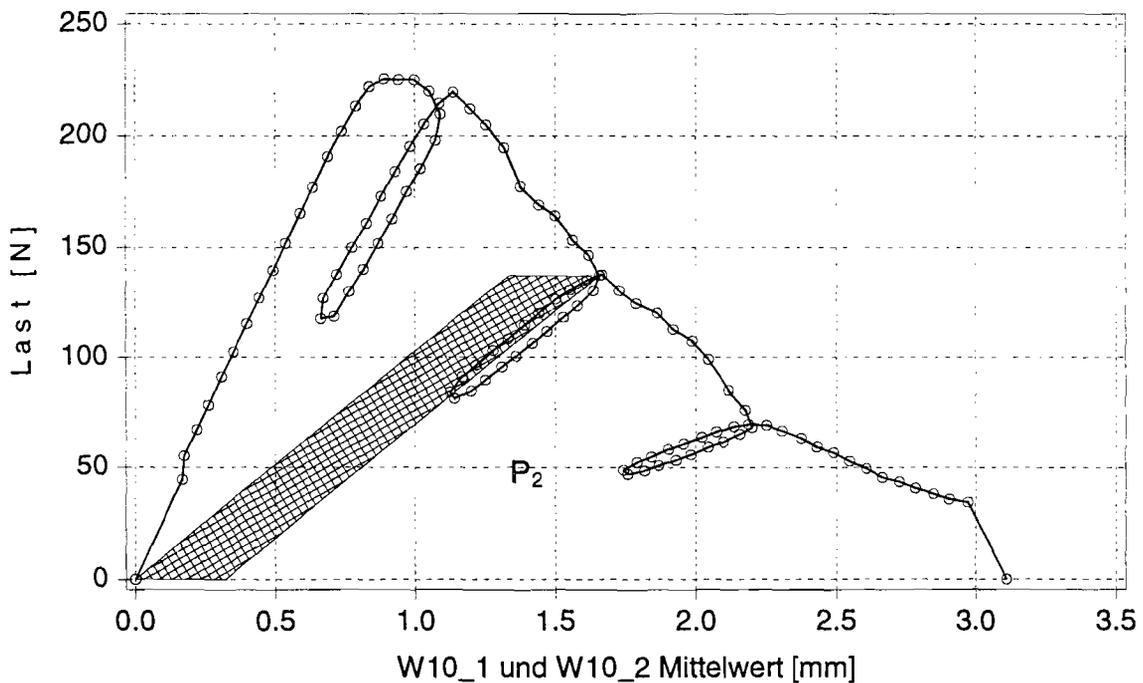


Bild 5.2.18: Zur Abschätzung der Arbeit P_2 in der Prozesszone bei der zweiten Ent- und Belastung

Bei der Auswertung der Versuche in Abschnitt 5.3 werden die Energiefreisetzungsraten berechnet zu:

- ohne Berücksichtigung der Prozesszone:

$$G_{Ij} = (U_i) / (\Delta a_i \cdot t) \quad (5.2.11)$$

- mit Berücksichtigung der Prozesszone:

$$G_{ID,j} = (U_i - P_i + P_{i-1}) / (\Delta a_i \cdot t) \quad (5.2.12)$$

mit

$$\Delta a_i = a_i - a_{i-1} \quad (5.2.13).$$

Wie bei dem in Abschnitt 5.1 beschriebenen Prüfverfahren der nordtest method, kann auch die bis zum völligen Durchreißen aufgewendete Arbeit auf die zugehörige rechnerische Bruchfläche bezogen werden:

$$G_{I,nt} = (U_{ges}) / ((a_{ges} - 5) \cdot t) = (U_{ges}) / (76 \text{ mm} \cdot 20 \text{ mm}) \quad (5.2.14).$$

Wie in den bisher gezeigten Last-Verformungsdiagrammen zu beobachten war, trat kurz vor dem völligen Durchreißen oft ein instabiles Risswachstum auf. Bei der Berechnung von U_{ges} wurde versucht diesen Effekt auszugleichen. Dazu wurde an die Summenlinie der Arbeit jedes Versuchs eine Parabel angepasst und der Scheitelpunkt dieser Parabel als U_{ges} betrachtet. Bild 5.2.19 zeigt ein Beispiel dieser Summenlinie der Arbeit und der angepassten Parabel.

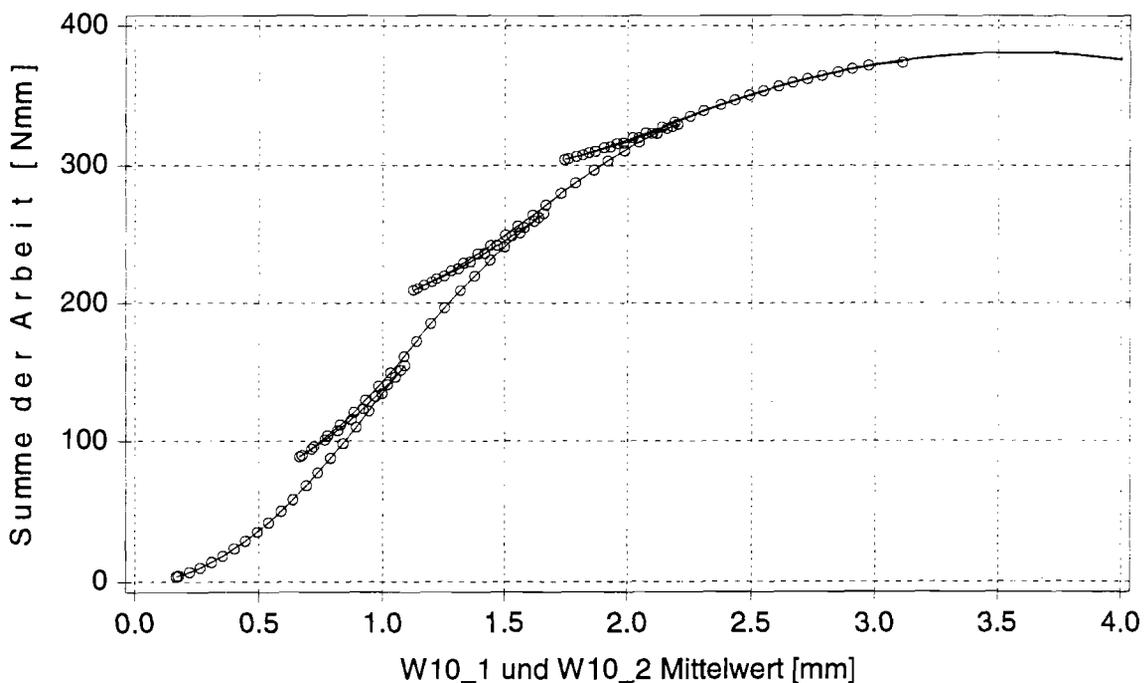


Bild 5.2.19: Summenlinie der Arbeit und angepasste Parabel zur Bestimmung von U_{ges}

Das in Bild 5.2.20 gezeigte Last-Verformungsdiagramm zeigte ein instabiles Verhalten.

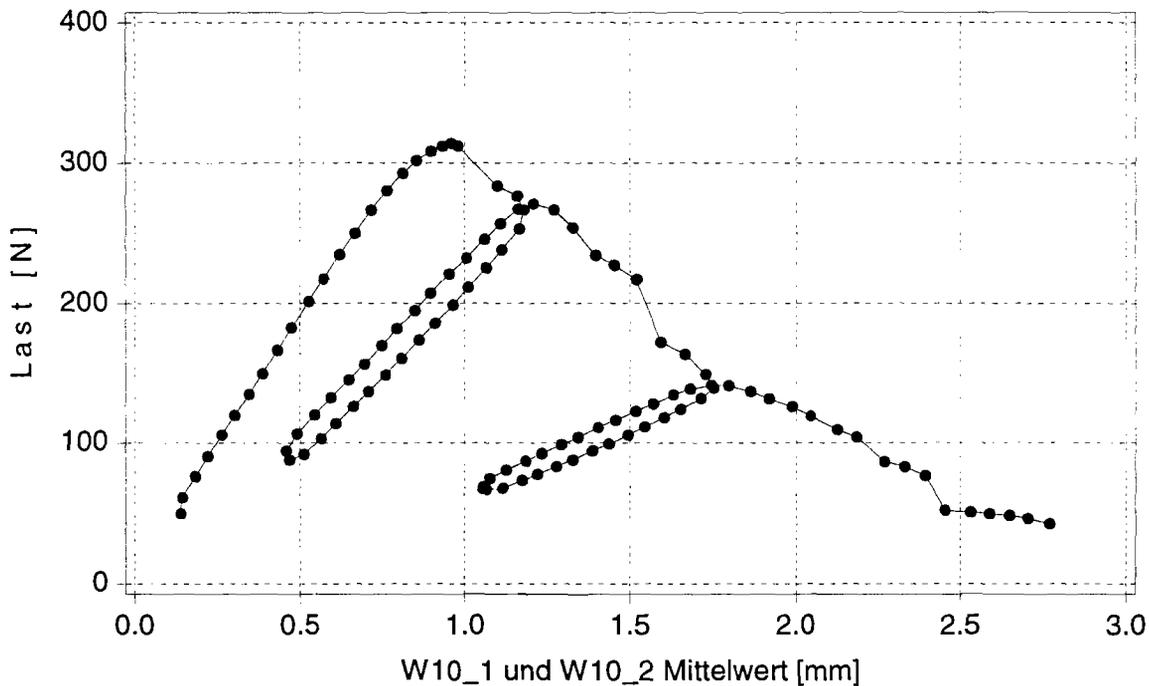


Bild 5.2.20: Last-Verformungskurve mit instabilem Verhalten

Instabiles Risswachstum wird nach Gross (1996) definiert als spontanes Risswachstum ohne dass hierfür die Last erhöht werden müsste. In der in Abschnitt 5.1 vorgestellten nordtest method wird instabiles Risswachstum als punktueller plötzlicher Lastabfall definiert („...the load decreases momentarily at some instant during the test.“). In Bild 5.2.20 müsste der zweite Messpunkt nach dem plötzlichen Lastabfall zwischen der ersten und zweiten Ent- und Belastungsschleife also die gleiche Verschiebung aufweisen. Dass zusätzlich eine Verschiebung auftritt, mag an der Nachgiebigkeit der Prüfvorrichtung oder an der langsamen Messdatenerfassung liegen. Die Messdaten wurden mit einem zeitlichen Abstand von ca. drei Sekunden erfasst.

Aus der Anschauung vieler Kurven wurde daher folgendes Kriterium für das Vorliegen eines instabilen Risswachstums zwischen zwei Messpunkten gewählt:

Wenn der Betrag des Lastabfalls zwischen zwei Messpunkten größer als 10% der Höchstlast ist und der Betrag der Steigung zwischen beiden Messpunkten größer als die Anfangssteifigkeit C_{beg} ist, wird das Risswachstum als instabil bezeichnet. Das in Bild 5.2.20 dargestellte Last-Verformungsdiagramm würde nach dieser Regel instabiles Risswachstum zwischen der ersten und zweiten Schleife nicht aber zwischen Anfangssteigung und erster Schleife aufweisen.

5.3. Energiefreisetzungsraten

Nach den im Abschnitt 5.2 beschriebenen Verfahren wurden die Energiefreisetzungsraten der Prüfkörper ermittelt.

Die CT-Proben der deutschen Nadelhölzer wurden aus Balken mit einem Querschnitt $b \times h = 100 \text{ mm} \times 200 \text{ mm}$ entnommen. Zumeist waren diese Balken sogenannte Halbhölzer, so dass eine Seite der Länge h die der Markröhre zugewandte rechte Seite war (Bild 5.3.1). Aus einem Teilstück dieser Balken wurden drei nebeneinanderliegende Bretter für die CT-Proben entnommen.

Die Rohdichte wurde an den CT-Proben vor dem Einsägen und Bohren bestimmt, die Holzfeuchte (nach Tabelle 5.1.2) an der ganzen CT-Probe unmittelbar nach Durchführung des Versuches mit Hilfe des Darrverfahrens. Die im folgenden verwendeten Rohdichten beziehen sich auf diese Holzfeuchten.

Nach dem völligen Durchreißen wurden an der dem Sägeschnitt gegenüberliegenden Schmalfläche der CT-Probe der Winkel α zwischen Rissfront und mittlerer Jahrringneigung und die Jahrringbreite bestimmt. Abweichend von DIN 52181 wurden zur Bestimmung der Jahrringbreite nur die Jahrringe im Bereich der Rissfront betrachtet.

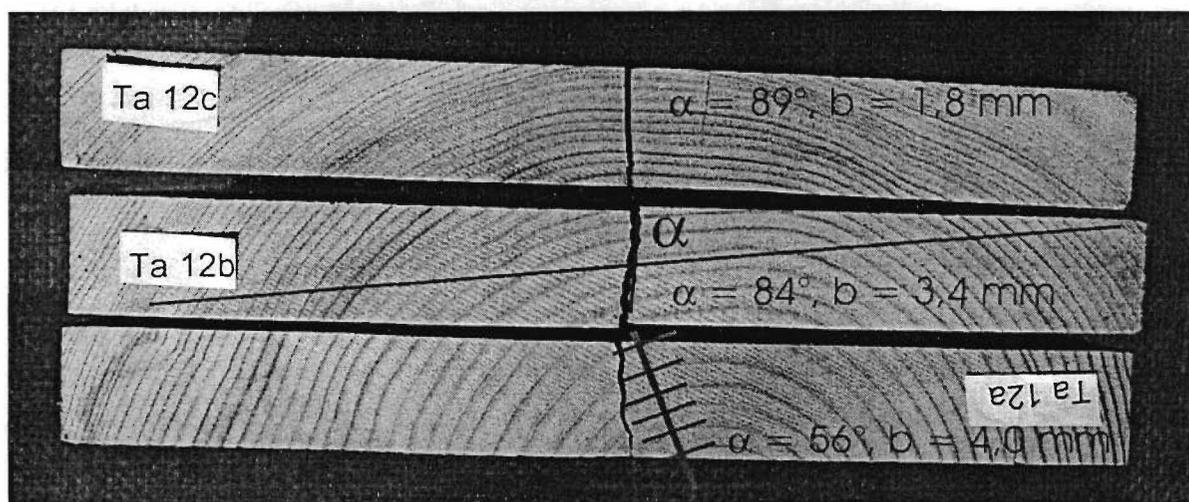


Bild 5.3.1: Zur Bestimmung der Jahrringbreite und des Winkels α

Die Auswertung erfolgte zumeist ohne Berücksichtigung derjenigen Versuche, bei denen Äste das Risswachstum beeinflussten. Diese Versuche wiesen eine deutlich höhere Energiefreisetzungsraten auf.



Bild 5.3.2: Prüfkörper mit Einfluss des Astes auf das Risswachstum

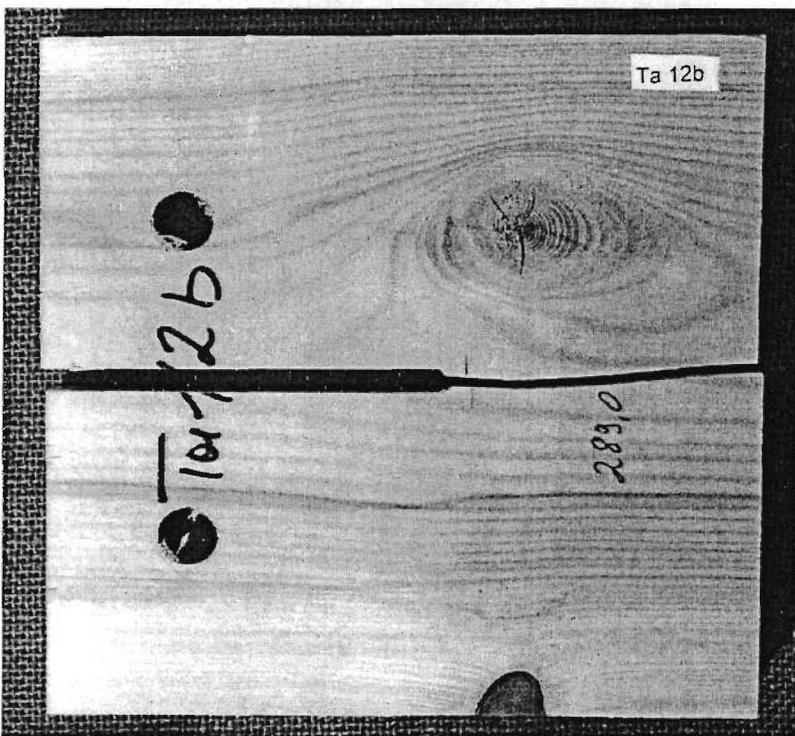


Bild 5.3.3: Prüfkörper ohne Einfluss des Astes auf das Risswachstum

Bei den Holzarten Afzelia, Eiche, Buche, red cedar und bei dem Furnierschichtholz hatten die untersuchten Stichproben einen wesentlich geringeren Umfang, so dass diese Ergebnisse statistisch wenig abgesichert sind.

Während der Versuchsdurchführung wurde das Ent- und Belasten nach dem Verlauf der kontinuierlich aufgezeichneten Last-Verformungskurven durchgeführt. Bei einigen Versuchen wurde das erste Ent- und Belasten bei sehr kleinen Risslängen durchgeführt, so dass $C_1 \approx C_{\text{beg}}$ war. Bei der Auswertung führte dies zu einem sehr geringen Risswachstum Δa_1 , bei einigen Versuchen sogar zu negativen Werten für Δa_1 . Bei der Berechnung der Energiefreisetzungsraten nach (5.2.11) und (5.2.12) führen diese kleinen Werte von Δa_1 zu unrealistisch hohen Energiefreisetzungsraten, bzw. zu negativen Werten. Die maßgebenden Ursachen für die beiden beschriebenen Phänomene dürften die Anordnung (Bild 5.2.3) und die Messgenauigkeit der induktiven Wegaufnehmer sein.

Bei den statistischen Untersuchungen, die das Risswachstum bis zur ersten Ent- und Belastung betreffen, wurden aus den genannten Gründen Versuche mit $\Delta a_1 < 0,1$ mm nicht berücksichtigt.

Die Bilder 5.3.4 und 5.3.5 zeigen die Mittelwerte der Energiefreisetzungsraten $G_{I,i}$ und $G_{ID,i}$ nach Gleichung (5.2.11) und (5.2.12). Dabei wurden diejenigen Werte eines Versuches, bei denen im zugehörigen Rissabschnitt Δa_i ein Ast das Risswachstum beeinflusste, nicht berücksichtigt. Aus diesem Grund und da nicht bei allen Prüfkörpern eine dritte Ent- und Belastungsschleife gefahren werden konnte, ist die Prüfkörperanzahl in den einzelnen Abschnitten i unterschiedlich.

$G_{I,e}$ und $G_{ID,e}$ bezeichnet die Energiefreisetzungsraten, berechnet mit der Arbeit nach der letzten Be- und Entlastungsschleife und dem völligen Durchreißen. Diese Bezeichnung ist unabhängig davon, ob zwei, drei oder, wie in Ausnahmefällen möglich, vier Ent- und Belastungen durchgeführt wurden.

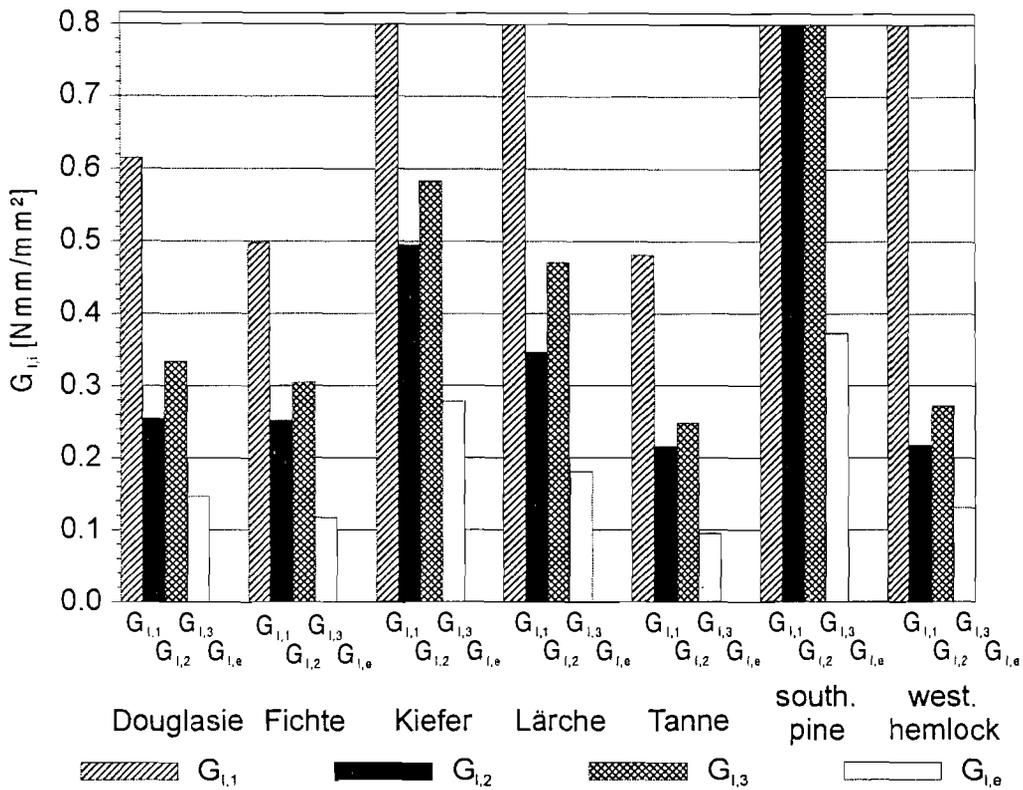


Bild 5.3.4: Mittelwerte von $G_{1,i}$ der untersuchten Nadelhölzer

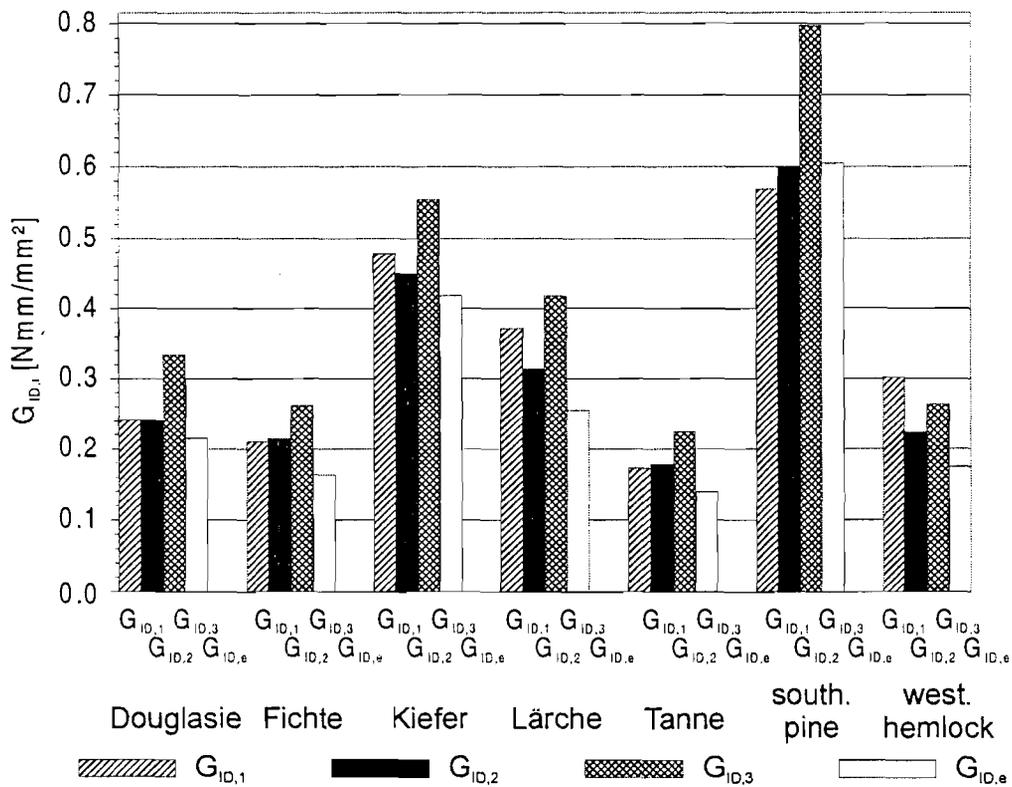


Bild 5.3.5: Mittelwerte von $G_{10,i}$ der untersuchten Nadelhölzer

Der Vergleich von Bild 5.3.4 und Bild 5.3.5 zeigt wieder die Auswirkung der Berücksichtigung der in der Prozesszone gespeicherten Arbeit. Die Unterschiede in den einzelnen Abschnitten i nach Bild 5.3.5 können auf der verschiedenen Anzahl der zugrunde liegenden Versuche beruhen und im Falle von $G_{ID,1}$ auch auf der Rissinitiierung. Allerdings ist der Effekt einer ansteigenden Energiefreisetzungsrate in der Bruchmechanik wohl bekannt, er wird im Falle von spröden Werkstoffen meist auf Rissverzweigungen zurückgeführt (Gross (1996)). Dies könnte also auch den Anstieg von $G_{ID,2}$ nach $G_{ID,3}$ erklären.

Die Mittelwerte von $G_{ID,e}$ sind deutlich höher als die entsprechenden Werte von $G_{I,e}$. Dies ist auf die Berücksichtigung der in der Prozesszone gespeicherten Arbeit der letzten durchgeführten Ent- und Belastungsschleife nach Gleichung (5.2.12) zurückzuführen. Dennoch liegen die Mittelwerte von $G_{ID,e}$ signifikant unter den Werten von $G_{ID,i}$. In diesem letzten Abschnitt des Risswachstums vor dem völligen Durchreißen führt offensichtlich die verringerte Größe der Prozesszone zu geringeren Werten der Energiefreisetzungsraten. Dies kann den in Abschnitt 5.1 beschriebenen Größeneffekt erklären.

Bild 5.3.6 zeigt die in Anlehnung an die nordtest method berechneten Energiefreisetzungsraten $G_{I,nt}$ nach Gleichung (5.2.14).

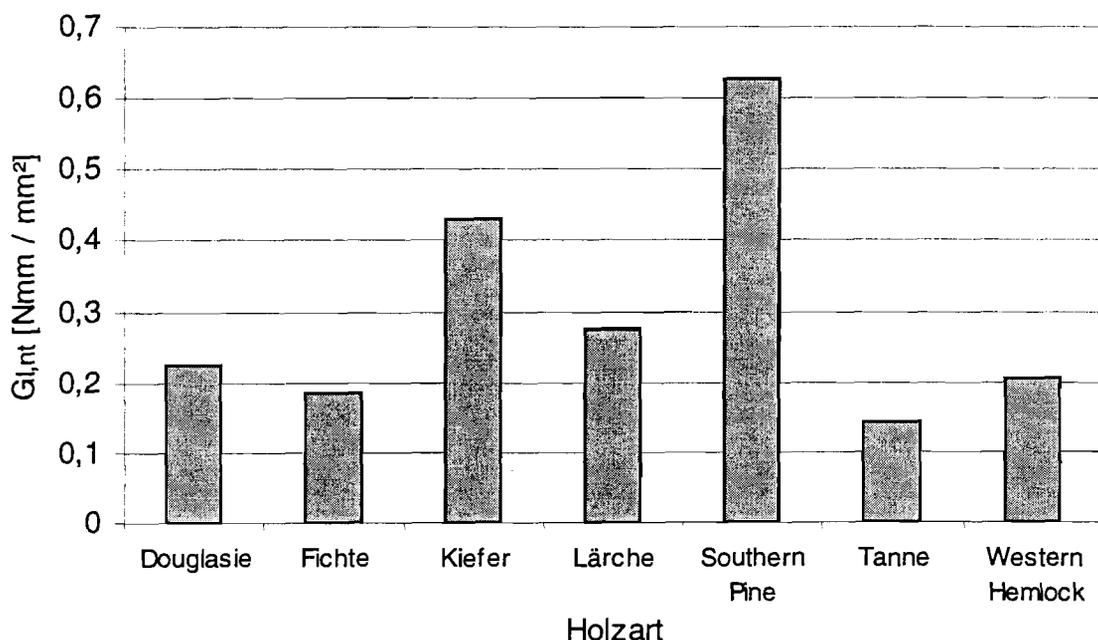


Bild 5.3.6: $G_{I,nt}$ der untersuchten Nadelhölzer

Für die im weiteren durchgeführten Korrelationsuntersuchungen werden meist die Energiefreisetzungsraten $G_{I,2}$, $G_{ID,2}$ verwendet, da bei diesen kein Einfluss der Rissnitierung zu erwarten ist. Zudem konnte das zweite Ent- und Belasten bei nahezu allen Prüfkörpern durchgeführt werden.

Tabelle 5.3.1: enthält die wichtigsten statistischen Kennwerte der Energiefreisetzungsraten $G_{I,2}$, $G_{ID,2}$, Δa_2 , $G_{I,nt}$ und der Rohdichte ρ . Bei der Auswertung nach Gleichung (5.2.14) in Anlehnung an die nordtest method blieben auch diejenigen Prüfkörper unberücksichtigt, die einen Ast außerhalb des Risswachstum Δa_2 aufwiesen. Diese Anzahl ist in Klammern angegeben. Einige Einzelwerte der durchgeführten Versuche können Tabelle D.3 des Anhanges D entnommen werden.

Tabelle 5.3.1: statistische Kennwerte $G_{I,2}$, $G_{ID,2}$, Δa_2 , $G_{I,nt}$ und der Rohdichte ρ , ohne Versuche deren Risswachstum durch Äste beeinflusst wurde

Holzart		Mittelwert	Standard- abweichung	Kleinstwert	Größtwert
Douglasie n = 38 (n = 37)	$G_{I,2}$ [Nmm/mm ²]	0,254	0,085	0,125	0,454
	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	0,241	0,089	0,099	0,559
	Δa_2 [mm]	21,9	5,04	16,6	38,7
	ρ [kg/m ³]	491	36,9	429	548
	$G_{I,nt}$ [Nmm/mm ²]	0,224	0,077	0,087	0,374
Fichte n = 39 (n = 33)	$G_{I,2}$ [Nmm/mm ²]	0,252	0,093	0,143	0,518
	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	0,214	0,062	0,112	0,356
	Δa_2 [mm]	19,4	3,97	13,0	28,4
	ρ [kg/m ³]	438	39,8	389	535
	$G_{I,nt}$ [Nmm/mm ²]	0,182	0,050	0,119	0,275
Kiefer n = 35 (n = 34)	$G_{I,2}$ [Nmm/mm ²]	0,495	0,175	0,275	1,09
	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	0,449	0,133	0,248	0,916
	Δa_2 [mm]	20,95	3,73	16,3	34,6
	ρ [kg/m ³]	565	66,6	430	679
	$G_{I,nt}$ [Nmm/mm ²]	0,432	0,120	0,238	0,706

Tabelle 5.3.1 (Fortsetzung): statistische Kennwerte $G_{I,2}$, $G_{ID,2}$, Δa_2 , $G_{I,nt}$ und der Rohdichte ρ , ohne Versuche deren Risswachstum durch Äste beeinflusst wurde

Holzart		Mittelwert	Standard- abweichung	Kleinstwert	Größtwert
Lärche n = 26 (n = 29)	$G_{I,2}$ [Nmm/mm ²]	0,349	0,137	0,123	0,637
	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	0,313	0,108	0,103	0,554
	Δa_2 [mm]	26,3	10,1	10,3	41,6
	ρ [kg/m ³]	575	37,6	497	656
	$G_{I,nt}$ [Nmm/mm ²]	0,278	0,088	0,126	0,428
Tanne n = 33 (n = 34)	$G_{I,2}$ [Nmm/mm ²]	0,216	0,060	0,109	0,323
	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	0,178	0,042	0,110	0,266
	Δa_2 [mm]	15,0	5,05	7,07	26,8
	ρ [kg/m ³]	471	63,9	393	580
	$G_{I,nt}$ [Nmm/mm ²]	0,143	0,044	0,068	0,230
red cedar n = 6 (n = 6)	$G_{I,2}$ [Nmm/mm ²]	0,222	0,056	0,151	0,313
	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	0,201	0,037	0,164	0,246
	Δa_2 [mm]	17,7	2,44	15,0	21,0
	ρ [kg/m ³]	354	18,6	330	374
	$G_{I,nt}$ [Nmm/mm ²]	0,189	0,026	0,153	0,217
southern pine n = 17 (n = 17)	$G_{I,2}$ [Nmm/mm ²]	0,875	0,600	0,399	2,39
	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	0,599	0,239	0,313	1,11
	Δa_2 [mm]	17,4	7,44	6,50	35,0
	ρ [kg/m ³]	589	56,4	510	684
	$G_{I,nt}$ [Nmm/mm ²]	0,626	0,303	0,267	1,511
western hemlock n = 31 (n = 33)	$G_{I,2}$ [Nmm/mm ²]	0,218	0,045	0,130	0,310
	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	0,223	0,044	0,148	0,310
	Δa_2 [mm]	21,2	5,65	10,2	38,5
	ρ [kg/m ³]	454	57,1	380	534
	$G_{I,nt}$ [Nmm/mm ²]	0,206	0,055	0,113	0,304

Tabelle 5.3.1 (Fortsetzung): statistische Kennwerte $G_{I,2}$, $G_{ID,2}$, Δa_2 , $G_{I,nt}$ und der Rohdichte ρ , ohne Versuche deren Risswachstum durch Äste beeinflusst wurde

Holzart		Mittelwert	Standard- abweichung	Kleinstwert	Größtwert
Afzelia n=2 (n = 2)	$G_{I,2}$ [Nmm/mm ²]	0,253	0,025	0,235	0,270
	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	0,241	0,030	0,219	0,262
	Δa_2 [mm]	17,1	2,06	15,7	18,6
	ρ [kg/m ³]	797	1,41	796	798
	$G_{I,nt}$ [Nmm/mm ²]	0,235	0,044	0,203	0,265
Buche n=6 (n = 6)	$G_{I,2}$ [Nmm/mm ²]	1,37	0,501	0,679	2,15
	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	1,40	0,602	0,634	2,43
	Δa_2 [mm]	24,7	6,47	19,4	37,3
	ρ [kg/m ³]	786	53,2	705	837
	$G_{I,nt}$ [Nmm/mm ²]	1,42	0,357	0,966	1,99
Eiche n = 4 (n = 4)	$G_{I,2}$ [Nmm/mm ²]	0,480	0,105	0,341	0,565
	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	0,505	0,068	0,438	0,586
	Δa_2 [mm]	26,9	12,7	11,9	42,0
	ρ [kg/m ³]	708	37,0	653	731
	$G_{I,nt}$ [Nmm/mm ²]	0,505	0,077	0,400	0,575
FSH n = 12 (n = 12)	$G_{I,2}$ [Nmm/mm ²]	0,690	0,324	0,395	1,38
	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	0,517	0,150	0,359	0,84
	Δa_2 [mm]	19,9	5,56	13,0	32,9
	ρ [kg/m ³]	518	13,9	502	552
	$G_{I,nt}$ [Nmm/mm ²]	0,732	0,229	0,449	1,24

Bild 5.3.7 zeigt die Verteilungsfunktionen der Dichte der Energiefreisetzungsrate $G_{ID,2}$ von Kiefer, mit und ohne Berücksichtigung von Versuchsergebnissen mit Einfluss von Ästen auf das Risswachstum im Bereich Δa_2 .

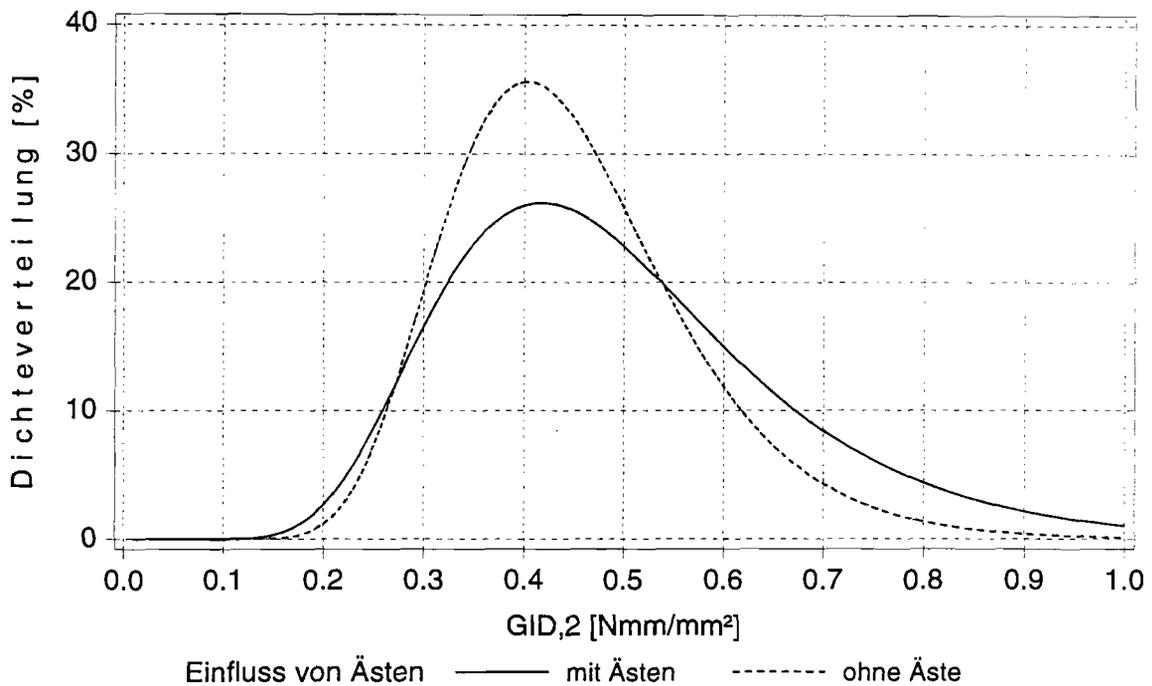


Bild 5.3.7: Dichteverteilungen von $G_{ID,2}$ von Kiefer

In der Tabelle 5.3.2 sind die Konstanten μ und σ der Dichten angepasster logarithmischer Normalverteilungen nach Gleichung (5.3.1) und die anhand der Versuchsergebnisse und anhand der Dichtefunktionen berechneten 5%-Fraktilen der Energiefreisetzungsrate $G_{ID,2}$ angegeben. Versuche, deren Risswachstum im Bereich Δa_2 durch Äste beeinflusst wurde, sind hier nicht berücksichtigt.

Dichte einer logarithmischen Normalverteilung (SAS (1996)):

$$f(G_{ID,2}) = \frac{1}{\sigma \cdot G_{ID,2} \cdot \sqrt{2 \cdot \pi}} \cdot e^{-\frac{(\ln(G_{ID,2}) - \mu)^2}{2 \cdot \sigma^2}} \quad (5.3.1).$$

Tabelle 5.3.2: Konstanten der angepassten Normalverteilung und 5%-Fraktile

	μ [Nmm/mm ²]	σ [Nmm/mm ²]	5%-Fraktile nach den Versuchsergebnissen [Nmm/mm ²]	5%-Fraktile nach log. Normalvertei- lung [Nmm/mm ²]
Douglasie	-1,487	0,368	0,122	0,123
Fichte	-1,584	0,288	0,140	0,128
Kiefer	-0,837	0,268	0,288	0,279
Lärche	-1,228	0,392	0,153	0,154
Tanne	-1,755	0,244	0,112	0,116
south. pine	-0,580	0,372	0,313	0,303
west. hemlock	-1,517	0,198	0,154	0,158

Tabelle D.2 des Anhangs D enthält die in Tabelle 5.3.2 enthaltenen, statistischen Kennwerte mit Berücksichtigung der Versuchsergebnisse derjenigen Versuche, deren Risswachstum durch Äste beeinflusst war. Wie in Bild 5.3.7 für Kiefer dargestellt, steigen die Mittelwerte der Energiefreisetzungsraten geringfügig, die Maximalwerte dagegen deutlich an.

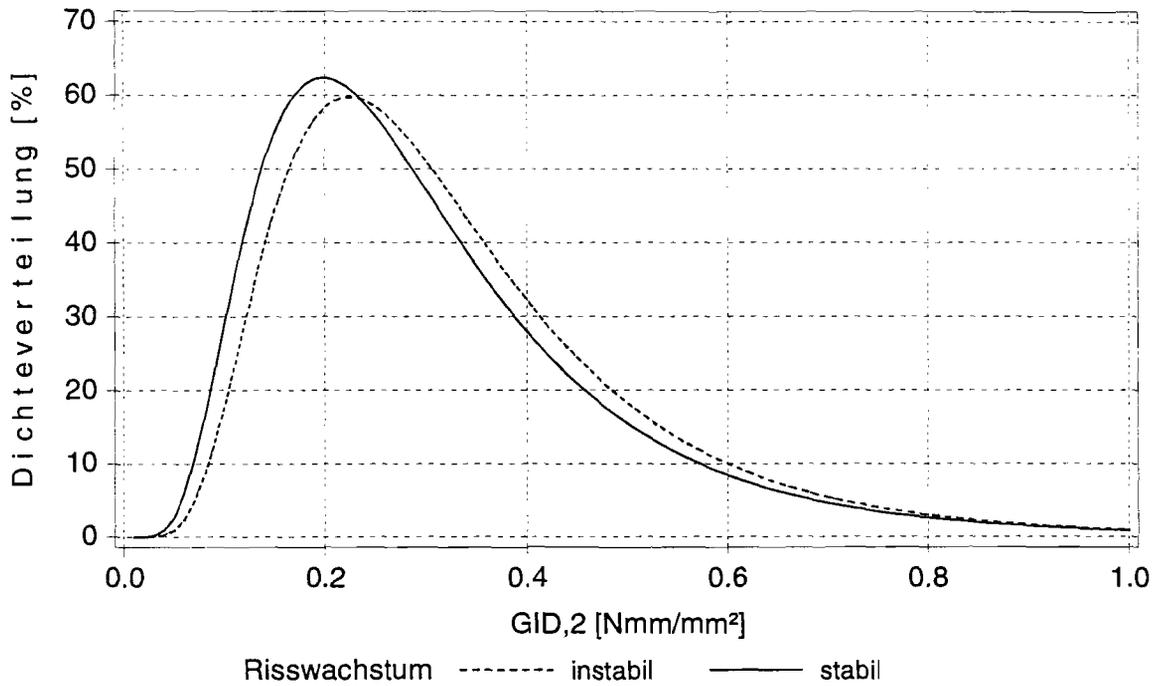
Der Einfluss auf die Mittelwerte der Energiefreisetzungsraten $G_{ID,2}$ von instabilem Risswachstum im Bereich des Risswachstums Δa_2 kann Tabelle 5.3.3 entnommen werden.

Tabelle 5.3.3: Mittelwerte von $G_{ID,2}$ und der Rohdichte ρ
(ohne Versuche deren Risswachstum durch Äste beeinflusst wurde)

Holzart		Mittelwert		Mittelwert	
		stabiles Risswachstum		instabiles Risswachstum	
			n =		n =
Douglasie	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	0,245	14	0,239	24
	ρ [kg/m ³]	498		486	
Fichte	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	0,235	16	0,199	23
	ρ [kg/m ³]	434		444	
Kiefer	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	0,463	20	0,431	15
	ρ [kg/m ³]	588		534	
Lärche	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	0,352	9	0,292	17
	ρ [kg/m ³]	587		571	
Tanne	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	0,174	17	0,182	16
	ρ [kg/m ³]	493		440	
red cedar	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	0,193	3	0,208	3
	ρ [kg/m ³]	359		349	
south. pine	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	0,619	14	0,506	3
	ρ [kg/m ³]	595		561	
west. hemlock	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	0,221	16	0,226	15
	ρ [kg/m ³]	454		461	

Die Kiefernarten Kiefer und southern pine scheinen nach Tabelle 5.3.3 weniger zu instabilem Reißen zu neigen als die anderen Holzarten.

alle untersuchten Holzarten

**Bild 5.3.8:** Dichteverteilung von $G_{ID,2}$ nach Risswachstum getrennt

ohne Buche, Eiche, Afzelia und FSH

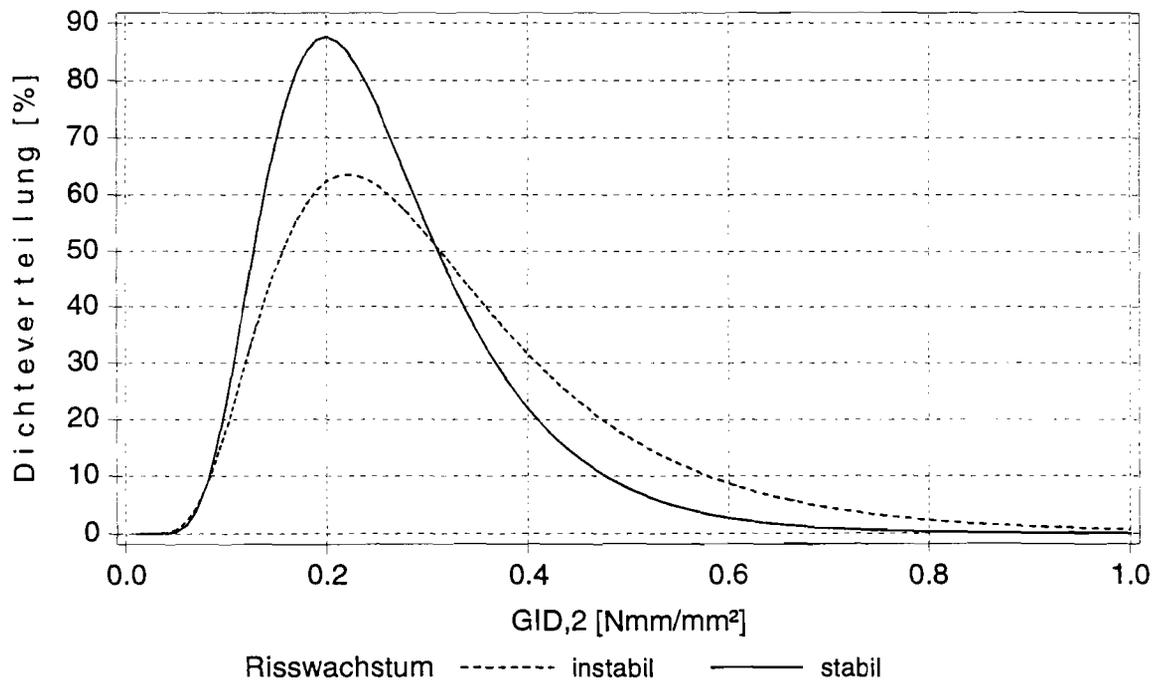
**Bild 5.3.9:** Dichteverteilung von $G_{ID,2}$ nach Risswachstum getrennt

Tabelle 5.3.4 enthält die auf die Mittelwerte von $G_{ID,2}$ nach Tabelle 5.3.1 bezogenen entsprechenden Mittelwert der Tabelle 5.3.3.

Tabelle 5.3.4: Verhältnisse der Mittelwerte von $G_{ID,2}$

Holzart		$\overline{G}_{ID,2, \text{ instabil oder stabil}} / \overline{G}_{ID,2}$	
			n =
Douglasie	stabil	1,02	14
	instabil	0,99	24
Fichte	stabil	1,10	16
	instabil	0,93	23
Kiefer	stabil	1,03	20
	instabil	0,96	15
Lärche	stabil	1,12	9
	instabil	0,93	17
Tanne	stabil	0,98	17
	instabil	1,03	16
red cedar	stabil	0,96	3
	instabil	1,04	3
south. pine	stabil	1,03	14
	instabil	0,84	3
west. hemlock	stabil	0,99	16
	instabil	1,01	15

Ein signifikanter Einfluss der Art des Risswachstums (stabil oder instabil) lässt sich demnach bei den Holzarten Fichte und Lärche feststellen. Bei der Holzart southern pine ist die Anzahl der Versuche mit instabilem Risswachstum in dem betrachteten Abschnitt Δa_2 mit drei Versuchen für eine statistisch zuverlässige Aussage zu gering.

In Tabelle 5.3.5 sind die Korrelationskoeffizienten zwischen den Energiefreisetzungs-raten $G_{ID,2}$ und $G_{I,nt}$ und weiteren Eigenschaften der Prüfkörper angegeben. Versuche, deren Risswachstum im Bereich Δa_2 durch Äste beeinflusst wurde, wurden bei den

Korrelationsuntersuchungen für $G_{ID,2}$ nicht berücksichtigt. Entsprechend wurden Versuche, deren Risswachstum an irgendeiner Stelle durch Äste beeinflusst wurde, bei den Korrelationsuntersuchungen für $G_{I,nt}$ nicht berücksichtigt. In Tabelle 5.3.5 wurden nur Holzarten berücksichtigt, für die eine für statistische Untersuchungen ausreichende große Stichprobenanzahl vorlag. Da die Holzfeuchte nach Tabelle 5.1.2 nur sehr geringe Streuungen aufwies, wurde eine Korrelationsuntersuchung mit der Holzfeuchte nicht durchgeführt.

Tabelle 5.3.5: Korrelationskoeffizienten zwischen den Energiefreisetzungsrate $G_{ID,2}$ und $G_{I,nt}$ und weiteren Eigenschaften

Holzart		Rohdichte ρ	Jahringbreite Bild 5.3.1	Winkel α Bild 5.3.1	Δa_2
Douglasie	$G_{ID,2}$	0,105	-0,129	-0,465	0,099
	$G_{I,nt}$	0,089	-0,066	-0,369	-
Fichte	$G_{ID,2}$	-0,376	0,580	-0,206	0,221
	$G_{I,nt}$	-0,454	0,640	-0,265	-
Kiefer	$G_{ID,2}$	0,461	-0,308	0,043	-0,385
	$G_{I,nt}$	0,619	-0,469	0,079	-
Lärche	$G_{ID,2}$	-0,089	0,252	-0,326	-0,026
	$G_{I,nt}$	-0,074	0,078	-0,194	-
Tanne	$G_{ID,2}$	-0,154	0,370	-0,416	0,041
	$G_{I,nt}$	0,009	0,170	-0,460	-
FSH ($n = 12$)	$G_{ID,2}$	0,056	-	-	-0,398
	$G_{I,nt}$	-0,183	-	-	-
south. pine	$G_{ID,2}$	0,815	0,233	-0,029	-0,171
	$G_{I,nt}$	0,753	0,146	0,080	-
west. hemlock	$G_{ID,2}$	0,766	-0,370	0,273	0,254
	$G_{I,nt}$	0,886	-0,505	0,158	-

Lediglich die Korrelationskoeffizienten zwischen den Energiefreisetzungsraten und der Rohdichte bei den nahezu fehlerfreien Proben von western hemlock und southern

pine, sowie für $G_{l,nt}$ bei Kiefer deuten auf eine Abhängigkeit dieser beiden Eigenschaften hin.

Auffällig ist noch die Höhe des Korrelationskoeffizienten zwischen den Energiefreisetzungsraten und der Jahringbreite bei Fichte, während die entsprechenden Werte zwischen den Energiefreisetzungsraten und der Rohdichte gering sind. Der Korrelationskoeffizient zwischen der Jahringbreite und der Rohdichte beträgt immerhin $r = -0,64$, so dass ein höherer Korrelationskoeffizient zwischen den Energiefreisetzungsraten und der Rohdichte ebenfalls zu erwarten gewesen wäre.

Fichte, ohne Versuchsergebnisse mit Beeinflussung durch Äste

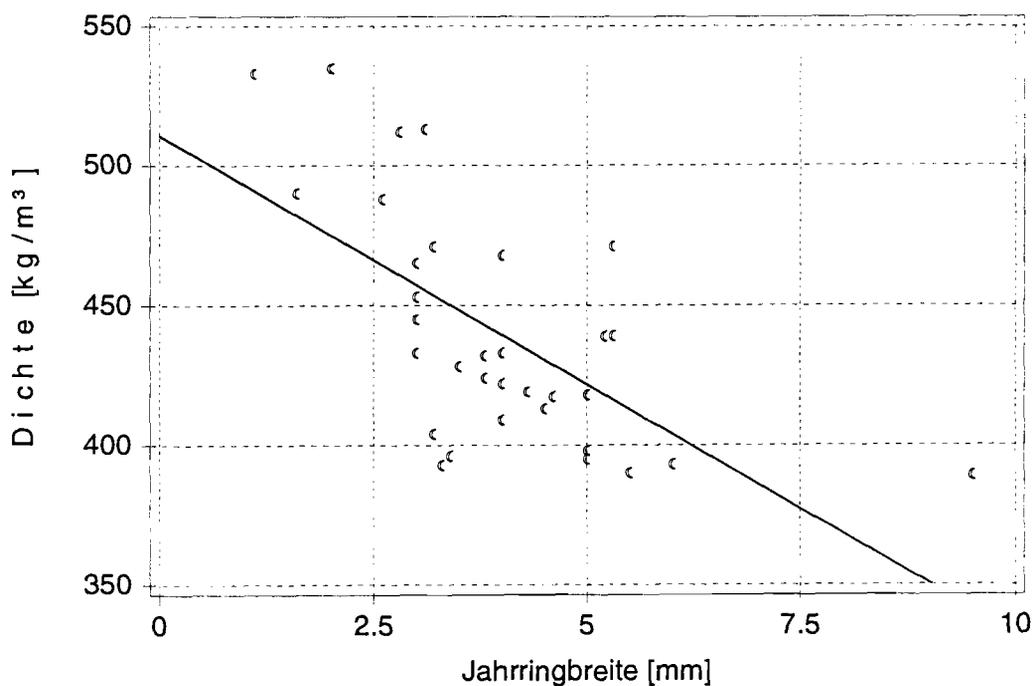


Bild 5.3.10: Rohdichte über der Jahringbreite für Fichte

Fichte, ohne Versuchsergebnisse mit Beeinflussung durch Äste

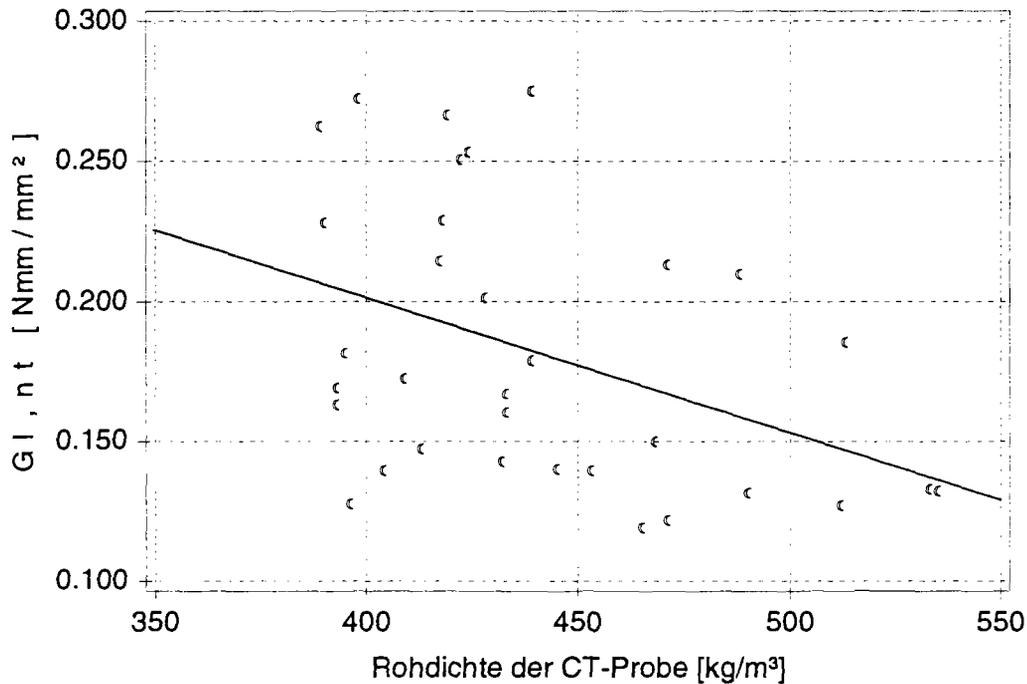


Bild 5.3.11: $G_{l,nt}$ über der Rohdichte

Tabelle 5.3.6 enthält die Korrelationskoeffizienten entsprechend Tabelle 5.3.5 jedoch ohne Unterscheidung nach der Holzart. Der Holzwerkstoff FSH wurde hier nicht berücksichtigt.

Tabelle 5.3.6: Korrelationskoeffizienten zwischen den Energiefreisetzungsraten $G_{ID,2}$ und $G_{l,nt}$ und weiteren Eigenschaften, unabhängig von der Holzart

		Rohdichte ρ	Jahringbreite Bild 5.3.1	Winkel α Bild 5.3.1	Δa_2
alle Holzarten nach Tabelle 5.3.5, ohne FSH	$G_{ID,2}$	0,599	0,138	0,009	0,013
	$G_{l,nt}$	0,595	0,125	0,036	-

Werden zusätzlich noch die Ergebnisse der Holzarten red cedar und Buche berücksichtigt, ergeben sich Korrelationskoeffizienten zwischen der Energiefreisetzungsrate $G_{ID,2}$ und der Rohdichte ρ von $r = 0,696$ und zwischen $G_{l,nord}$ und ρ von $r = 0,712$.

Diese Werte liegen in der Nähe des von Larsen und Gustafsson (1990,1991) angegebenen Wertes von $r = 0,74$ (Abschnitt 5.1).

In Bild 5.3.12 sind die Mittelwerte der Rohdichte und der Energiefreisetzungsraten $G_{ID,2}$ der einzelnen Holzarten, sowie die Regressionsgerade dargestellt.

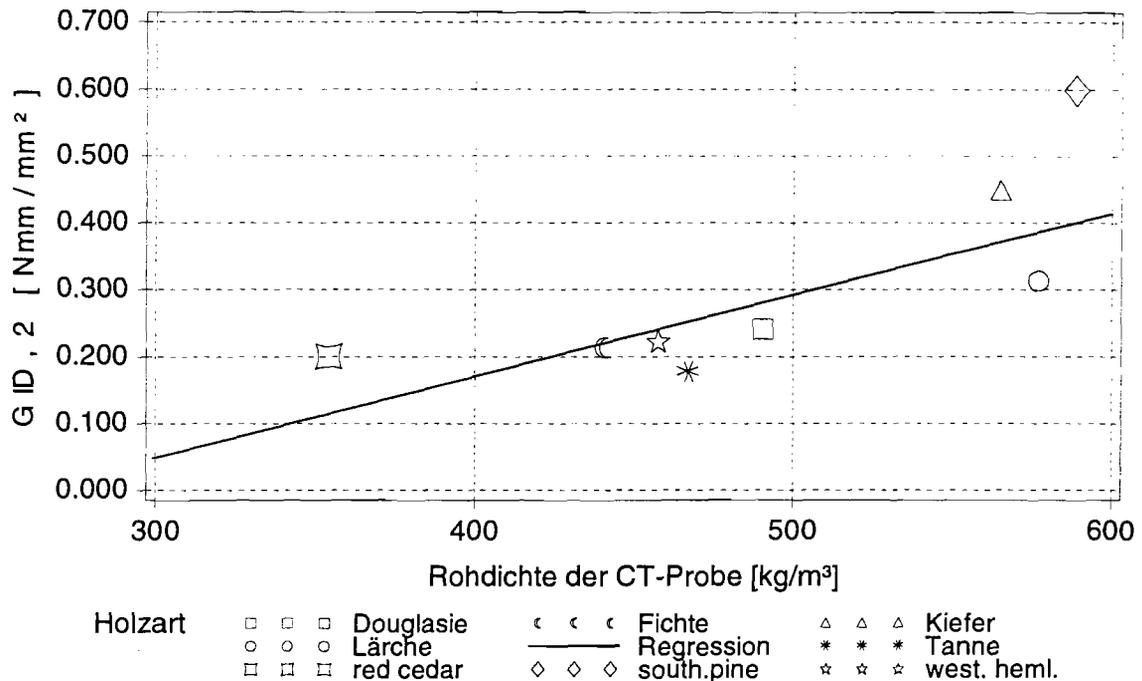


Bild 5.3.12: Mittelwerte von $G_{ID,2}$ über den entsprechenden Mittelwerten von ρ , ohne Prüfkörper bei denen das Risswachstum durch Äste beeinflusst wurde

Die Gleichung der Regressionsgeraden, bestimmt mit den in Bild 5.3.12 dargestellten Holzarten, lautet:

$$G_{ID,2} = -0,316 + 0,001218 \cdot \rho \quad (5.3.2).$$

Die von Larsen und Gustafsson (1990,1991) angegebene Gleichung (5.1.3) überschätzt demnach die Energiefreisetzungsraten von Fichte und in noch stärkerem Maße diejenige von Tanne. Dies mag darauf zurückzuführen sein, dass der überwiegende Anteil der von Larsen und Gustafsson durchgeführten Versuche mit sogenanntem nordic redwood, in der Regel *pinus sylvestris*, durchgeführt wurde.

Die in den Tabellen und Grafiken dieses Abschnittes dargestellten, niedrigeren Energiefreisetzungsraten von Tanne im Vergleich zu Fichte, können auf den unterschiedlichen mikroskopischen Bau der beiden Nadelhölzer zurückgeführt werden. So sind nach Wagenführ (1989) die Holzstrahlen der Tanne homozellular, d.h. nur aus Paren-

chymzellen zusammengesetzt, während die Holzstrahlen von Kiefer, Fichte, Douglasie und Lärche heterozellular aufgebaut sind und auch Holzstrahltracheiden enthalten.

Ebenso gibt es Unterschiede bei der sogenannten Kreuzungsfeldtüpfelung, das sind die Tüpfel zwischen Holzstrahlparenchym und Längstracheiden. Wagenführ unterscheidet die in Tabelle 5.3.7 gegebenen Arten von Kreuzungsfeldtüpfelung.

Tabelle 5.3.7: Arten der Kreuzungsfeldtüpfelung nach Wagenführ (1989)

Tüpfelung im Kreuzungsfeld	Holzart	
	botanische Benennung	standardisierte Benennung
fensterförmig	<i>pinus silvestris</i> L.	Gemeine Kiefer
pinoid	<i>pinus palustris</i> Mill. <i>pinus radiata</i> D. Don.	pitch pine radiata pine
piceoid	<i>Larix decidua</i> Mill. <i>picea abies</i> Karst. <i>pseudotsuga menziesii</i> Franco	Lärche Fichte Douglasie
taxodioid	<i>sequoia sempervirens</i> L. <i>thuja plicata</i> D. Don <i>abies alba</i> Mill.	redwood western redcedar Tanne

Auf der Tatsache der leichteren Spaltbarkeit von Tannenholz im Vergleich zu Fichtenholz beruht auch deren frühere Verwendung zur Herstellung von Schindeln (Gasser (2001)).

Ebenso auf den mikroskopischen Bau zurückzuführen ist die Form der Rissoberfläche, die bei allen untersuchten Holzarten zu beobachten war. Wie in Bild 5.3.13 an einem Douglasienprüfkörper sichtbar, verlief die Rissfront im Spätholz meist in radialer Richtung, im Frühholz dagegen entsprechend der durch den Sägeschnitt, den Anriss und die Faserrichtung vorgegebenen Richtung.

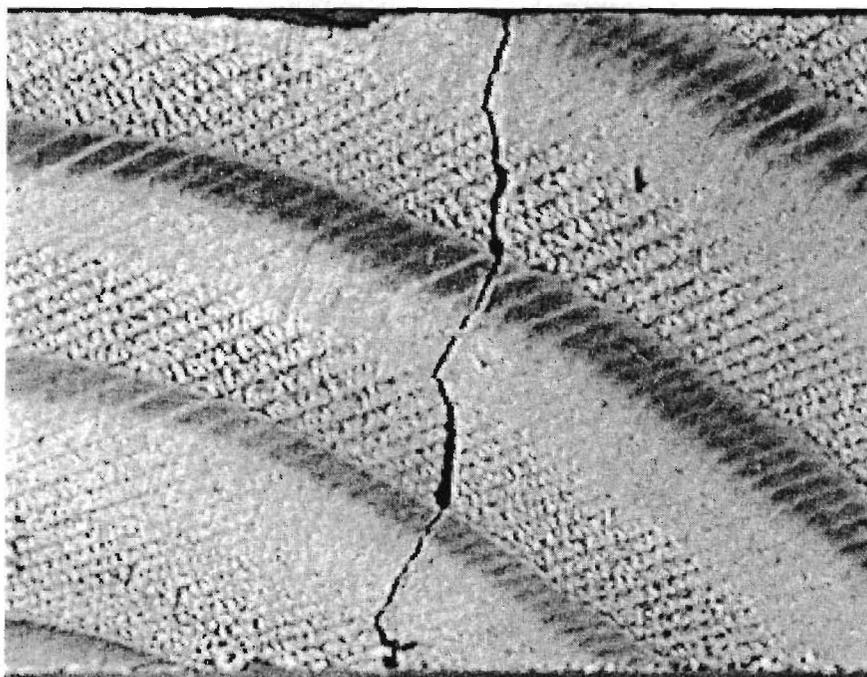


Bild 5.3.13: Verlauf der Rissfront in einem Douglasienprüfkörper

Boatright und Garrett (1983) beobachten bei weitlumigem Frühholz ein Risswachstum durch die Tracheiden, bei englumigem Spätholz dagegen ein Risswachstum zwischen den Tracheiden in der sogenannten Mittellamelle.

Die höheren Energiefreisetzungsraten des Holzwerkstoffes Furnierschichtholz (FSH), der aus Fichte hergestellt wird, dürften auf kleine Winkel zwischen den Faserlängsrichtungen der Furniere zurückzuführen sein. Die Rissoberflächen sind unebener im Vergleich zu den untersuchten Hölzern und es kommt häufiger zu Rissverzweigungen. Der Mittelwert der nach Bild 5.2.18 in der Prozesszone an der zweiten Ent- und Belastung gespeicherten Arbeit P_2 beträgt bei den Prüfkörpern aus FSH mehr als das vierfache, verglichen mit dem entsprechenden Mittelwert der Prüfkörper aus Fichte:

$$\frac{\bar{P}_{2,\text{FSH}}}{\bar{P}_{2,\text{Fichte}}} \cdot \frac{d_{\text{Fichte}}}{d_{\text{FSH}}} = \frac{312}{38,8} \cdot \frac{20}{39} = 4,12 \quad (5.3.3).$$

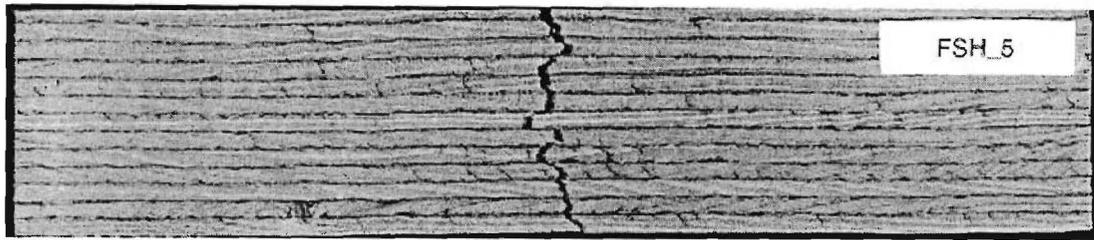


Bild 5.3.14: Verlauf der Rissfront in einem Prüfkörper aus FSH

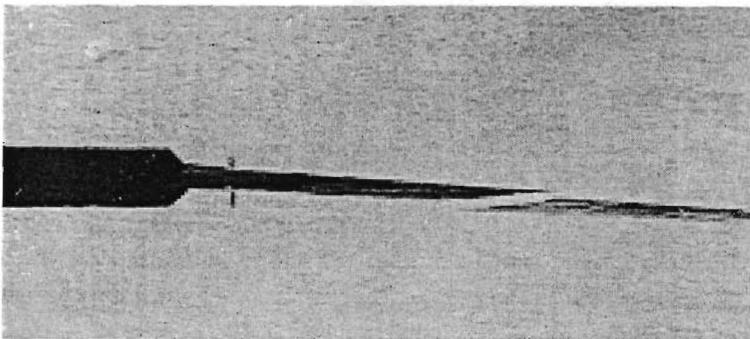


Bild 5.3.15: Rissverzweigung bei FSH

6. Zugscherversuche mit Stabdübeln

6.1. Versuchsaufbau und Versuchsauswertung

Zur Überprüfung der in Abschnitt 4 dargestellten Modelle und des Einflusses der in Abschnitt 5 dargestellten Energiefreisetzungsraten wurden Zugscherversuche mit Stabdübeln mit einem Durchmesser $d = 24$ mm durchgeführt.

Bild 6.1.1 zeigt die Abmessungen zweier verwendeter Prüfkörpertypen.

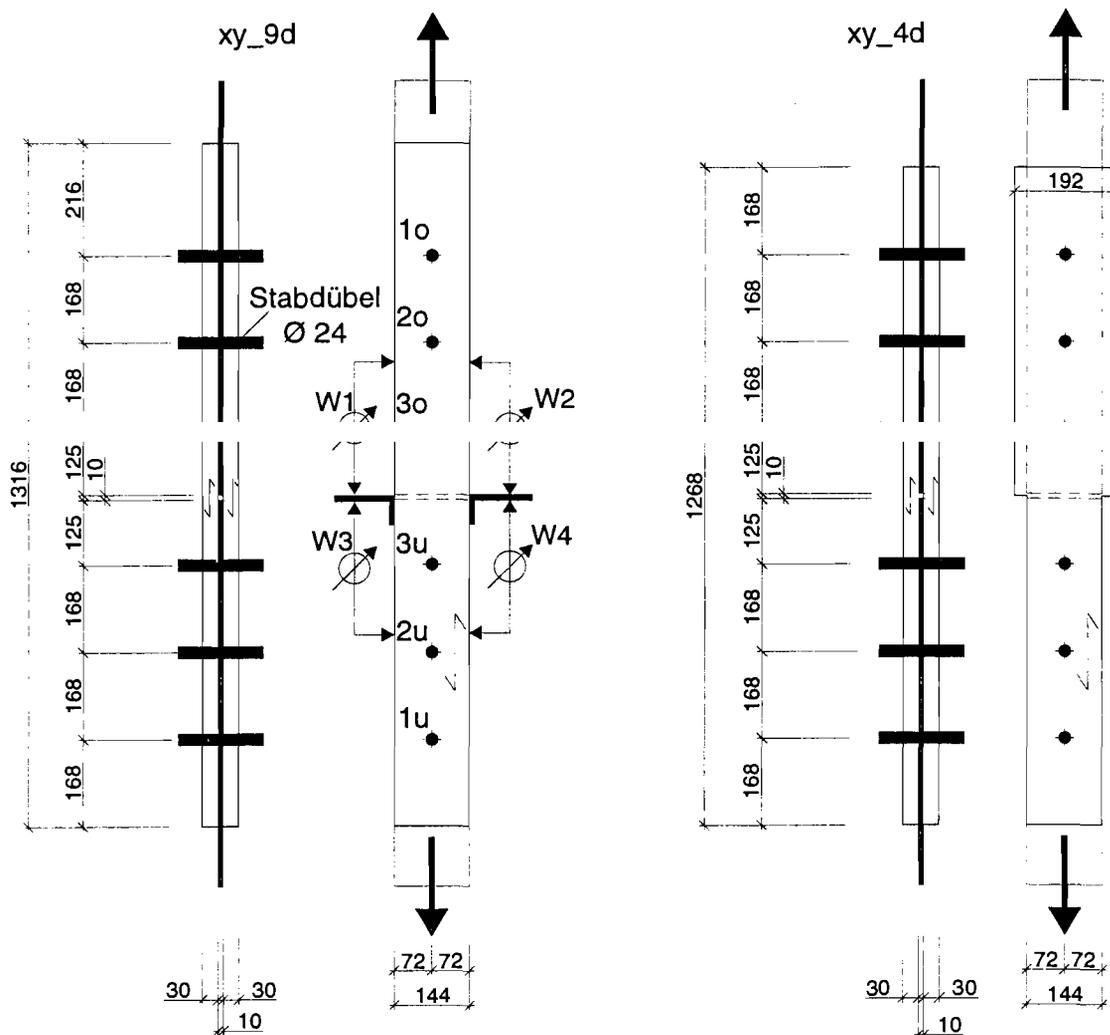


Bild 6.1.1: Maße der Prüfkörpertypen

Die Wegaufnehmer erfassten die Verschiebung zwischen der oberen Mittellasche aus Stahl und einem an die Seitenhölzer angeschraubten Bügel. Jeder dieser Wegaufnehmer maß somit eine gemittelte Verschiebung zwischen den Stahllaschen und den Seitenhölzern. Bei der Auswertung in Abschnitt 6.2 wurden die Wegaufnehmer W1 und W2 nochmals gemittelt. Entsprechendes gilt für die Wegaufnehmer W3 und W4, die die Verschiebungen zwischen unterer Mittellasche aus Stahl und den Seitenhölzern erfassten. Bild 6.1.2 zeigt den Anschluss der Wegaufnehmer im Detail.

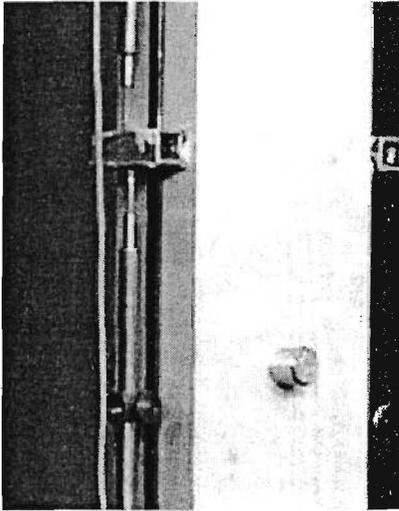


Bild 6.1.2: Position der Wegaufnehmer

Die hölzernen Seitenlaschen wurden aus den Balken hergestellt, aus denen die in Abschnitt 5 beschriebenen CT-Proben entnommen wurden. Der in Bild 6.1.3 im Querschnitt gezeigte Prüfkörper Ta_3_4d wurde somit aus dem Balken Ta_3 hergestellt, so wie die CT-Proben Ta3a, Ta3b und Ta3c. Beide Laschenteile wurden aus einem Balkenabschnitt hergestellt. Somit unterschieden sich die Seitenlaschen in ihrer Entfernung zur Markröhre, in Balkenlängsrichtung wurden sie aber aus einem Bereich entnommen.

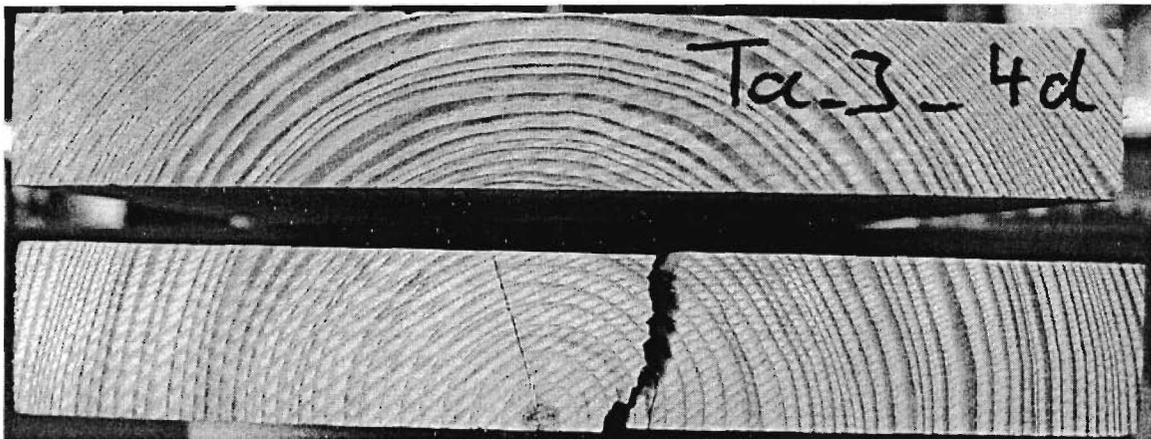


Bild 6.1.3: Querschnitte der Seitenlaschen eines Prüfkörpers

Die Bezeichnungen xy_9d bzw. xy_4d im Bild 6.1.1 bezeichnen die zwei meist verwendeten Prüfkörpertypen. Der in Bild 6.1.3 im Querschnitt gezeigte Prüfkörper Ta_3_4d hatte im oberen Anschlussbereich Randabstände $a_{4,c} = 4 \cdot d$ und im unteren $a_{4,c} = 3 \cdot d$. Dagegen hatte der Prüfkörper Ta_6_9d im oberen Anschlussbereich einen Abstand des äußersten Stabdübels zum Hirnholz von $a_{3,t} = 9 \cdot d$ und im unteren Anschlussbereich von $a_{3,t} = 7 \cdot d$. Acht Prüfkörper aus southern pine hatten an beiden Anschlüssen Hirnholzabstände $a_{3,t} = 7 \cdot d$, wiesen ansonsten aber die Abmessungen der Prüfkörper xy_9d auf.

Bei der Herstellung der Prüfkörper wurden die Stahllaschen als Schablone verwendet, indem sie außen auf die beiden Hölzer gespannt wurden, dadurch konnten die Hölzer passgenau gebohrt werden. Die Bohrungen in den Hölzern und in den Stahllaschen wiesen einen Durchmesser von 24,0 mm auf. Beim Zusammenbau wurden die Stabdübel mit einem Gummihammer eingeschlagen.

Die Stabdübel bestanden aus einem legierten Stahl 42 CrMo4 mit einer hohen Zugfestigkeit. Da die Verbindungen zudem eine geringe Schlankheit von

$$\lambda = \frac{t}{d} = \frac{30}{24} = 1,25 \quad (6.1.1)$$

aufwiesen, war an den Stabdübeln nach Versuchsdurchführung keine Verformung zu beobachten. Ebenso wies die Bohrung der Stahllaschen, die mehrfach verwendet wurden, keine Verformungen auf.

Die Stabdübel hatten eine Länge von 162 mm, daher schlossen sie nicht bündig mit der Holzoberfläche ab, sondern überragten diese um ca. 46 mm.

Die Durchführung der Versuche erfolgte in Anlehnung an DIN EN 26891.

Nach dem Zusägen der Seitenlaschen wurden Maße und Gewicht zur Bestimmung der Rohdichte ρ_u bestimmt. Die Holzfeuchte u wurde sofort nach Durchführung des Versuchs an kleinen Volumen mit dem Darrverfahren ermittelt. Tabelle 6.1.1 enthält die statistischen Werte der Holzfeuchten der bei der Auswertung im Abschnittes 6.2 berücksichtigten Prüfkörper.

Tabelle 6.1.1: Statistische Werte der Holzfeuchten

Holzart	Anzahl	Mittelwert [%]	Standardabweichung [%]	Kleinstwert [%]	Größtwert [%]
Douglasie	12	12,6	0,89	11,5	14,4
Fichte	12	12,1	0,79	11,5	14,4
Kiefer	9	12,9	1,07	11,7	14,9
Lärche	11	12,5	0,91	11,8	14,5
Red Cedar	2	10,7	0,40	10,36	11,1
Southern Pine	16	11,9	0,45	11,0	12,5
Tanne	10	12,0	0,87	11,2	13,8
Western Hemlock	11	11,1	0,525	10,1	11,8

Wie in Abschnitt 4.2 gezeigt, war bei vielen Versuchen ein Risswachstum unter quasi-statischen Verhältnissen zu beobachten. Dabei war ein Knistern zu hören. Das Spalten oder Ausscheren erfolgte dann aber in einem schlagartigen, dynamischen Vorgang, verbunden mit einem Knall. Vermutlich aufgrund dieses dynamischen Phänomens war oft ein völliges Durchreißen des ganzen Prüfkörpers (wie in Bild 6.1.4 zu sehen) zu beobachten.

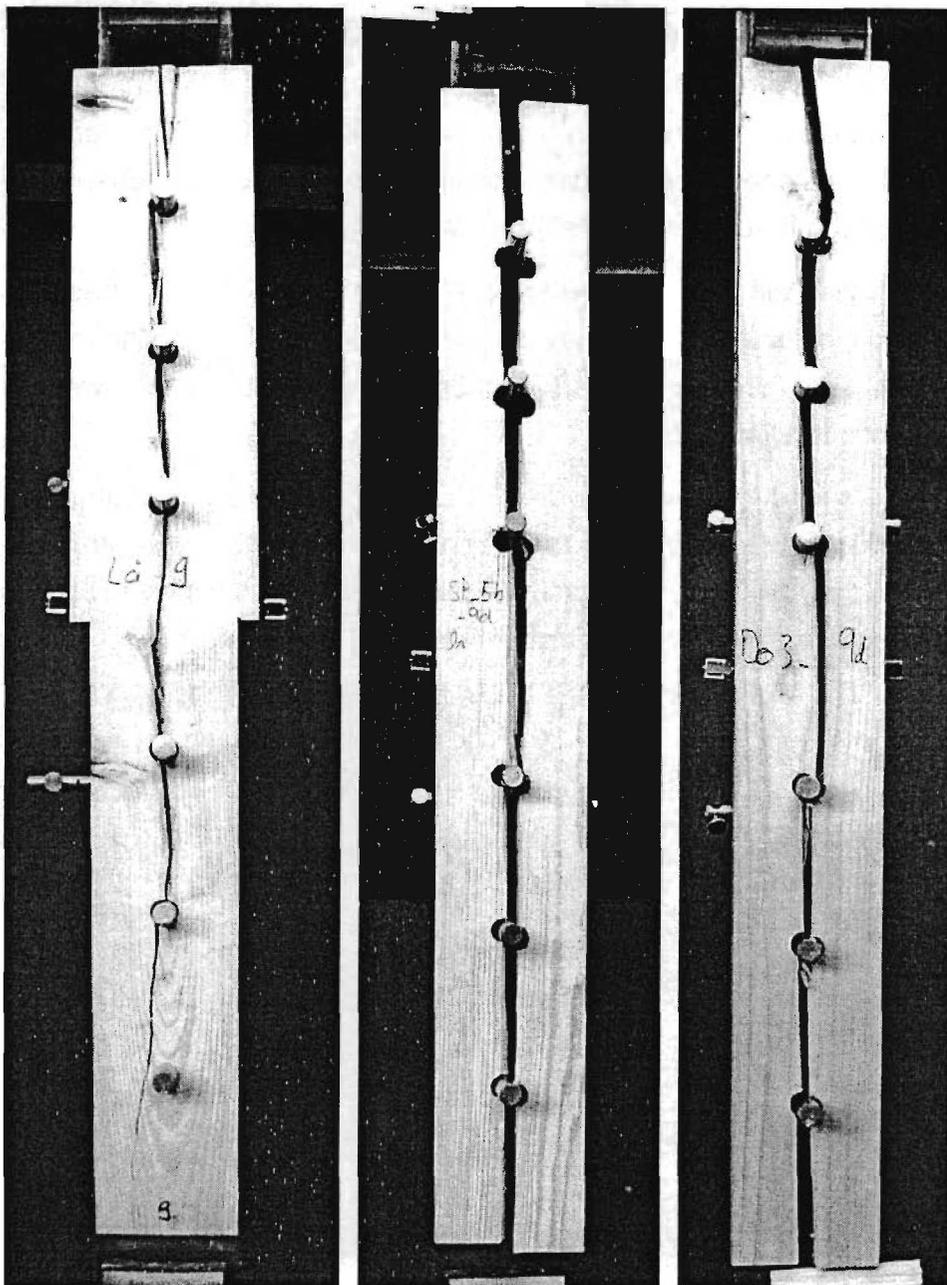


Bild 6.1.4: Prüfkörper mit Rissen über die ganze Länge

Während bei dem in Bild 6.1.4 ganz links gezeigten Prüfkörper davon ausgegangen werden kann, dass das Spalten am oberen Anschlussbereich auftrat, ist diese Zuordnung bei dem mittleren und rechten Prüfkörper nicht mehr möglich. So war während des Versuchs zwar bei dem rechten Prüfkörper Do_3_9d ein Risswachstum am Dübel 3u (Bild 6.1.1) zu beobachten, ein Risswachstum auch an anderen Stabdübeln kann jedoch nicht ausgeschlossen werden.

In Abschnitt 6.2 werden Korrelationsuntersuchungen unter Verwendung der Steifigkeiten oder Verschiebungen der oberen und unteren Anschlussbereiche durchgeführt. Dazu wurden die Mittelwerte der Messwerte der Wegaufnehmer W1 und W2, bzw.

von W3 und W4 verwendet. Bei einer Unterscheidung in gespaltene, ausgescherte oder nicht zerstörte Anschlussbereiche bei den Untersuchungen des Abschnittes 6.2, wurden z.B. für den mittleren und rechten Prüfkörper des Bild 6.1.4 ein Spalten des oberen und unteren Anschlussbereiches angenommen. Das oben beschriebene dynamische Verhalten kann somit auf diese Einteilung einen Einfluss haben.

Bei einigen Prüfkörpern war ein sprödes Versagen beider Seitenhölzer eines Anschlussbereiches zu beobachten, auch bei diesem Verhalten wurde die zeitliche Reihenfolge nicht erfasst, so dass auch bei diesen Prüfkörpern nicht entschieden werden kann, welches Seitenholz zuerst versagte.

Bei den Korrelationsuntersuchungen wurden die Rohdichten, die Verschiebungsmoduln k_s nach DIN EN 26891 sowie die Winkel zwischen der Tangente an die Jahrringe und der Rissfront verwendet. Bei Seitenhölzern, die durch Ausscheren eines Blockes versagten, wurden beide Winkel erfasst und gemittelt (Bild 6.1.5).

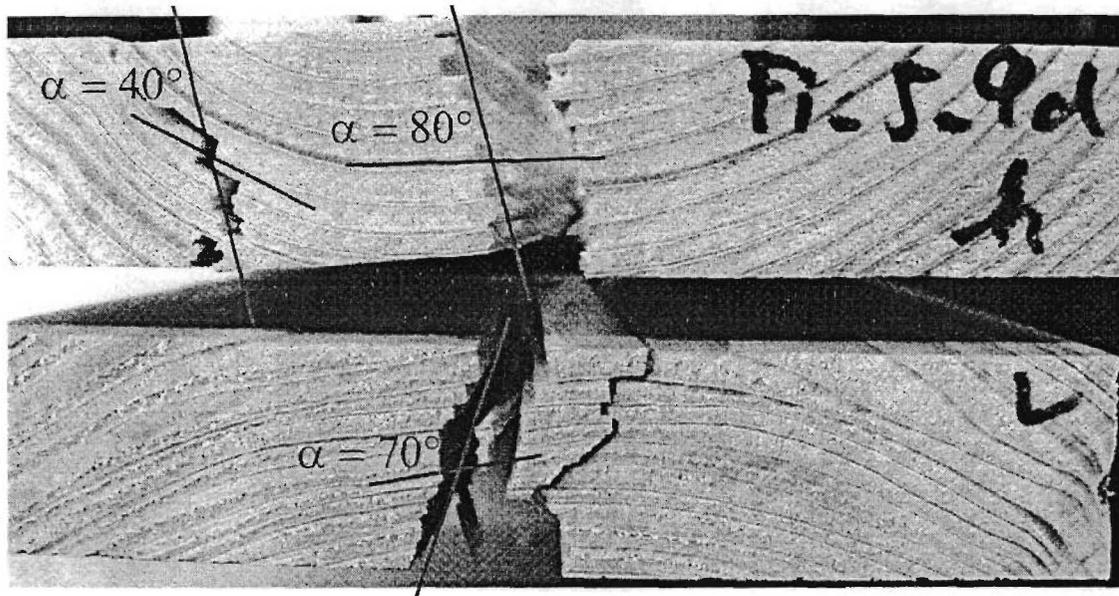


Bild 6.1.5: Zu den verwendeten Winkelbezeichnungen

Die statische Duktilität nach Gleichung (4.1.2) und Bild 4.1.2 wurde berechnet zu

$$D_s = \frac{v_u}{v_y} = \frac{v_{\max} - v_s}{F_{\max}/k_s} \quad (6.1.2).$$

Die Werte von F_{\max} , k_s und v_s wurden entsprechend DIN EN 26891 ermittelt, v_{\max} ist die maximale Verschiebung des Anschlusses vor dem spröden Versagen (Bild 6.1.6).

Ta_10_9D

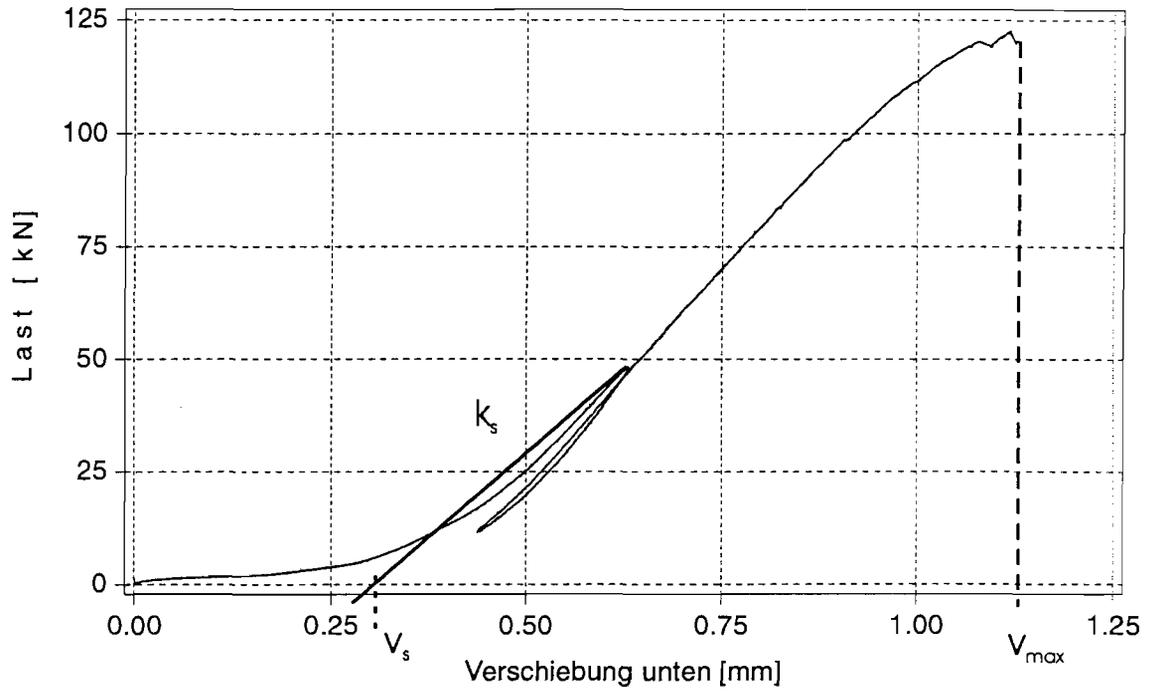


Bild 6.1.6: Zur Berechnung der Duktilität

6.2. Versuchsergebnisse

88 Versuche wurden durchgeführt. Bei einer Untersuchung der aufgetretenen Versagensarten, getrennt nach Anschlussbereich (oben, unten) und Seitenholz (hinten, vorne), konnten somit

$$2 \cdot 2 \cdot 88 = 352 \quad (6.2.1)$$

Elemente unterschieden werden. Von diesen 352 Anschlusselementen war bei 235 Elementen außer den Lochleibungsverformungen keine Schädigung, die zu einem Versagen geführt hätte, zu erkennen. 45 Elemente versagten durch Ausscheren eines Blockes, 65 durch Spalten. Im Bereich von 7 Anschlusselementen waren Zugbrüche, teilweise mit Spalten zu beobachten (Bild 6.2.1). Diese sieben Anschlusselemente verteilten sich auf sechs Zugscherversuche. Die Höchstlast dieser Prüfkörper lag meist über oder nur geringfügig unter dem Mittelwert der Höchstlast der jeweiligen Holzart.

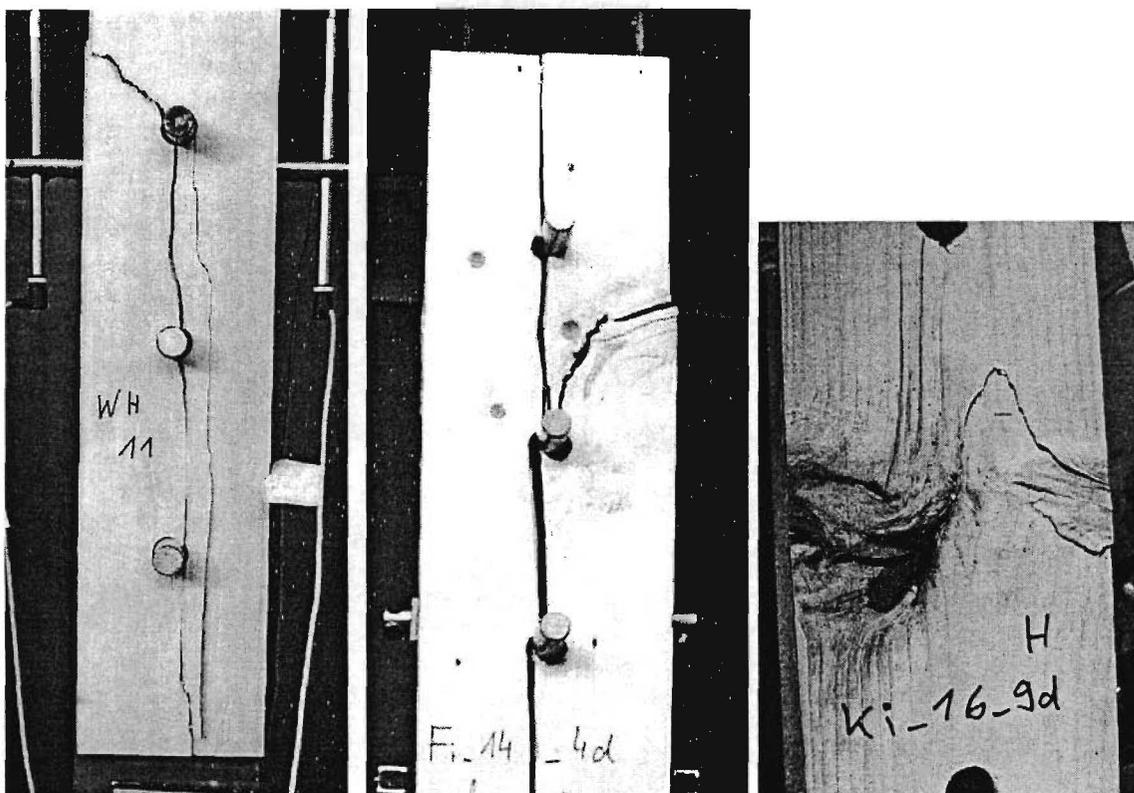


Bild 6.2.1: Zugbrüche teilweise mit Rissen parallel zur Faserrichtung

Lediglich die Höchstlast des Prüfkörpers Ki_16_9d lag mit $F_{\max} = 65,2 \text{ kN}$ deutlich unter dem Mittelwert der Höchstlast der Prüfkörper aus Kiefer von $\bar{F}_{\max} = 112,8 \text{ kN}$, bei diesem Prüfkörper waren eindeutig Störungen der Holzstruktur für das Versagen verantwortlich (siehe Bild 6.2.1).

Bei dem genannten Mittelwert $\bar{F}_{\max} = 112,8$ kN ist die Höchstlast des Prüfkörpers Ki_16_9d noch berücksichtigt. Bei den weiteren Untersuchungen wurde dieser Prüfkörper nicht mehr berücksichtigt.

Einen stärkeren Einfluss auf die Höchstlast als Äste, die außer bei dem oben gezeigten Prüfkörper Ki_16_9d im wesentlichen nur das Risswachstum beeinflussten, wurde bei Schwindrissen oder Rissen infolge anderer Störungen beobachtet. Zwölf der verbliebenen 87 Versuche erreichten eine Höchstlast, die unter dem linksseitigen Wendepunkt der Dichteverteilung einer Normalverteilung der jeweiligen Holzart lag. Für diese zwölf Versuche galt somit:

$$F_{\max} \leq \bar{F}_{\max} - \sigma \quad (6.2.2),$$

mit der Standardabweichung σ der Höchstlasten. Von diesen zwölf Versuchen waren bei sechs Versuchen Schwindrisse erkennbar und bei einem Prüfkörper aus western hemlock ein Riss infolge einer Störung. Da nicht davon ausgegangen werden kann, dass alle Schwindrisse mit bloßem Auge entdeckt wurden, werden von den verbliebenen 87 Prüfkörpern in der Auswertung weitere vier Prüfkörper nicht berücksichtigt, deren Höchstlast unter dem Wert nach Gleichung (6.2.3) lag:

$$F_{\max} \leq \bar{F}_{\max} - 2 \cdot \sigma \quad (6.2.3).$$

Diese vier Prüfkörper wiesen Schwindrisse oder einen Riss infolge Wachstumsstörungen auf (WH_7_4d).

Tabelle 6.2.1 gibt einen Überblick über die bei der weiteren Auswertung nicht berücksichtigten Prüfkörper.

Tabelle 6.2.1: Bei der Auswertung nicht berücksichtigte Prüfkörper

Holzart	Versuchsbezeichnung	Höchstlast [kN]	Störung
Douglasie	Do_6_4d	67,6	Schwindriss
Kiefer	Ki_5_4d	68,7	Schwindriss
	Ki_16_9d	65,2	Ast, Zugbruch
Tanne	Ta_12_4d	54,8	Schwindriss
western hemlock	WH_7_4d	37,2	Riss durch wachstumsbedingte Störung

Die weiteren statistischen Auswertungen wurden ohne Berücksichtigung der in Tabelle 6.2.1 aufgelisteten Prüfkörper durchgeführt. Dadurch verändern sich die in den Gleichungen (6.2.2) und (6.2.3) verwendeten Mittelwerte und Standardabweichungen.

Nur Schwindrisse, die im unmittelbaren Bereich der Bohrung der Verbindungsmittel verliefen, wiesen einen signifikanten Einfluss auf die Höchstlast auf.

Den Größtwert der Höchstlast der Prüfkörper aus Tanne erreichte der Prüfkörper Ta_10_9d, mit einem deutlich erkennbaren Schwindriss.

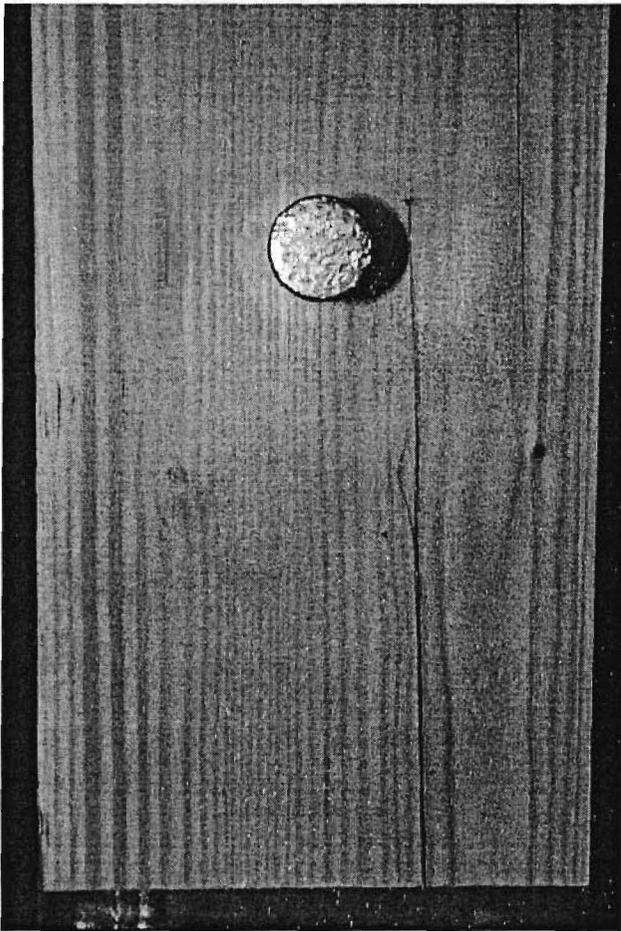


Bild 6.2.2: Schwindriss bei Prüfkörper Ta_10_9d

Alle im weiteren untersuchten 83 Prüfkörper zeigten ein sprödes Versagen bei sehr geringen Größtwerten der Verschiebung.

Die Bilder 6.2.3 bis 6.2.6 zeigen die Mittelwerte der Höchstlasten, der zugeordneten Energiefreisetzungsraten, der Verschiebungsmoduln und der Duktilität für die verschiedenen Holzarten. Die in diesen Bildern dargestellten Werte wurden unter Berücksichtigung aller Anschlusselemente ermittelt.

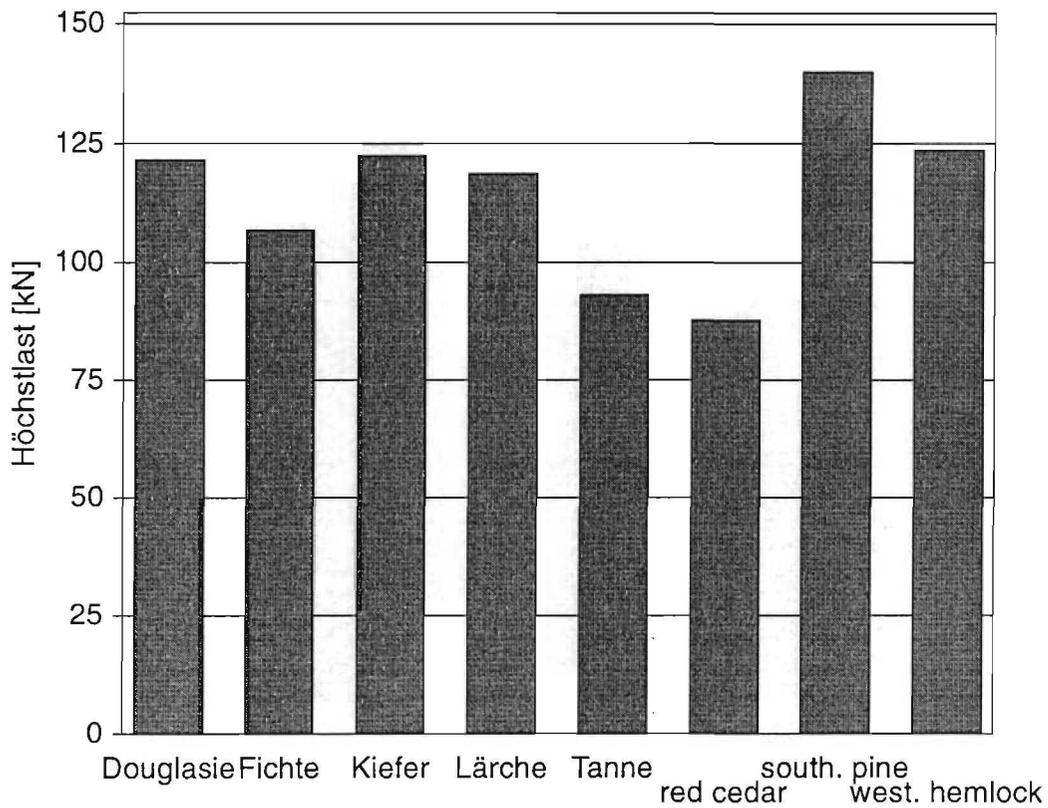


Bild 6.2.3: Mittelwerte der Höchstlasten

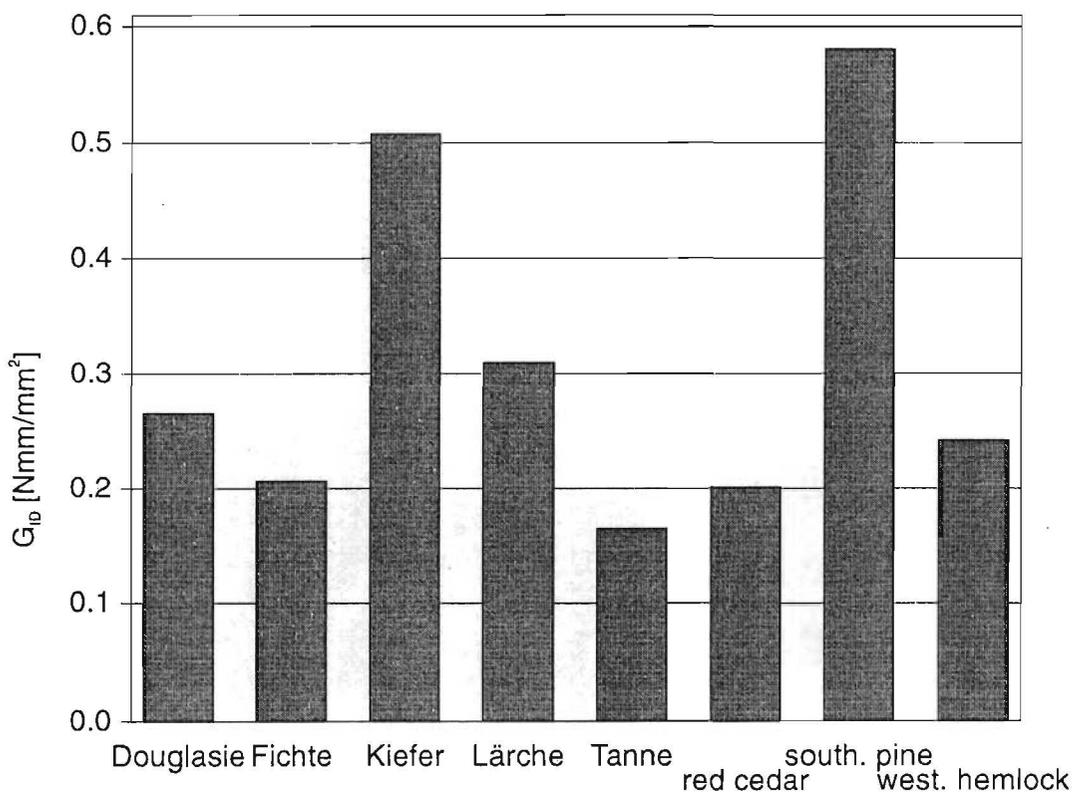


Bild 6.2.4: Mittelwerte der Energiefreisetzungsraten G_{ID}

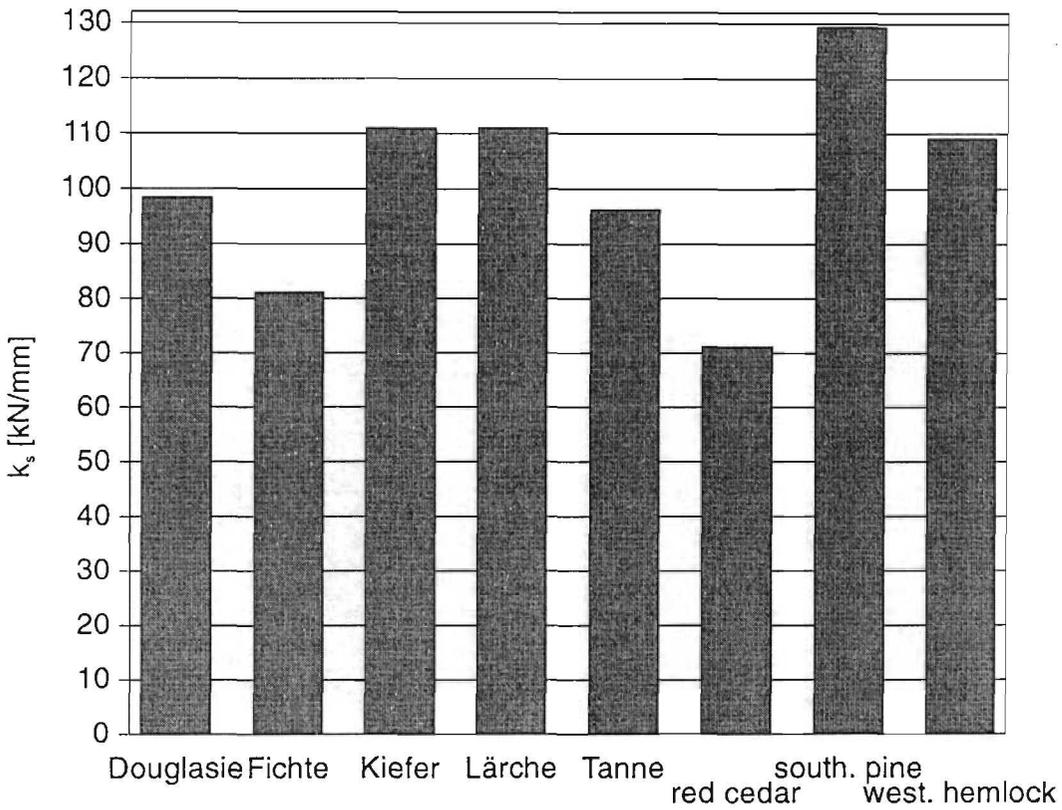


Bild 6.2.5: Mittelwerte des Verschiebungsmoduls k_s

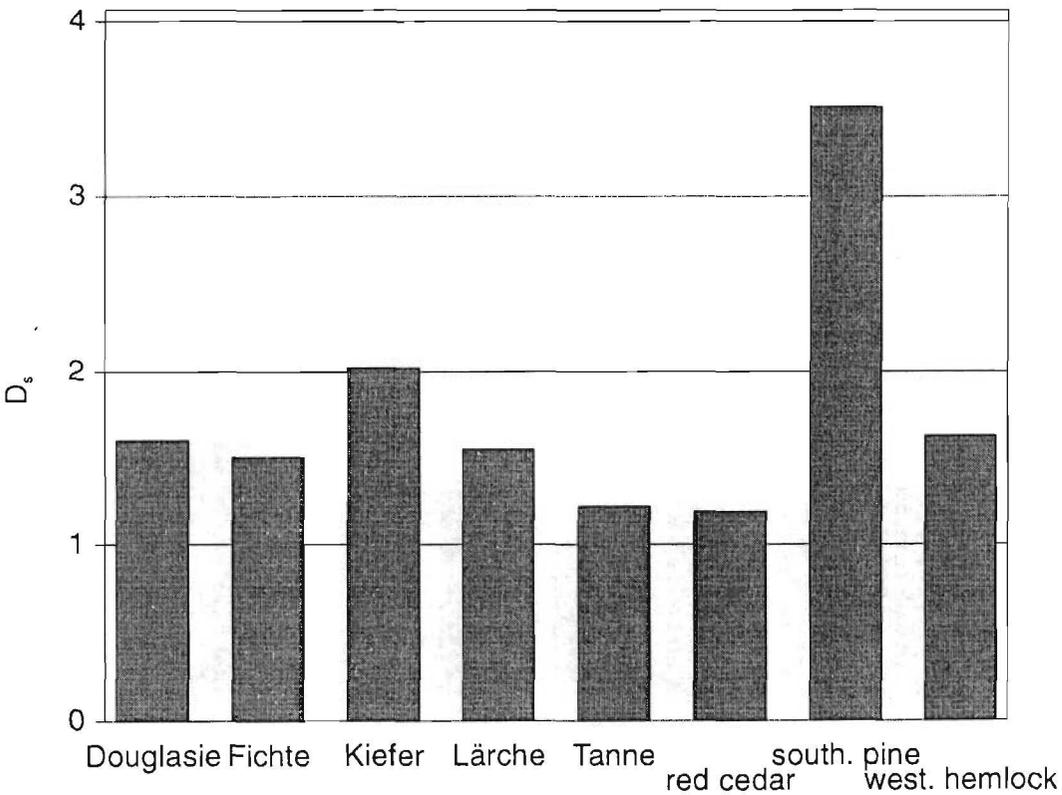


Bild 6.2.6: Mittelwerte der Duktilität D_s

Tabelle 6.2.2 enthält die wichtigsten statistischen Kennwerte der Höchstlasten F_{\max} , der Mittelwerte der Verschiebungsmoduln k_s , der Duktilitäten D_s nach (6.1.2), der Energiefreisetzungsraten G_{ID} , sowie der Rohdichten ρ . Die den Zugversuchen zugeordnete Energiefreisetzungsraten sind der Mittelwert aus $G_{ID,1}$, $G_{ID,2}$ und $G_{ID,3}$ der verwendeten Balken nach Abschnitt 5.3, unter Berücksichtigung der in Abschnitt 5.2 gemachten Einschränkungen für $G_{ID,1}$. Bei der Ermittlung der in Tabelle 6.2.2 gegebenen Kennwerte wurden Anschlusselemente, die nicht spröde versagten, nicht berücksichtigt.

Bei der Ermittlung der statistischen Kennwerte der Tabelle 6.2.2 und bei den weiteren Untersuchungen wurden zunächst die Ergebnisse jedes Versuches gemittelt. Spaltete ein Prüfkörper beispielsweise oben und unten, wurden zunächst die k_s - und D_s -Werte des Versuches gemittelt und erst dann die statistischen Untersuchungen nach Holzarten getrennt durchgeführt. So wird ein Prüfkörper, bei dem während des Versuchs zwei oder drei Anschlusselemente versagten nicht stärker gewichtet, als ein Prüfkörper der lediglich an einem Anschlusselement versagte.

Tabelle 6.2.2 Statistische Kennwerte von F_{\max} , k_s , D , G_{ID} , ρ

Holzart		Mittelwert	Standardabweichung	Kleinstwert	Größtwert
Douglasie n = 12	F_{\max} [kN]	122	19,6	96,9	153
	k_s [kN/mm]	94,4	25,9	59,0	141
	D	1,61	0,512	0,813	2,74
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,266	0,055	0,173	0,333
	ρ [kg/m ³]	493	34,3	434	545
Fichte n = 12	F_{\max} [kN]	107	17,3	81,0	132
	k_s [kN/mm]	83,4	21,4	41,9	126
	D	1,61	0,638	1,15	3,33
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,207	0,047	0,147	0,31
	ρ [kg/m ³]	448	38,2	401	524

Tabelle 6.2.2 (Fortsetzung): Statistische Kennwerte F_{\max} , k_s , D , G_{ID} , ρ

Holzart		Mittelwert	Standard- abweichung	Kleinstwert	Größtwert
Kiefer n = 9	F_{\max} [kN]	123	16,8	102	144
	k_s [kN/mm]	96,9	22,0	77,7	141
	D	2,48	1,24	1,00	5,24
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,508	0,171	0,273	0,855
	ρ [kg/m ³]	572	54,7	485	634
Lärche n = 11	F_{\max} [kN]	119	21,4	86,3	162
	k_s [kN/mm]	109	18,3	77,3	134
	D	1,63	0,764	1,06	3,30
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,310	0,084	0,156	0,443
	ρ [kg/m ³]	590	31,5	537	632
Tanne n = 10	F_{\max} [kN]	93,1	13,6	70,1	122
	k_s [kN/mm]	88,5	36,6	39,8	148
	D	1,23	0,129	1,05	1,43
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,165	0,033	0,126	0,220
	ρ [kg/m ³]	480	60,4	408	571
red cedar n = 2	F_{\max} [kN]	87,7	2,22	86,1	89,3
	k_s [kN/mm]	60,8	0,467	60,5	61,1
	D	1,17	0,012	1,16	1,18
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,202	0,032	0,179	0,224
	ρ [kg/m ³]	334	10,8	326	341
southern pine n = 16	F_{\max} [kN]	140	19,9	109	186
	k_s [kN/mm]	128	27,3	84,5	186
	D	4,17	4,50	1,36	20,6
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,58	0,26	0,342	1,13
	ρ [kg/m ³]	573	53,0	490	652

Tabelle 6.2.2 (Fortsetzung): Statistische Kennwerte F_{\max} , k_s , D , G_{ID} , ρ

Holzart		Mittelwert	Standard- abweichung	Kleinstwert	Größtwert
western hemlock n = 11	F_{\max} [kN]	124	24,5	87,0	162
	k_s [kN/mm]	95,4	22,7	73,4	140
	D	1,57	0,480	1,12	2,48
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,242	0,055	0,151	0,323
	ρ [kg/m ³]	479	59,2	382	554

Tabelle E.1 des Anhanges E zeigt die gleichen statistischen Kennwerte jedoch bestimmt mit den Ergebnissen aller Anschlusselemente. Dadurch ändern sich die Werte für die Mittelwerte der Verschiebungsmoduln k_s , der Duktilität D_s und der Rohdichte ρ .

Die Werte der Versuche, die zur Berechnung der statistischen Kenngrößen der Tabelle 6.2.2 verwendet wurden, können Tabelle E.2 des Anhanges E entnommen werden.

Bild 6.2.7 bis Bild 6.2.13 zeigen die Mittelwerte der Höchstlasten über den Mittelwerten anderer Eigenschaften der einzelnen Holzarten. Die Gleichungen der Regressionsgeraden wurden mit den zugehörigen Werten der einzelnen Versuche ermittelt. In Anlehnung an Gleichung (4.3.16) wird bei den Regressions- und Korrelationsuntersuchungen auch die Wurzel der Energiefreisetzungsrates $\sqrt{G_{ID}}$ verwendet.

Zugscherversuche, alle Holzarten

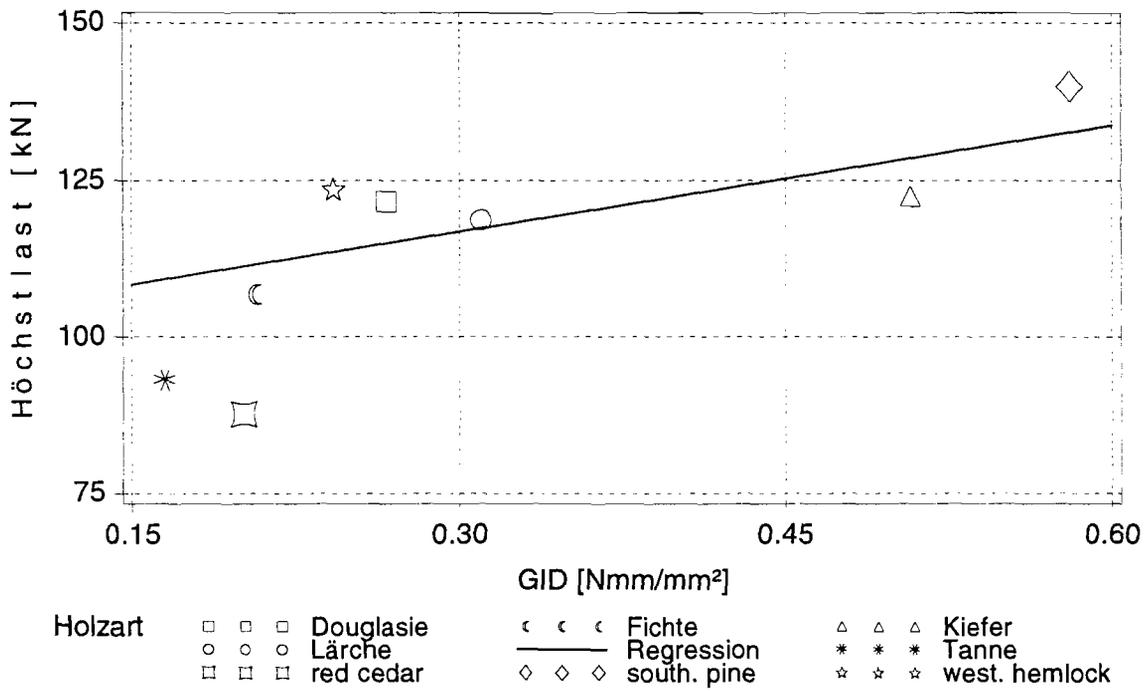


Bild 6.2.7: Mittelwerte der Höchstlast über zugehörigen Mittelwerten von G_{ID}

Zugscherversuche, alle Holzarten

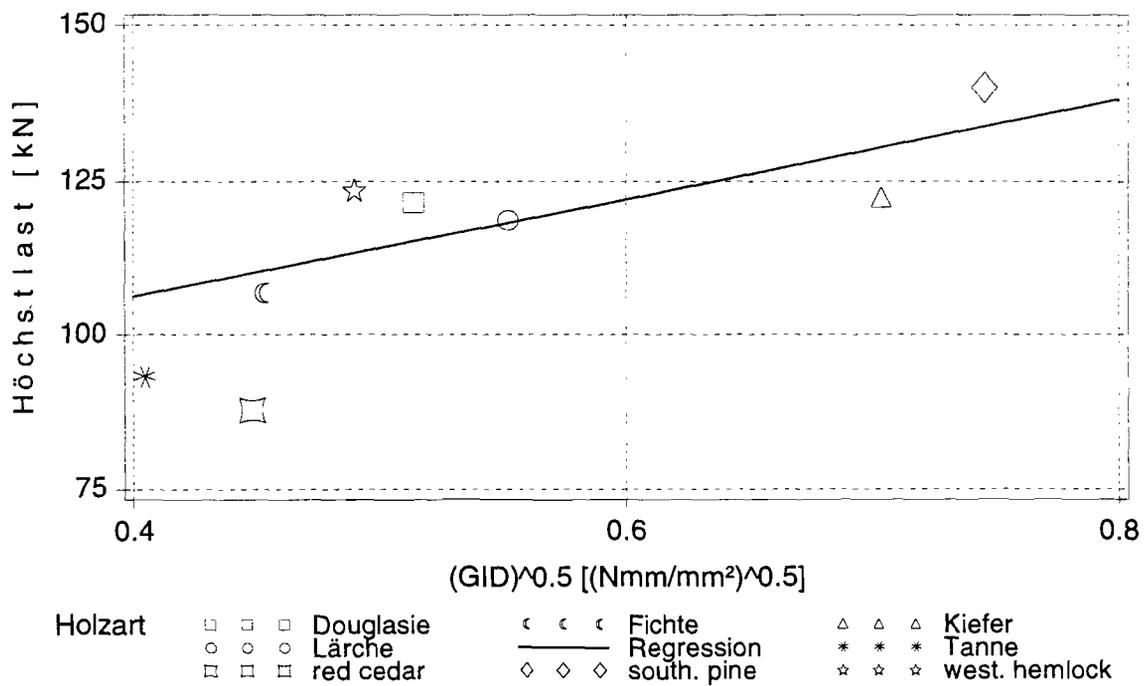
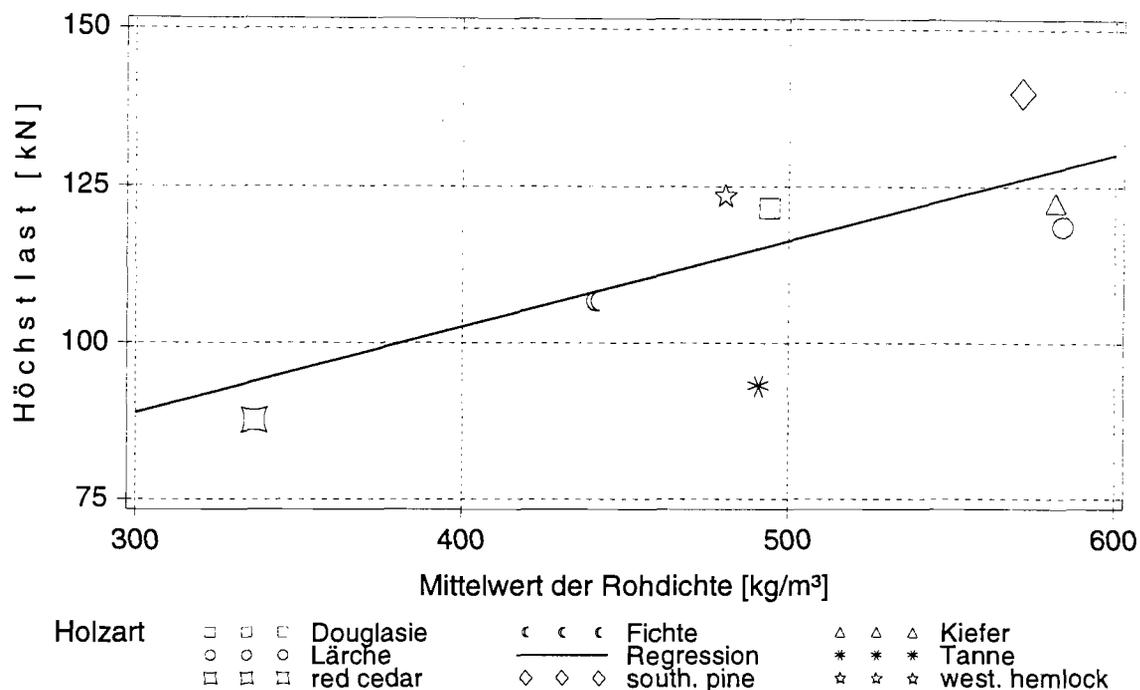
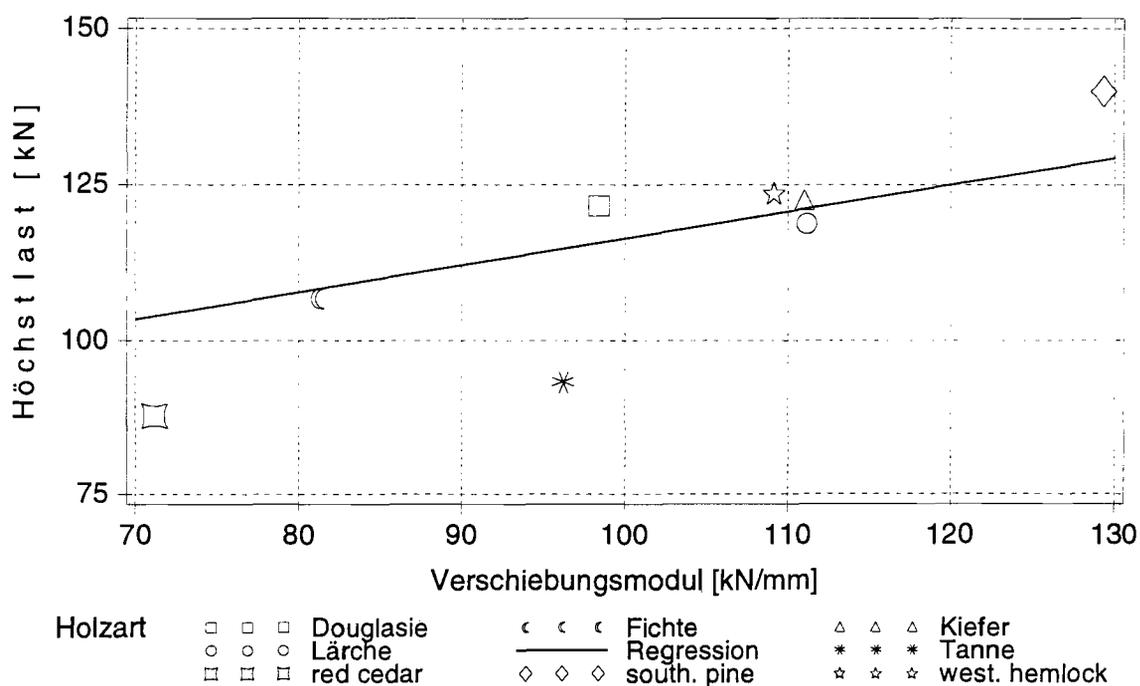


Bild 6.2.8: Mittelwerte der Höchstlast über zugehörigen Mittelwerten von $\sqrt{G_{ID}}$

Zugscherversuche, alle Holzarten

Bild 6.2.9: Mittelwerte der Höchstlast über zugehörigen Mittelwerten von ρ

Zugscherversuche, alle Holzarten

Bild 6.2.10: Mittelwerte der Höchstlast über zugehörigen Mittelwerten von k_s

Zugscherversuche, alle Holzarten, nur gespaltene Anchlusselemente berücksichtigt

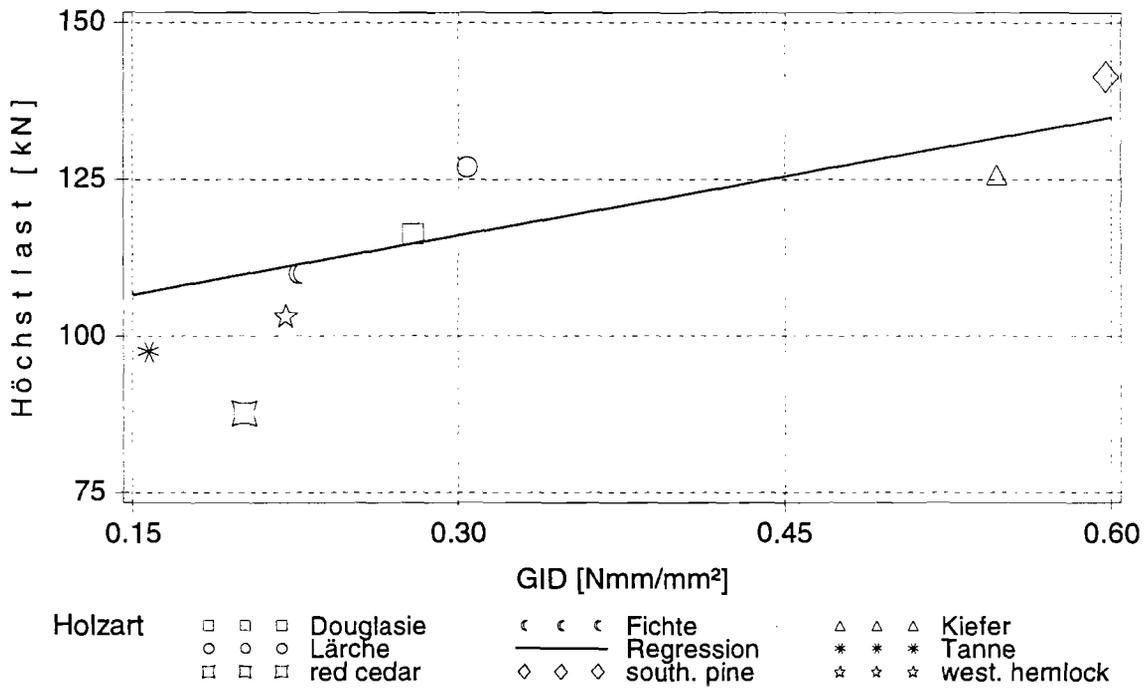


Bild 6.2.11: Mittelwerte der Höchstlast über zugehörigen Mittelwerten von G_{ID} , berücksichtigt wurden nur gespaltene Anchlusselemente

Zugscherversuche, alle Holzarten, nur gespaltene Anchlusselemente

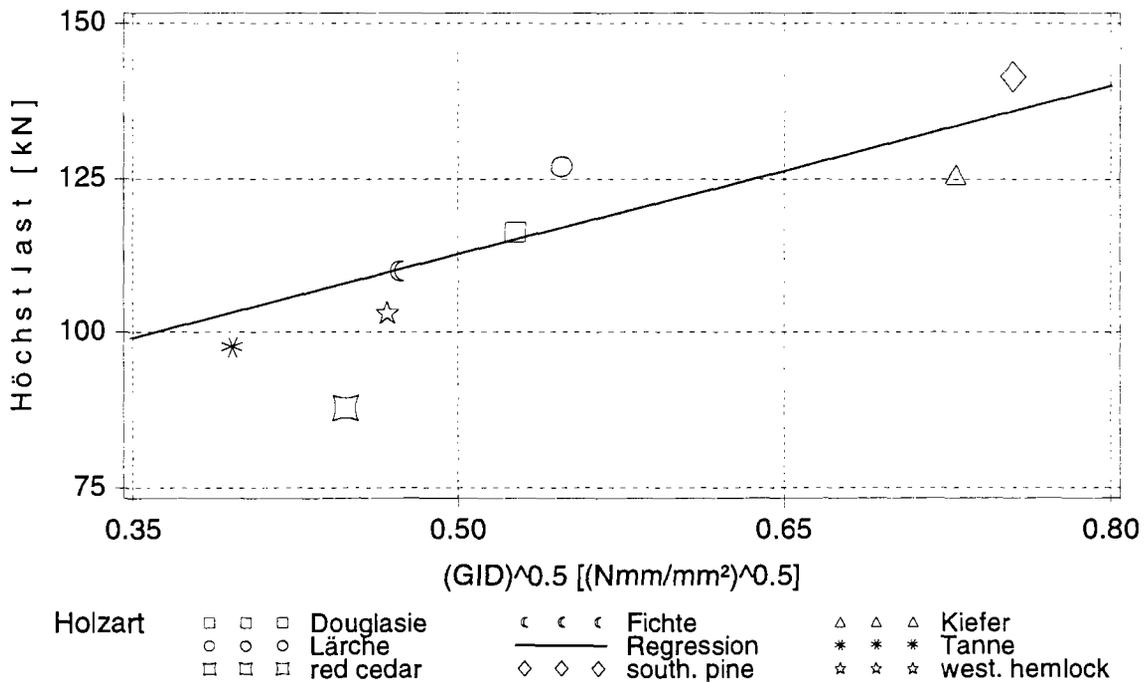


Bild 6.2.12: Mittelwerte der Höchstlast über zugehörigen Mittelwerten von $\sqrt{G_{ID}}$, berücksichtigt wurden nur gespaltene Anchlusselemente

Zugscherversuche, alle Holzarten, nur gespaltene Anschlusselemente

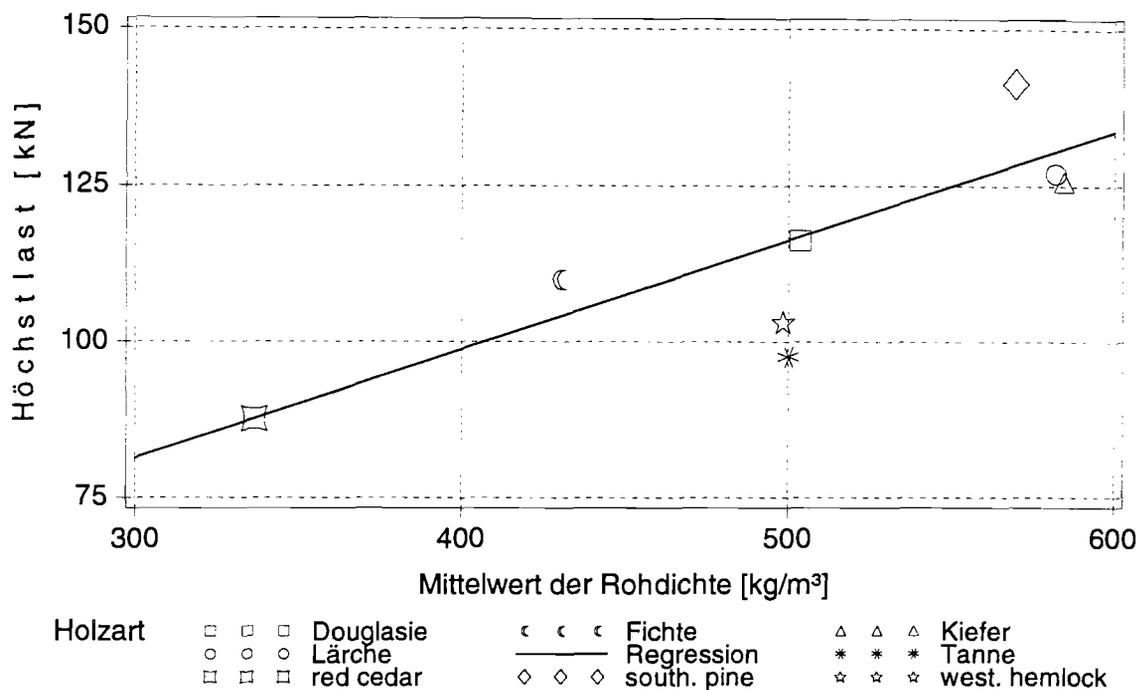


Bild 6.2.13: Mittelwerte der Höchstlast über zugehörigen Mittelwerten von ρ , berücksichtigt wurden nur gespaltene Anschlusselemente

Die Gleichungen der Regressionsgeraden können mit den Mittelwerten \bar{x} und \bar{y} , den Standardabweichungen σ_x und σ_y und dem Korrelationskoeffizienten r der beiden dargestellten Größen nach Bronstein, Semendjajew (1979) berechnet werden zu:

$$y = \bar{y} + r \cdot \frac{\sigma_y}{\sigma_x} \cdot (x - \bar{x}) \quad (6.2.4).$$

Die Tabelle 6.2.3 bis Tabelle 6.2.5 enthalten die für (6.2.4) benötigten Größen.

Tabelle 6.2.3: Kenngrößen der Regression unter Berücksichtigung aller Anschlusselemente

y-Achse		x-Achse		Korrelationskoeffizient r
$\bar{F}_{\max} = 119 \text{ kN}$	$\sigma_y = 23,7 \text{ kN}$	$\bar{k}_s = 105 \text{ kN/mm}$	$\sigma_x = 32,7 \text{ kN/mm}$	$r = 0,593$
$\bar{F}_{\max} = 119 \text{ kN}$	$\sigma_y = 23,7 \text{ kN}$	$\bar{G}_{ID} = 0,333 \text{ Nmm/mm}^2$	$\sigma_x = 0,202 \text{ Nmm/mm}^2$	$r = 0,482$
$\bar{F}_{\max} = 119 \text{ kN}$	$\sigma_y = 23,7 \text{ kN}$	$\sqrt{\bar{G}_{ID}} = 0,557 \text{ (Nmm/mm}^2)^{1/2}$	$\sigma_x = 0,152 \text{ (Nmm/mm}^2)^{1/2}$	$r = 0,512$
$\bar{F}_{\max} = 119 \text{ kN}$	$\sigma_y = 23,7 \text{ kN}$	$\bar{\rho}_{\text{mean}} = 517 \text{ kg/m}^3$	$\sigma_x = 74,6 \text{ kg/m}^3$	$r = 0,434$
$D_s = 1,94$	$\sigma_y = 1,26$	$\bar{k}_s = 105 \text{ kN/mm}$	$\sigma_x = 32,7 \text{ kN/mm}$	$r = 0,369$
$D_s = 1,94$	$\sigma_y = 1,26$	$\bar{G}_{ID} = 0,333 \text{ Nmm/mm}^2$	$\sigma_x = 0,202 \text{ Nmm/mm}^2$	$r = 0,522$
$D_s = 1,94$	$\sigma_y = 1,26$	$\sqrt{\bar{G}_{ID}} = 0,557 \text{ (Nmm/mm}^2)^{1/2}$	$\sigma_x = 0,152 \text{ (Nmm/mm}^2)^{1/2}$	$r = 0,527$
$D_s = 1,94$	$\sigma_y = 1,26$	$\bar{\rho}_{\text{mean}} = 517 \text{ kg/m}^3$	$\sigma_x = 74,6 \text{ kg/m}^3$	$r = 0,314$
$k_s = 105 \text{ kN/mm}$	$\sigma_x = 32,7 \text{ kN/mm}$	$\bar{\rho}_{\text{mean}} = 517 \text{ kg/m}^3$	$\sigma_x = 74,6 \text{ kg/m}^3$	$r = 0,579$
$k_s = 105 \text{ kN/mm}$	$\sigma_x = 32,7 \text{ kN/mm}$	$\bar{G}_{ID} = 0,333 \text{ Nmm/mm}^2$	$\sigma_x = 0,202 \text{ Nmm/mm}^2$	$r = 0,455$

Tabelle 6.2.4: Kenngrößen der Regression, ohne Berücksichtigung derjenigen Ansollelemente, an denen nur Lochleibungsverformungen erkennbar waren

y-Achse		x-Achse		Korrelationskoeffizient r
$\bar{F}_{\max} = 119 \text{ kN}$	$\sigma_y = 23,7 \text{ kN}$	$\bar{k}_s = 100 \text{ kN/mm}$	$\sigma_x = 29,2 \text{ kN/mm}$	$r = 0,479$
$\bar{F}_{\max} = 119 \text{ kN}$	$\sigma_y = 23,7 \text{ kN}$	$\bar{G}_{ID} = 0,333 \text{ Nmm/mm}^2$	$\sigma_x = 0,202 \text{ Nmm/mm}^2$	$r = 0,482$
$\bar{F}_{\max} = 119 \text{ kN}$	$\sigma_y = 23,7 \text{ kN}$	$\sqrt{G_{ID}} = 0,557 \text{ (Nmm/mm}^2)^{1/2}$	$\sigma_x = 0,152 \text{ (Nmm/mm}^2)^{1/2}$	$r = 0,512$
$\bar{F}_{\max} = 119 \text{ kN}$	$\sigma_y = 23,7 \text{ kN}$	$\bar{\rho}_{\text{mean}} = 517 \text{ kg/m}^3$	$\sigma_x = 74,6 \text{ kg/m}^3$	$r = 0,434$
$D_s = 2,14$	$\sigma_y = 2,27$	$\bar{k}_s = 100 \text{ kN/mm}$	$\sigma_x = 29,2 \text{ kN/mm}$	$r = 0,507$
$D_s = 2,14$	$\sigma_y = 2,27$	$\bar{G}_{ID} = 0,333 \text{ Nmm/mm}^2$	$\sigma_x = 0,202 \text{ Nmm/mm}^2$	$r = 0,492$
$D_s = 2,14$	$\sigma_y = 2,27$	$\sqrt{G_{ID}} = 0,557 \text{ (Nmm/mm}^2)^{1/2}$	$\sigma_x = 0,152 \text{ (Nmm/mm}^2)^{1/2}$	$r = 0,474$
$D_s = 2,14$	$\sigma_y = 2,27$	$\bar{\rho}_{\text{mean}} = 517 \text{ kg/m}^3$	$\sigma_x = 74,6 \text{ kg/m}^3$	$r = 0,269$
$k_s = 100 \text{ kN/mm}$	$\sigma_x = 29,2 \text{ kN/mm}$	$\bar{\rho}_{\text{mean}} = 517 \text{ kg/m}^3$	$\sigma_x = 74,6 \text{ kg/m}^3$	$r = 0,525$
$k_s = 100 \text{ kN/mm}$	$\sigma_x = 29,2 \text{ kN/mm}$	$\bar{G}_{ID} = 0,333 \text{ Nmm/mm}^2$	$\sigma_x = 0,202 \text{ Nmm/mm}^2$	$r = 0,519$

Tabelle 6.2.5: Kenngrößen der Regression unter Berücksichtigung nur derjenigen Anschlusselemente, die gespalten sind

y-Achse		x-Achse		Korrelationskoeffizient r
$\bar{F}_{\max} = 120 \text{ kN}$	$\sigma_y = 22,9 \text{ kN}$	$\bar{k}_s = 101 \text{ kN/mm}$	$\sigma_x = 30,3 \text{ kN/mm}$	$r = 0,585$
$\bar{F}_{\max} = 120 \text{ kN}$	$\sigma_y = 22,9 \text{ kN}$	$\bar{G}_{ID} = 0,365$ Nmm/mm ²	$\sigma_x = 0,228$ Nmm/mm ²	$r = 0,629$
$\bar{F}_{\max} = 120 \text{ kN}$	$\sigma_y = 22,9 \text{ kN}$	$\sqrt{\bar{G}_{ID}} = 0,582$ (Nmm/mm ²) ^{1/2}	$\sigma_x = 0,166$ (Nmm/mm ²) ^{1/2}	$r = 0,659$
$\bar{F}_{\max} = 120 \text{ kN}$	$\sigma_y = 22,9 \text{ kN}$	$\bar{\rho}_{\text{mean}} = 522$ kg/m ³	$\sigma_x = 76,0$ kg/m ³	$r = 0,580$
$D_s = 2,05$	$\sigma_y = 1,15$	$\bar{k}_s = 101 \text{ kN/mm}$	$\sigma_x = 30,3 \text{ kN/mm}$	$r = 0,549$
$D_s = 2,05$	$\sigma_y = 1,15$	$\bar{G}_{ID} = 0,365$ Nmm/mm ²	$\sigma_x = 0,228$ Nmm/mm ²	$r = 0,508$
$D_s = 2,05$	$\sigma_y = 1,15$	$\sqrt{\bar{G}_{ID}} = 0,582$ (Nmm/mm ²) ^{1/2}	$\sigma_x = 0,166$ (Nmm/mm ²) ^{1/2}	$r = 0,548$
$D_s = 2,05$	$\sigma_y = 1,15$	$\bar{\rho}_{\text{mean}} = 522$ kg/m ³	$\sigma_x = 76,0$ kg/m ³	$r = 0,332$
$k_s = 101 \text{ kN/mm}$	$\sigma_x = 30,3$ kN/mm	$\bar{\rho}_{\text{mean}} = 522$ kg/m ³	$\sigma_x = 76,0$ kg/m ³	$r = 0,547$
$k_s = 101 \text{ kN/mm}$	$\sigma_x = 30,3$ kN/mm	$\bar{G}_{ID} = 0,365$ Nmm/mm ²	$\sigma_x = 0,228$ Nmm/mm ²	$r = 0,553$

Bild 6.2.7 bis Bild 6.2.13, sowie die Werte der Tabelle 6.2.2 bis Tabelle 6.2.5 zeigen die im Holzbau nicht ungewöhnlichen großen Streuungen und niedrigen Korrelationskoeffizienten. Nach diesen Auswertungen scheint somit der Verschiebungsmodul k_s am stärksten mit der Höchstlast korreliert zu sein. Die Korrelationskoeffizienten zwischen den Höchstlasten und den zugeordneten Energiefreisetzungsraten sind jedoch höher als die entsprechenden Werte für die Höchstlasten und die Rohdichten.

Alle drei Größen, sowie der Einfluss von Herstellungstoleranzen auf die Lastverteilung innerhalb einer Anschlussgruppe, die lokalen Eigenschaften im Nahbereich der Ver-

bindungsmittel und die Inhomogenitäten im Anschlussbereich haben einen Einfluss auf die Tragfähigkeit einer Verbindung.

Auffällig ist das Verhältnis der Höchstlasten der aus Tannenholz hergestellten Prüfkörper und derjenigen aus Fichtenholz (Bild 6.2.7 bis Bild 6.2.13). Obwohl die Prüfkörper aus Tannenholz im Mittel höhere Verschiebungsmoduln und deutlich höhere Rohdichten aufwiesen, erreichten sie geringere Höchstlasten als die Prüfkörper aus Fichtenholz. Erst bei Berücksichtigung der geringen Energiefreisetzungsraten von Tannenholz nach Abschnitt 5.3 wird diese Beobachtung erklärbar.

Unter Verwendung der Methode der kleinsten Abstandsquadrate (SAS (1996)) können an die Versuchsergebnisse nichtlineare Funktionen angepasst werden. Die gewählten Funktionen und die Korrelationskoeffizienten zwischen den nach diesen Funktionen berechneten Traglasten F_{ber} und den tatsächlich erreichten Höchstlasten können Tabelle 6.2.6 entnommen werden. Für die Berechnung der Tabelle 6.2.6 wurden nur gespaltene Anschlusselemente berücksichtigt.

Tabelle 6.2.6: Anpassung nichtlinearer Funktionen

angepasste Funktion	Korrelationskoeffizient r zwischen F_{ber} und F_{max}
$F_{ber} = C_1 \cdot k_s^{C_2} \cdot G_{ID}^{C_3} \cdot \rho^{C_4}$	r = 0,753
$F_{ber} = C_1 \cdot k_s^{C_2} \cdot G_{ID}^{C_3}$	r = 0,726
$F_{ber} = C_1 \cdot k_s^{C_2} \cdot \rho^{C_4}$	r = 0,659
$F_{ber} = C_1 \cdot G_{ID}^{C_3} \cdot \rho^{C_4}$	r = 0,701
$F_{ber} = C_1 \cdot G_{ID}^{C_3}$	r = 0,670
$F_{ber} = C_1 \cdot \rho^{C_4}$	r = 0,578

Auch die Korrelationskoeffizienten der Tabelle 6.2.6 deuten auf den stärkeren Einfluss der Energiefreisetzungsraten auf die Höchstlasten verglichen mit der Rohdichte hin.

Tabelle 6.2.7 enthält schließlich die Korrelationskoeffizienten zwischen den Höchstlasten und den Winkeln α zwischen der Rissfront und der Jahrringlage nach Bild 6.1.5, den Abständen zum Hirnholz $a_{3,t}$ und den Abständen quer zur Faser $a_{4,c}$. Die Beträge dieser Korrelationskoeffizienten sind klein und deuten somit auf einen nur geringen Einfluss dieser Größen auf das Spalten von Anschlüssen mit Stabdübeln hin. Diese Beobachtungen bestätigen die Ergebnisse der bruchmechanischen Untersuchungen des Abschnittes 4.3 (Bild 4.3.9 und Bild 4.3.11).

Tabelle 6.2.7: Korrelationskoeffizienten zwischen den Höchstlasten und α , $a_{3,t}$ und $a_{4,c}$

Korrelationskoeffizient zwischen F_{\max} und Winkel α	Korrelationskoeffizient zwischen F_{\max} und Abstand $a_{3,t}$	Korrelationskoeffizient zwischen F_{\max} und Ab- stand $a_{4,c}$
unter Berücksichtigung aller Anchlusselemente		
0,046	-0,026	-0,082
ohne Berücksichtigung der Anchlusselemente, an denen nur Lochleibungsverfor- mungen erkennbar waren		
0,046	0,063	-0,106
unter Berücksichtigung nur derjenigen Anchlusselemente, die gespalten sind		
0,170	0,010	0,014

7. Nageleinschlagversuche

7.1. Versuchsdurchführung

Risswachstum und Spalten des Holzes durch das Einschlagen von Nägeln ist ein seit langem bekanntes Phänomen, dessen Ursache durch zahlreiche Eigenschaften der Verbindung beeinflusst wird. Marten (1952), Ehlbeck (1979), Ehlbeck und Görlacher (1982), Lau und Tardiff (1987), Ehlbeck und Siebert (1988), Lau (1990), Hilson (1995) und Popovski et al. (2001) nennen u.a. folgende Einflüsse auf das Entstehen von Rissen bei nichtvorgebohrten Verbindungen mit Nägeln:

- Rohdichte, Jahrringbreite und Feuchte des Holzes
- Abstände und Holzicken in Bezug zum Nageldurchmesser
- Form der Nagelspitze
- Oberflächenbeschaffenheit und Querschnittsform des Nagels
- Lage der Nagelachse zu den Jahrringen.

Ehlbeck (1979) nennt auch den Einfluss der Holzart auf die Tragfähigkeit, dies allerdings vor dem Hintergrund unterschiedlicher Dichten, Lochleibungsfestigkeiten und wachstumsbedingter Strukturstörungen. Systematische Untersuchungen von Nagelverbindungen bei Verwendung von Douglasienholz führten Ehlbeck und Siebert (1988) durch, in geringem Umfang wurden Vergleichsversuche mit Fichtenholz durchgeführt. Sie empfehlen, verglichen mit den Regelungen der DIN 1052 (1988), größere Abstände und Mindestholzdicken für Nagelverbindungen mit Douglasienholz, da bei den durchgeführten Versuchen bereits beim Einschlagen häufig ein Spalten, d.h. ein Riss bis zum Hirnholz, zu beobachten war. Allerdings beobachteten sie dieses Spalten auch bei einem Teil der Prüfkörper aus Fichtenholz. So spalteten von 12 Druckscherversuchen aus Fichtenholz bereits vier beim Einschlagen der Nägel, obwohl die Mindestabstände der DIN 1052 (1988) eingehalten wurden. Zwei der vier gespaltenen Prüfkörper wiesen eine Rohdichte von $\bar{\rho}_u = 434 \text{ kg/m}^3$ ($u = 12,6 \%$) auf, zwei hatten eine sehr hohe Rohdichte mit $\bar{\rho}_u = 542 \text{ kg/m}^3$ ($u = 12,3 \%$). Bei Holzfeuchten zwischen $u = 12 \%$ und 15% beträgt der Mittelwert der Rohdichte von Fichtenholz nach DGfH (1989) $\bar{\rho}_u = 470 \text{ kg/m}^3$. Marten (1952) beobachtet ebenfalls einen Einfluss der Rohdichte auf die Spaltneigung des verwendeten Fichtenholzes. Bei diesen, wie auch bei einem Großteil der in der o.g. Literatur beschriebenen Versuche, wurden die Nägel von Hand eingeschlagen.

In den Normen DIN 1052 (1988), dem Entwurf zur DIN 1052 (2000) und im EC 5 Teil 1 (1995) werden für nichtvorgebohrte Nagelverbindungen mit Douglasienholz besondere Regelungen angegeben. So sollen nach dem Entwurf zur DIN 1052 (2000) die Nagellöcher von Nagelverbindungen mit Douglasienholz über die ganze Länge vorgebohrt werden. Für Nageldurchmesser $d < 3,0$ mm darf, bei einer Verdopplung der für die anderen Holzarten vorgeschriebenen Abstände, auf dieses Vorbohren verzichtet werden.

Mit den in diesem Abschnitt beschriebenen Einschlagversuchen sollten vorrangig Nagelabstände, bei denen kein Spalten auftritt, für die in Abschnitt 8 beschriebenen Zugversuche ermittelt werden. Dabei wird als Spalten das Aufreißen über die gesamte Dicke bis zum Hirnholz bezeichnet.

Risse im Bereich des Nagels sind mit bloßem Auge nicht immer zuverlässig zu erkennen. Kurze Risse sind bei Nagelverbindungen sehr häufig zu beobachten; inwieweit sie das Lochleibungsverhalten beeinflussen, ist nicht bekannt. Bild 7.1.1 zeigt solche Risse: beim linken Prüfkörper war ein Reißen bei den Nägeln, die unmittelbar neben einem Schwindriss eingeschlagen wurden, zu beobachten. Beim rechten Prüfkörper trat ein Spalten beim Einschlagen der Nägel der linken Reihe und ein Riss beim vorderen Nagel der rechten Reihe auf.

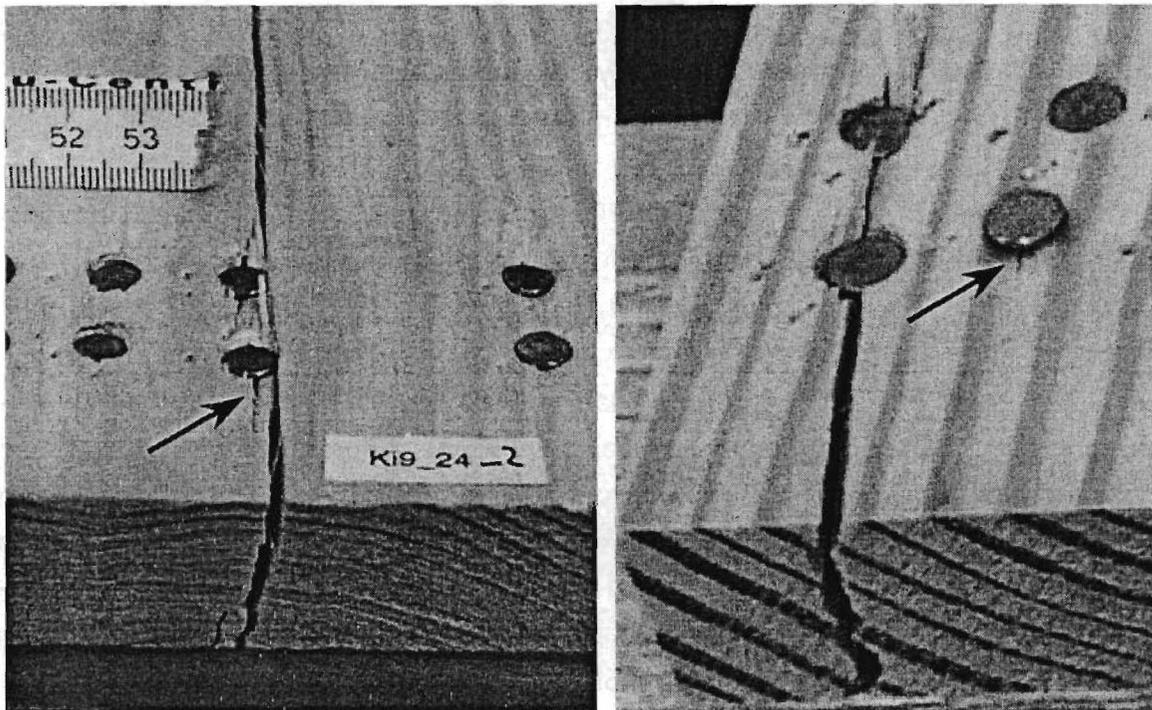


Bild 7.1.1: Risse bei Einschlagversuchen

Für die Einschlagversuche wurden glattschaftige Maschinenstifte verwendet.

Der vordere Bereich (38 - 45 mm) dieser Nägel ist mit einem Harz umhüllt, das auch für die Beharzung von Klammern verwendet wird. Die Geometrie der Nägel entsprach DIN 1143 Teil 1 (Bild 7.1.2).

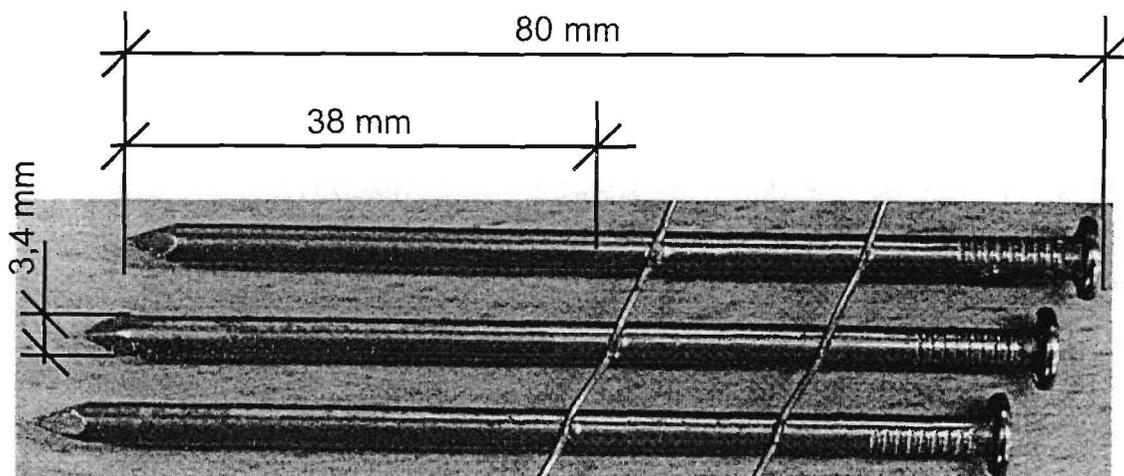


Bild 7.1.2: Verwendete Nägel 34x80

Das Harz im vorderen Bereich dieser Nägel dient bei diesen Maschinenstiften als Gleitmittel. Es verflüssigt sich beim Eintreiben und erleichtert somit das Eindringen. Beim Erhärten verklebt es den Nagel im Holz.

Diese Nägel wurden in Bretter und Bohlen der unterschiedlichen Holzarten, unter Verwendung eines Pressluftnaglers, eingeschlagen. Je nach Holzart und Dichte musste der Druck verändert werden, um die Nägel soweit einzuschlagen, dass der Nagelkopf bündig mit der Holzoberfläche abschloss.

Tabelle 7.1.1 zeigt die durchgeführten Serien.

Tabelle 7.1.1: Serien der Einschlagversuche

Serie	verwendete Nägel	Holzdicke [mm]	Abstand a4 nach Bild 7.1.3
7.1	25x55	18	5·d bzw. 7·d
7.2	34x80	24	5·d bzw. 7·d
7.3	38x90	30	5·d bzw. 7·d
7.4	38x90	53,2 = 14·d	5·d bzw. 7·d
7.5	38x90	30	10·d bzw. 14·d

Serie 7.1 weist eine Holzdicke auf, die unter der Mindestholzdicke von 24 mm liegt, die von der DIN 1052 (1988) und vom Entwurf zur DIN 1052 (2000) gefordert wird.

In den Serien 7.1, 7.2 und 7.3 wurden je Holzart fünf Bretter (von red cedar nur zwei Bretter) untersucht, die einem Teil der Balken, welche für die CT-Proben und Zugscherversuche verwendet wurden, entnommen wurden. Die fünf Bretter wurden aus fünf verschiedenen Balken hergestellt. Die Auswahl wurde nach der Rohdichte der Balken so getroffen, dass von der geringsten bis zur höchsten Rohdichte eine gleichmäßige Verteilung in den Stichproben vorlag. Aufgrund dieser angestrebten linearen Verteilung der Rohdichte war zu erwarten, dass der Mittelwert der Rohdichte der Stichproben nicht dem Mittelwert der jeweiligen Holzart bei einer größeren Stichprobe mit einer angenommenen Normalverteilung der Rohdichte entspricht. Es sollte hier aber bewusst der Einfluss der Rohdichte auf das Spaltverhalten untersucht werden.

In den Serien 7.4 und 7.5 wurden die Holzarten Fichte, Kiefer, Douglasie und Lärche deutscher Herkunft untersucht. Dabei wurden die Prüfkörper der drei erstgenannten Holzarten aus drei unterschiedlichen Balken entnommen, diejenigen von Lärche aus fünf.

Auf eine Bestimmung der Holzfeuchten der Serie 7.2 wurde verzichtet, da diese bei den Versuchen mit CT-Proben (Abschnitt 5), den Zugscherversuchen mit Stabdübeln (Abschnitt 6) und den Zugscherversuchen mit Nagelverbindungen (Abschnitt 8) bestimmt wurden. Bei diesen Bestimmungen wies die Holzfeuchte nur geringe Streuungen auf, so dass davon ausgegangen werden konnte, dass die Holzfeuchten der hier verwendeten Bretter, den in den o.g. Abschnitten entsprechen. Aufgrund des zeitlichen Abstandes und der unterschiedlichen Lagerung des Materials der Serien 7.1, 7.3, 7.4 und 7.5 wurde die Holzfeuchte dieser Prüfkörper mit dem Darrverfahren unmittelbar nach Versuchsdurchführung bestimmt.

Bild 7.1.3 zeigt die Geometrie und die Reihenfolge des Einschlagens für die Serie 7.2. Bei den Abständen $a_1 = 15 d$, $a_3 = 20 d$ und $a_2 = a_4 = 7d$ fehlen die Nägel 7 bis 12, siehe auch die Bilder 7.2.4 bis 7.2.6. Bei der Serie 7.1 konnten im mittleren Bereich zusätzliche Nägel eingeschlagen werden, bei den Serien 7.3 bis 7.5 wiederum weniger. Die Bretter und Bohlen hatten eine Breite von ungefähr 19 cm. Da das Spalten in der Regel an den äußersten Reihen auftrat, siehe dazu Abschnitt 7.2, ist der Einfluss der Nagelanzahl im mittleren Bereich ohne Bedeutung.

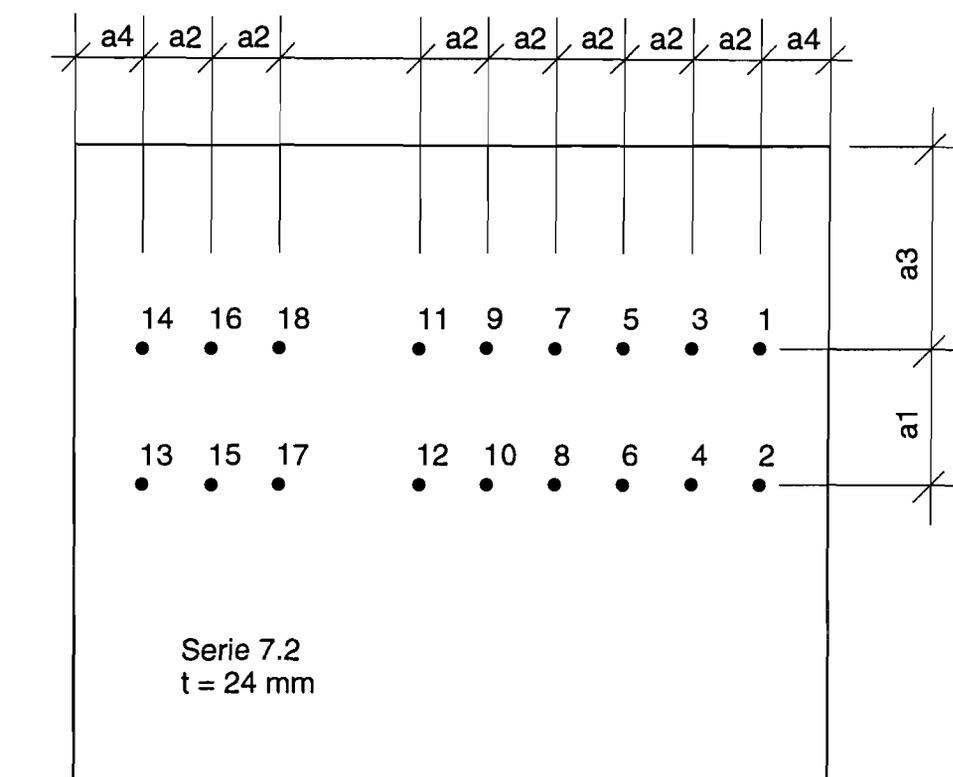


Bild 7.1.3: Reihenfolge der eingeschlagenen Nägel und Bezeichnung der Abstände

Mit jedem Prüfkörper wurden zunächst zwei Versuchsreihen durchgeführt, bei denen die Nägel von der linken Seite, das ist die vom Mark weiter entfernt liegende Seite, eingeschlagen wurden. Nach dem Einschließen aller Nägel mit den zuerst gewählten Abständen wurde der Bereich mit den Nägeln abgesägt und im Reststück die nächste Versuchsreihe eingebracht. Die Reihenfolge der gewählten Abstände und die Einstufung in bestimmte Kategorien können Bild 7.1.4 entnommen werden.

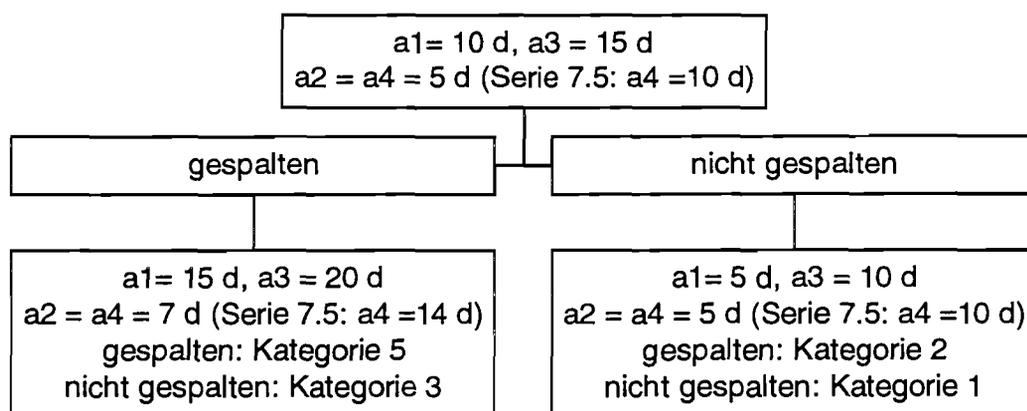


Bild 7.1.4: Ablaufdiagramm der Einschlagversuche

Mechanisch ist das Eintreiben eines Nagels mit einem Pressluftnagler als Stoßvorgang zu beschreiben. Der Bolzen des Pressluftnaglers und der Nagel können während des Stoßvorganges als eine Masse m betrachtet werden. Die Geschwindigkeit \bar{v} dieser Masse verringert sich innerhalb kürzester Zeit Δt vom Beginn des Eindringens auf Null $\bar{v}_0 = 0$. Der Impulssatz lässt sich nach Szabó (1984) schreiben als

$$m \cdot (\bar{v} - \bar{v}_0) = \int_0^{\Delta t} \bar{K} dt \quad (7.1.1).$$

Die Kraft \bar{K} ist über die Zeit Δt veränderlich und entspricht den Eindringwiderständen.

Der Energiesatz, der bei den quasistatischen Betrachtungen des Abschnittes 4.3 auf die Änderung des Gesamtpotentials zurückgeführt werden konnte, ist bei dynamischen Problemen in seiner Grundform als erstes Prinzip der Thermodynamik zu betrachten (Saouma (1998), Gross (1996)). Es sind die Ableitungen der kinetischen Energie und der Formänderungsenergie nach der Zeit, die Leistung der äußeren Arbeit und unter Umständen Wärmetransporte zu berücksichtigen. Die Leistungen der äußeren Arbeit hängen wiederum von den Eindringwiderständen und deren zeitlichen Verlauf ab.

Diese Eindringwiderstände hängen ab von der Rohdichte und der Härte des Holzes, der Lage der Nagelachse zu den Jahrringen und dem mikroskopischen Bau des Holzes.

Im Holzkörper breiten sich aufgrund des Stoßes Verformungen wellenförmig aus. Die Geschwindigkeit des Risswachstums wird nach Gross (1996) unter anderem auch von dieser Wellengeschwindigkeit beeinflusst.

Neben den mechanischen Schwierigkeiten ist als weiteres werkstoffspezifisches Problem die Abhängigkeit des Risswiderstandes, also der kritischen Energiefreisetzungsrates oder des kritischen Spannungsintensitätsfaktors, von der Rissgeschwindigkeit zu nennen.

Dennoch ist ein Zusammenhang zwischen den in Abschnitt 5 unter quasistatischen Verhältnissen bestimmten Energiefreisetzungsrates und diesen geschwindigkeitsabhängigen Risswiderständen zu erwarten.

7.2. Ergebnisse

Tabelle 7.2.1 enthält die Mittelwerte der Rohdichten, der Holzfeuchten und der nach dem Flussdiagramm des Bildes 7.1.4 ermittelten Kategorien der Serien 7.1, 7.2 und 7.3. Dabei führt die Einstufung von Brettern, die bei $a_1 = 15$ d, $a_3 = 20$ d und $a_2 = a_4 = 7$ d gespalten sind, in eine Kategorie 5 statt in eine Kategorie 4 zu einem deutlich schlechteren Mittelwert. Da bei einer gespaltenen Verbindung die Beanspruchung den Bemessungswert des Bauteilwiderstandes überschreiten kann, wurde das Spalten bewusst schlechter eingestuft.

Tabelle 7.2.1: Ergebnisse der Nageleinschlagversuche der Serien 7.1, 7.2 und 7.3

Holzart	Mittelwert der Rohdichte ρ_u [kg/m ³] (Holzfeuchte u [%])			Mittelwert der Kategorie		
	7.1	7.2	7.3	7.1	7.2	7.3
Douglasie	493 (9,3 %)	495	488 (9,6 %)	2,8	2,8	3,8
Fichte	445 (9,3 %)	452	401 (9,1 %)	2,6	3,0	2,2
Kiefer	552 (9,7 %)	570	547 (10,3 %)	1,8	2,0	2,4
Lärche	525 (9,9 %)	562	561 (9,84 %)	3,2	2,8	2,6
Tanne	469 (9,6 %)	500	496 (9,2 %)	3,5	3,6	3,8
Red Cedar (2 Prüfkörper)	331 (8,2 %)	335	318 (8,6 %)	1,0	1,0	1,0
Southern Pine	570 (9,2 %)	597	551 (9,4 %)	3,3	1,6	1,8
Western Hemlock	464 (8,8 %)	479	479 (9,4 %)	2,0	2,4	1,8

Das häufige Spalten der Prüfkörper aus southern pine der Serie 7.1 ist auf starke Querkrümmungen zurückzuführen. Beim Einschießen wurde diese Querkrümmung teilweise zurückgebogen; dies führt zu Querkzugspannungen.

Das häufige Spalten der Tanne ist auf die niedrige Energiefreisetzungsrate nach Abschnitt 5 zurückzuführen. Gleichzeitig weist Tannenholz nach DGfH (1989) höhere Härten als Fichtenholz auf, was auf größere Eindringwiderstände schließen lässt.

Die Holzarten Fichte, Tanne, Lärche und Douglasie deutscher Herkunft spalten häufig bei den Abständen, die zu einer Einstufung in Kategorie 2 führen. Diese Abstände entsprechen den Regelungen für faserparallel beanspruchte, durch Nägel verbundene Bauteile der DIN 1052 (1988) und dem Entwurf zur DIN 1052 (2000). Lediglich die Prüfkörper aus Fichtenholz der Serie 7.3 mit einer niedrigen mittleren Rohdichte $\bar{\rho}_u = 401 \text{ kg/m}^3$ weisen ein günstigeres Verhalten auf. Zwei der fünf Prüfkörper dieser Serie aus Fichtenholz mit Rohdichten von $\rho_u = 411 \text{ kg/m}^3$ und $\rho_u = 419 \text{ kg/m}^3$ spalteten allerdings auch bei den zu Kategorie 2 führenden Abständen, was bei der Mittelwertbildung allerdings durch das gute Verhalten der Prüfkörper mit noch geringerer Rohdichte ausgeglichen wurde.

Die Prüfkörper aus deutschem und amerikanischem Kiefernholz erweisen sich trotz ihrer hohen Rohdichte als weniger spaltgefährdet. Dies kann durch die deutlich höheren Energiefreisetzungsraten dieser Gattung nach Abschnitt 5 erklärt werden.

Die Bilder 7.2.1 bis 7.2.3 zeigen für die Serien 7.1 bis 7.3 die Rohdichte über der Kategorie auf. Der Einfluss der Rohdichte auf die Spaltneigung der Prüfkörper aus Fichtenholz ist in diesen Bildern deutlich zu erkennen.

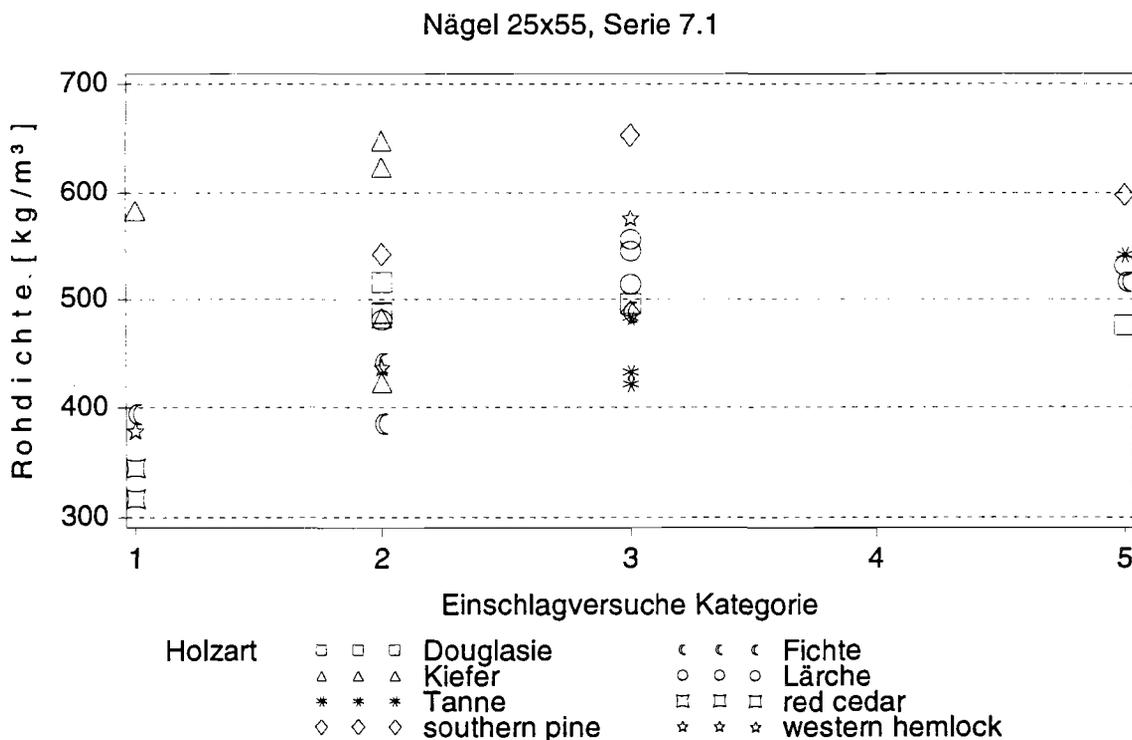


Bild 7.2.1: Rohdichte über der Kategorie der Serie 7.1

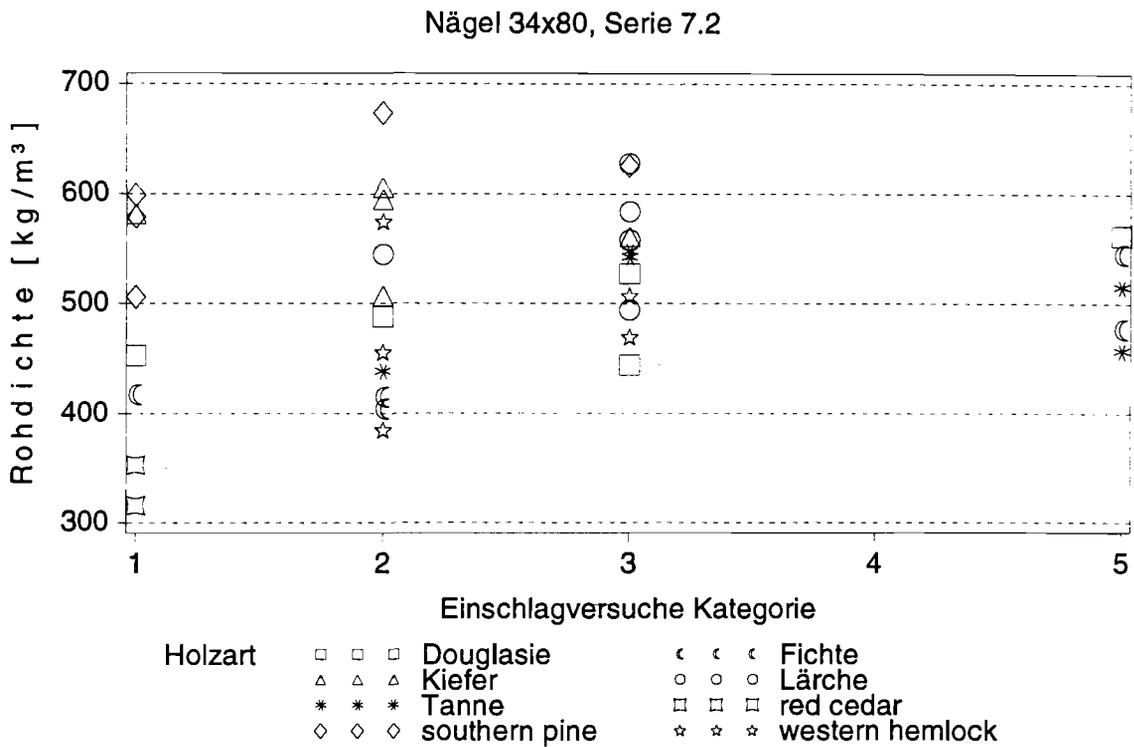


Bild 7.2.2: Rohdichte über der Kategorie der Serie 7.2

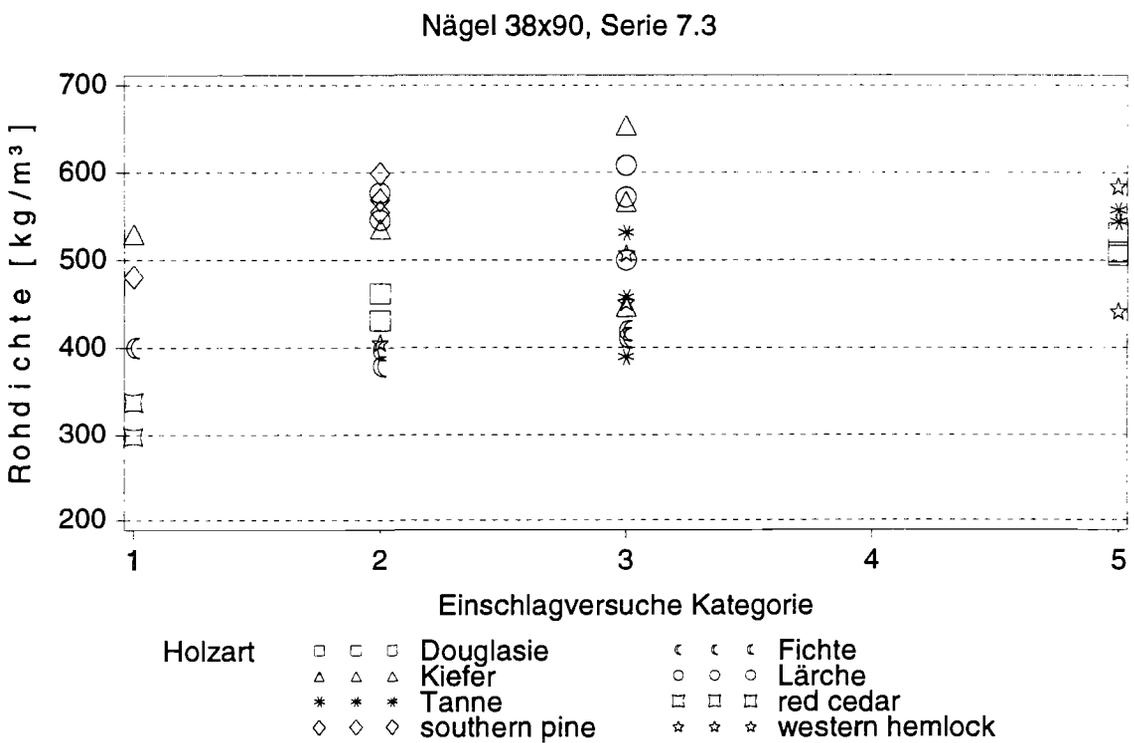


Bild 7.2.3: Rohdichte über der Kategorie der Serie 7.3

Bild 7.2.4 zeigt einen Kiefernprüfkörper, der bei den Abständen $a_1 = 10 d$, $a_3 = 15 d$ und $a_2 = a_4 = 5d$ noch nicht gespalten ist. Bei den im nächsten Versuch verwendeten geringeren Abständen nach Bild 7.1.4 spaltete dieser Prüfkörper, so dass er schließlich in Kategorie 2 eingestuft wurde.

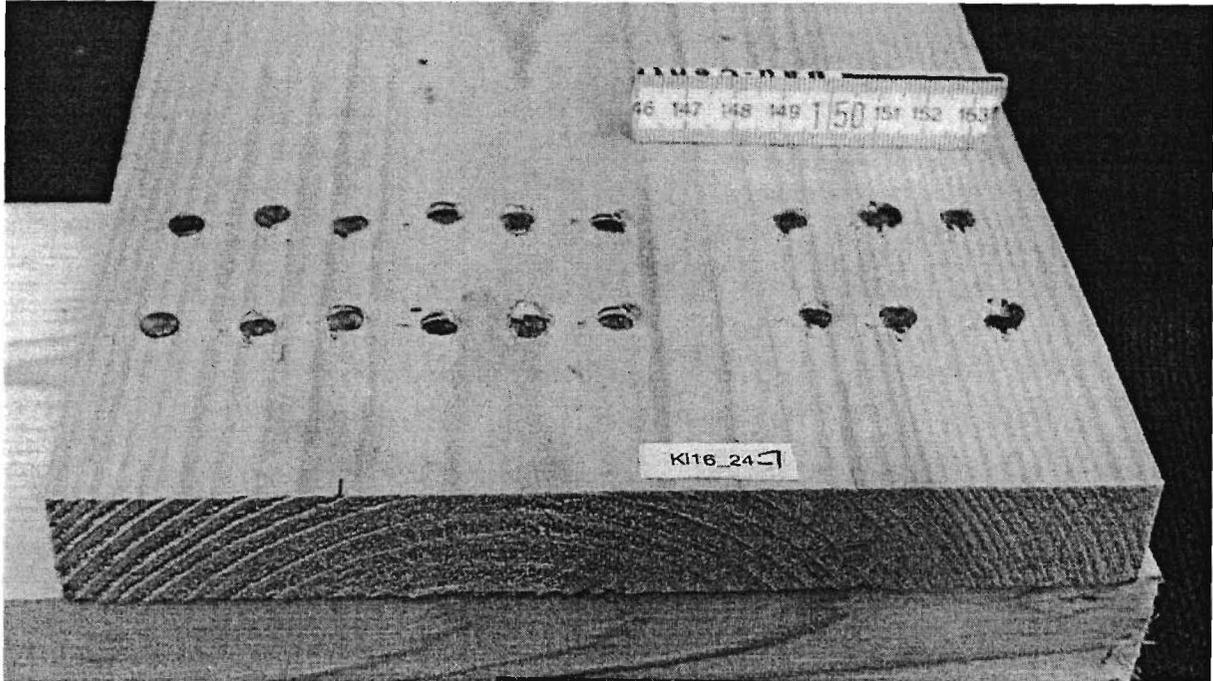


Bild 7.2.4: Prüfkörper aus Kiefernholz der Serie 7.2

Nachdem die Abstände, bei denen kein Spalten auftrat, gemäß dem Ablaufplan nach Bild 7.1.4 bestimmt waren, wurden bei den Serien 7.1 und 7.2 mit diesen gefundenen Abständen Nageleinschlagversuche von der rechten Seite, das ist die dem Mark näher liegende Seite, durchgeführt. Bei Brettern, die auch bei den größten Abständen spalteten und folglich in Kategorie 5 eingestuft wurden, wurden diese Abstände verwendet. Sieben von 37 Brettern der Serie 7.2 und acht von 33 Brettern der Serie 7.1 spalteten bei Abständen, bei denen sie beim Nageln von der linken Seite noch nicht spalteten. Bei diesen Beobachtungen ist allerdings die veränderte Geometrie der Bretter zu berücksichtigen, da die Bretter infolge des Absägens der vorherigen Nagelreihen immer kürzer wurden.

Die Bilder 7.2.5 und 7.2.6 zeigen ein Tannenbrett, bei dem beim Einschlagen von der linken Seite kein Spalten, beim Einschlagen von der rechten Seite Spalten zu beobachten war.

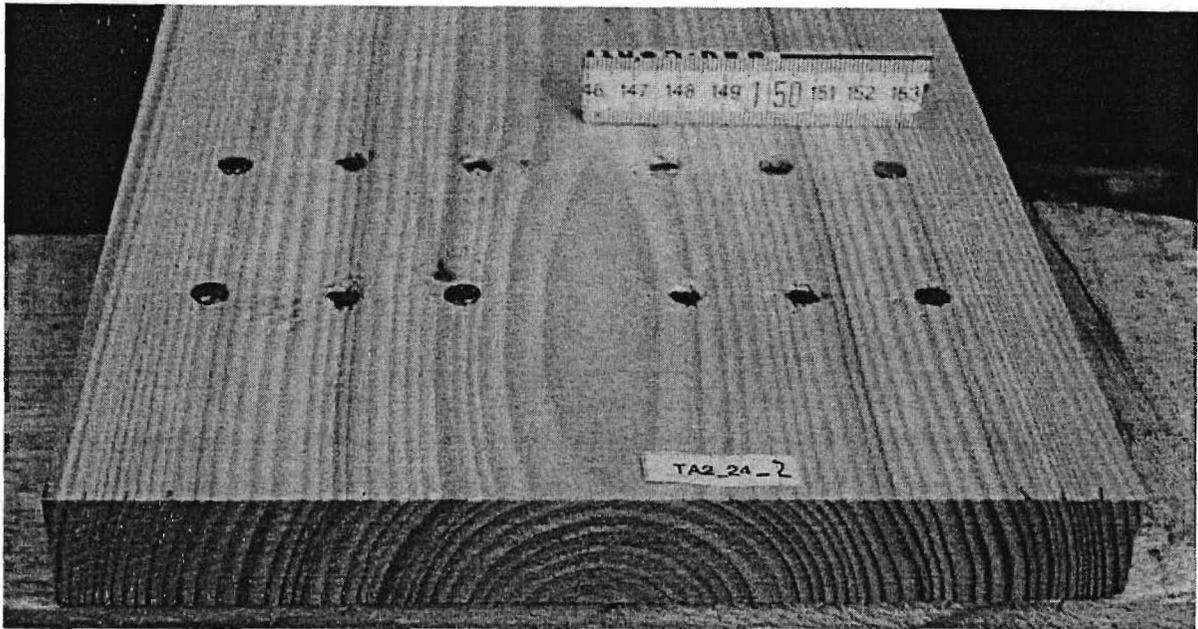


Bild 7.2.5: Einschlagen von der linken Seite

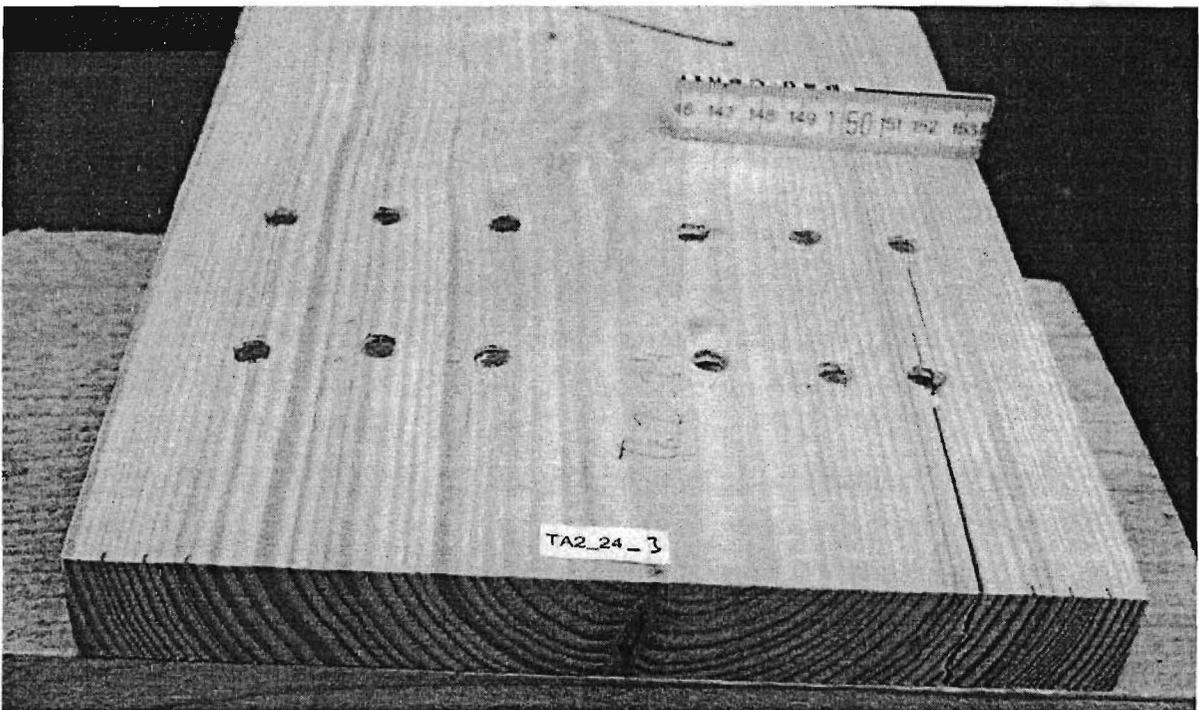


Bild 7.2.6: Einschlagen von der rechten Seite

Wie in diesen Bildern zu sehen, verliefen die Jahrringe in der Nähe der schmalen Flächen oft nur schwach geneigt zu diesen Schmalflächen (sog. stehende Jahrringe),

während die Jahrringe im mittleren Bereich nahezu parallel zur breiteren Fläche verlaufen (sog. liegende Jahrringe). Diese Anordnung der Jahrringe war eine Folge des Ausgangsmaterials, welches im wesentlichen aus Halbhölzern bestand (Bild 7.2.7). Diese Anordnung war bei allen Holzarten (außer western hemlock) ähnlich, so dass ein Einfluss auf die hier gezeigten Ergebnisse zu vernachlässigen ist.

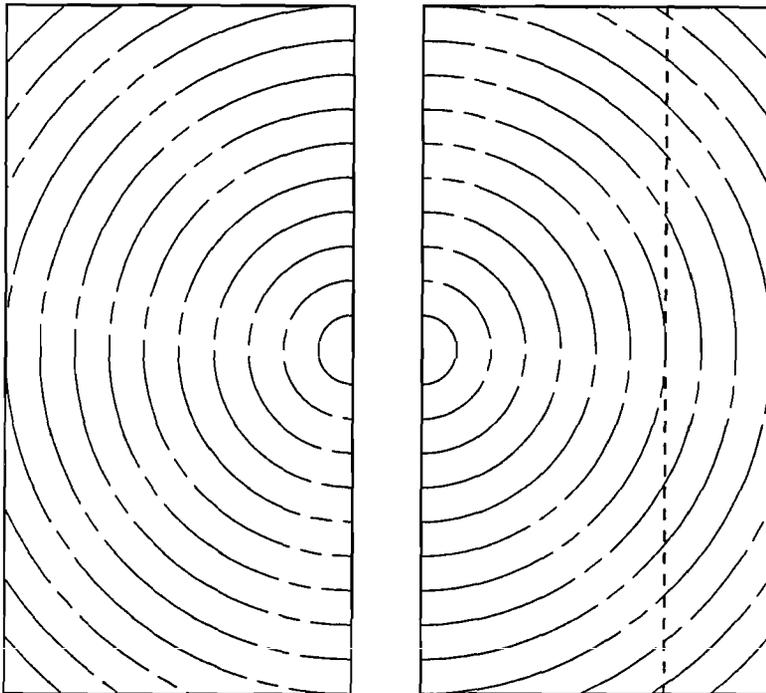


Bild 7.2.7: Halbhölzer

Ehlbeck und Görlacher (1982) weisen darauf hin, dass ein Einschlagen in tangentialer Richtung weniger zum Spalten führt als ein Einschlagen in radialer Richtung. Trotz der demnach günstigen Anordnung im Randbereich der Prüfkörper mit stehenden Jahrringen am Rand und liegenden Jahrringen im mittleren Bereich spaltete in der Regel eine oder beide der äußersten Reihen. In Serie 7.1 wiesen 23 von 26 gespaltenen Prüfkörpern einen Riss an einer der äußersten Reihe auf, in den Serien 7.2 waren es 25 von 29 und in der Serie 7.3 waren es 28 von 31 Prüfkörpern.

Die Ergebnisse der Serien 7.1 bis 7.3 für die Holzarten Fichte, Douglasie, Lärche und Tanne führen zu einer kritischen Bewertung der Regelungen der DIN 1052 (1988) und des Entwurfs zur DIN 1052 (2000) für mit Nägeln verbundene, faserparallel beanspruchte Bretter. Nur Fichtenhölzer mit geringer Rohdichte neigen weniger zum Spalten als die drei anderen genannten Holzarten. Die bisherige Sonderbehandlung der Douglasie ist somit nicht gerechtfertigt. Diese Regelungen in Bezug auf Douglasienholz dürften wohl im wesentlichen auf der systematischen Untersuchung durch Ehl-

beck und Siebert (1988) beruhen, die in dieser Art für die anderen Holzarten nicht vorliegt.

Für die Serien 7.4 und 7.5 wurde die Prüfkörpergeometrie so verändert, dass zumindest eine Einstufung in Kategorie 2 erreicht werden sollte. Für die Serie 7.4 wurde die Holzdicke auf $t = 14 \cdot d = 53,2$ mm erhöht, für Serie 7.5 wurde, auf der Grundlage der bruchmechanischen Überlegungen des Abschnittes 4, der Randabstand a_4 verdoppelt.

Tabelle 7.2.2 enthält die Mittelwerte der Rohdichten, der Holzfeuchten und der nach dem Flussdiagramm des Bildes 7.1.4 ermittelten Kategorien der Serien 7.4 und 7.5.

Tabelle 7.2.2: Ergebnisse der Nageleinschlagversuche der Serien 7.4 und 7.5

Holzart	Mittelwert der Rohdichte ρ_u [kg/m ³] (Holzfeuchte u [%])		Mittelwert der Kategorie	
	Serie 7.4	Serie 7.5	Serie 7.4	Serie 7.5
Douglasie	475 (13,9 %)	488 (14,4 %)	1,8	1,6
Fichte	424 (14,8 %)	431 (14,1 %)	1,7	1,7
Kiefer	565 (14,6 %)	566 (14,3 %)	2,2	1,8
Lärche	571 (14,4 %)	571 (14,2 %)	2,0	1,6

Bild 7.2.8 zeigt die erreichten Kategorien und zugehörigen Rohdichten der Prüfkörper der Serie 7.4, Bild 7.2.9 diejenigen Werte der Serie 7.5.

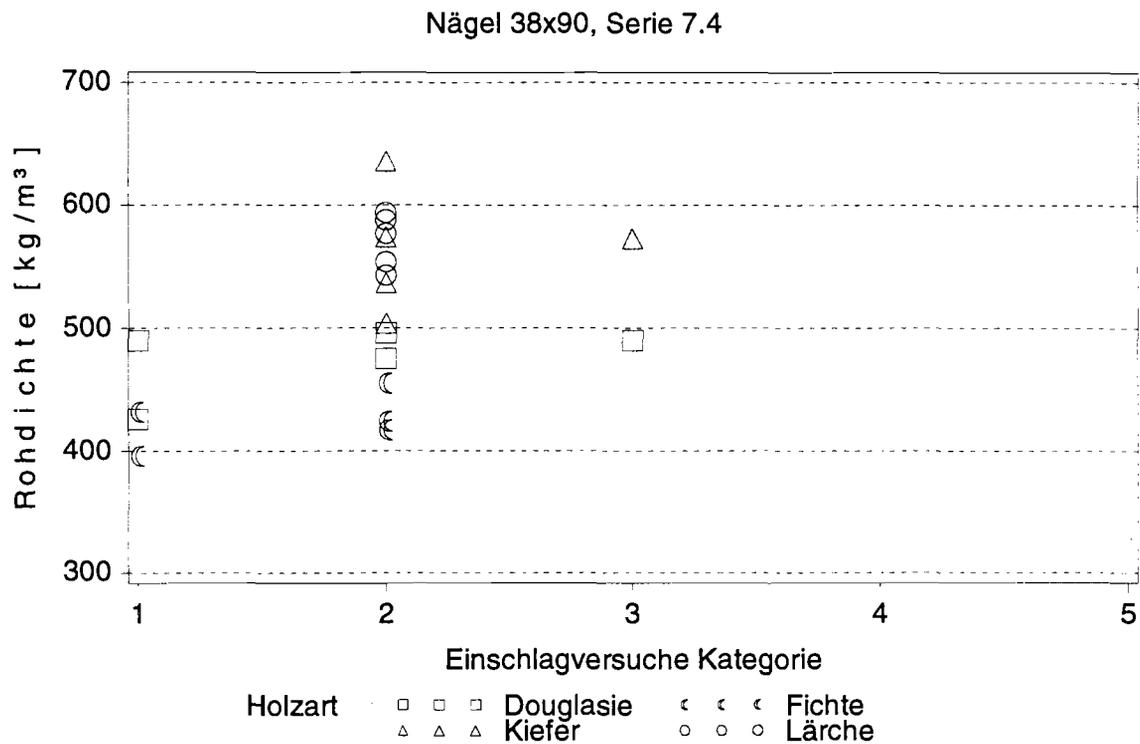


Bild 7.2.8: Rohdichte über der Kategorie für die Serie 7.4, $t = 14 \cdot d = 53,2 \text{ mm}$

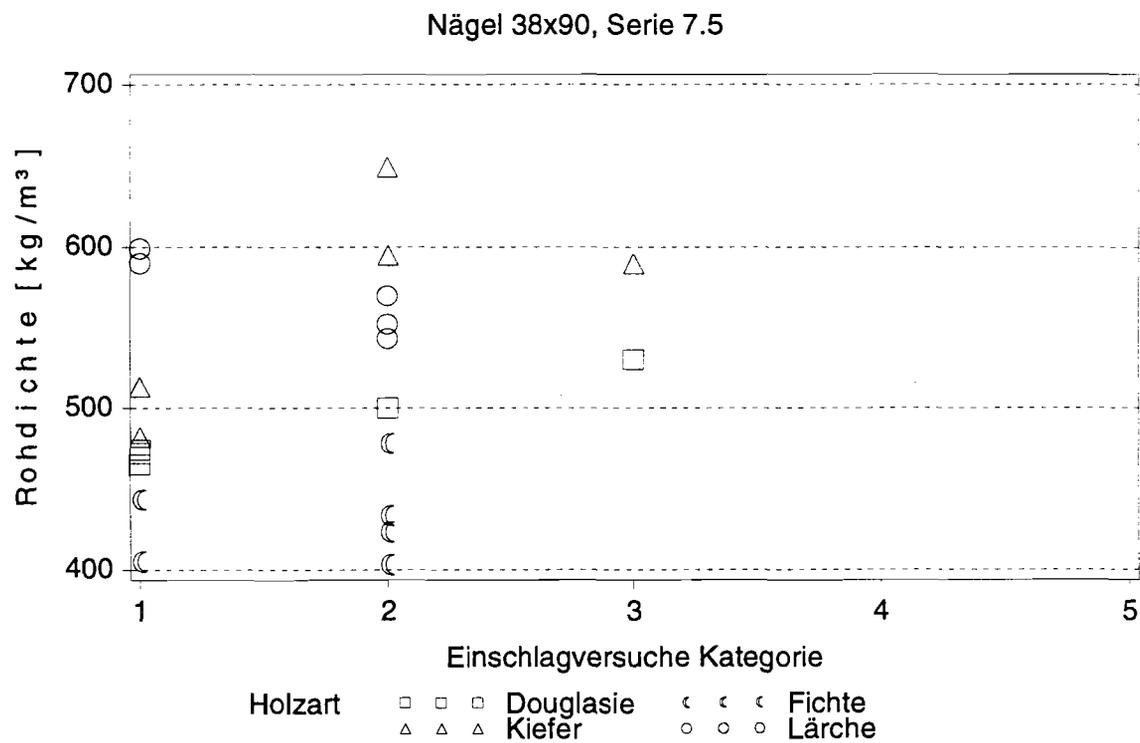


Bild 7.2.9: Rohdichte über der Kategorie für die Serie 7.5, $t = 30 \text{ mm}$ und größeren Abständen quer zur Faser zum unbeanspruchten Rand (a_4)

Aufgrund der durchgeführten Versuche sind die Abstände für Kategorie 1 als kritisch zu bewerten. Bei einer Bemessung nach dem Entwurf zur DIN 1052 (2000) oder der DIN 1052 (1988) können diese Abstände nur bei einem querbeanspruchten Bauteil nach Bild 7.2.10 am unbeanspruchten Rand auftreten. Bei diesen Bauteilen ist in Faserrichtung oft ein Vielfaches des geforderten Mindestabstandes $a_{3,c} = 10 \cdot d$ vorhanden, zudem ist die Holzdicke oft größer als die Einschlagtiefe. Die Prüfkörper der Kategorie 1 waren somit sehr ungünstig, obwohl entsprechend den Regelungen der Norm entworfen.

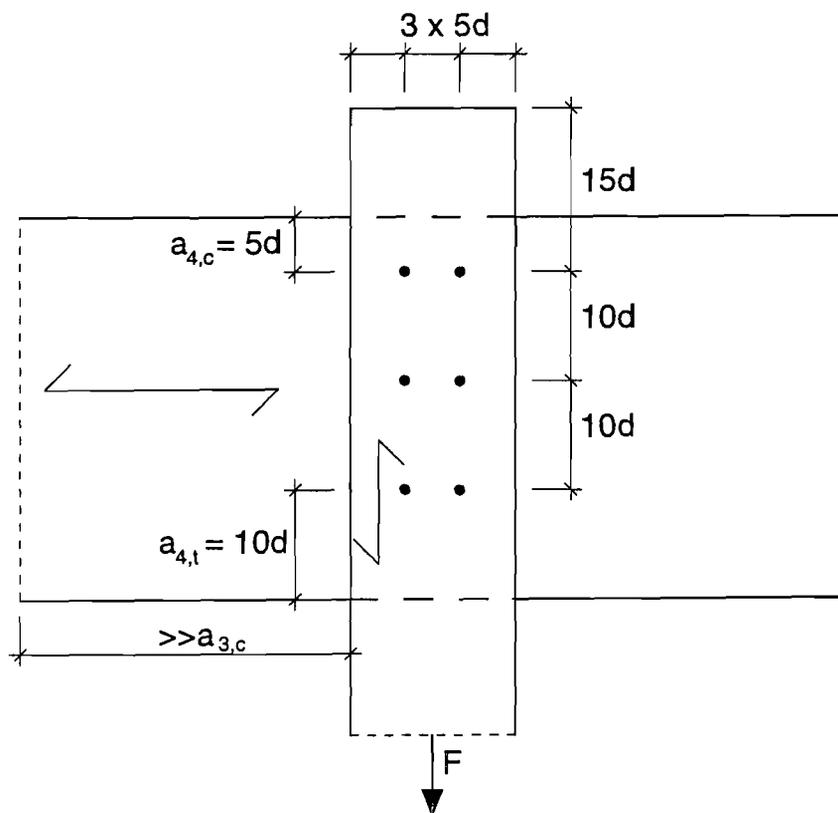


Bild 7.2.10: Anschluss eines Zugstabes rechtwinklig zur Faserrichtung des Hauptträgers

Kritischer ist dagegen das häufige Spalten der Serien 7.1 bis 7.3 bei Abständen entsprechend der Kategorie 2 zu bewerten, denn diese Abstände entsprechen den in den o.g. Normen geforderten Werten des faserparallel beanspruchten Zugstabes in Bild 7.2.10.

Die bislang geltenden Regelungen für Nagelverbindungen mit Douglasienholz, die aufgrund des Einführungserlasses des Landes Baden-Württemberg (GABI 1989 S. 545), über die in der DIN 1052 (1988) enthaltenen Regelungen hinausgehend, für alle Durchmesser der Nägel vorzubohren waren, sind nicht zu rechtfertigen. Der Festigkeitsklasse C30 (S13 nach DIN 4074) wird nach DIN EN 338 ein Mittelwert der Roh-

dichte von $\rho_{\text{mean}} = 460 \text{ kg/m}^3$ zugeordnet. Ein Fichtenholz mit solch einer Rohdichte wird beim Einschlagen von Nägeln zum Spalten neigen. Deshalb sollte für die Holzarten Fichte, Tanne, Lärche und Douglasie und western hemlock folgende Regelung Eingang in die Normung finden:

$a_{4,c} = 10 \cdot d$ anstelle der bislang geforderten $5 \cdot d$

oder

Erhöhung der Mindestholzdicke auf $t \geq 14 \cdot d$ (jedoch wie bisher $t \geq 24 \text{ mm}$).

Dabei wurde western hemlock trotz des recht guten Verhaltens nach Tabelle 7.2.1 in diese Liste aufgenommen, da eine Beeinflussung des Verhaltens durch die besondere Anordnung der Jahrringe infolge des Einschnittes nicht auszuschließen ist. Zudem werden nach Abschnitt 3 unter dem Handelsname western hemlock gelegentlich auch die Tannenarten *abies amabilis* und *abies grandis* verkauft.

Für Kiefernholz deutscher und amerikanischer Herkunft können dagegen die bisherigen Regelungen beibehalten werden.

8. Zugscherversuche mit Nagelverbindungen

8.1. Versuchsdurchführung

Als Verbindungsmittel wurden die gleichen Maschinenstifte wie in Abschnitt 7 verwendet, die mit dem selben Druckluftnagler eingeschlagen wurden. Es wurden einschnittige Holz-Holzverbindungen geprüft. Bild 8.1.1 zeigt die Abmessungen und die Bezeichnungen der Wegaufnehmer.

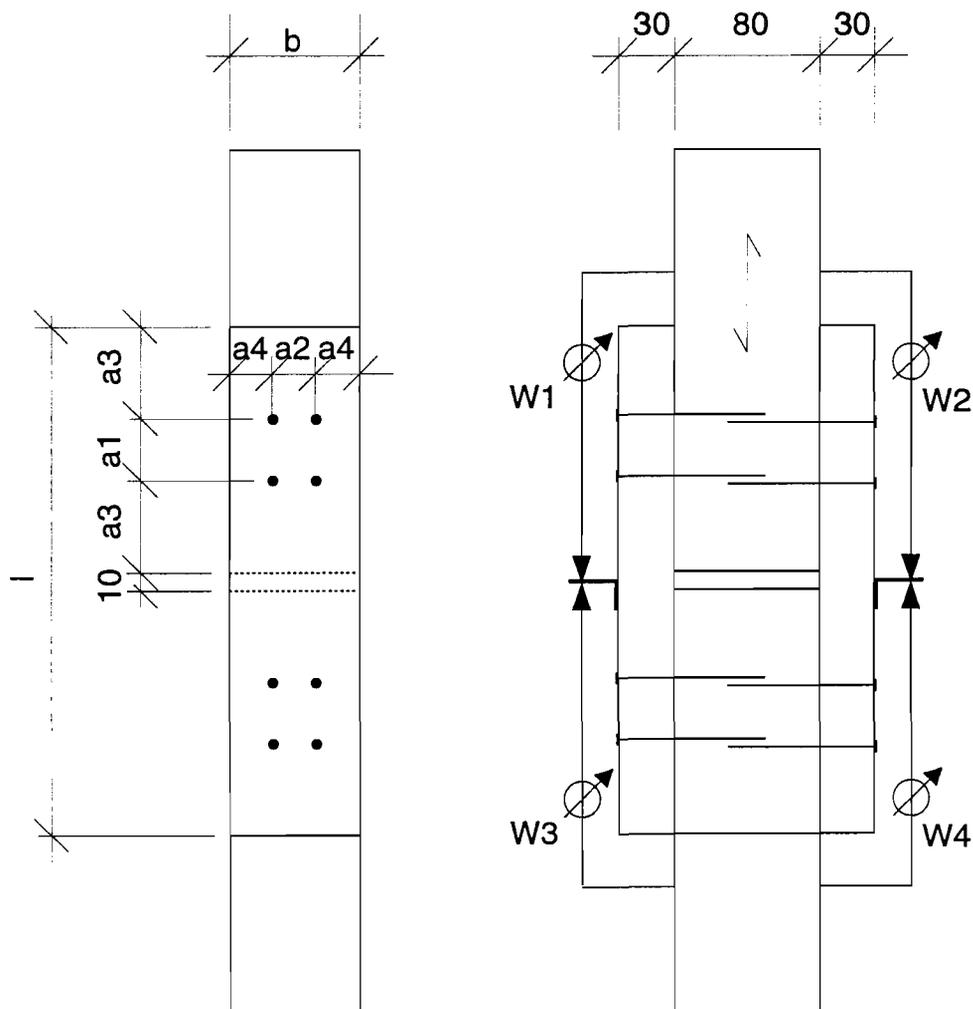


Bild 8.1.1: Maße der Prüfkörper für die Zugscherversuche mit Nägeln

Bild 8.1.2 zeigt einen Prüfkörper in der Prüfmaschine.

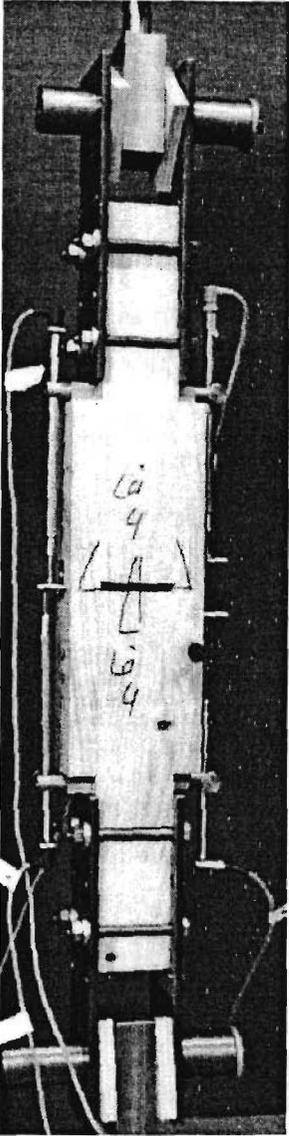


Bild 8.1.2: In die Versuchsvorrichtung eingebauter Prüfkörper

In Anhang F Tabelle F.1 sind die an einer Stichprobe der verwendeten Nägel ermittelten Fließmomente enthalten, in den Tabellen F.2 und F.3 die Ausziehwi-
derstände.

Tabelle 8.1.1 enthält die Mittelwerte und Standardab-
weichungen der Fließmomente der Stichprobe.

Tabelle 8.1.2 enthält die Mittelwerte und Standardab-
weichungen der Ausziehkräfte der Stichproben.

Es wird bei den verwendeten Maschinenstiften das gleiche Harz verwendet wie bei Klammern. Klammern dürfen aber aufgrund der Verklebung zwischen Stahl und Holz und bei Vorliegen einer entsprechenden bauaufsichtlichen Zulassung auch langfristig oder ständig auf Herausziehen beansprucht werden. Die Beharzung der Maschinenstifte erhöht den Auszieh-
widerstand, verglichen mit nicht beharzten Drahtstif-
ten.

Tabelle 8.1.1: Mittelwerte und Standardabweichungen der Fließmomente

	Für Biegewinkel 26,8° nach Entwurf zur DIN 1052 (2000)	Für Biegewinkel bei der Höchstlast (Biegewinkel $\leq 45^\circ$)
Mittelwert [Nmm]	5494	5613
Standardabweichung [Nmm]	96	105

Tabelle 8.1.2: Mittelwerte und Standardabweichungen der Ausziehkräfte,
Einschlagtiefe $s_w = 40,0$ mm

	Höchstlast [N]	Rohdichte ρ [kg/m ³]	Holzfeuchte u [%]
Fichtenholz			
Mittelwert [N]	709	398	13,3
Standardabweichung [N]	138	30,0	0,56
Kiefernholz			
Mittelwert [N]	884	575	11,8
Standardabweichung [N]	185	27,2	0,42

Den Ergebnissen des Abschnittes 7 entsprechend, wurden die Abstände für die Zugscherversuche mit Nägeln so gewählt, dass ein Spalten durch das Einschlagen nicht zu erwarten war. Mit diesen Abständen trat lediglich bei einem Nagel eines Prüfkörpers aus Lärchenholz ein Spalten beim Einschlagen auf (Prüfkörper LÄ_13, bei Wegaufnehmer W2).

Tabelle 8.1.3: Abstände der Nägel

Holzart	$a_2=a_4$	b	a_1	a_3	l
Douglasie	23,8	71,4	51	68	384
Fichte					
Lärche					
Tanne					
Western Hemlock					
Tanne_k	23,8	71,4	34	63	334
Kiefer	17	51	34	51	282
Southern Pine					
Red Cedar					

Die Holzfeuchte u wurde nach Durchführung der Versuche an kleinen Volumen mit dem Darrverfahren ermittelt. Tabelle 8.1.4 enthält statistische Werte der Holzfeuchten der verwendeten Prüfkörper. Für jeden Prüfkörper wurden die Holzfeuchten der Mittelhölzer und Seitenhölzer ermittelt und aus diesen Werten der Mittelwert gebildet. Die Spalte Anzahl in Tabelle 8.1.4 gibt die Prüfkörperanzahl an.

Tabelle 8.1.4: Statistische Werte der Holzfeuchten

Holzart	Anzahl	Mittelwert [%]	Standardabweichung [%]	Kleinstwert [%]	Größtwert [%]
Douglasie	10	11,5	0,23	11,2	12,0
Fichte	10	12,5	0,43	11,7	13,1
Kiefer	10	11,8	0,29	11,2	12,1
Lärche	10	11,6	0,46	10,6	12,1
Tanne	8	11,4	0,31	11,0	11,7
Tanne_k	8	11,8	0,27	11,3	12,2
Red Cedar	2	10,6	0,78	10,0	11,1
southern pine	6	11,0	0,34	10,6	11,4
western hemlock	10	11,4	0,64	10,2	12,3

Die Verbindungen zeigten ein duktils Verhalten. Da je Versuch vier Anschlüsse geprüft wurden, war es nicht immer möglich, eine Verformung von 15 mm an allen Anschlüssen zu erreichen, insbesondere wenn ein Teil der Anschlüsse sich weicher verhielt. Bild 8.1.3 zeigt das Last-Verschiebungsverhalten zweier Wegaufnehmer eines Versuches. Da sich der Anschluss bei Wegaufnehmer W2 sehr weich verhielt, konnte die Last nicht mehr weiter gesteigert werden.

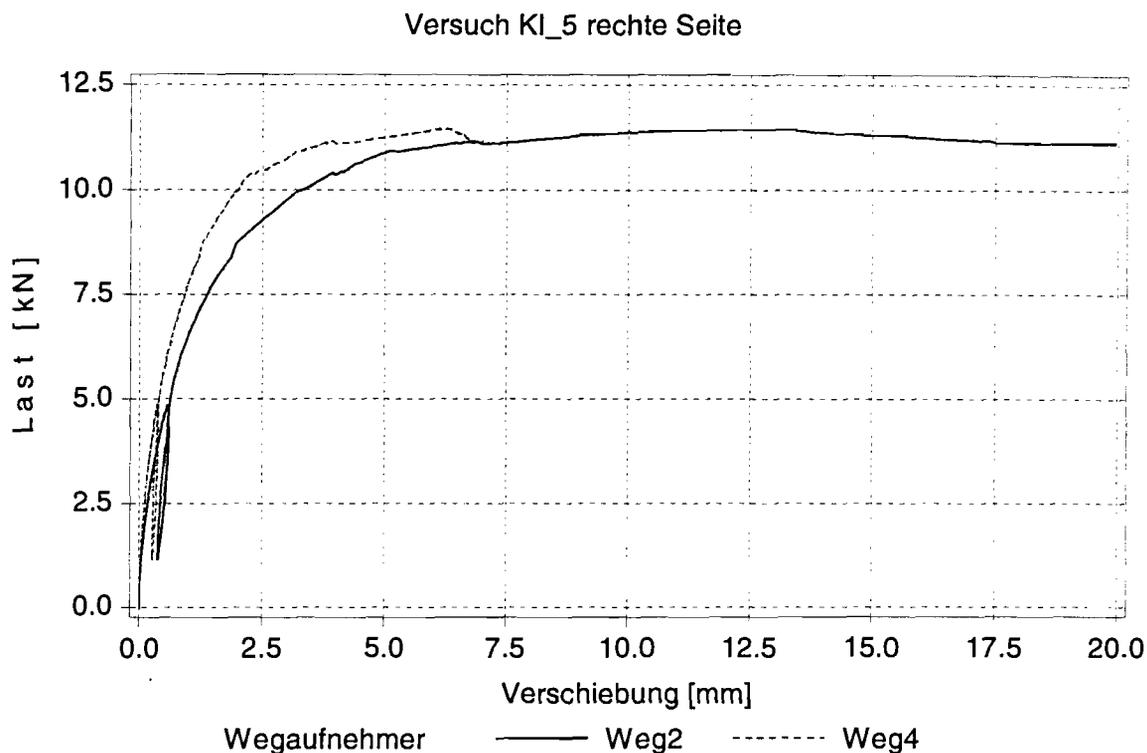


Bild 8.1.3: F-v-Diagramm der Wegaufnehmer W2 und W4 eines Versuchs

Ein ähnliches Verhalten zeigten Prüfkörper bei denen Spalten in einem Anschlussbereich auftrat. Auch hier war eine weitere Laststeigerung oft nicht mehr möglich. Somit bestimmte der weichste oder schwächste Anschlussbereich die Höchstlast.

Bei den Korrelationsuntersuchungen des Abschnittes 8.2 wurden nur diejenigen Anschlussbereiche berücksichtigt, deren Verschiebung mindestens 15 mm betrug oder die spalteten. Dabei wurden die für die Korrelationsuntersuchungen verwendeten Werte, wie die Rohdichte, die Verschiebungsmoduln oder die Duktilität, als Mittelwerte derjenigen Anschlussbereiche eines Prüfkörpers berücksichtigt, die eines oder beide Kriterien erfüllten. Als Rohdichte jedes Anschlussbereichs wurde der Mittelwert der Mittel- und Seitenlasche angenommen.

Zur Berechnung der Duktilität konnte bei den Versuchen mit Nägeln, aufgrund des duktileren Verhaltens, ein anderes Verfahren als bei den Zugscherversuchen mit Stabdübeln verwendet werden.

An die gemessenen Last-Verschiebungspunkte wurde eine Näherungsfunktion nach Werner (1993) angepasst:

$$F(v) = (K_2 + K_3 \cdot (v - v_s)) \cdot (1 - \exp(-K_1 \cdot \frac{v - v_s}{K_2})) \quad (8.1.1).$$

Dabei wurden nur Messwerte bis zu einer Verschiebung < 15 mm berücksichtigt.

Bild 8.1.4 zeigt die Messwerte und den Verlauf der Näherungsfunktion.

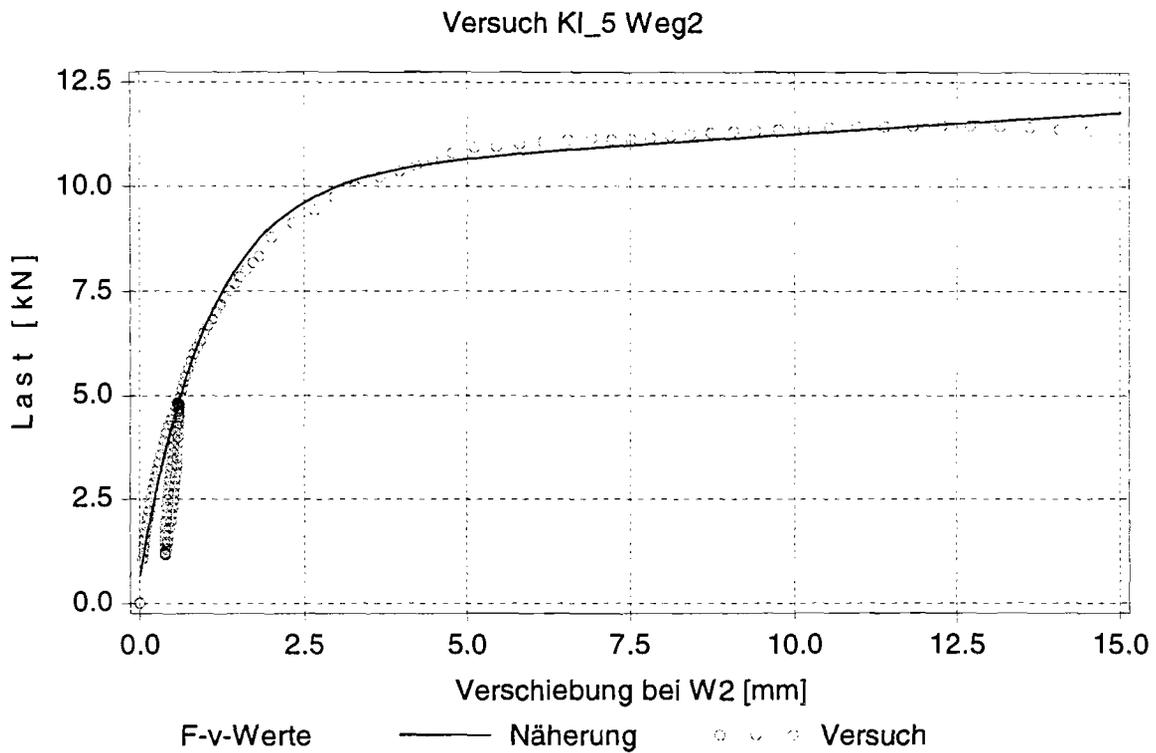


Bild 8.1.4: F-v-Diagramm und Verlauf der Näherungsfunktion

Bild 8.1.5 zeigt die Konstanten der Näherungsfunktion nach (8.1.1).

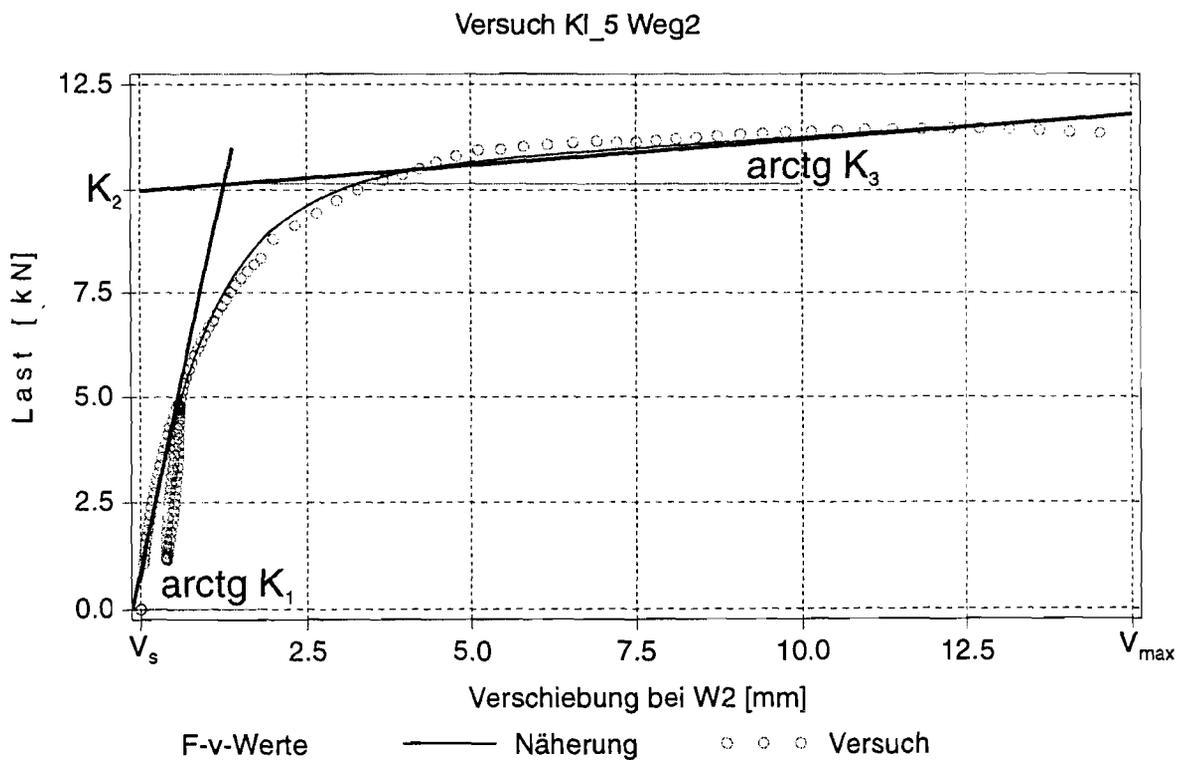


Bild 8.1.5: Konstanten der Näherungsfunktion

Die statische Duktilität nach (4.1.2) wird berechnet zu:

$$D_s = (v_{\max} - v_s) / v_y \quad (8.1.2)$$

mit

$$v_y = K_2 / K_1 \quad (8.1.3).$$

8.2. Ergebnisse

Die Mittelwerte der Höchstlasten (Bild 8.2.1) der Prüfkörper aus den Holzarten Kiefer, southern pine und red cedar erreichen trotz geringerer Nagelabstände nach Tabelle 8.1.3 Höchstlasten in der Größenordnung der Prüfkörper der anderen Holzarten. Das gleiche gilt für die Serie der Tannenprüfkörper mit geringeren Abständen (Tanne_k).

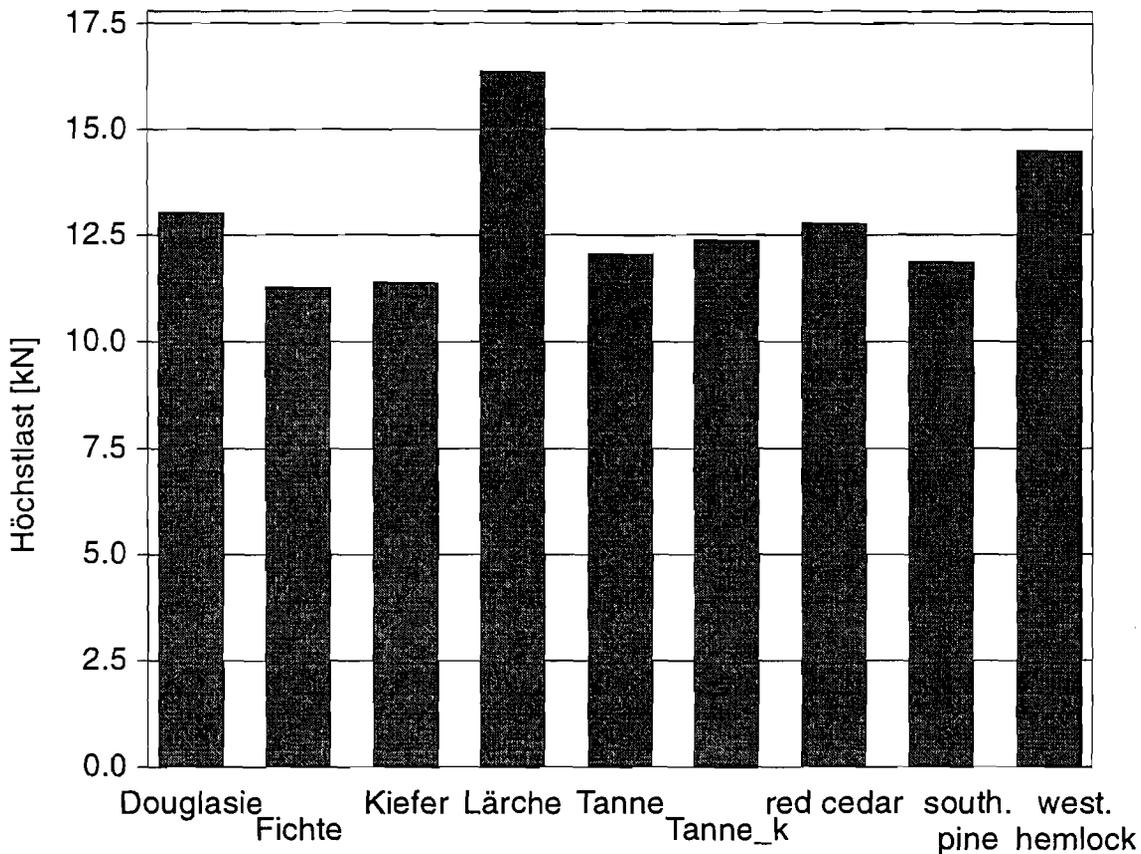


Bild 8.2.1: Mittelwerte der Höchstlasten

Bild 8.2.2 zeigt in einem Vergleich den Anteil derjenigen Anschlussbereiche die gespalten sind und den Anteil der Anschlussbereiche deren Verschiebung > 15 mm war.

Das Spalten trat zumeist bei großen Verschiebungen der jeweiligen Anschlussbereiche auf, so dass auch die gespaltenen Anschlussbereiche eine hohe Duktilität nach Gleichung (8.1.2) aufwiesen (Bild 8.2.6). Aus diesen Gründen ist das Spalten von Nagelverbindungen, die nicht bereits beim Einschlagen spalten, für übliche Baukonstruktionen unkritisch.

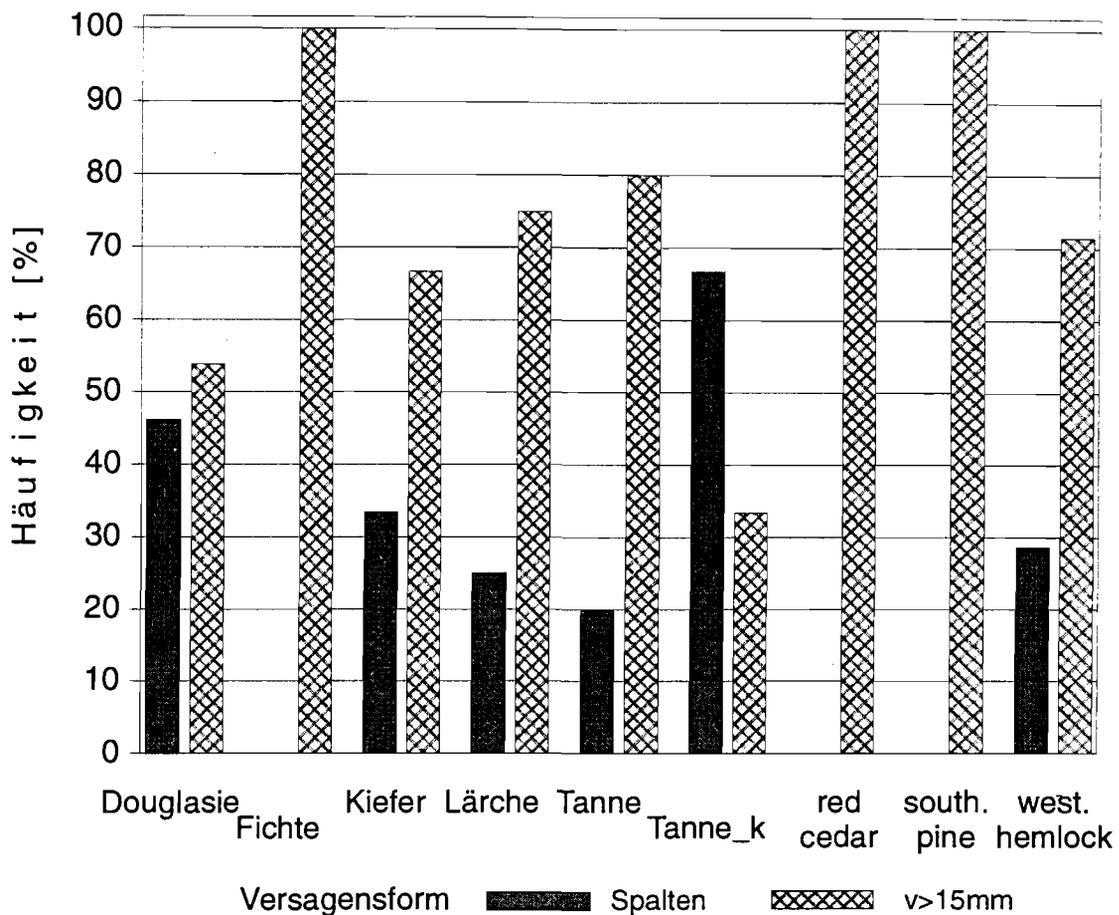


Bild 8.2.2: Anteile der Versagensformen

Da bei manchen Prüfkörpern ein Spalten bei sehr großen Verschiebungen zu beobachten war, kann bei der im weiteren getroffenen Unterscheidung nach gespaltene Anschlussbereiche und solchen, die Verschiebungen > 15 mm erreichten, derselbe Prüfkörper in beiden Kategorien auftauchen.

Bild 8.2.3 zeigt gespaltene Anschlussbereiche von Prüfkörpern aus Tannenholz. Bei dem im linken Bild dargestellten Prüfkörper erreichte der Anschlussbereich links oben bei dem Wegaufnehmer W1 eine Verschiebung > 15 mm, der Anschlussbereich rechts oben bei W2 spaltete. Das Spalten bei großen Verschiebungen beruht zum Teil auf dem Einziehen der Nagelköpfe, so dass zusätzlich Holz verdrängt wird (Bild 8.2.3). Die Spaltkraft V nach Abschnitt 4.3 erhöht sich dadurch.

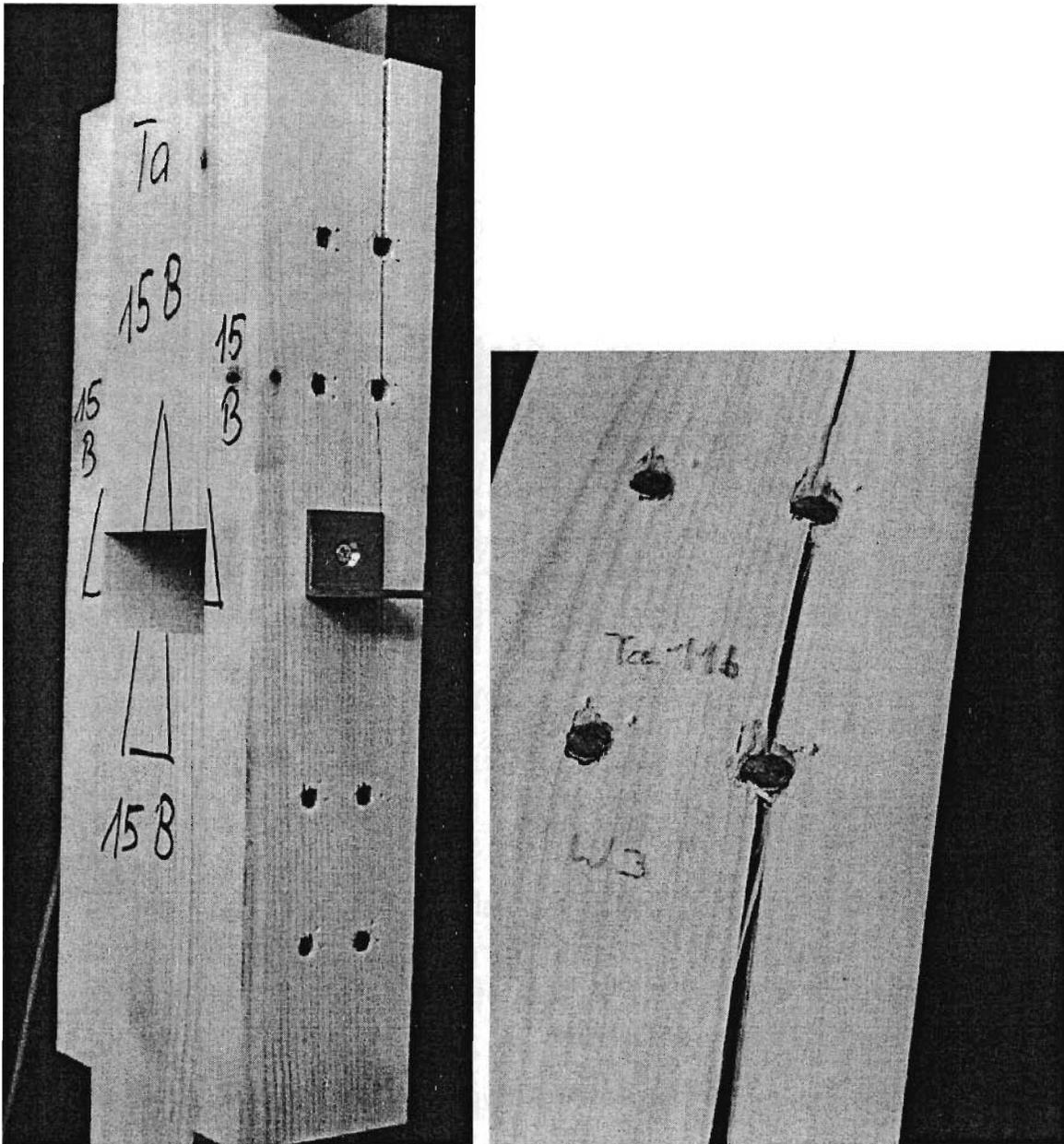


Bild 8.2.3: Gespaltene Zugscherversuche aus Tannenholz

Bild 8.2.4 zeigt die Mittelwerte der Höchstlasten, getrennt in die Gruppen der beiden Versagenskriterien. Die Zahl über den Balken gibt an, wie viele Anschlussbereiche bei der Mittelwertbildung berücksichtigt wurden.

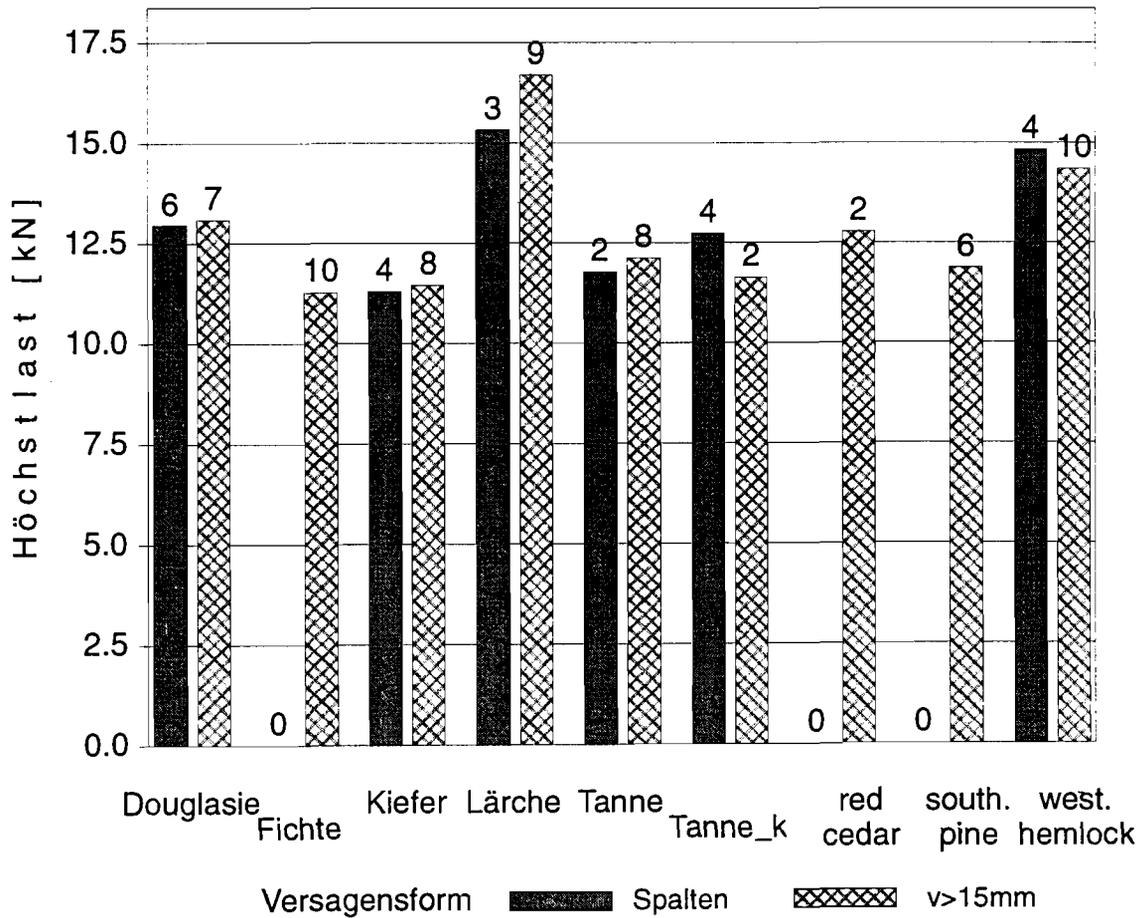


Bild 8.2.4: Mittelwerte der Höchstlasten nach Versagenskategorien getrennt

Bild 8.2.5 zeigt die Mittelwerte der Rohdichten der bei der weiteren Auswertung berücksichtigten Anschlussbereiche. Die Mittelwerte der Rohdichten der beiden Versagenskategorien unterscheiden sich nur geringfügig.

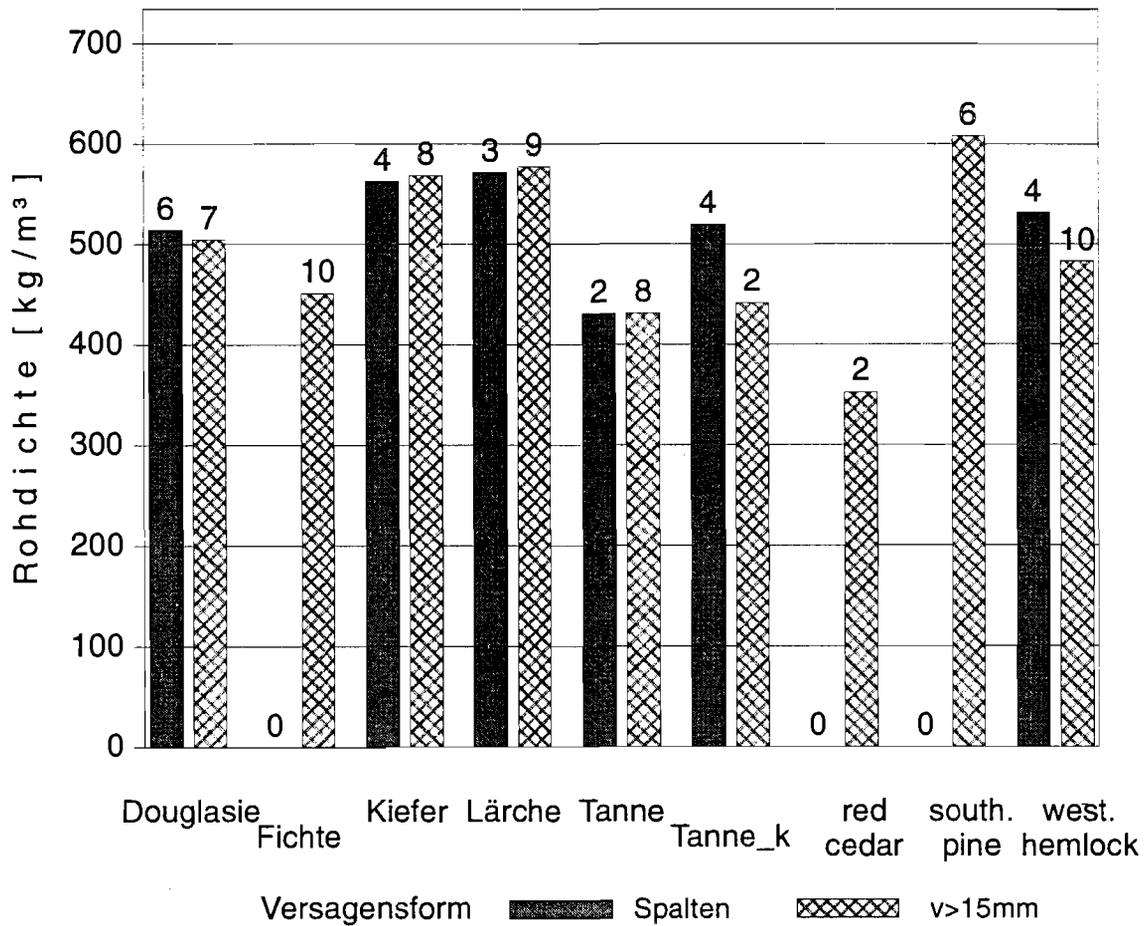


Bild 8.2.5: Mittelwerte der Rohdichten

Bild 8.2.6 zeigt die Duktilitäten nach (8.1.2) der Anschlussbereiche, wiederum getrennt für die beiden Versagenskriterien.

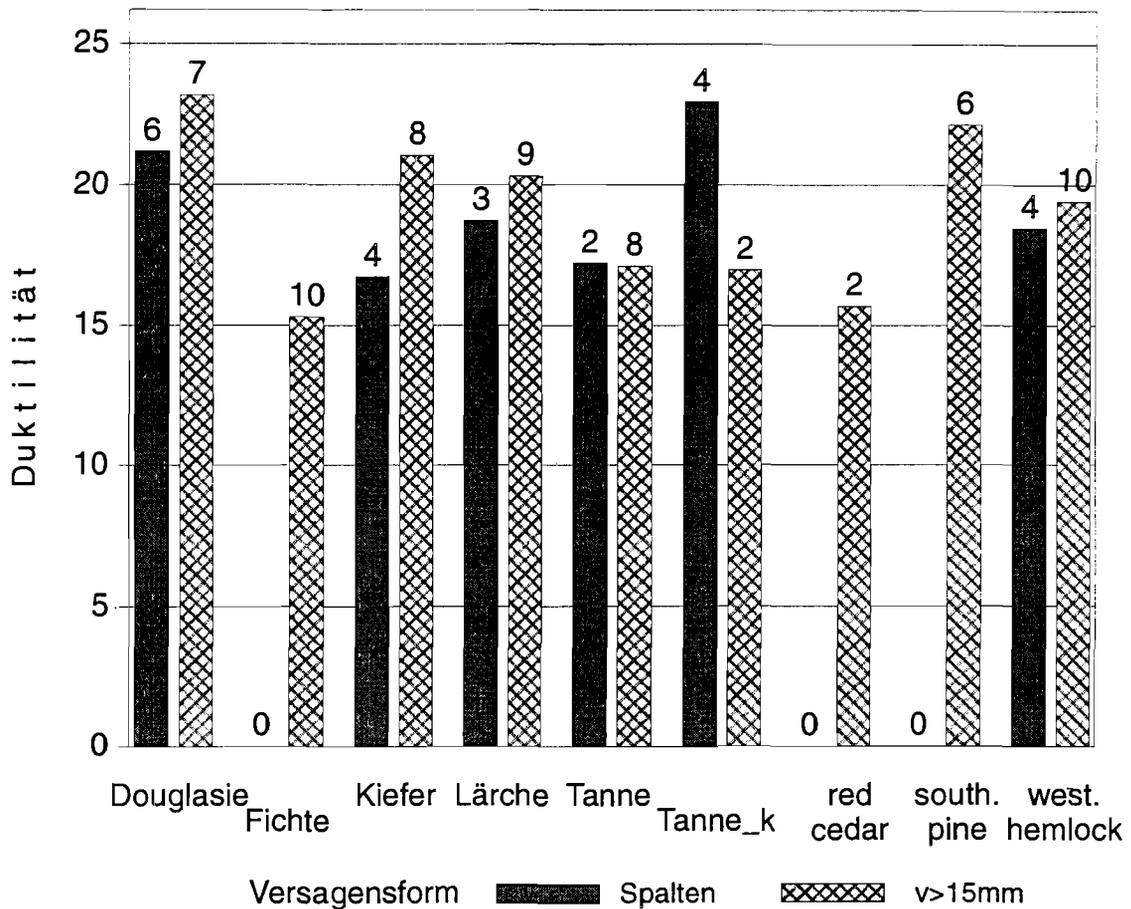


Bild 8.2.6: Mittelwerte der Duktilität

Nach Bild 8.2.6 weisen auch die gespaltene Anschlussbereiche sehr hohe Werte der Duktilität auf. Diese ungewöhnliche Beobachtung ist durch die großen Verschiebungen zu erklären, bei denen das Spalten meist auftrat.

Bild 8.2.7 zeigt die Werte der Anfangssteifigkeit K_1 nach Bild 8.1.5. Auffällig sind die Mittelwerte der Prüfkörper aus Lärchenholz und diejenigen der Serie Tanne_k.

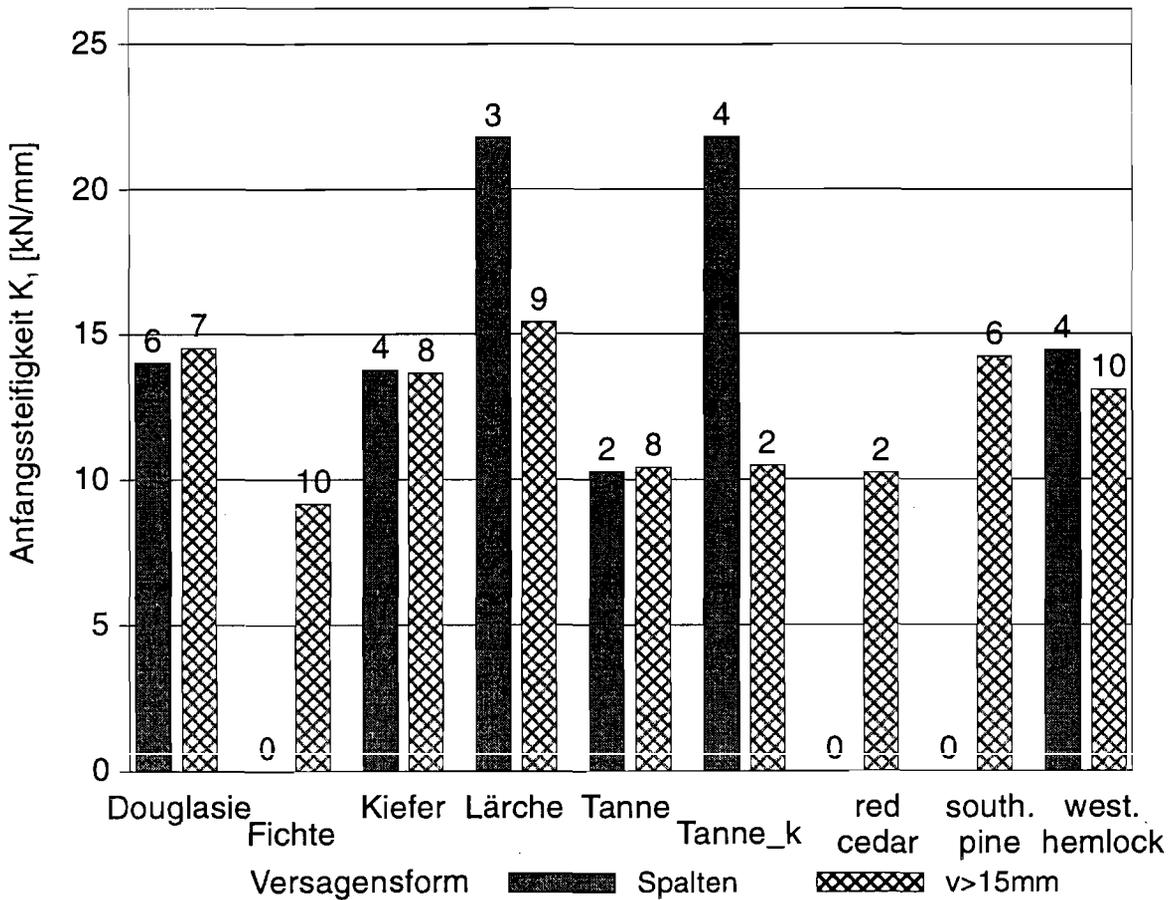


Bild 8.2.7: Mittelwerte der Anfangssteifigkeit

Tabelle 8.2.1 enthält die Mittelwerte der Höchstlasten F_{\max} , der Anfangssteifigkeiten K_1 , der Duktilitäten D , der nach Abschnitt 5 ermittelten Energiefreisetzungsraten, der Rohdichten ρ und der maximalen Verschiebungen v_{\max} . Berücksichtigt wurden nach den in Abschnitt 8.1 beschriebenen Verfahren nur diejenigen Anschlussbereiche, die Verschiebungen $v_{\max} \geq 15$ mm aufwiesen oder spalteten. Vor der Mittelwertbildung für die Holzart und das Versagenskriterium, wurden die Mittelwerte des Prüfkörpers bestimmt.

Die Ergebnisse der Versuche sind in Tabelle F.4 des Anhanges F gegeben.

Tabelle 8.2.1 Statistische Kennwerte von F_{\max} , K_1 , D , G_{ID} , ρ , v_{\max}

Holzart		Mittelwert	Standard- abweichung	Kleinstwert	Größtwert
Spalten					
Douglasie n = 6	F_{\max} [kN]	12,9	1,41	10,6	14,9
	K_1 [kN/mm]	14,0	2,92	10,8	18,6
	D	21,2	1,10	19,1	22,2
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,256	0,04	0,19	0,30
	ρ [kg/m ³]	514	18,0	498	542
	v_{\max} [mm]	14,5	1,00	12,5	15,0
$v > 15$ mm					
Douglasie n = 7	F_{\max} [kN]	13,1	0,89	11,7	14,1
	K_1 [kN/mm]	14,5	2,39	11,3	18,6
	D	23,2	4,54	18,4	32,9
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,28	0,04	0,23	0,33
	ρ [kg/m ³]	504	26,5	463	537
	v_{\max} [mm]	15,0	0,02	14,9	15,0

Tabelle 8.2.1 (Fortsetzung): Statistische Kennwerte von F_{max} , K_1 , D , G_{ID} , ρ , v_{max}

Holzart		Mittelwert	Standard- abweichung	Kleinstwert	Größtwert
Spalten					
Fichte n = 0	F_{max} [kN]	-	-	-	-
	K_1 [kN/mm]	-	-	-	-
	D	-	-	-	-
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	-	-	-	-
	ρ [kg/m ³]	-	-	-	-
	v_{max} [mm]	-	-	-	-
v > 15 mm					
Fichte n = 10	F_{max} [kN]	11,3	1,38	9,91	13,6
	K_1 [kN/mm]	9,18	1,44	7,83	12,4
	D	15,3	1,63	13,1	18,0
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,22	0,05	0,16	0,31
	ρ [kg/m ³]	451	31,7	420	516
	v_{max} [mm]	15,0	0,02	14,9	15,0
Spalten					
Kiefer n = 4	F_{max} [kN]	11,3	1,21	9,48	12,0
	K_1 [kN/mm]	13,8	3,39	9,06	16,4
	D	16,7	4,64	12,5	23,1
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,55	0,22	0,36	0,86
	ρ [kg/m ³]	562	74,6	462	632
	v_{max} [mm]	12,2	4,85	4,95	15,0
v > 15 mm					
Kiefer n = 8	F_{max} [kN]	11,5	0,81	10,0	12,1
	K_1 [kN/mm]	13,7	2,37	10,3	16,5
	D	21,0	4,12	14,3	26,3
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,48	0,09	0,36	0,64
	ρ [kg/m ³]	568	56,6	492	657
	v_{max} [mm]	15,0	0,02	14,9	15,0

Tabelle 8.2.1 (Fortsetzung): Statistische Kennwerte von F_{\max} , k_1 , D , G_{ID} , ρ , v_{\max}

Holzart		Mittelwert	Standard- abweichung	Kleinstwert	Größtwert
Spalten					
Lärche n = 3	F_{\max} [kN]	15,3	0,44	14,9	15,8
	K_1 [kN/mm]	21,8	5,34	18,4	28,0
	D	18,7	3,54	14,7	21,1
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,34	0,03	0,31	0,36
	ρ [kg/m ³]	572	8,21	564	580
	v_{\max} [mm]	10,2	4,31	6,62	15,0
v > 15 mm					
Lärche n = 9	F_{\max} [kN]	16,7	1,77	14,8	19,5
	K_1 [kN/mm]	15,4	2,52	12,6	21,0
	D	20,3	3,63	14,3	25,4
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,31	0,08	0,16	0,44
	ρ [kg/m ³]	577	19,4	554	604
	v_{\max} [mm]	15,0	0,01	14,9	15,0
Spalten					
Tanne n = 2	F_{\max} [kN]	11,8	0,80	11,2	12,3
	K_1 [kN/mm]	10,3	2,93	8,21	12,4
	D	17,2	4,11	14,3	20,1
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,14	0,11	0,07	0,22
	ρ [kg/m ³]	431	32,8	407	454
	v_{\max} [mm]	14,9	0,00	14,9	14,9
v > 15 mm					
Tanne n = 8	F_{\max} [kN]	12,1	0,88	11,3	13,9
	K_1 [kN/mm]	10,4	1,12	9,06	12,3
	D	17,1	1,83	14,4	19,7
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,15	0,08	0,07	0,22
	ρ [kg/m ³]	431	21,7	407	479
	v_{\max} [mm]	15,0	0,02	14,8	15,0

Tabelle 8.2.1 (Fortsetzung): Statistische Kennwerte von F_{max} , K_1 , D , G_{ID} , ρ , v_{max}

Holzart		Mittelwert	Standard- abweichung	Kleinstwert	Größtwert
Spalten					
Tanne_k n = 4	F_{max} [kN]	12,7	1,86	11,2	15,4
	K_1 [kN/mm]	21,8	9,70	8,90	31,0
	D	22,9	9,72	12,8	36,2
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,16	0,04	0,13	0,22
	ρ [kg/m ³]	520	57,4	462	569
	v_{max} [mm]	10,9	3,04	8,05	14,9
v > 15 mm					
Tanne_k n = 2	F_{max} [kN]	11,6	1,34	10,7	12,6
	K_1 [kN/mm]	10,5	3,75	7,84	13,1
	D	17,0	4,32	13,9	20,0
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,16	0,02	0,14	0,17
	ρ [kg/m ³]	441	36,9	416	467
	v_{max} [mm]	15,0	0,01	15,0	15,0
v > 15 mm					
red cedar n = 2	F_{max} [kN]	12,8	1,53	11,7	13,9
	K_1 [kN/mm]	10,2	1,31	9,31	11,2
	D	15,7	1,44	14,7	16,7
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,20	0,032	0,18	0,22
	ρ [kg/m ³]	352	22,1	337	368
	v_{max} [mm]	15,0	0,00	15,0	15,0
v > 15 mm					
south. pine n = 6	F_{max} [kN]	11,9	1,05	10,7	13,5
	K_1 [kN/mm]	14,2	1,95	11,8	17,4
	D	22,1	2,63	19,0	26,3
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,60	0,19	0,37	0,94
	ρ [kg/m ³]	608	50,4	533	690
	v_{max} [mm]	15,0	0,01	14,9	15,0

Tabelle 8.2.1 (Fortsetzung): Statistische Kennwerte von F_{\max} , k_1 , D , G_{ID} , ρ , v_{\max}

Holzart		Mittelwert	Standard- abweichung	Kleinstwert	Größtwert
Spalten					
west. hem- lock n = 4	F_{\max} [kN]	14,8	2,22	12,6	17,4
	K_1 [kN/mm]	14,4	1,48	12,3	15,6
	D	18,5	2,99	15,5	22,5
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,28	0,02	0,26	0,31
	ρ [kg/m ³]	531	16,4	513	545
	v_{\max} [mm]	14,1	1,67	11,6	15,0
v > 15 mm					
west. hem- lock n = 10	F_{\max} [kN]	14,4	4,45	10,3	25,1
	K_1 [kN/mm]	13,1	5,80	6,61	25,1
	D	19,4	7,14	9,76	28,3
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,25	0,05	0,15	0,32
	ρ [kg/m ³]	483	71,9	396	597
	v_{\max} [mm]	15,0	0,02	14,9	15,0

Bei den folgenden Korrelationsuntersuchungen werden die Werte derjenigen Anschlussbereiche, die eines der beiden Versagenskriterien erfüllen, gemittelt, so dass je Prüfkörper nur eine Beobachtung berücksichtigt wird. So wird eine stärkere Gewichtung derjenigen Prüfkörper vermieden, bei denen an zwei Anschlussbereichen ein Versagen zu beobachten war. Die berücksichtigten Werte der beiden Versagenskriterien unterscheiden sich nur geringfügig.

Die Bilder 8.2.8 bis 8.2.10 zeigen die Mittelwerte der Höchstlasten über den Mittelwerten anderer Eigenschaften der einzelnen Holzarten. Die Gleichungen der Regressionsgeraden wurden mit den zugehörigen Werten der einzelnen Versuche ermittelt.

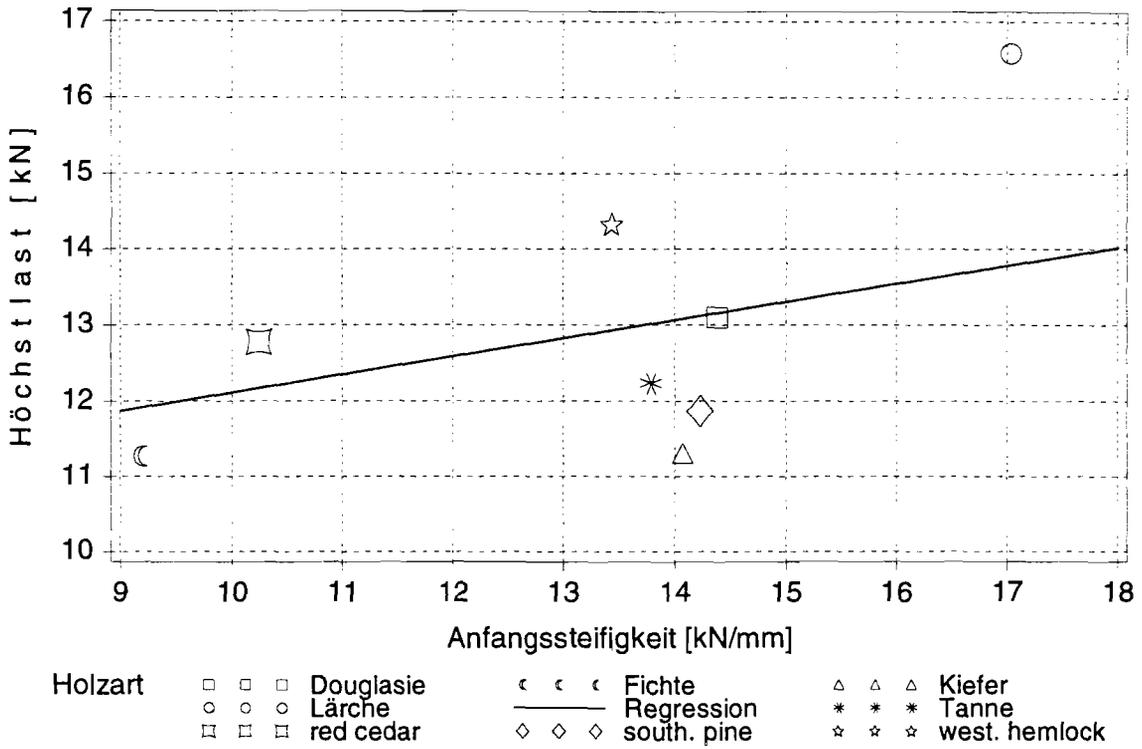


Bild 8.2.8: Mittelwerte der Höchstlast über den Mittelwerten von K_1

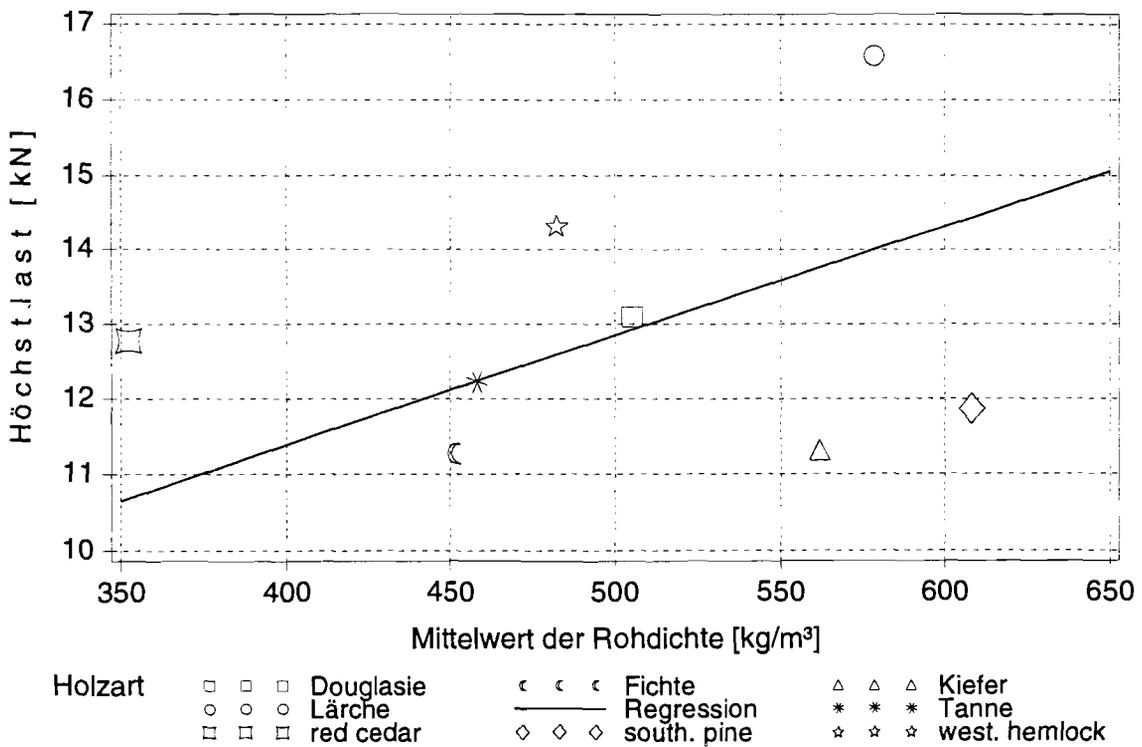


Bild 8.2.9: Mittelwerte der Höchstlast über den Mittelwerten der Rohdichte

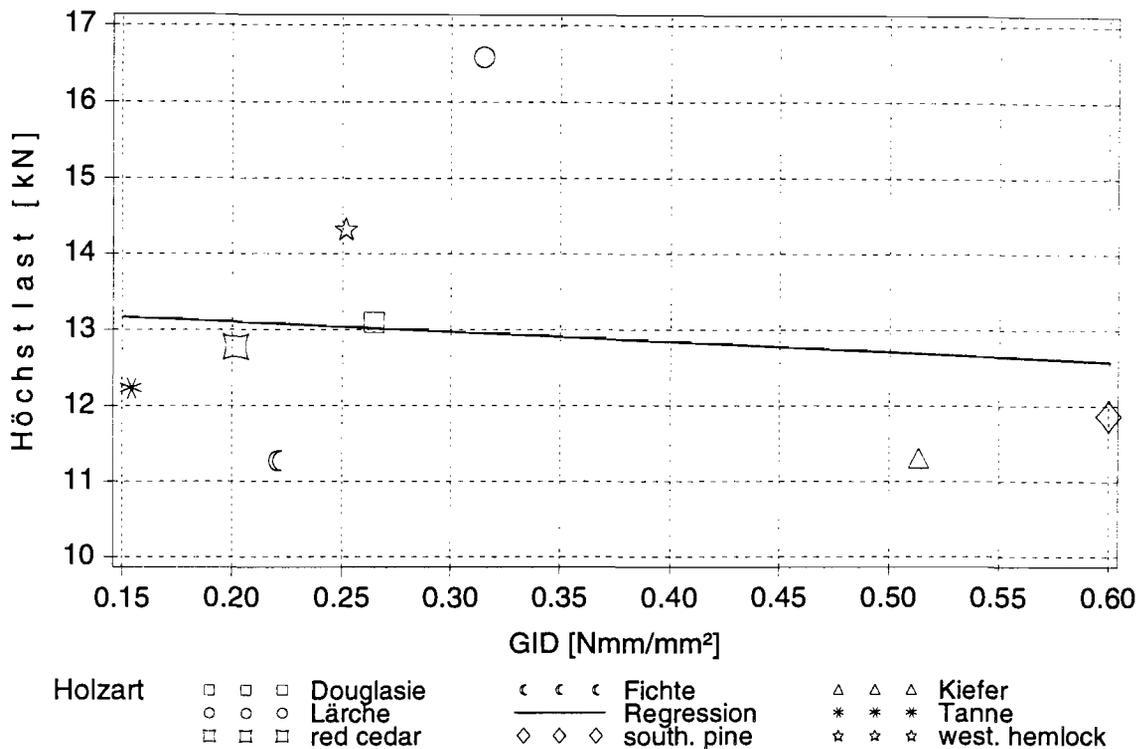


Bild 8.2.10: Mittelwerte der Höchstlast über den Mittelwerten von G_{ID}

Tabelle 8.2.2 enthält die nach Gleichung (6.2.4) benötigten Kenngrößen für die Regressionsuntersuchungen.

Tabelle 8.2.2: Kenngrößen der Regression

y-Achse		x-Achse		Korrelationskoeffizient r
$\bar{F}_{\max} = 13,0 \text{ kN}$	$\sigma_y = 2,61 \text{ kN}$	$\bar{K}_1 = 105 \text{ kN/mm}$	$\sigma_x = 4,61 \text{ kN/mm}$	$r = 0,421$
$\bar{F}_{\max} = 13,0 \text{ kN}$	$\sigma_y = 2,61 \text{ kN}$	$\bar{\rho}_{\text{mean}} = 508 \text{ kg/m}^3$	$\sigma_x = 75,8 \text{ kg/m}^3$	$r = 0,428$
$\bar{F}_{\max} = 13,0 \text{ kN}$	$\sigma_y = 2,61 \text{ kN}$	$\bar{G}_{ID} = 0,303 \text{ Nmm/mm}^2$	$\sigma_x = 0,166 \text{ Nmm/mm}^2$	$r = -0,085$
$\bar{F}_{\max} = 13,0 \text{ kN}$	$\sigma_y = 2,61 \text{ kN}$	Winkel $\alpha = 51,9^\circ$ nach Abschnitt 6.1	$\sigma_x = 16,7^\circ$	$r = 0,152$

Der schwache Zusammenhang zwischen der Höchstlast und den den Prüfkörpern nach Abschnitt 5 zugeordneten Energiefreisetzungsrate ist durch die großen Verschiebungen zu erklären, die auch bei den gespaltenen Anschlussbereichen zu beob-

achten war. Das Spalten trat bei Verschiebungen auf, die deutlich über der Proportionalitätsgrenze des Last-Verschiebungsdiagramms lagen.

Bild 8.2.11 und Bild 8.2.12 zeigen geöffnete Anschlussbereiche nach der Versuchsdurchführung. Die Verformung des Nagels entspricht derjenigen nach dem Mechanismus 3 von Johansens Modell.



Bild 8.2.11: Geöffneter Anschlussbereich eines Prüfkörpers aus Douglasienholz

In Bild 8.2.12 ist auch das unterschiedliche Verhalten zweier Anschlussbereiche zu sehen. Die Verformungen links sind deutlich größer als diejenigen des rechten Anschlusses.

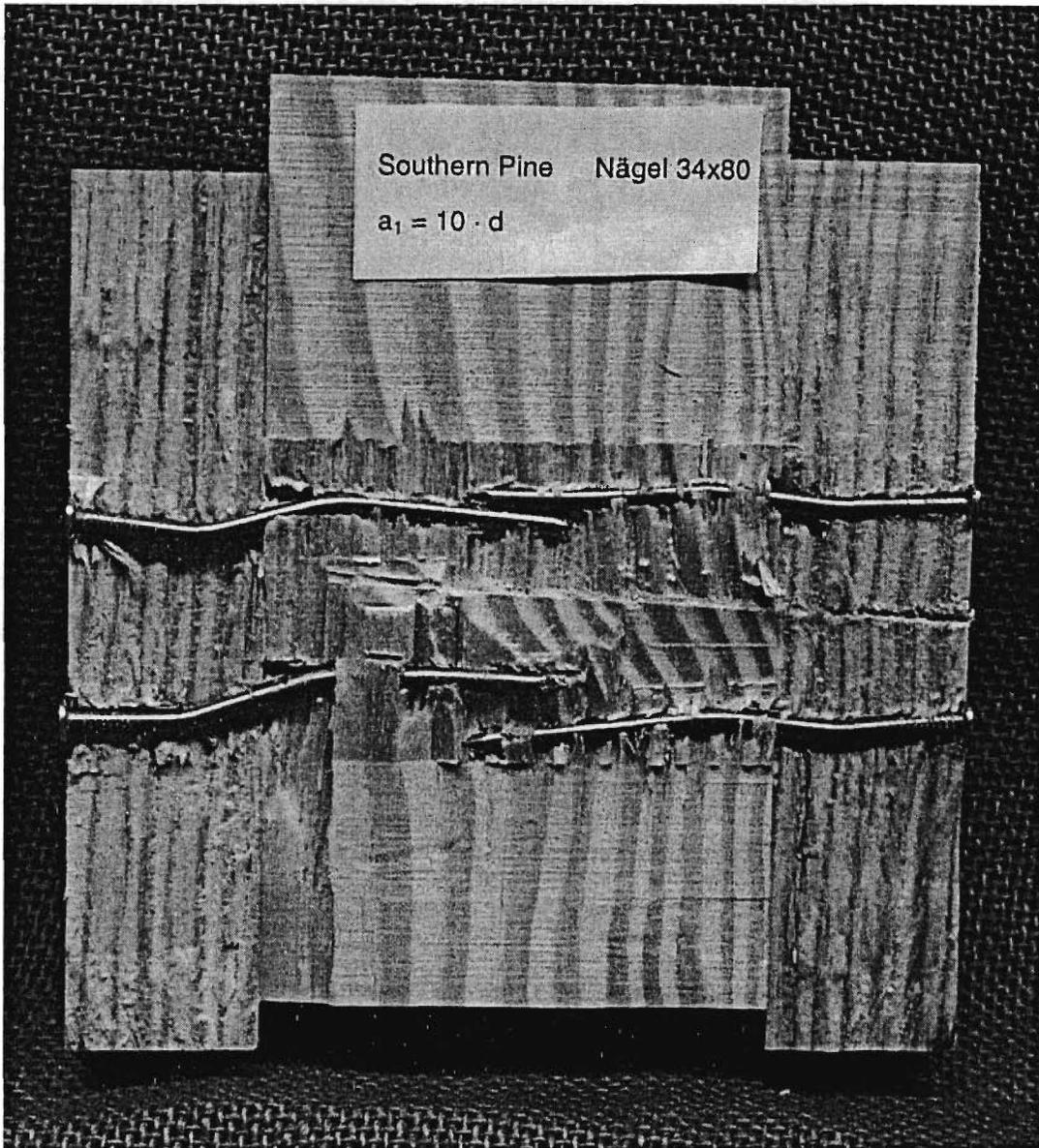


Bild 8.2.12: Geöffneter Anschlussbereich eines Prüfkörpers aus southern pine

Die zu erwartende Tragfähigkeit bei gleichen Lochleibungsfestigkeiten der beiden verbundenen Teile nach dem Versagensmechanismus 3 nach Johansen kann berechnet werden zu (Hilson (1995)):

$$F_{\text{Johansen},3} = 2 \cdot 4 \cdot \sqrt{2 \cdot M_y \cdot f_h \cdot d} \quad (8.2.1).$$

Mit dem Fließmoment $M_y = 5490 \text{ Nmm}$ nach Tabelle 8.1.1, der Lochleibungsfestigkeit

$$f_h = 0,082 \cdot \rho \cdot d^{-0,3} \quad (8.2.2)$$

in Anlehnung an den Entwurf zur DIN 1052 (2000) und dem Nageldurchmesser $d = 3,4 \text{ mm}$, können den bislang untersuchten Anschlussbereichen Erwartungswerte der Tragfähigkeit nach (8.2.1) zugeordnet werden.

Als Rohdichte ρ wird der gemittelte Wert der Rohdichten der Seiten- und Mittellasche verwendet.

Bild 8.2.13 enthält die Höchstlasten der Versuche über den zugeordneten Werten nach den Gleichungen (8.2.1) und (8.2.2). Der Korrelationskoeffizient beträgt $r = 0,432$.

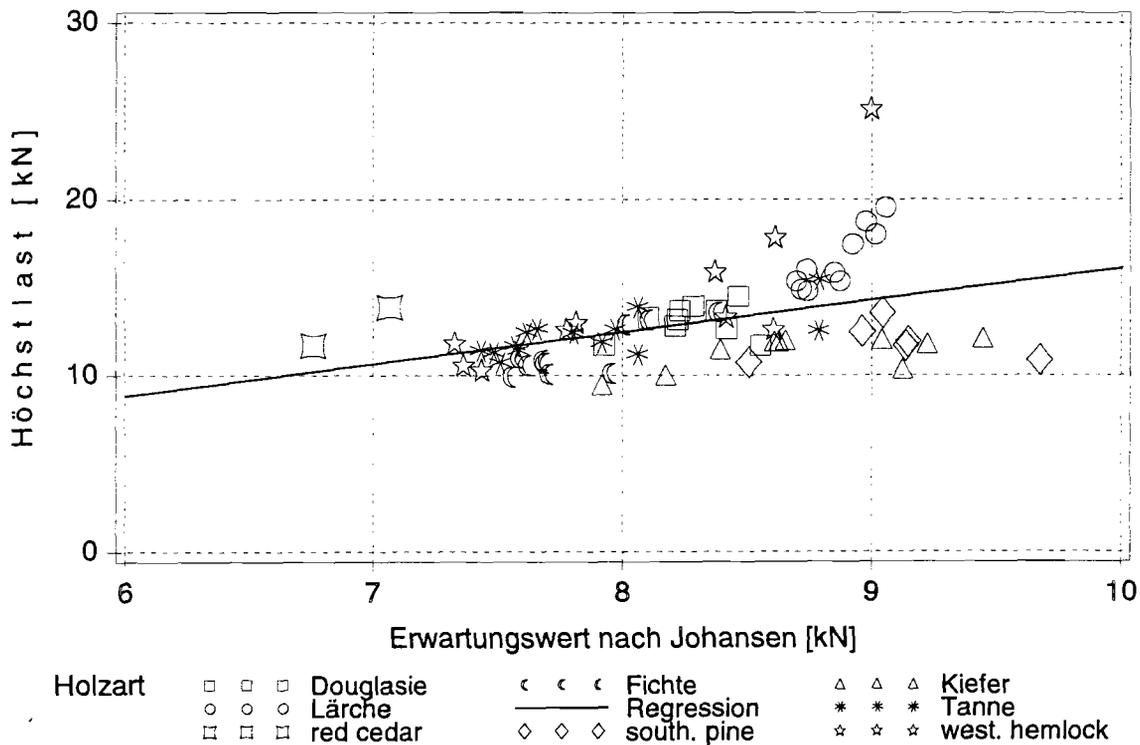


Bild 8.2.13: Höchstlasten der Versuche über den zu erwartenden Tragfähigkeiten nach (8.2.1)

Der Mittelwert nach Gleichung (8.2.1) für die berücksichtigten Anschlussbereiche beträgt $\bar{F}_{\text{Johansen},3} = 8,28 \text{ kN}$, derjenige der Prüfkörper $\bar{F} = 13,0 \text{ kN}$. Der Unterschied dürfte auf einer Verstärkung des sog. Seileffektes (Kuipers, van der Put(1982)) durch die Beharzung zurückzuführen sein.

9. Zusammenfassung

Ziel dieses Forschungsvorhabens war die Untersuchung des Spaltverhaltens unterschiedlicher Nadelhölzer.

In Abschnitt 1 sind die Versagensbilder einer gespaltenen Verbindung und einer Verbindung, die durch Ausscheren eines Blockes versagt hat, gezeigt. Beide Versagensarten führen in der Regel zu einem spröden Verhalten der Verbindung.

Abschnitt 2 stellt die Grundlagen der Bruchmechanik dar. Der Fall des Ausschereins eines Blockes wird als eine Kombination zweier Rissöffnungsarten erklärt.

In Abschnitt 3 sind die untersuchten Holzarten, ihre handelsüblichen Bezeichnungen und die botanischen Benennungen gegeben. Die Zuordnung der botanischen Benennungen erfolgt dabei nach DIN EN 1912 und dem Entwurf zur DIN 1052 (2000).

Die DIN EN 1912 erlaubt die Zuordnung zahlreicher Holzarten, die nach national geregelten Verfahren sortiert wurden, zu den Festigkeitsklassen nach DIN EN 338. Diese Festigkeitsklassen werden bei einer Bemessung nach DIN 1052 (1988) verwendet. Nach dem entsprechenden Abschnitt des Entwurfs zur DIN 1052 (2000) dürften in Zukunft zahlreiche Holzarten unterschiedlichster Herkunft in Deutschland für den Holzbau verwendet werden. Eine Anwendung der im Entwurf zur DIN 1052 (2000) gegebenen Regelungen für Verbindungsmittel auf diese Holzarten ist aber fragwürdig. Neben dem Zusammenhang zwischen charakteristischer Rohdichte und Lochleibungsfestigkeit, ist insbesondere die Neigung zu den oben beschriebenen spröden Versagensformen für zahlreiche Holzarten unbekannt. Oft werden in den Herkunftsländern andere Arten von Verbindungsmitteln verwendet, so dass keine Erfahrungen mit den in Deutschland üblichen Verbindungsmitteln vorliegen. Auch unter diesem Gesichtspunkt ist das hier entwickelte Verfahren zur Untersuchung der Neigung zu sprödem Verhalten der unterschiedlichen Holzarten von Bedeutung.

Abschnitt 4.1 zeigt einige Ansätze zur Berücksichtigung des spröden Versagens auf die zu erwartenden Tragfähigkeiten. Dieser Abschnitt kann keine vollständige Literaturübersicht enthalten, gibt aber einen Eindruck von den zahlreichen Einflüssen und Ansätzen zur Berechnung. Das spröde Verhalten und die dabei meist zu beobachtenden geringen Verschiebungen der Verbindungsmittel, können zu einer ungleichförmigen Lastverteilung bei Anschlüssen mit mehreren Verbindungsmitteln in einer Reihe führen. Bei sehr geringen Verschiebungen ist auch von einer niedrigeren Lochleibungsfestigkeit auszugehen. Beide Ursachen führen zu einer geringeren wirksamen Anzahl von Verbindungsmitteln bei mehreren Verbindungsmitteln in einer Reihe. Die gleiche Auswirkung ist bei mehreren Reihen zu erwarten.

Abschnitt 4.2 stellt die Beanspruchung des Nahbereichs von Verbindungsmitteln dar. Bei Verbindungen mit Stabdübeln kann zunächst von einem stabilen, d.h. unter quasi-statischen Bedingungen verlaufenden Risswachstum in der Nähe des Verbindungsmittels ausgegangen werden. Ein dynamisches Problem stellt dagegen das Reißen beim Einschlagen von Nägeln dar. Die mechanischen Modelle des Abschnittes 4.3 berücksichtigen nur quasistatische Verhältnisse, also stabiles Risswachstum. Mit Hilfe dieser Modelle können neben dem Einfluss der Energiefreisetzungsraten auch Einflüsse der Geometrie auf die zu erwartende Tragfähigkeit von Verbindungen bei spröden Versagensformen untersucht werden. Eine Überprüfung dieser weiteren Einflüsse durch Versuche war im Rahmen dieser Untersuchungen nicht möglich.

Die kritischen Energiefreisetzungsraten der untersuchten Holzarten, anschaulicher auch als Risswiderstandskraft bezeichnet, werden in Abschnitt 5 ermittelt. Es wird das Teilentlastungsverfahren angewendet, das eine Untersuchung des Verhaltens unterschiedlicher Abschnitte des Risswachstums erlaubt. Dabei ergeben sich signifikante Unterschiede zwischen den einzelnen Holzarten (Bild 5.3.12), die teilweise durch den mikroskopischen Bau der Hölzer zu erklären sind.

In Abschnitt 6 werden mit Stabdübeln durchgeführte Zugscherversuche gezeigt. Die Korrelationskoeffizienten zwischen den Höchstlasten und den Energiefreisetzungsraten sind höher, als diejenigen zwischen den Höchstlasten und den Rohdichten. Neben diesen Eigenschaften zeigt die Anfangssteifigkeit eine Korrelation mit der Höchstlast. Die Korrelationskoeffizienten mit weiteren Eigenschaften sind sehr niedrig und deuten auf einen nur geringen Einfluss dieser Eigenschaften auf die Tragfähigkeit hin. Geometrische Einflüsse, insbesondere der Abstand a_1 zwischen den Verbindungsmitteln oder der Verbindungsmitteldurchmesser, die nach dem mechanischen Modell des Abschnittes 4.3, Gleichung (4.3.10), den größten Einfluss auf die Traglast zeigen sollten, konnten im Rahmen dieses Forschungsvorhabens nicht untersucht werden. Abschnitt 6 bestätigt den Einfluss der Energiefreisetzungsraten auf die Höchstlasten. Weiterer Forschungsbedarf ist jedoch in Bezug auf das Lochleibungsverhalten der unterschiedlichen Nadelholzarten gegeben.

Abschnitt 7 dokumentiert Einschlagversuche, die mit Maschinenstiften durchgeführt wurden. Da bei diesen Versuchen ein Spalten bei Abständen und Holzdicken auftrat, die entsprechend den Regelungen der DIN 1052 (1988) und dem Entwurf zur DIN 1052 (2000) gewählt waren, wurde der ursprünglich vorgesehene Umfang der Versuche erweitert. Die Ergebnisse der Einschlagversuche bestätigen den Einfluss der Energiefreisetzungsraten auf die Spaltneigung. Die Spaltgefahr von Douglasien-, Lärchen- oder Fichtenholz beim Einschlagen von Nägeln ist nach den Ergebnissen dieses Abschnittes und des Abschnittes 5 gleich hoch einzustufen. Lediglich Prüfkörper aus Fichtenholz mit einer geringen Rohdichte neigen weniger zum Spalten (Bilder

7.2.1 bis 7.2.3). Ungefähr ab einer Rohdichte von $\rho > 450 \text{ kg/m}^3$ spalten die Prüfkörper aus Fichtenholz schon bei Abständen, die den Regelungen der DIN 1052 (1988) bzw. des Normentwurfs DIN 1052 (2000) entsprechen.

Trotz deutlich höherer Rohdichten zeigen die Holzarten Douglasie, Lärche und Kiefer deutscher Herkunft keine stärkere Neigung zum Spalten als Fichtenholz mit einer durchschnittlichen Rohdichte. Kiefernholz verhält sich sogar günstiger als die genannten Holzarten. Die höhere Spaltgefahr von Tannenholz wird durch die Ergebnisse dieses Abschnittes bestätigt.

Wegen der vorangegangenen Ergebnisse wurden weitere Serien mit größerer Holzdicke und größerem Abstand quer zur Faser ($a_{a,c}$) zum unbeanspruchten Rand durchgeführt. Aufgrund dieser Versuche sollten für die Holzarten Fichte, Tanne, Lärche und Douglasie deutscher Herkunft und western hemlock folgende Regelungen in die Holzbaunormen Eingang finden:

$a_{4,c} = 10 \cdot d$ anstelle der bislang geforderten $5 \cdot d$

oder

Erhöhung der Mindestholzdicke auf $t \geq 14 \cdot d$ (jedoch wie bisher $t \geq 24 \text{ mm}$).

Für Kiefernholz deutscher und amerikanischer Herkunft können dagegen die bisherigen Regelungen beibehalten werden.

Nach den Ergebnissen der Einschlagversuche wurden die Zugscherversuche für Abschnitt 8 entworfen. Bei diesen Versuchen war ein Spalten nur bei einem Teil der Anschlussbereiche und erst bei großen Verschiebungen der Anschlüsse zu beobachten. Die Prüfkörper aus Douglasienholz erreichen höhere Werte der Höchstlast (Bild 8.2.4) und der Duktilität (Bild 8.2.6) als diejenigen aus Fichtenholz

Für Nagelverbindungen stellt somit der Vorgang des Einschlagens die höchste Gefahr in Bezug auf das Spalten dar. Tritt beim Einschlagen kein Spalten auf, kann in der Regel von einem duktilen Verhalten des Anschlusses ausgegangen werden.

Die Versuche mit Stabdübeln und Nägeln zeigen ein bislang ungenutztes Potential der Nadelholzarten mit höherer Rohdichte. Insbesondere die Kiefer, die nahezu denselben Flächenanteil an den Wäldern der Bundesrepublik aufweist wie die Fichte (BMVEL (2001)), wird aufgrund ihrer Ästigkeit oft in Sortierklassen eingeordnet, deren zugehörige Festigkeitsklassen eine niedrige charakteristische Rohdichte aufweisen. Diese charakteristischen Rohdichten führen bei den Bemessungsverfahren des EC5 oder des Entwurfs zur DIN 1052 (2000) zu geringen Lochleibungsfestigkeiten und damit zu geringeren Bemessungswerten der Tragfähigkeit der Verbindung, als bei Verbindungen aus Fichtenholz, welches aufgrund der Ästigkeit oft in höhere Sortierklassen eingestuft wird. Diese Einstufung konnte durch die hier beschriebenen Zugversuche nicht bestätigt werden. Holzarten mit höherer Rohdichte und damit einer höheren Lochleibungsfestigkeit, können aufgrund ihrer höheren kritischen Energiefreisetzungsraten auch höhere Traglasten bei Verbindungen erreichen.

Literatur

ABAQUS (1995). Handbücher zur Version 5.5. Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc., Pawtucket, USA.

Aicher, S., Reinhardt, H.W., Klöck, W. (1993). Nichtlineares Bruchmechanik-Maßstabsgesetz für Fichte bei Zugbeanspruchung senkrecht zur Faserrichtung. Holz als Roh- und Werkstoff. Vol. 51, S. 385 – 394.

Aicher, S.; Schmidt, J. und Brunold, S. (1995). Design of timber beams with holes by means of fracture mechanics. CIB-W18 Meeting, Kopenhagen, Dänemark, Paper 28-19-4.

Anderson, T.L. (1995). Fracture Mechanics. 2. Auflage, CRC Press, Boca Raton, USA.

Blaß, H.J. (1990). Untersuchungen über die Variation des Last-Verschiebungsverhaltens in Nagelverbindungen. Holz als Roh- und Werkstoff. Vol. 48, S. 327 – 332 und 449 - 452.

Blaß, H.J. (1991). Untersuchungen zur Lastverteilung in Nagelverbindungen. Holz als Roh- und Werkstoff. Vol. 49, S. 21 – 26.

Blaß, H.J. (1991). Traglastberechnung von Nagelverbindungen. Holz als Roh- und Werkstoff. Vol. 49, S. 91 – 98.

Blaß, H.J., Ehlbeck, J., Schmid, M. (1998). Ermittlung der Querkzugfestigkeit von Voll- und Brettschichtholz. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abteilung Ingenieurholzbau, Universität Fridericiana Karlsruhe.

Blaß, H.J., Ehlbeck, J. (1998). Simplified design of connections with dowel-type fasteners. CIB-W18 Meeting, Savonlinna, Finland, Paper 31-7-8.

Blaß, H.J., Schmid, M. (1998). Bruchenergie von Kerto-D und Kerto-Q. Prüfbericht der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Karlsruhe (TH). Unveröffentlicht.

Blaß, H.J., Schmid, M. (2001). Querkzugfestigkeit von Vollholz und Brettschichtholz. Holz als Roh- und Werkstoff. Vol. 88, S. 456 – 466.

Blaß, H.J., Schmid, M. (2001). Self-tapping screws as reinforcement perpendicular to the grain in timber connections. Rilem Symposium on Joints in Timber Structures. Stuttgart.

Blaß, H.J., Schmid, M., Litze, H., Wagner, B. (2000). Nail plate reinforced joints with dowel-type fasteners. World Conference on Timber Engineering 2000. Whistler, British Columbia, Canada. Proceedings pp. 8.6.4-1 – 8.6.4-8.

BMVEL (2001). Gesamtwaldbericht der Bundesregierung. Bundesministerium für Verbraucherschutz, Ernährung und Landwirtschaft. Bonn.

Boatright, S.W.J. und Garrett, G.G. (1983). The effect of microstructure and stress state on the fracture behaviour of wood. *Journal of materials science*, Vol. 18, S. 2181-2199.

Bronstein, I.N., Semendjajew, K.A. (1979). Taschenbuch der Mathematik. 22. Auflage, B.G. Teubner Verlagsgesellschaft, Leipzig

Chapkis, R.L. und Williams, M.L. (1958). Stress Singularities for a sharp-notched polarly orthotropic plate. *Proceedings of the third U.S. Congress of applied mechanics*.

DGfH (1989). Informationsdienst Holz, holzbau handbuch, Reihe 4, Teil 2, Folge 2. Einheimische Nutzhölzer und ihre Verwendung. DGfH Innovations- und Service GmbH, München.

DIN EN 338 (1995). Bauholz für tragende Zwecke, Festigkeitsklassen. DIN Deutsches Institut für Normung e.V.. Berlin.

DIN 1052 (1988). Holzbauwerke, Eine ausführliche Erläuterung zu DIN 1052 Teil 1 bis Teil 3. 1. Auflage. Beuth Verlag, Köln.

DIN EN 1912 (1998). Bauholz für tragende Zwecke, Festigkeitsklassen, Zuordnung von visuellen Sortierklassen und Holzarten. DIN Deutsches Institut für Normung e.V.. Berlin.

DIN EN 26891 (1991). Holzbauwerke, Verbindungen mit mechanischen Verbindungsmitteln, Allgemeine Grundsätze für die Ermittlung der Tragfähigkeit und des Verformungsverhaltens. DIN Deutsches Institut für Normung e.V.. Berlin.

EC 5 (1995). Eurocode 5, Nationales Anwendungsdokument. Fachverlag Holz der Arbeitsgemeinschaft Holz, Düsseldorf.

Ehlbeck, J. (1969). Durchbiegungen von Biegeträgern aus Holz unter Berücksichtigung der Schubverformung. In: *Holz als Roh- und Werkstoff*, Band 27, S. 253-264, Springer-Verlag, Berlin.

Ehlbeck, J. (1979). Nailed Joints in wood structures. Virginia polytechnic institute and state university. Wood research and wood construction laboratory. Blacksburg, Virginia. No. 166.

Ehlbeck, J. und Görlacher, R. (1982). Mindestabstände bei Stahlblech-Holz-Nagelung. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abteilung Ingenieurholzbau, Universität Fridericiana Karlsruhe.

Ehlbeck, J. und Siebert, W. (1988). Ermittlung von Mindestholzabmessungen und Mindestnagelabständen bei Nagelverbindungen mit europäischem Douglasienholz. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abteilung Ingenieurholzbau, Universität Fridericiana Karlsruhe.

Entwurf zur DIN 1052 (2000). DIN 1052 – Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken. DIN Deutsches Institut für Normung e.V.. Berlin.

ENV 1995-2 (1997). Eurocode 5 – Design of timber structures – Part 2: Bridges. CEN TC 250, Stockholm.

Ewing, P.D. und Williams, J.G. (1979). Thickness and moisture content effect in the fracture toughness of scots pines. *Journal of materials science*, Vol. 14, S. 2959-2966.

Fonselius, M. und Riipola, K. (1992). Determination of fracture toughness for wood. *Journal of structural engineering*, Vol. 7, S.1727-1740

Frasson, R. (2001). Eine Programmroutine zur Berechnung der Energiefreisetzungsraten bei Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln. Angefertigt am Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen, Universität Karlsruhe (TH). Unveröffentlicht.

GABl. (1989). Gemeinsames Amtsblatt des Landes Baden-Württemberg. Bekanntmachung des Innenministeriums über die Einführung technischer Baubestimmungen; hier: Norm DIN 1052 Teile 1, 2 und 3 – Holzbauwerke -. S. 545-613.

Gasser, M. (2001). Die Tanne, das Mauerblümchen der Holzwirtschaft. Veröffentlicht im Internet der Fachstelle für Gebirgswaldpflege (GWP), www.gebirgswald.ch.

Griffith (1921). The Phenomena of Rupture and Flow in Solids. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*. pp.163-198.

Gross, D. (1996). Bruchmechanik. Zweite Auflage. Springer-Verlag Berlin.

Gustafsson, P.J. (1988). A Study of Strength of Notched Beams. CIB-W18 Meeting, Parksville, Canada, Paper 21-10-1

Gustafsson, P.J. (1995). Ausgeklinte Träger und Durchbrüche in Brettschichtholz. In: Blaß, H.J.; Görlacher, R.; Steck, G.: *Holzbauwerke STEP1 - Bemessung und Baustoffe*. Düsseldorf, Fachverlag Holz 1995

Hetényi, M. (1983). *Beams on Elastic Foundation*. The University of Michigan Press. Erste Ausgabe 1946

Hilson, B.O. (1995). Nagelverbindungen I. In: Blaß, H.J.; Görlacher, R.; Steck, G.: *Holzbauwerke STEP1 - Bemessung und Baustoffe*. Düsseldorf, Fachverlag Holz 1995

Hilson, B.O. (1995). Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln – Theorie. In: Blaß, H.J.; Görlacher, R.; Steck, G.: Holzbauwerke STEP1 - Bemessung und Baustoffe. Düsseldorf, Fachverlag Holz 1995

Hörig, H. (1931). Zur Elastizität des Fichtenholzes. Zeitschrift für technische Physik. Nr. 8, 1931, S. 370 – 379.

Informationsdienst Holz, Merkblattreihe Holzarten (1996). Arbeitsgemeinschaft Holz e.V.. Düsseldorf, 1996.

Jernkvist, L.O. (2001). Fracture of wood under mixed mode loading, I. Derivation of fracture criteria. Engineering fracture mechanics, Vol. 68, pp. 549-563.

Jernkvist, L.O. (2001). Fracture of wood under mixed mode loading, II. Experimental investigations of picea abies. Engineering fracture mechanics, Vol. 68, pp. 565-576.

Johansen, K. W. (1949). Theory of timber connections. International Association of bridge and structural Engineering, Bern. S. 249-262.

Jorrisen, A.J.M. (1998). Double Shear Timber Connections with Dowel Type Fasteners. Delft University Press, Delft, 1998.

König, A. (2000). Spaltbewehrung bei Stabdübelverbindungen. Vertieferarbeit am Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen. Universität Karlsruhe (TH). Nicht veröffentlicht.

Kuipers, J. und van der Put, T.A.C.M. (1982). Betrachtungen zum Bruchmechanismus von Nagelverbindungen. Ingenieurholzbau in Forschung und Praxis. Bruderverlag, Karlsruhe. S. 99-106.

Lantos, G. (1969). Load Distribution in a Row of Fasteners Subjected to Lateral Load. Wood Science Vol. 1, No. 3, pp. 129 – 136.

Larsen, H.J. und Gustafsson, P.J. (1990). The fracture energy of wood in tension perpendicular to the grain. CIB-W18 Meeting, Lissabon, Portugal, Paper 23-19-2.

Larsen, H.J. und Gustafsson, P.J. (1991). The fracture energy of wood in tension perpendicular to the grain. CIB-W18 Meeting, Oxford, Großbritannien, Paper 24-19-1.

Lau, P.W.C. und Tardiff, Y. (1987). Progress Report: Cracks produced by driving nails into wood – effects of wood and nail variables. Forintek Canada Corp..

Lau, P.W.C. (1990). Factors affecting crack formation in wood as a result of nailing. International timber engineering conference, Tokyo, October 1990.

Lechnickij, S.G. (1963). Theory of Elasticity of an Anisotropic Elastic Body. Holden-Day Inc., San Francisco.

Leicester, R.H. (1971). Some Aspects of Stress Fields at Sharp Notches in Orthotropic Materials I. Division of forest products technological paper No. 57. Commonwealth scientific and industrial research organization, Australia.

Leicester, R.H. (1983). Numerical Analysis for Notches of Arbitrary Notch Angle. Fracture mechanics technology applied to material evaluation and structure design, proceedings of the international conference. Edited by G.C. Sih, N.E. Ryan and R. Jones. The Hague: Martinus Nijhoff.

Leupold, W.; Conrad, R.; Völkel, S.; Große, G.; Fücke, R.; Nickel, H.; Mende, H. (1970). Analysis für Ingenieure. Verlag Harri Deutsch, Frankfurt a. M.

Logemann, M. (1991). Abschätzung der Tragfähigkeit von Holzbauteilen mit Ausklingungen und Durchbrüchen. Fortschrittberichte VDI, VDI-Verlag, Düsseldorf.

Lum, C. und Foschi, R.O. (1988). Arbitrary V-Notches in Orthotropic Plates. Journal of Engineering Mechanics. S. 638 – 655.

Mansfield-Williams, H.D. (1995). A New Method of Determining Fracture Energy in Forward Shear along the Grain. CIB-W18 Meeting, Kopenhagen, Dänemark, Paper 28-19-2.

Martens, G. (1953). Spalten und Tragfähigkeit von Nagelverbindungen. Fortschritte und Forschung im Bauwesen, Reihe D, Berichte des Beirats für Bauforschung beim Bundesminister für Wohnungsbau, Heft 9, Versuche für den Holzbau. S. 55-89.

Masuda, M. und Tabata, K. (2001). Theoretical and Experimental Analysis of Fracture of Wood in Pinned Joint Using DIC and FSAFC (Finite Small Area Fracture Criterion). RILEM Symposium on Joints in Timber Structures, Stuttgart 2001, pp. 3-12.

Mischler, A. (1997). Influence of Ductility on the Load-carrying Capacity of Joints with Dowel-type Fasteners. CIB-W18 Meeting, Vancouver, Canada, Paper 30-7-6.

NDS (1997). National Design Specification for Wood Construction. American Forest & Paper Association und American Wood Council. American National Standard.

NDS Commentary (1991). Commentary on the National Design Specification for Wood Construction. American Forest & Paper Association.

Neuhaus, F.-H. (1981). Elastizitätszahlen von Fichtenholz in Abhängigkeit von der Holzfeuchte, Mitteilung Nr. 81-8, Institut für konstruktiven Ingenieurbau, Ruhr-Universität Bochum.

Petersson, H. (1992). On Design Criteria for Tension Perpendicular to Grain. CIB-W18 Meeting, Åhus, Schweden, Paper 25-6-4.

Petersson, H. (1995). Fracture design analysis of wooden beams with holes and notches. CIB-W18 Meeting, Kopenhagen, Dänemark, Paper 28-19-3.

Popovski, M.; Karacabeyli, E. und Prion, H.G.L. (2001). Dynamic behaviour of riveted connections in timber construction. RILEM Symposium on Joints in Timber Structures, Stuttgart 2001, pp. 559-568.

Racher, P. (1995). Mechanische Holzverbindungen - Theorie. In: Blaß, H.J.; Görlacher, R.; Steck, G.: Holzbauwerke STEP1 - Bemessung und Baustoffe. Düsseldorf, Fachverlag Holz 1995

Rodd, P.D. (1988). Timber Joints with Improved Circular Dowel Fasteners. Proceedings of the International Conference on Timber Engineering, Seattle, USA, Vol.1 S. 26 – 37.

Saouma, V.E. (1997). Lecture Notes in Fracture Mechanics, Department of Civil Environmental and Architectural Engineering, University of Colorado, Boulder, USA.

Saouma, V.E. (1998). Lecture Notes Introduction to continuum mechanics, Department of Civil Environmental and Architectural Engineering, University of Colorado, Boulder, USA.

Saouma, V.E.; Sikiotis, E.S. (1986). Stress Intensity Factors in Anisotropic Bodies Using Singular Isoparametric Elements. Engineering Fracture Mechanics Vol. 25, No. 1, S. 115-121. Pergamon Journals Ltd..

SAS (1996). The SAS System Release 6.12. SAS Institute Inc., Cary, NC, USA.

Schubert, C. (1997). Untersuchungen von verstärkten Verbindungen mit Stabdübeln und Furnierstreifenholz PSL. Vertiefungsarbeit am Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen der Universität Karlsruhe, angefertigt an der University of British Columbia. Nicht veröffentlicht.

Szabó, I. (1964). Höhere technische Mechanik. 4. Auflage, Springer Verlag, Berlin.

Szabó, I. (1984). Einführung in die technische Mechanik. Nachdruck der achten, neu bearbeiteten Auflage, Springer Verlag, Berlin.

Thumm, K. (2001). Mechanische Untersuchungen zum Spaltverhalten von verstärkten und unverstärkten Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln. Diplomarbeit am Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen, Universität Karlsruhe (TH). Unveröffentlicht.

Timoshenko, S. (1958). Strength of Materials. Part I, Elementary Theory and Problems. Third Edition. Van Nostrand Reinhold Company, New York.

- Timoshenko, S.P. und Goodier, J.N. (1970). Theory of Elasticity. 3. Auflage, McGraw-Hill Book Company, Singapore.
- Valentin, G. und Adjanohoun, G. (1992). Applicability of classical isotropic fracture mechanics specimens to wood crack propagation studies. Materials and Structures, 1992, Vol. 25, S. 3-13.
- Valentin, G.H.; Boström, L.; Gustafsson, P.J.; Ranta-Maunus, A.; Gowda, S. (1991). Application of fracture mechanics to timber structures. RILEM state-of-the-art report. Technical Research Center of Finland, Espoo, Research Notes 1262.
- Van der Put (1990). Tension Perpendicular to Grain at Notches and Joints. CIB-W18 Meeting, Lissabon, Portugal, Paper 23-10-1.
- Volkersen, O. (1938). Die Nietkraftverteilung in zugbeanspruchten Nietverbindungen mit konstanten Laschenquerschnitten. Luftfahrtforschung, Vol. 35, S. 4-47.
- Wagenführ, R. (1989). Anatomie des Holzes. 4. Auflage, VEB Fachbuchverlag Leipzig.
- Weibull, W. (1939). A Statistical Theory of the Strength of Materials. Ingeniörs Vetenskaps Akademien, Handlingar Nr. 151, Stockholm.
- Weibull, W. (1939). The Phenomenon of Rupture in Solids. Ingeniörs Vetenskaps Akademien, Handlingar Nr. 153, Stockholm.
- Werner, H. (1993). Tragfähigkeit von Holz-Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln unter Berücksichtigung streuender Einflußgrößen. Berichte der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Fridericiana in Karlsruhe, 4. Folge, Heft 28.
- Williams, M.L. (1952). Stress Singularities Resulting from Various Boundary Conditions in Angular Corners of plates in Extension. Journal of applied mechanics: contributions to the ASME Applied Mechanicsa Division asme (1952), S. 526-528.

A Bettungsmoduln des elastisch gebetteten Balkens

Zur Berechnung des elastisch gebetteten Balkens wird die Balkenbettungszahl K benötigt. In Anlehnung an Jorissen (1998) ergibt sich

$$K = \frac{24}{11} \cdot \frac{E_{90} \cdot y_a}{h} \quad (\text{A.1}),$$

mit dem Elastizitätsmodul quer zur Faser E_{90} und y_a , einem Wert, der die Länge der Rissfront berücksichtigt. Nach dem Prinzip von de Saint-Venant (nach Szabó (1984)): „In hinreichender Entfernung vom Angriffsbezirk eines Kräftesystems hängt dessen Wirkung nicht mehr merkbar von seiner Verteilung, sondern nur noch von seinen statischen Resultanten ab“, kann jedoch für die Berechnung der Biegelinie des Modells die ganze Holzdicke angenommen werden. In (A.1) also die Holzdicke t anstatt y_a .

Der Gleichung (A.1) liegt die Annahme einer Querkzugspannungsverteilung nach

$$\sigma_z = -\frac{4 \cdot \sigma_{90,\max}}{h^2} \cdot z^2 + \sigma_{90,\max} \quad (\text{A.2})$$

zugrunde.

Nach Timoshenko (1970) können die Spannungen $\sigma_z(x)$ eines mit einer veränderlichen Last $q(x)$ beanspruchten Balkens in ausreichendem Abstand von den Balkenenden (Saint-Venant) berechnet werden zu:

$$\sigma_z = \frac{\sigma_{90,\max}}{2} - \sigma_{90,\max} \left(\frac{3 \cdot (z - h/2)}{2 \cdot h} - \frac{2 \cdot (z - h/2)^3}{h^3} \right) \quad (\text{A.3}).$$

Diese Gleichung ist die exakte Lösung für isotrope Materialien, da sie auf der Wahl einer geeigneten Airyschen Spannungsfunktion beruht. Der Bettungsmodul K ergibt sich mit dieser Spannungsverteilung dann zu

$$K = \frac{32}{13} \cdot \frac{E_{90} \cdot y_a}{h} \quad (\text{A.4}).$$

Die beiden Funktionen (A.2) und (A.3) sind für $\sigma_{90,\max} = 1 \text{ N / mm}^2$ und $h = 72 \text{ mm}$ nach Bild 4.3.1 in Bild A.1 dargestellt. Der Ort der maximalen Querkzugspannung $\sigma_{90,\max}$ ist bei $z = 0$.

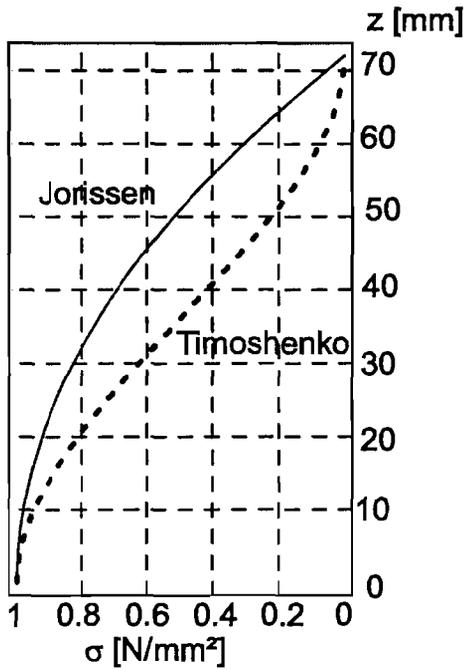


Bild A.1: Spannungsverteilung über die Höhe des Balkenmodells

Bei der Berechnung der Bettungsmoduln (A.1) und (A.4) wurde lediglich die Querspannung berücksichtigt. Dabei wurden die Dehnungen quer zur Faser bis zur ideellen Balkenachse integriert:

$$w(h/2) = \int_{z=0}^{z=h/2} \varepsilon_{90}(z) dz = \int_{z=0}^{z=h/2} \frac{\sigma_{90}(z)}{E_{90}} dz \quad (\text{A.5}),$$

mit E_{90} als dem Elastizitätsmodul quer zur Faserrichtung. Der Bettungsmodul lässt sich aus Gleichung (A.5) berechnen zu:

$$K = \frac{q(x)}{w(x, h/2)} = \frac{\sigma_{90}(h=0, x) \cdot t}{w(x, h/2)} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (\text{A.6}).$$

Um den Einfluss der Orthotropie abzuschätzen, wurde ein FE-Modell eines Einfeldträgers nach Bild A.2 untersucht. Die Verteilung der Querspannung ist in Bild A.3 dargestellt. Die Elastizitätszahlen wurden entsprechend Gleichung (4.2.2) des Abschnittes 4.2 gewählt.

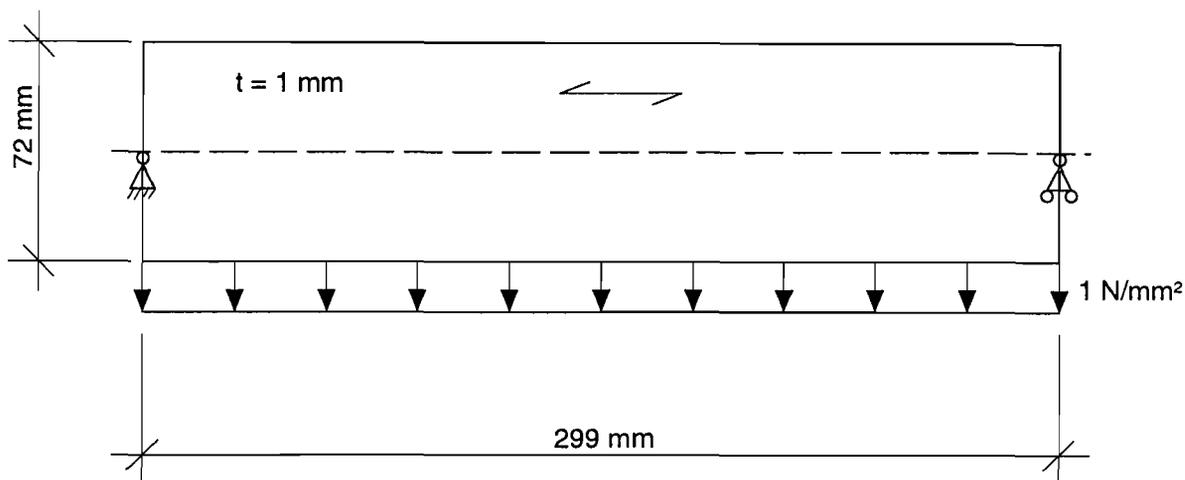


Bild A.2: Als FE-Modell abgebildeter Einfeldträger

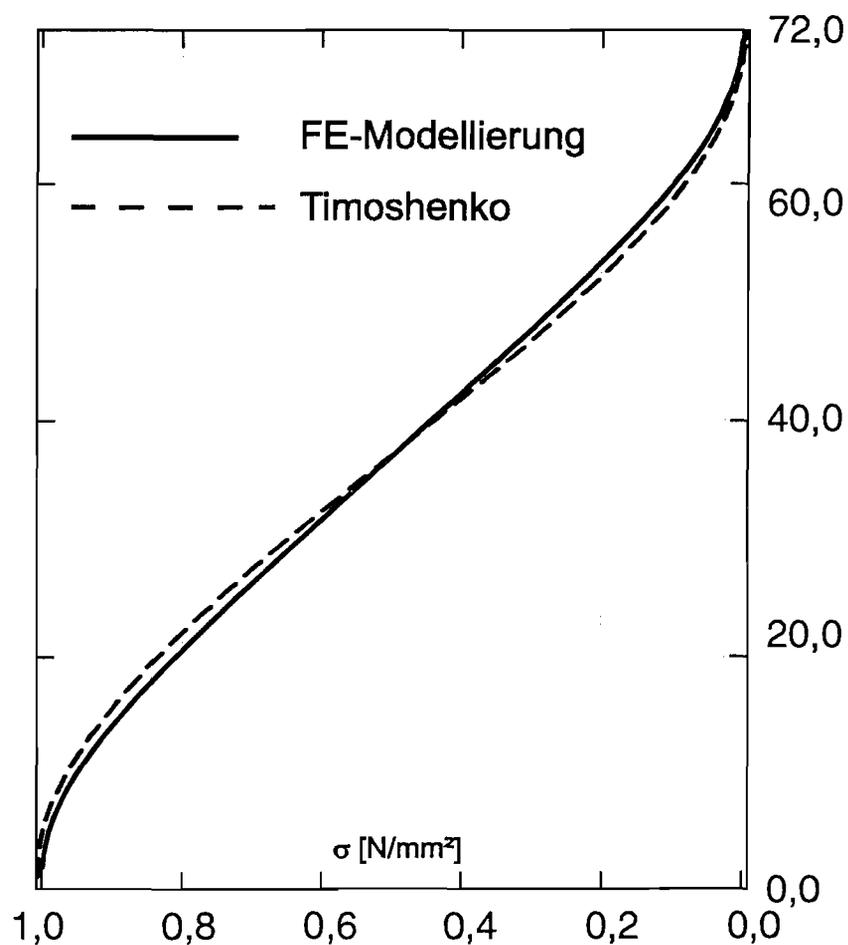


Bild A.3: Querspannung in Trägermitte

Der Vergleich der Spannungsverläufe nach Bild A.3 zeigt, dass die Annahme eines Spannungsverlaufes nach Gleichung (A.3) auch für das orthotrope Material Holz gerechtfertigt ist. Wird die Streuung der Materialeigenschaften berücksichtigt, ist diese Annahme noch leichter zu rechtfertigen.

Die Gleichung (A.4) führt zu Bettungsmodulen, deren Werte um 11 % über denjenigen der Gleichung (A.1) liegen. Die Werte von E_{90} weisen nach Blaß et al. (1998) eine sehr große Streuung auf. Die Wahl des Ansatzes zur Berechnung des Bettungsmoduls hat, verglichen mit diesen großen Streuungen, einen geringeren Einfluss. Bei den Rechnungen des Abschnittes 4 wurde Gleichung (A.4) für die Berechnung des Bettungsmoduls verwendet.

B Verschiebungsansatz unter Berücksichtigung der Schubdeformation

Bei der Bestimmung der elastischen Linie eines Balkens wird meist Jacob Bernoullis Hypothese zugrunde gelegt (nach Szabó (1984)): „Die vor der Deformation zur Balkenachse senkrechten Querschnittsebenen sollen auch nach der Deformation eben sein, d.h. keine Verwölbung erleiden und zur elastischen Linie senkrecht stehen. ... Diese Hypothese von Jacob Bernoulli ist gleichbedeutend mit der Vernachlässigung der Schubverzerrung im Querschnitt, wodurch allein die Biegemomente zur Wirkung kommen, indem sie der Balkenachse eine Krümmung erteilen und im Querschnitt Normalspannungen hervorrufen“.

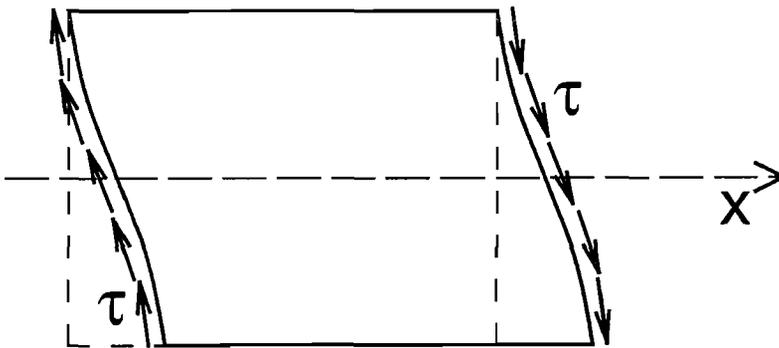


Bild B.1: Verwölbung eines Querschnittes infolge Schubspannungen

Der Einfluss der Schubspannungen auf die Durchbiegung kann näherungsweise nach Timoshenko (1958) und Szabó (1984) berechnet werden. Timoshenko nimmt eine Verformung infolge der Schubspannungen nach Bild B.2 an.

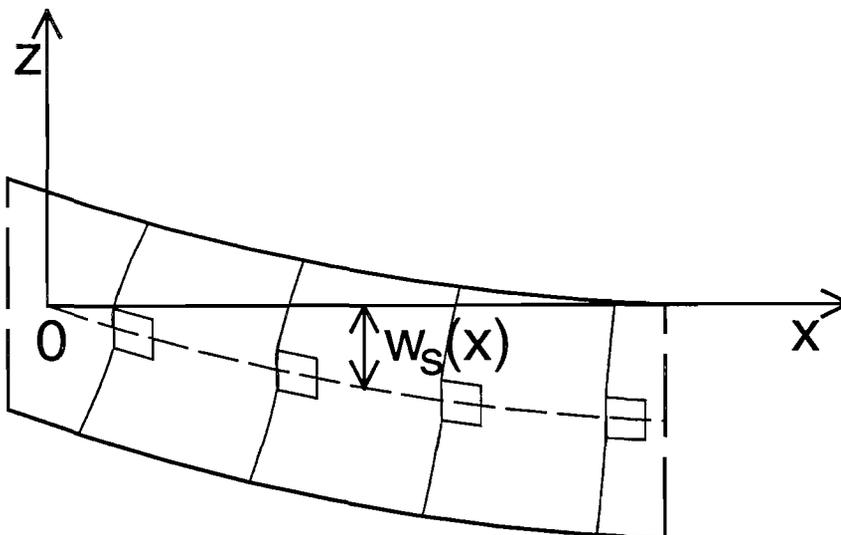


Bild B.2: Annahmen für die Schubverzerrung nach Timoshenko

Die vertikalen Seiten der Elemente entlang der Schwerachse bleiben nach Timoshenkos Annahme auch nach der Deformation vertikal. Szabó erweitert diese Annahme dahingehend, dass die bei Timoshenko vertikalen Achsen auch einen Winkel γ_2 aufweisen können, der aber konstant über die ganze Balkenlänge anzunehmen ist und von den Randbedingungen abhängt (Bild B.3). Die Durchbiegung infolge Schubverzerrung wird bei Timoshenko und Szabó also durch den Winkel

$$\gamma_1 = -dw_s / dx \quad (\text{B.1})$$

bestimmt. Die Schubverzerrungen sind damit zurückgeführt auf das Parallelogramm nach Bild B.4 und es gilt

$$\gamma = \gamma_1 + \gamma_2 = \tau / G \quad (\text{B.2})$$

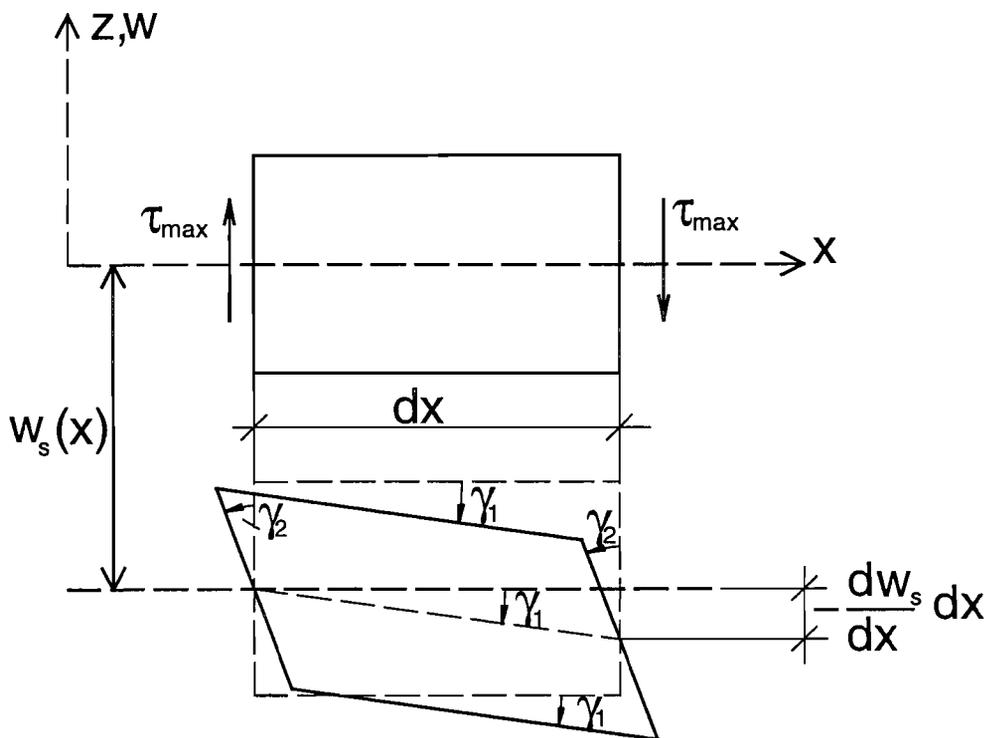


Bild B.3: Annahmen zur Abschätzung des Einflusses der Schubspannungen auf die Durchbiegung nach Szabó

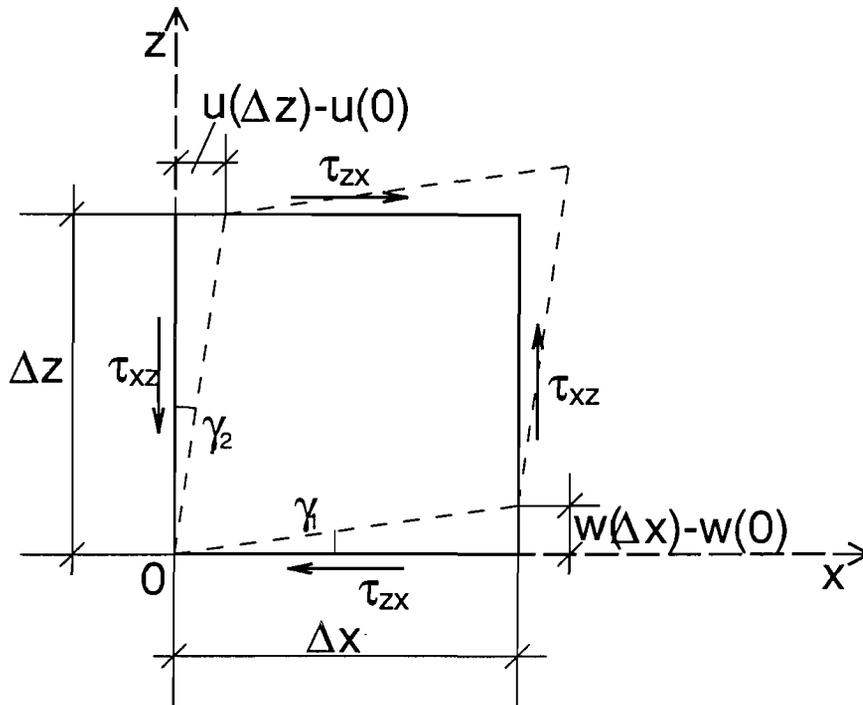


Bild B.4: Gleitwinkel und Schubspannungen

In Bild B.3 bezeichnet w_s die Durchbiegung infolge der Schubspannung. Mit der Querkraft $V(x)$, dem Schubmodul G und der Querschnittsfläche A folgt dann nach Szabó aus (B.1) und (B.2)

$$\frac{dw_s}{dx} = \gamma_2 - \frac{(\tau_{xz})_{z=0}}{G} = \gamma_2 - \frac{\kappa \cdot V(x)}{G \cdot A} \quad (\text{B.3}).$$

Dabei nehmen Szabó und Timoshenko die maximale Schubspannung τ_{xz} an der Stelle $z = 0$ als über den ganzen Querschnitt wirkend an. Damit erhält man eine Abschätzung der Durchbiegung infolge der Schubspannungen noch oben. Nach Timoshenko und Szabó gilt für den Rechteckquerschnitt

$$\kappa = 1,5 \quad (\text{B.4}).$$

Dieser Beiwert ist nicht gleich dem Beiwert f , den man bei dem Prinzip der virtuellen Arbeiten verwendet:

$$W = \frac{f}{2 \cdot G \cdot A} \int Q_z^2(x) dx \quad (\text{B.5}).$$

Bei Anwendung des Prinzips der virtuellen Arbeiten wird der tatsächliche Schubspannungsverlauf über die Querschnittshöhe berücksichtigt. Nach Szabó (1964) und Ehlbeck (1969) beträgt $f = 1,2$.

Wird die Durchbiegung infolge der Schubspannungen eines Kragbalkens mit rechteckigem Querschnitt und einer Last P am freien Ende nach Gleichung (B.3) und

(B.4) unter Berücksichtigung der Randbedingungen berechnet, ergibt sich nach Szabó (1964):

$$w(x) = -\frac{3 \cdot P}{2 \cdot A \cdot G} \cdot x \quad (\text{B.6}).$$

Bei einer Berechnung mit Hilfe des Prinzips der virtuellen Arbeiten unter Berücksichtigung des Arbeitsanteiles der Querkräfte nach (B.5) folgt dagegen:

$$w(x) = -\frac{6 \cdot P}{5 \cdot A \cdot G} \cdot x \quad (\text{B.7}).$$

Aus Gleichung (B.3) folgt:

$$\frac{d^2 w_s}{dx^2} = -\frac{\kappa}{G \cdot A} \cdot \frac{dV(x)}{dx} = \frac{\kappa \cdot q(x)}{G \cdot A} \quad (\text{B.8}).$$

Für die Krümmung infolge der Biegemomente gilt:

$$\frac{d^2 w_B}{dx^2} = \frac{M(x)}{E \cdot I} \quad (\text{B.9}).$$

Werden die Gleichung (B.8) und (B.9) addiert, folgt:

$$\frac{d^2 w}{dx^2} = \frac{M(x)}{E \cdot I} + \frac{\kappa \cdot q(x)}{G \cdot A} \quad (\text{B.10}).$$

Diese Gleichung ist nach den o.g. Annahmen für die Bestimmung der elastischen Linie bei Berücksichtigung der Schubdeformationen zu verwenden.

Mit $q(x)$ als Streckenlast nach Bild B.5.

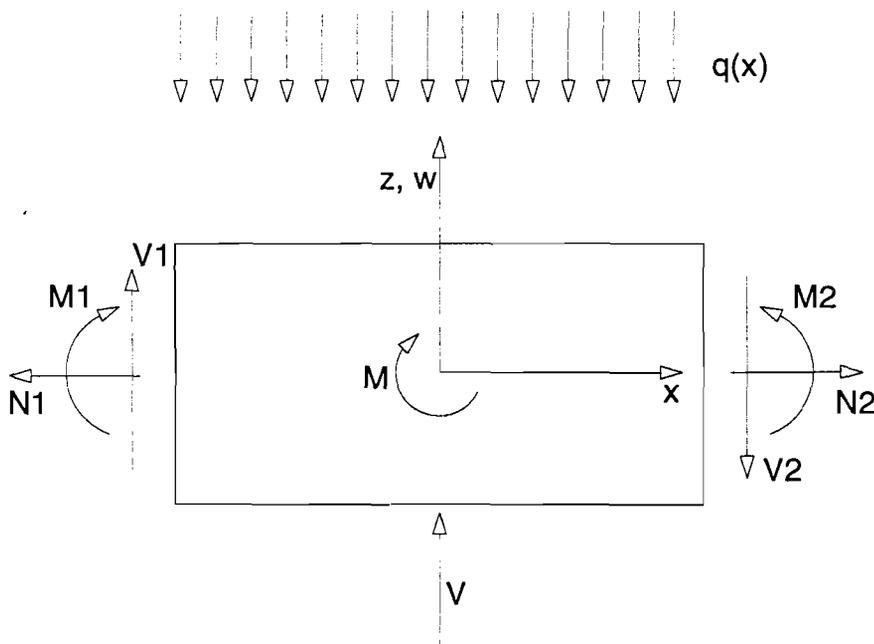


Bild B.5: Definition der Wirkungsrichtung der Schnittgrößen und äußeren Lasten

Ausgehend von Gleichung (B.10) können für die Bereiche des Modells nach Bild 4.3.1 die Verschiebungsansätze aufgestellt werden.

Für den Bereich zwischen x_1 und dem Koordinatenursprung, dies entspricht der Risslänge, und dem Bereich zwischen $x = 0$ und x_2 , entsprechend dem Verbindungsmitteldurchmesser d , wird keine elastische Bettung angenommen. Da auch keine äußeren Lasten $q(x)$ angreifen, kann von einer konstanten Querkraft ausgegangen werden.

Für den Bereich $x_1 < x < 0$ gilt der Verschiebungsansatz $w_{2a}(x)$:

$$\text{Die Querkraft } V \text{ ist konstant. } V(x) = V_1 = \frac{dM(x)}{dx} = E \cdot I \cdot \frac{d^3 w_{2a}}{dx^3} \quad (\text{B.11}).$$

$$\text{Daraus folgt } M(x) = V_1 \cdot x + C_5 = E \cdot I \cdot \frac{d^2 w_{2a}}{dx^2} \quad (\text{B.12}),$$

da in Gleichung (B.10) $q(x) = 0$ für diesen Bereich ist, hat die Schubspannung bei den Gleichungen (B.11) und (B.12) noch keinen Einfluss. Bei nochmaliger Integration folgt nun jedoch nach (B.3) ein Einfluss der Schubspannungen auf die Neigung der elastischen Linie:

$$\frac{dw_{2a}}{dx} = -\frac{\kappa \cdot V_1}{G \cdot A} + \frac{V_1 \cdot x^2}{2 \cdot E \cdot I} + C_5 \cdot x + C_6 \quad (\text{B.13}).$$

Schließlich folgt als Ansatz für die elastische Linie w_{2a} im Bereich $x_1 < x < 0$

$$w_{2a} = -\frac{\kappa \cdot V_1 \cdot x}{G \cdot A} + \frac{V_1 \cdot x^3}{6 \cdot E \cdot I} + C_5 \cdot \frac{x^2}{2} + C_6 \cdot x + C_7 \quad (\text{B.14}).$$

Die Konstanten C_5 , C_6 und C_7 , sowie V_1 können aus den geometrischen und statischen Randbedingungen dieses Trägerabschnittes bestimmt werden. Entsprechend gilt für den Abschnitt w_{2b} im Bereich $0 < x < x_2$:

$$w_{2b} = -\frac{\kappa \cdot V_2 \cdot x}{G \cdot A} + \frac{V_2 \cdot x^3}{6 \cdot E \cdot I} + C_8 \cdot \frac{x^2}{2} + C_9 \cdot x + C_{10} \quad (\text{B.15}).$$

Als Besonderheit ist bei der geometrischen Übergangsbedingung an der Stelle $x = 0$ ein Gleitwinkel infolge der äußeren Kraft V zu berücksichtigen. Es gilt:

$$\frac{dw_{2a}}{dx} - \frac{dw_{2b}}{dx} - \frac{\kappa \cdot V}{G \cdot A} = 0 \quad (\text{B.16}).$$

Die Bereiche des Modells nach Bild 4.3.1 zwischen dem belasteten Ende x_0 und x_1 mit dem Verschiebungsansatz $w_1(x)$ und zwischen x_2 und x_{100} mit $w_3(x)$ werden als elastisch gebettete Balken berechnet. Die Verschiebungsansätze werden dadurch komplizierter. In Gleichung (B.10) gilt jetzt:

$$q(x) = K \cdot w_1(x) \quad (\text{B.17}).$$

K ist die Balkenbettungszahl, nach Anhang A.

Gleichung (B.10) lautet dann für den Bereich $x_0 < x < x_1$ mit dem Verschiebungsansatz $w_1(x)$:

$$\frac{d^2 w_1}{dx^2} = \frac{M(x)}{E \cdot I} + \frac{\kappa \cdot K \cdot w_1(x)}{G \cdot A} \quad (\text{B.18}).$$

Die weiteren Ableitungen dieser Differentialgleichung lauten:

$$\frac{d^3 w_1}{dx^3} = \frac{V(x)}{E \cdot I} + \frac{\kappa \cdot K}{G \cdot A} \cdot \frac{dw_1}{dx} \quad (\text{B.19})$$

und

$$\frac{d^4 w_1}{dx^4} = \frac{-q(x)}{E \cdot I} + \frac{\kappa \cdot K}{G \cdot A} \cdot \frac{d^2 w_1}{dx^2} = \frac{-K \cdot w_1(x)}{E \cdot I} + \frac{\kappa \cdot K}{G \cdot A} \cdot \frac{d^2 w_1}{dx^2} \quad (\text{B.20}).$$

Es ergibt sich die homogene Differentialgleichung vierter Ordnung, die der Verschiebungsansatz $w_1(x)$ erfüllen muss:

$$\frac{d^4 w_1}{dx^4} - \frac{\kappa \cdot K}{G \cdot A} \cdot \frac{d^2 w_1}{dx^2} + \frac{K \cdot w_1(x)}{E \cdot I} = 0 \quad (\text{B.21}).$$

Als Lösungsansatz für homogene Differentialgleichungen höherer Ordnung kann immer

$$w_1 = e^{m \cdot x} \quad (\text{B.22})$$

angenommen werden. In Gleichung (B.21) eingesetzt folgt:

$$e^{m \cdot x} \cdot \left(m^4 - \frac{\kappa \cdot K \cdot m^2}{G \cdot A} + \frac{K}{E \cdot I} \right) = 0 \quad (\text{B.23})$$

und, da $e^{m \cdot x} \neq 0$ ist, folgende charakteristische Gleichung:

$$m^4 - \frac{\kappa \cdot K \cdot m^2}{G \cdot A} + \frac{K}{E \cdot I} = 0 \quad (\text{B.24}).$$

Daraus folgt:

$$m^2 = \frac{\kappa \cdot K}{2 \cdot G \cdot A} \pm \sqrt{\left(\frac{\kappa \cdot K}{2 \cdot G \cdot A} \right)^2 - \frac{K}{E \cdot I}} \quad (\text{B.25}).$$

Nach Leupold (1970) sind nun drei Fälle zu unterscheiden, je nachdem ob die Diskriminante größer, gleich oder kleiner Null ist.

1. Die Diskriminante ist größer Null:

$$\left(\frac{\kappa \cdot K}{2 \cdot G \cdot A} \right)^2 - \frac{K}{E \cdot I} > 0 \quad (\text{B.26}).$$

Es gilt:

$$\frac{\kappa \cdot K}{2 \cdot G \cdot A} > \sqrt{\left(\frac{\kappa \cdot K}{2 \cdot G \cdot A}\right)^2 - \frac{K}{E \cdot I}} \quad (\text{B.27}).$$

Aus (B.25) folgt schließlich:

$$m_{1,2,3,4} = \pm \sqrt{\frac{\kappa \cdot K}{2 \cdot G \cdot A} \pm \sqrt{\left(\frac{\kappa \cdot K}{2 \cdot G \cdot A}\right)^2 - \frac{K}{E \cdot I}}} \quad (\text{B.28}).$$

Als Verschiebungsansatz für den elastisch gebetteten Bereich $x_0 < x < x_1$ folgt schließlich mit (B.22):

$$w_1(x) = C_1 \cdot e^{m_1 \cdot x} + C_2 \cdot e^{m_2 \cdot x} + C_3 \cdot e^{m_3 \cdot x} + C_4 \cdot e^{m_4 \cdot x} \quad (\text{B.29}).$$

2. Die Diskriminante ist gleich Null:

$$\left(\frac{\kappa \cdot K}{2 \cdot G \cdot A}\right)^2 - \frac{K}{E \cdot I} = 0 \quad (\text{B.30}).$$

Aus (B.28) folgt:

$$m_{1,2} = \pm \sqrt{\frac{\kappa \cdot K}{2 \cdot G \cdot A}} \quad (\text{B.31}).$$

Der Verschiebungsansatz lautet:

$$w_1(x) = C_1 \cdot e^{m_1 \cdot x} + C_2 \cdot e^{m_2 \cdot x} \quad (\text{B.32}).$$

3. Die Diskriminante ist kleiner Null:

$$\left(\frac{\kappa \cdot K}{2 \cdot G \cdot A}\right)^2 - \frac{K}{E \cdot I} < 0 \quad (\text{B.33}).$$

(B.25) lässt sich umformen zu

$$m^2 = \frac{\kappa \cdot K}{2 \cdot G \cdot A} \pm i \cdot \sqrt{\frac{K}{E \cdot I} - \left(\frac{\kappa \cdot K}{2 \cdot G \cdot A}\right)^2} \quad (\text{B.34}),$$

mit der imaginären Einheit

$$i^2 = -1 \quad (\text{B.35}).$$

Hetényi (1983) macht für m folgenden Ansatz:

$$m = \alpha + i \cdot \beta \quad (\text{B.36}),$$

daraus folgt

$$m^2 = \alpha^2 + 2 \cdot \alpha \cdot \beta \cdot i - \beta^2 \quad (\text{B.37}).$$

Aus dem Vergleich der imaginären und realen Anteile von (B.37) und (B.34) folgt:

$$\alpha^2 - \beta^2 = \frac{\kappa \cdot K}{2 \cdot G \cdot A} \quad (\text{B.38})$$

und

$$2 \cdot \alpha \cdot \beta = \sqrt{\frac{K}{E \cdot I} - \left(\frac{\kappa \cdot K}{2 \cdot G \cdot A}\right)^2} \quad (\text{B.39}).$$

Mit

$$\lambda^4 = \frac{K}{4 \cdot E \cdot I} \quad (\text{B.40})$$

folgt schließlich:

$$\alpha \cdot \beta = \sqrt{\lambda^4 - \left(\frac{\kappa \cdot K}{4 \cdot G \cdot A}\right)^2} = \sqrt{\left(\lambda^2 + \frac{\kappa \cdot K}{4 \cdot G \cdot A}\right) \cdot \left(\lambda^2 - \frac{\kappa \cdot K}{4 \cdot G \cdot A}\right)} \quad (\text{B.41}).$$

Aus (B.39) und (B.41) folgt schließlich:

$$\alpha = \sqrt{\lambda^2 + \frac{\kappa \cdot K}{4 \cdot G \cdot A}} \quad (\text{B.42})$$

und

$$\beta = \sqrt{\lambda^2 - \frac{\kappa \cdot K}{4 \cdot G \cdot A}} \quad (\text{B.43}).$$

Aus (B.34) und (B.37) folgt:

$$m_{1,2,3,4} = \pm(\alpha \pm i \cdot \beta) \quad (\text{B.44})$$

und schließlich der Lösungsansatz:

$$w_1(x) = e^{(\alpha+i\beta) \cdot x} \cdot A_1 + e^{(\alpha-i\beta) \cdot x} \cdot A_2 + e^{(-\alpha+i\beta) \cdot x} \cdot A_3 + e^{(-\alpha-i\beta) \cdot x} \cdot A_4 \quad (\text{B.45}).$$

Es gilt:

$$e^{i\beta \cdot x} = \cos(\beta \cdot x) + i \cdot \sin(\beta \cdot x) \quad (\text{B.46})$$

und

$$e^{-i\beta \cdot x} = \cos(\beta \cdot x) - i \cdot \sin(\beta \cdot x) \quad (\text{B.47}).$$

Ist eine komplexwertige Funktion

$$y = u(x) + i \cdot v(x) \quad (\text{B.48})$$

Lösung einer homogenen Differentialgleichung, so sind auch

$$y_1 = u(x) \quad (\text{B.49})$$

und

$$y_2 = v(x) \quad (\text{B.50})$$

Lösungen der Differentialgleichung (Leupold (1970)).

Damit folgt aus (B.45) bis (B.50):

$$w_1(x) = e^{\alpha x} \cdot (A_1 \cdot \cos(\beta \cdot x) + A_1 \cdot \sin(\beta \cdot x) + A_2 \cdot \cos(\beta \cdot x) - A_2 \cdot \sin(\beta \cdot x)) + e^{-\alpha x} \cdot (A_3 \cdot \cos(\beta \cdot x) + A_3 \cdot \sin(\beta \cdot x) + A_4 \cdot \cos(\beta \cdot x) - A_4 \cdot \sin(\beta \cdot x)) \quad (\text{B.51})$$

und mit

$$C_1 = A_1 + A_2; \quad C_2 = A_1 - A_2; \quad C_3 = A_3 + A_4; \quad C_4 = A_3 - A_4 \quad (\text{B.52})$$

folgt schließlich der Verschiebungsansatz $w_1(x)$ für den elastisch gebetteten Balken im Bereich von $x_0 < x < x_1$ bei negativer Diskriminante in (B.25) zu

$$w_1(x) = e^{\alpha x} \cdot (C_1 \cdot \cos(\beta \cdot x) + C_2 \cdot \sin(\beta \cdot x)) + e^{-\alpha x} \cdot (C_3 \cdot \cos(\beta \cdot x) + C_4 \cdot \sin(\beta \cdot x)) \quad (\text{B.53}).$$

Für den elastisch gebetteten Balken mit $x_2 < x < x_{100}$ gilt ein entsprechender Verschiebungsansatz $w_3(x)$ mit anderen Konstanten C_i .

Der Verschiebungsansatz für einen Balken mit elastischer Bettung ohne Berücksichtigung der Schubweichheit ist in der Literatur dokumentiert. Nach Szabó (1984) gilt:

$$w_1(x) = e^{\lambda x} \cdot (C_1 \cdot \cos(\lambda \cdot x) + C_2 \cdot \sin(\lambda \cdot x)) + e^{-\lambda x} \cdot (C_3 \cdot \cos(\lambda \cdot x) + C_4 \cdot \sin(\lambda \cdot x)) \quad (\text{B.54})$$

mit λ nach (B.40).

Aus den Verschiebungsansätzen der Balkenelemente kann mit den statischen und geometrischen Rand- und Übergangsbedingungen ein Gleichungssystem aufgestellt werden, um die Konstanten C_i und V_i zu bestimmen.

Bei den statischen Rand- und Übergangsbedingungen führt die Berücksichtigung der Schubweichheit zu ungewohnten Ausdrücken. Am Punkt x_1 beispielsweise gilt:

$x < x_1$: Verschiebungsansatz $w_1(x)$ nach (B.29), (B.32) oder (B.53) in Abhängigkeit vom Wert der Diskriminante nach (B.25)

$x > x_1$: Verschiebungsansatz $w_{2a}(x)$ nach (B.14)

$$M_{w_1}(x_1)/(E \cdot I) = M_{w_{2a}}(x_1)/(E \cdot I) \quad (\text{B.55}),$$

$$\frac{d^2 w_1}{dx^2} - \frac{\kappa \cdot K \cdot w_1}{G \cdot A} = \frac{d^2 w_{2a}}{dx^2}$$

für die Gleichheit der Querkräfte gilt entsprechend

$$V_{w_1}(x_1)/(E \cdot I) = V_{w_{2a}}(x_1)/(E \cdot I) \quad (\text{B.56}).$$

$$\frac{d^3 w_1}{dx^3} - \frac{\kappa \cdot K}{G \cdot A} \cdot \frac{dw_1}{dx} = \frac{d^3 w_{2a}}{dx^3}$$

C Statistische Größen der für das Modell nach Abschnitt 4.3 verwendeten Parameter

Tabelle C.1: Gleichung (4.3.10), Anzahl der Verbindungsmittel $n = 2$

	n	Mittelwert	Standardabweichung	Größtwert	Kleinstwert
Energiefreisetzungsratesrate G_1 für ein Risswachstum von d bis $1.5 d$	78	0,260	0,106	0,525	0,095
Durchmesser [mm]	78	15,4	6,67	24,0	8,0
Rohdichte [kg/m ³]	78	505	55,4	560	450
Abstand zum Hirnholz a_3/d	78	7,92	1,00	9,0	7,0
Abstand zum Rand a_4/d	78	4,0	0,967	5,0	3,0
Abstand zwischen den Verbindungsmitteln a_1/d	78	7,0	1,64	9,0	5,0
Elastizitätsmodul parallel zur Faserrichtung, E_0 [N/mm ²]	78	12000	0	12000	12000
Elastizitätsmodul quer zur Faserrichtung, E_{90} [N/mm ²]	78	400	0	400	400
Schubmodul G [N/mm ²]	78	750	0	750	750

Tabelle C.2: Gleichung (4.3.10), Anzahl der Verbindungsmittel $n = 3$

	n	Mittelwert	Standardabweichung	Größtwert	Kleinstwert
Energiefreisetzungsrates G_I für ein Risswachstum von d bis $1.5 d$	72	0,288	0,119	0,625	0,099
Durchmesser [mm]	72	16,0	6,58	24,0	8,0
Rohdichte [kg/m ³]	72	505	55,4	560	450
Abstand zum Hirnholz a_3/d	72	8,0	1,01	9,0	7,0
Abstand zum Rand a_4/d	72	4,0	1,01	5,0	3,0
Abstand zwischen den Verbindungsmitteln a_1/d	72	7,0	1,64	9,0	5,0
Elastizitätsmodul parallel zur Faserrichtung, E_0 [N/mm ²]	72	12000	0	12000	12000
Elastizitätsmodul quer zur Faserrichtung, E_{90} [N/mm ²]	72	400	0	400	400
Schubmodul G [N/mm ²]	72	750	0	750	750

Tabelle C.3: Gleichung (4.3.10), Anzahl der Verbindungsmittel $n = 4$

		Mittelwert	Standardabweichung	Größtwert	Kleinstwert
Energiefreisetzungsrates G_1 für ein Risswachstum von d bis $1.5 d$	2	0,294	0,124	0,665	0,100
Durchmesser [mm]	2	16,0	6,578	24,0	8,0
Rohdichte [kg/m ³]	2	505	55,4	560	450
Abstand zum Hirnholz a_3/d	2	8,0	1,01	9,0	7,0
Abstand zum Rand a_4/d	2	4,0	1,01	5,0	3,0
Abstand zwischen den Verbindungsmitteln a_1/d	2	7,0	1,64	9,0	5,0
Elastizitätsmodul parallel zur Faserrichtung, E_0 [N/mm ²]	2	12000	0	12000	12000
Elastizitätsmodul quer zur Faserrichtung, E_{90} [N/mm ²]	2	400	0	400	400
Schubmodul G [N/mm ²]	2	750	0	750	750

Tabelle C.4: Gleichung (4.3.12), Anzahl der Verbindungsmittel $n = 1$

	n	Mittelwert	Standardabweichung	Größtwert	Kleinstwert
Energiefreisetzungsrate G_I für ein Risswachstum von d bis $1.5 d$	24	0,189	0,080	0,358	0,069
Durchmesser [mm]	24	16,0	6,67	24,0	8,00
Rohdichte [kg/m ³]	24	505	56,2	560	450
Abstand zum Hirnholz a_3/d	24	8,00	1,02	9,00	7,00
Abstand zum Rand a_4/d	24	4,00	1,02	5,00	3,00
Abstand zwischen den Verbindungsmitteln a_1/d	24
Elastizitätsmodul parallel zur Faserrichtung, E_0 [N/mm ²]	24	12000	0	12000	12000
Elastizitätsmodul quer zur Faserrichtung, E_{90} [N/mm ²]	24	400	0	400	400
Schubmodul G [N/mm ²]	24	750	0	750	750

Tabelle C.5: Gleichung (4.3.12), Anzahl der Verbindungsmittel $n = 2$

	1	Mittelwert	Standardabweichung	Größtwert	Kleinstwert
Energiefreisetzungsrate G_1 für ein Risswachstum von d bis $1.5 d$	6	0,251	0,097	0,435	0,111
Durchmesser [mm]	6	15,4	6,76	24,0	8,00
Rohdichte [kg/m ³]	6	505	56,1	560	450
Abstand zum Hirnholz a_3/d	6	7,92	1,02	9,00	7,00
Abstand zum Rand a_4/d	6	4,00	0,980	5,00	3,00
Abstand zwischen den Verbindungsmitteln a_1/d	6	7,00	0	7,00	7,00
Elastizitätsmodul parallel zur Faserrichtung, E_0 [N/mm ²]	6	12000	0	12000	12000
Elastizitätsmodul quer zur Faserrichtung, E_{90} [N/mm ²]	6	400	0	400	400
Schubmodul G [N/mm ²]	6	750	0	750	750

Tabelle C.6: Gleichung (4.3.12), Anzahl der Verbindungsmittel $n = 3$

	n	Mittelwert	Standardabweichung	Größtwert	Kleinstwert
Energiefreisetzungsrates G_I für ein Risswachstum von d bis $1.5 d$	24	0,272	0,100	0,456	0,122
Durchmesser [mm]	24	16,0	6,67	24,0	8,00
Rohdichte [kg/m ³]	24	505	56,2	560	450
Abstand zum Hirnholz a_3/d	24	8,00	1,02	9,00	7,00
Abstand zum Rand a_4/d	24	4,00	1,02	5,00	3,00
Abstand zwischen den Verbindungsmitteln a_1/d	24	7,00	0	7,00	7,00
Elastizitätsmodul parallel zur Faserrichtung, E_0 [N/mm ²]	24	12000	0	12000	12000
Elastizitätsmodul quer zur Faserrichtung, E_{90} [N/mm ²]	24	400	0	400	400
Schubmodul G [N/mm ²]	24	750	0	750	750

Tabelle C.7: Gleichung (4.3.12), Anzahl der Verbindungsmittel $n = 4$

	n	Mittelwert	Standardabweichung	Größtwert	Kleinstwert
Energiefreisetzungsratesrate G_I für ein Risswachstum von d bis $1.5 d$	24	0,275	0,101	0,464	0,124
Durchmesser [mm]	24	16,0	6,67	24,0	8,00
Rohdichte [kg/m ³]	24	505	56,2	560	450
Abstand zum Hirnholz a_3/d	24	8,00	1,02	9,00	7,00
Abstand zum Rand a_4/d	24	4,00	1,02	5,00	3,00
Abstand zwischen den Verbindungsmitteln a_1/d	24	7,00	0	7,00	7,00
Elastizitätsmodul parallel zur Faserrichtung, E_0 [N/mm ²]	24	12000	0	12000	12000
Elastizitätsmodul quer zur Faserrichtung, E_{90} [N/mm ²]	24	400	0	400	400
Schubmodul G [N/mm ²]	24	750	0	750	750

D Anhang zu Abschnitt 5

Tabelle D.1: statistische Größen der dynamischen Elastizitätsmoduln und der Anfangssteifigkeiten der CT-Proben

Holzart		Mittelwert	Standard- abweichung	Kleinstwert	Größtwert	Korrelations- koeffizient r
Douglasie	E_{dyn} [N/mm ²]	12500	2250	8530	16500	-0,294
	C_{beg} [N/mm]	413	91	164	666	
Fichte	E_{dyn} [N/mm ²]	12200	1560	10300	15700	0,108
	C_{beg} [N/mm]	306	72	163	528	
Kiefer	E_{dyn} [N/mm ²]	12800	1700	10100	16200	0,194
	C_{beg} [N/mm]	429	121	217	749	
Lärche	E_{dyn} [N/mm ²]	12500	1300	10500	14700	0,014
	C_{beg} [N/mm]	457	98,2	289	655	
Tanne	E_{dyn} [N/mm ²]	13275	2290	10200	17500	-0,032
	C_{beg} [N/mm]	291	87,7	75,0	461	
red cedar (n = 6)	E_{dyn} [N/mm ²]	7425	126	7310	7540	0,895
	C_{beg} [N/mm]	369	181	208	609	
southern pine	E_{dyn} [N/mm ²]	14200	4040	8130	17500	0,067
	C_{beg} [N/mm]	510	127	346	735	
western hemlock	E_{dyn} [N/mm ²]	14111	2000	9180	16700	0,083
	C_{beg} [N/mm]	361	151	159	725	
alle gemein- sam	E_{dyn} [N/mm ²]	12800	2250	7310	17500	0,039
	C_{beg} [N/mm]	383	127	75,0	749	

Douglasie, ohne Berücksichtigung von Versuchen, deren Risswachstum durch Äste beeinflusst wurde

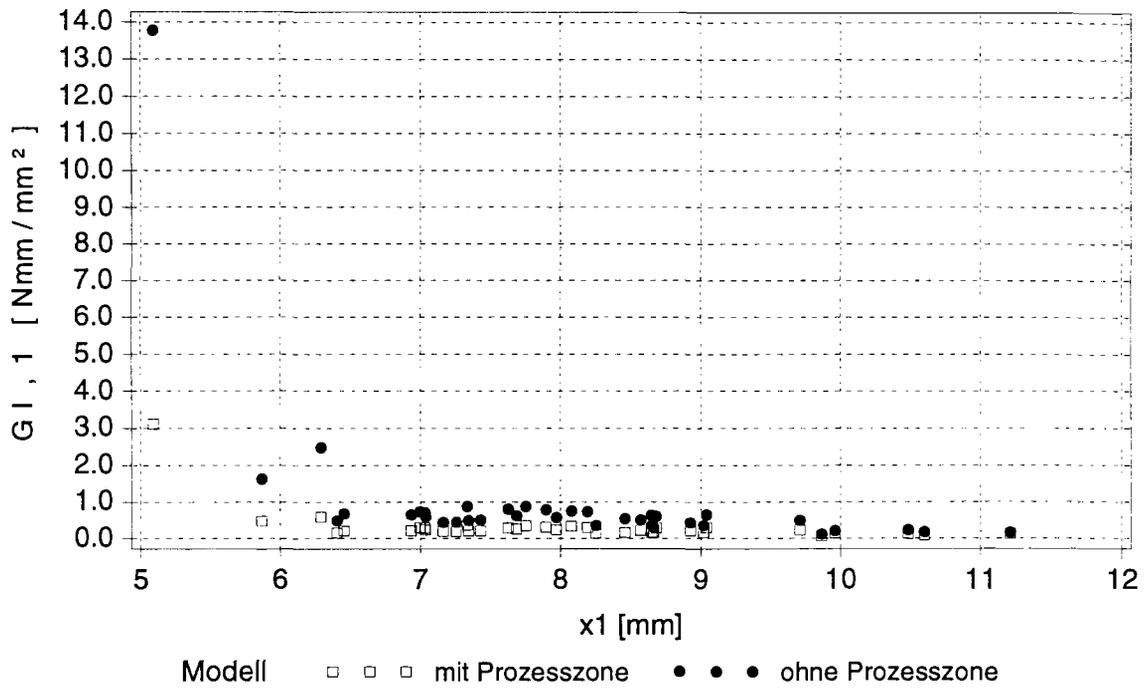


Bild D.1: $G_{I,1}$ und $G_{ID,1}$ über x_1

Kiefer, ohne Berücksichtigung von Versuchen, deren Risswachstum durch Äste beeinflusst wurde

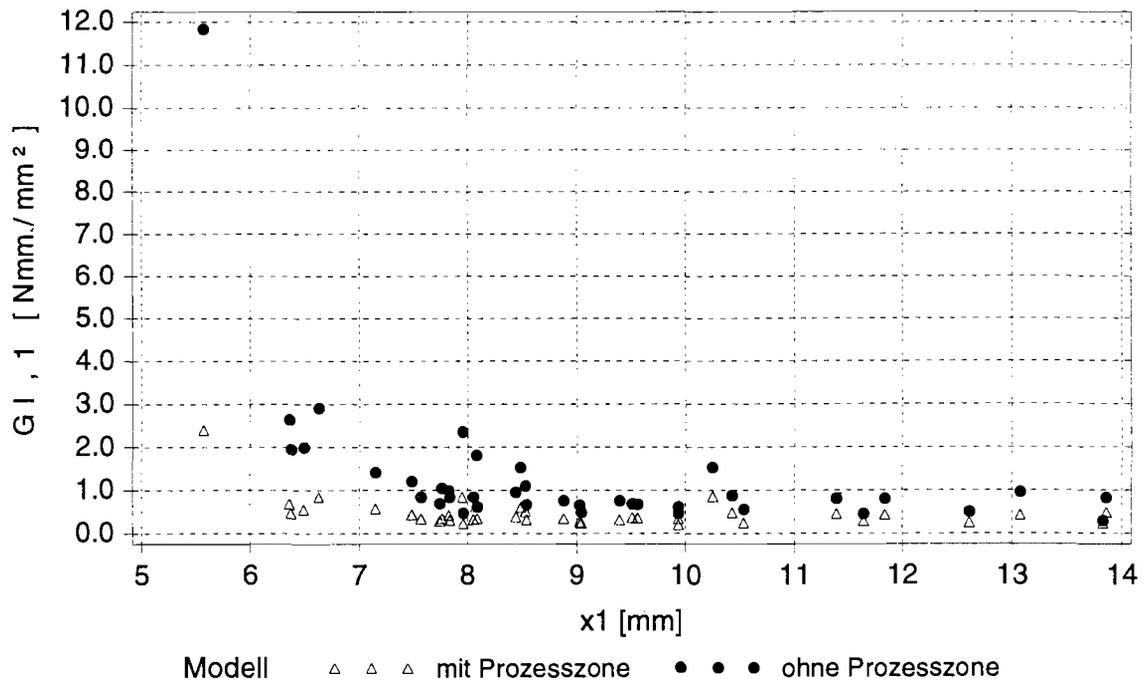


Bild D.2: $G_{I,1}$ und $G_{ID,1}$ über x_1

Lärche, ohne Berücksichtigung von Versuchen, deren Risswachstum durch Äste beeinflusst wurde

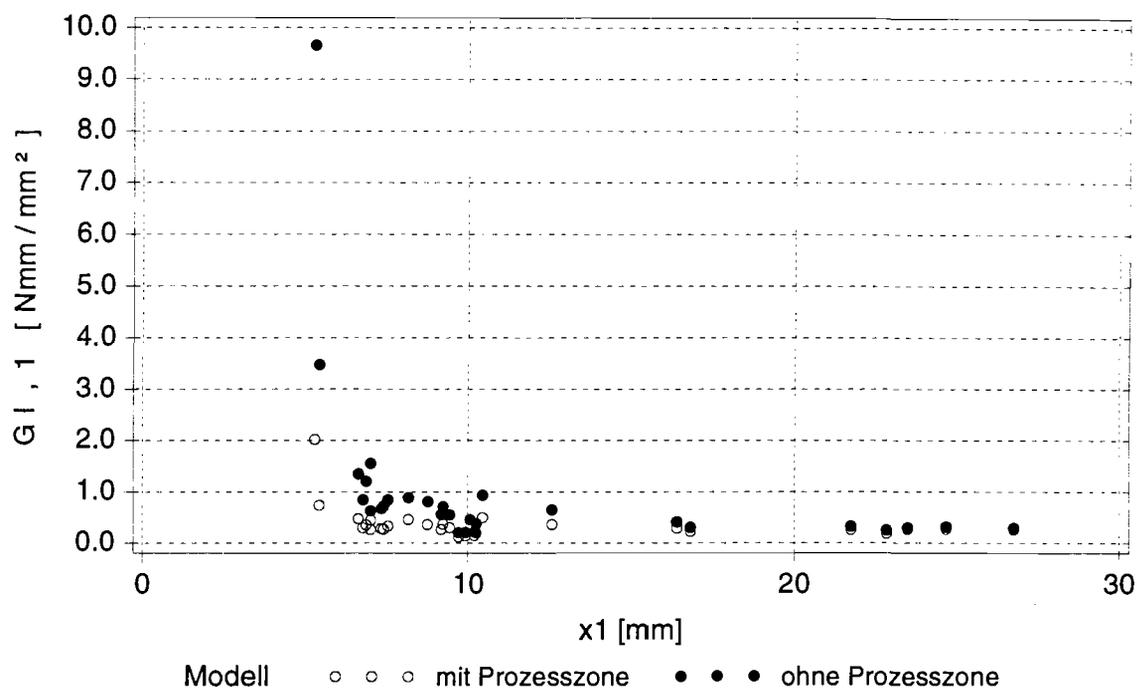


Bild D.3: $G_{I,1}$ und $G_{ID,1}$ über x_1

Tanne, ohne Berücksichtigung von Versuchen, deren Risswachstum durch Äste beeinflusst wurde

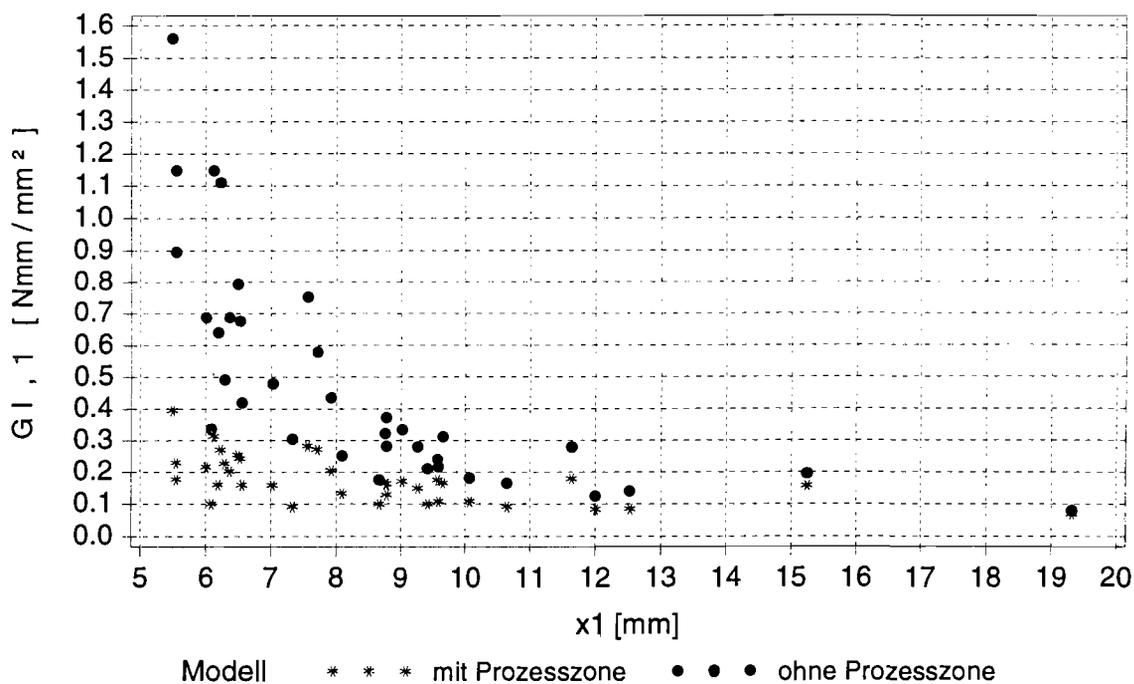


Bild D.4: $G_{I,1}$ und $G_{ID,1}$ über x_1

Buche, ohne Berücksichtigung von Versuchen, deren Risswachstum durch Äste beeinflusst wurde

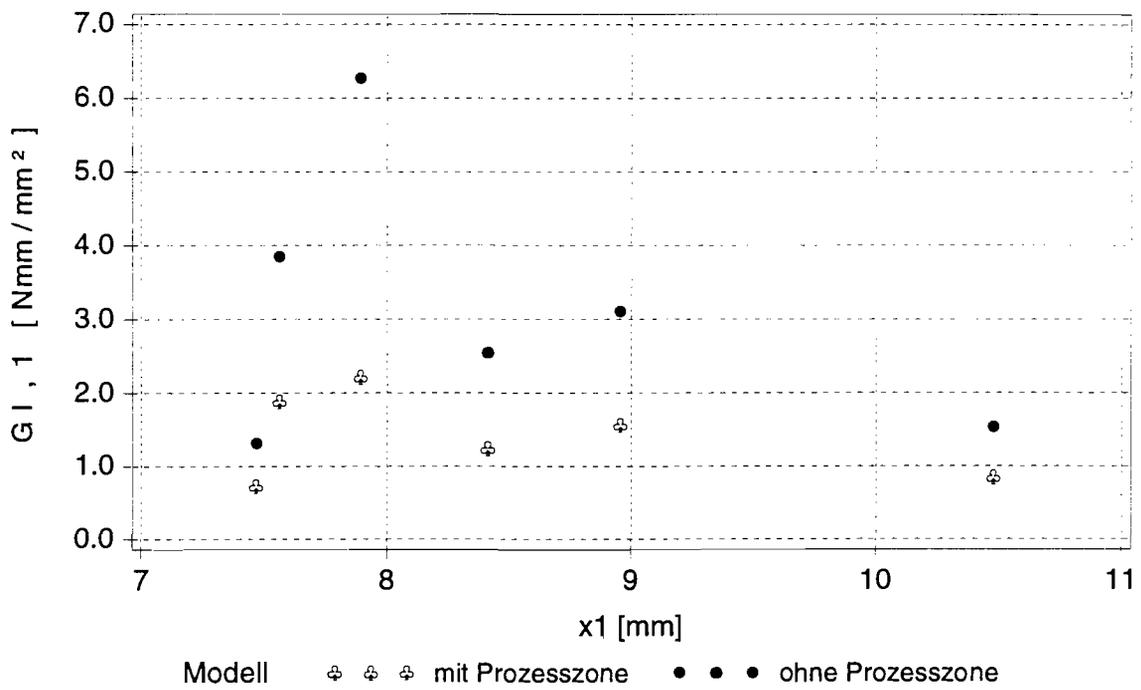


Bild D.7: $G_{I,1}$ und $G_{ID,1}$ über x_1

Tabelle D.2: Statistische Kennwerte von $G_{I,2}$, $G_{ID,2}$, Δa_2 , $G_{I,nt}$ und ρ , unter Berücksichtigung von Versuchen, deren Risswachstum durch Äste beeinflusst wurde

Holzart		Mittelwert	Standard- abweichung	Kleinstwert	Größt- wert
Douglasie n = 40 (n = 42)	$G_{I,2}$ [Nmm/mm ²]	0,278	0,135	0,125	0,794
	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	0,260	0,129	0,099	0,836
	Δa_2 [mm]	21,8	4,98	16,6	38,7
	ρ [kg/m ³]	494	38,5	429	577
	$G_{I,nt}$ [Nmm/mm ²]	0,274	0,199	0,087	1,29
Fichte n = 40 (n = 42)	$G_{I,2}$ [Nmm/mm ²]	0,258	0,010	0,143	0,518
	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	0,217	0,065	0,112	0,356
	Δa_2 [mm]	19,4	3,96	13,0	28,4
	ρ [kg/m ³]	439	39,97	389	535
	$G_{I,nt}$ [Nmm/mm ²]	0,244	0,265	0,119	1,84
Kiefer n = 40 (n = 41)	$G_{I,2}$ [Nmm/mm ²]	0,579	0,289	0,275	1,47
	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	0,500	0,202	0,248	1,25
	Δa_2 [mm]	20,6	3,87	12,2	34,6
	ρ [kg/m ³]	569	63,9	430	679
	$G_{I,nt}$ [Nmm/mm ²]	0,574	0,366	0,238	1,81
Lärche n = 27 (n = 33)	$G_{I,2}$ [Nmm/mm ²]	0,353	0,136	0,123	0,637
	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	0,319	0,110	0,103	0,554
	Δa_2 [mm]	26,6	9,98	10,3	41,6
	ρ [kg/m ³]	574	37,2	497	656
	$G_{I,nt}$ [Nmm/mm ²]	0,294	0,105	0,126	0,641
Tanne n = 37 (n = 40)	$G_{I,2}$ [Nmm/mm ²]	0,246	0,111	0,109	0,613
	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	0,208	0,106	0,110	0,671
	Δa_2 [mm]	14,9	4,97	7,07	26,8
	ρ [kg/m ³]	465	63,7	386	580
	$G_{I,nt}$ [Nmm/mm ²]	0,218	0,330	0,068	2,17

Tabelle D.3: Ergebnisse der Versuche mit CT-Proben

P_1 und P_2 bezeichnen die vor der ersten bzw. zweiten Ent- und Belastungsschleife in der Prozesszone gespeicherte Arbeit, $inst_2 = j$ bedeutet instabiles Risswachstum im Bereich des Rissfortschrittes Δa_2 , $ast_2 = j$ bedeutet eine Beeinflussung des Risswachstum im Bereich des Rissfortschrittes Δa_2 durch einen Ast

Holzart	Versuch	$G_{1,2}$ [Nmm/mm ²]	$G_{1D,2}$ [Nmm/mm ²]	Δa_2 [mm]	x_2 [mm]	P_1 [Nmm]	P_2 [Nmm]	$G_{1,nt}$ [Nmm/mm ²]	$inst_2$	ast_2	ρ [kg/m ³]
Douglasie	DO10a	0,316	0,258	18,6	15,2	40,2	61,5	0,256	j		481
Douglasie	DO10b	0,159	0,134	23,3	14,5	18,8	30,9	0,149	j		505
Douglasie	DO10c	0,125	0,099	17,4	18,4	09,7	18,6	0,087			539
Douglasie	DO11a	0,203	0,225	38,7	21,1	40,1	22,7	0,193	j		432
Douglasie	DO11b	0,262	0,287	25,7	17,5	46,7	34,0	0,236	j		436
Douglasie	DO11c	0,318	0,266	22,6	11,5	38,4	62,0	0,314	j		429
Douglasie	DO12a	0,170	0,156	19,8	14,4	23,1	28,5	0,144	j		456
Douglasie	DO12b	0,154	0,157	25,1	19,8	29,9	28,6	0,126	j		476
Douglasie	DO12c	0,171	0,157	24,3	16,5	20,9	27,9	0,150	j		513
Douglasie	DO13a	0,242	0,240	20,1	15,4	39,1	39,8	0,229	j		515
Douglasie	DO13b	0,368	0,317	18,7	15,1	56,0	75,1	0,367	j		535
Douglasie	DO13c	0,326	0,281	18,1	16,4	47,3	63,5	0,237			546
Douglasie	DO14b	0,235	0,332	18,6	15,4	51,4	15,5	0,343	j		548
Douglasie	DO14c	0,425	0,305	17,0	16,4	34,3	75,3	0,274			536
Douglasie	DO15a	0,197	0,248	37,9	14,8	80,6	42,0	0,257	j		454
Douglasie	DO15b	0,318	0,275	20,0	14,0	34,9	52,3	0,279			456
Douglasie	DO15c	0,134	0,135	19,8	20,9	23,4	23,0	0,116	j		450
Douglasie	DO16a	0,288	0,251	19,8	14,0	33,9	48,5	0,257	j		437
Douglasie	DO16b	0,224	0,188	22,2	21,0	12,9	28,9	0,184			460
Douglasie	DO1a	0,678	0,386	17,5	15,6	51,6	153,3	1,293		j	577
Douglasie	DO1b	0,274	0,559	22,0	13,1	206,8	81,4	0,281	j		524
Douglasie	DO2a	0,454	0,361	22,5	19,3	56,6	98,5	0,374			533

Fortsetzung Tabelle D.3: Ergebnisse der Versuche mit CT-Proben

Holzart	Versuch	$G_{I,2}$ [Nmm/mm ²]	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	Δa_2 [mm]	x_2 [mm]	P_1 [Nmm]	P_2 [Nmm]	$G_{I,nt}$ [Nmm/mm ²]	$inst_2$	ast_2	ρ [kg/m ³]
Douglasie	DO2b	0,200	0,185	25,2	17,3	26,9	34,7	0,155	j		536
Douglasie	DO3a	0,794	0,836	19,4	20,6	245,5	229,3	0,670		j	513
Douglasie	DO3b	0,318	0,299	29,2	19,8	54,6	65,5	0,277			536
Douglasie	DO4a	0,262	0,292	25,8	15,5	97,7	81,8	0,342	j		488
Douglasie	DO4b	0,240	0,198	22,8	15,3	33,9	52,8	0,241	j		502
Douglasie	DO4c	0,175	0,152	19,3	12,6	27,4	36,1	0,155	j		529
Douglasie	DO5a	0,233	0,239	20,8	17,5	41,6	39,0	0,210			446
Douglasie	DO5b	0,161	0,137	16,6	20,7	08,0	16,1	0,107	j		473
Douglasie	DO5c	0,213	0,175	17,1	15,9	20,8	33,9	0,159			483
Douglasie	DO6a	0,372	0,323	17,4	16,0	53,7	70,7	0,309			449
Douglasie	DO6b	0,248	0,198	18,2	14,0	29,3	47,6	0,206	j		449
Douglasie	DO7a	0,169	0,158	16,9	14,9	27,2	31,0	0,137			523
Douglasie	DO7b	0,368	0,315	17,4	15,1	54,2	72,9	0,289	j		523
Douglasie	DO8a	0,288	0,324	24,3	17,6	58,1	41,0	0,296	j		465
Douglasie	DO8b	0,267	0,283	22,0	20,4	50,6	43,8	0,249			475
Douglasie	DO8c					134,9		0,612			515
Douglasie	DO9a	0,398	0,319	27,6	15,9	33,0	76,4	0,327			473
Douglasie	DO9b					29,3		0,260	j		489
Douglasie	DO9c	0,140	0,122	19,8	21,1	19,1	26,3	0,124			512
Fichte	FI10a	0,179	0,179	18,1	09,9	30,9	30,8	0,182	j		395
Fichte	FI10b	0,256	0,221	14,9	14,2	22,4	32,8	0,214			389
Fichte	FI10c	0,158	0,144	15,2	13,4	11,8	16,0	0,139	j		404
Fichte	FI11a	0,312	0,278	18,9	14,8	29,7	42,5	0,251			422
Fichte	FI11b	0,275	0,210	18,5	12,2	14,4	38,6	0,210			488
Fichte	FI11c	0,143	0,112	13,4	11,4	18,9	27,3	0,133			533

Fortsetzung Tabelle D.3: Ergebnisse der Versuche mit CT-Proben

Holzart	Versuch	$G_{1,2}$ [Nmm/mm ²]	$G_{10,2}$ [Nmm/mm ²]	Δa_2 [mm]	x_2 [mm]	P_1 [Nmm]	P_2 [Nmm]	$G_{1,nt}$ [Nmm/mm ²]	inst ₂	ast ₂	ρ [kg/m ³]
Fichte	FI12a	0,301	0,267	25,1	15,6	22,6	39,7	1,837			433
Fichte	FI12b	0,277	0,221	13,3	24,4	06,8	21,7	0,167			433
Fichte	FI12c	0,151	0,157	21,7	13,9	21,4	18,7	0,132	j		490
Fichte	FI14a	0,185	0,181	20,7	16,6	20,9	22,6	0,172	j		409
Fichte	FI14b	0,223	0,190	15,8	14,7	27,4	38,0	0,239	j		442
Fichte	FI14c	0,183	0,140	13,0	16,9	19,0	30,3	0,119	j		465
Fichte	FI15a	0,513	0,270	17,0	11,9	46,6	129,4	0,580	j		447
Fichte	FI15b	0,518	0,328	19,0	14,8	35,3	107,2	0,322	j		467
Fichte	FI15c	0,496	0,355	16,0	23,9	52,9	98,4	0,308		j	485
Fichte	FI16b	0,253	0,243	13,3	14,3	34,2	36,8	0,201			428
Fichte	FI16c	0,189	0,153	18,0	15,6	09,6	22,4	0,139			453
Fichte	FI17a	0,234	0,179	15,0	13,8	24,7	41,0	0,150			468
Fichte	FI17b	0,394	0,303	16,4	15,3	34,8	64,3	0,275	j		439
Fichte	FI1b	0,402	0,356	25,8	17,4	42,5	66,2	0,288			403
Fichte	FI1c	0,258	0,247	28,4	16,3	22,0	28,0	0,297	j		440
Fichte	FI2a	0,144	0,145	19,1	18,4	18,3	18,0	0,128	j		396,2
Fichte	FI2b	0,262	0,232	20,0	20,1	21,8	33,7	0,214			417,3
Fichte	FI2c	0,236	0,214	27,5	18,5	24,1	35,9	0,179	j		439
Fichte	FI3a					26,9		0,169			393
Fichte	FI3b					16,0		0,163			393
Fichte	FI3c	0,186	0,169	23,9	23,8	15,4	23,4	0,140	j		399
Fichte	FI4a	0,282	0,261	19,5	13,7	29,0	37,2	0,263			389
Fichte	FI4b	0,431	0,328	18,2	15,7	49,4	87,2	0,266			419
Fichte	FI4c	0,186	0,171	26,3	15,8	25,1	33,4	0,161	j		433
Fichte	FI5a	0,202	0,168	20,5	18,3	13,7	27,5	0,147	j		413

Fortsetzung Tabelle D.3: Ergebnisse der Versuche mit CT-Proben

Holzart	Versuch	$G_{1,2}$ [Nmm/mm ²]	$G_{10,2}$ [Nmm/mm ²]	Δa_2 [mm]	x_2 [mm]	P_1 [Nmm]	P_2 [Nmm]	$G_{1,m}$ [Nmm/mm ²]	inst ₂	ast ₂	ρ [kg/m ³]
Fichte	FI5b	0,218	0,165	15,5	21,1	10,0	26,3	0,143			432
Fichte	FI5c	0,213	0,193	21,6	19,1	17,2	25,9	0,186	j		513
Fichte	FI6b	0,233	0,242	23,4	15,4	35,6	31,3	0,213	j		471
Fichte	FI7a	0,276	0,253	22,2	12,3	39,5	49,4	0,272	j		398
Fichte	FI7b	0,292	0,285	18,3	15,3	46,1	48,5	0,228	j		390
Fichte	FI7c	0,323	0,296	20,7	21,4	36,7	47,8	0,253			424
Fichte	FI8a	0,253	0,229	21,4	18,9	27,1	37,5	0,229			418
Fichte	FI8b	0,175	0,155	20,3	14,9	13,5	21,8	0,140	j		445
Fichte	FI8c	0,162	0,140	21,3	19,0	18,6	27,9	0,127	j		512
Fichte	FI9b	0,170	0,151	17,9	20,2	14,3	21,1	0,122	j		471
Fichte	FI9c	0,183	0,150	19,1	13,8	14,0	26,4	0,132	j		535
Kiefer	KI10a	0,446	0,445	21,3	17,5	77,7	78,2	0,397			595
Kiefer	KI10b	0,440	0,379	20,9	16,0	76,9	102,3	0,420			599
Kiefer	KI11a	1,225	0,559	12,2	43,6	54,4	216,9	1,106		j	537
Kiefer	KI11b	0,461	0,405	20,5	18,0	62,8	86,1	0,392	j		588
Kiefer	KI11c	0,469	0,474	19,5	18,9	57,7	55,6	0,415	j		592
Kiefer	KI12a					20,4		0,250			586
Kiefer	KI12b	0,673	0,596	16,3	15,1	126,8	152,1	0,595			653
Kiefer	KI13a	0,362	0,353	22,2	19,1	62,9	67,2	0,288			597
Kiefer	KI13b	0,443	0,365	20,7	16,0	59,5	91,5	0,423			621
Kiefer	KI13c	0,640	0,651	16,8	24,6	166,7	163,2	0,618			620
Kiefer	KI14a	0,522	0,468	18,7	13,7	71,7	91,8	0,562			669
Kiefer	KI14b	0,376	0,391	23,9	14,9	85,7	78,4	0,526	j		608
Kiefer	KI15a	1,115	0,808	22,9	21,9	139,9	280,3	1,813	j	j	579
Kiefer	KI15b	0,789	0,718	23,1	14,8	134,5	167,5	0,851	j	j	605

Fortsetzung Tabelle D.3: Ergebnisse der Versuche mit CT-Proben

Holzart	Versuch	$G_{1,2}$ [Nmm/mm ²]	$G_{10,2}$ [Nmm/mm ²]	Δa_2 [mm]	x_2 [mm]	P_1 [Nmm]	P_2 [Nmm]	$G_{1,nt}$ [Nmm/mm ²]	inst ₂	ast ₂	ρ [kg/m ³]
Kiefer	KI15c	1,473	0,940	16,5	14,2	178,9	355,1	1,414		j	607
Kiefer	KI16a	0,329	0,331	18,1	16,1	49,2	48,6	0,299			454
Kiefer	KI16b	0,498	0,446	17,9	18,8	53,7	72,1	0,427	j		521
Kiefer	KI1b	0,504	0,477	19,3	20,5	85,7	96,1	0,447	j		495
Kiefer	KI1c	0,774	0,520	16,7	14,0	64,2	148,7	0,557			524
Kiefer	KI2a	0,875	0,916	20,8	11,5	214,7	197,4	0,936	j		613
Kiefer	KI2b	0,557	0,426	28,7	20,5	32,8	107,7	0,493			652
Kiefer	KI2c	0,553	0,523	18,7	23,0	100,5	111,9	0,436			635
Kiefer	KI3a	0,335	0,337	18,8	22,7	43,2	42,4	0,261	j		431
Kiefer	KI3b	0,432	0,414	19,0	14,5	77,0	83,7	0,391			507
Kiefer	KI3c	0,544	0,523	17,3	21,4	90,7	97,7	0,446			568
Kiefer	KI4a	0,306	0,320	26,6	23,2	51,4	44,2	0,289	j		430
Kiefer	KI4b	0,275	0,248	21,0	18,6	40,0	51,5	0,238	j		492
Kiefer	KI4c	0,457	0,367	21,8	22,0	68,3	107,4	0,374			567
Kiefer	KI5a	0,456	0,429	22,4	20,0	76,5	88,8	0,444	j		509
Kiefer	KI5b	0,618	0,450	21,6	15,9	51,6	124,5	0,545			551
Kiefer	KI6a	0,328	0,335	18,9	24,7	76,0	73,4	0,998			597
Kiefer	KI6b	0,319	0,293	26,1	18,5	43,9	57,1	0,266			547
Kiefer	KI6c	0,440	0,469	22,0	18,1	82,8	70,0	0,413	j		587
Kiefer	KI7a	0,288	0,288	34,6	23,2	28,8	29,3	0,240	j		478
Kiefer	KI7b	0,455	0,424	19,1	18,6	56,3	68,0	0,423	j		476
Kiefer	KI7c	0,432	0,419	22,2	17,2	62,4	68,2	0,468	j		509
Kiefer	KI8a	0,439	0,459	18,8	27,1	118,6	111,1	0,530			569
Kiefer	KI8b	0,778	0,601	24,6	15,0	81,2	167,8	0,594			594
Kiefer	KI9a	1,227	1,248	17,7	15,5	353,7	346,3	1,709	j	j	630

Fortsetzung Tabelle D.3: Ergebnisse der Versuche mit CT-Proben

Holzart	Versuch	$G_{1,2}$ [Nmm/mm ²]	$G_{10,2}$ [Nmm/mm ²]	Δa_2 [mm]	x_2 [mm]	P_1 [Nmm]	P_2 [Nmm]	$G_{i,nt}$ [Nmm/mm ²]	inst ₂	ast ₂	ρ [kg/m ³]
Kiefer	KI9b	0,420	0,428	20,7	13,1	106,6	103,2	0,515	j		679
Kiefer	KI9c	1,089	0,753	17,1	14,7	147,1	261,8	0,706			642
Lärche	LÄ10b	0,273	0,306	25,8	17,7	43,9	26,8	0,278			532
Lärche	LÄ11a	0,363	0,382	37,6	22,5	63,0	49,1	0,341	j		542
Lärche	LÄ11b	0,416	0,439	38,3	23,1	88,0	70,3	0,425	j		601
Lärche	LÄ11c	0,205	0,200	41,6	25,5	36,4	40,4	0,199	j		656
Lärche	LÄ12a					27,3		0,239			527
Lärche	LÄ12b					43,8		0,255			556
Lärche	LÄ12c	0,341	0,310	36,1	16,1	23,0	45,4	0,363			620
Lärche	LÄ13a	0,248	0,250	35,4	18,5	44,9	43,8	0,289	j		567
Lärche	LÄ13b	0,637	0,345	10,3	01,4	32,7	92,8	0,385			620
Lärche	LÄ14a	0,255	0,276	40,1	25,1	52,1	35,1	0,213	j		551
Lärche	LÄ14b					35,0		0,286			577
Lärche	LÄ15a	0,328	0,351	39,1	25,9	54,1	36,1	0,324	j		497
Lärche	LÄ15b	0,500	0,413	19,1	19,7	30,3	63,6	0,313	j		500
Lärche	LÄ16a	0,400	0,409	34,4	24,7	67,7	61,4	0,361	j		534
Lärche	LÄ16b					47,9		0,261			591
Lärche	LÄ16c	0,215	0,208	26,7	17,3	29,6	33,4	0,152	j		556
Lärche	LÄ1a	0,345	0,299	21,1	34,2	37,3	56,6	0,275			607
Lärche	LÄ1b	0,548	0,554	21,9	21,9	95,5	92,7	0,641	j		627
Lärche	LÄ2c	0,209	0,164	16,1	18,5	14,0	28,7	0,130	j		626
Lärche	LÄ3b	0,573	0,476	17,2	23,8	85,2	118,4	0,428			568
Lärche	LÄ4a	0,449	0,415	18,1	31,8	57,5	69,7	0,354			604
Lärche	LÄ4b	0,241	0,180	21,5	20,1	15,7	42,0	0,139	j		627
Lärche	LÄ5a					41,8		0,286			582

Fortsetzung Tabelle D.3: Ergebnisse der Versuche mit CT-Proben

Holzart	Versuch	$G_{1,2}$ [Nmm/mm ²]	$G_{D,2}$ [Nmm/mm ²]	Δa_2 [mm]	x_2 [mm]	P_1 [Nmm]	P_2 [Nmm]	$G_{1,n}$ [Nmm/mm ²]	inst ₂	ast ₂	ρ [kg/m ³]
Lärche	LÄ5b	0,288	0,293	21,7	19,7	44,0	41,8	0,257			567
Lärche	LÄ6a					24,5		0,244			563
Lärche	LÄ6b	0,555	0,379	13,6	10,3	38,3	85,9	0,376			604
Lärche	LÄ7a	0,190	0,247	40,2	20,7	82,6	36,8	0,218	j		582
Lärche	LÄ7b	0,344	0,350	36,8	21,6	56,2	51,4	0,351	j		575
Lärche	LÄ7c	0,191	0,153	17,1	18,4	13,2	26,2	0,126	j		567
Lärche	LÄ8b	0,365	0,289	18,2	19,6	38,1	65,7	0,293	j		555
Lärche	LÄ8c	0,123	0,103	21,6	10,8	22,5	31,3	0,146	j		549
Lärche	LÄ9b	0,476	0,470	33,5	25,2	58,2	61,9	0,394		j	555
Lärche	LÄ9c	0,461	0,344	14,6	15,6	49,5	83,6	0,346			563
Tanne	TA10b	0,203	0,176	17,0	17,0	22,4	31,7	0,163			534
Tanne	TA11c					06,9		0,071			440
Tanne	TA12a	0,355	0,348	21,5	19,9	44,3	47,1	0,276	j	j	415
Tanne	TA12b	0,191	0,174	22,3	15,2	26,0	33,9	0,168			437
Tanne	TA12c	0,262	0,127	08,7	06,5	10,3	33,8	0,101			447
Tanne	TA13a	0,174	0,210	20,8	12,9	41,2	26,1	0,167	j		393
Tanne	TA13b	0,270	0,161	12,0	07,1	15,6	41,6	0,176			406
Tanne	TA13c	0,207	0,141	09,2	05,7	19,9	32,1	0,155			430
Tanne	TA14a	0,613	0,468	11,4	03,8	66,6	100,0	2,169	j	j	436
Tanne	TA14b	0,158	0,138	12,6	08,7	22,8	27,8	0,116	j		429
Tanne	TA14c	0,153	0,110	07,9	11,3	11,2	18,0	0,084	j		432
Tanne	TA1a	0,323	0,219	20,5	19,4	20,1	62,6	0,230			542
Tanne	TA1b	0,291	0,227	20,9	19,6	12,1	38,5	0,205			576
Tanne	TA2a	0,167	0,159	26,8	14,4	22,8	26,9	0,141			542
Tanne	TA2b	0,132	0,114	22,9	25,4	11,7	19,8	0,079			557

Fortsetzung Tabelle D.3: Ergebnisse der Versuche mit CT-Proben

Holzart	Versuch	$G_{1,2}$ [Nmm/mm ²]	$G_{10,2}$ [Nmm/mm ²]	Δa_2 [mm]	x_2 [mm]	P_1 [Nmm]	P_2 [Nmm]	$G_{1,n}$ [Nmm/mm ²]	inst ₂	ast ₂	ρ [kg/m ³]
Tanne	TA2c	0,248	0,159	16,3	17,0	19,7	49,1	0,149			535
Tanne	TA3a	0,209	0,206	19,5	15,6	27,1	28,5	0,176	j		524
Tanne	TA3b					16,9		0,068			557
Tanne	TA3c					19,9		0,092			553
Tanne	TA4a	0,223	0,213	12,3	08,4	37,5	39,9	0,189			436
Tanne	TA4b	0,301	0,233	09,4	12,3	31,7	44,5	0,189	j		436
Tanne	TA4c	0,252	0,217	13,1	09,6	26,5	35,6	0,147	j		471
Tanne	TA5a	0,111	0,112	17,0	18,6	14,9	14,4	0,084	j		430
Tanne	TA5b	0,152	0,137	17,5	11,9	16,3	21,6	0,105	j		443
Tanne	TA5c	0,294	0,223	12,9	14,0	24,1	42,5	0,173			480
Tanne	TA6b	0,211	0,137	10,4	16,5	16,8	32,2	0,090			580
Tanne	TA6c	0,225	0,166	10,4	07,2	16,9	30,6	0,166	j		576
Tanne	TA7c	0,109	0,144	07,1	11,1	23,4	18,4	0,126			580
Tanne	TA8a	0,307	0,266	18,6	14,7	33,5	48,7	0,292	j		409
Tanne	TA8b	0,307	0,236	09,3	34,7	32,1	45,3	0,218			400
Tanne	TA8c	0,191	0,182	14,5	16,5	27,5	29,8	0,153	j		408
Tanne	TA9a	0,603	0,671	11,8	29,3	169,0	152,9	0,636		j	400
Tanne	TA9b	0,207	0,161	12,2	26,6	16,3	27,5	0,141			427
Tanne	TA9c	0,185	0,180	12,1	19,3	26,7	27,9	0,153			466
Tanne	Ta15a	0,391	0,328	11,9	11,1	48,4	63,3	0,266	j	j	386
Tanne	Ta15b	0,133	0,131	21,5	16,9	14,7	15,6	0,098	j		403
Tanne	Ta15c	0,189	0,165	18,4	11,8	13,7	22,8	0,136	j		419
Tanne	Ta16a	0,236	0,230	11,8	08,9	32,2	33,7	0,175	j		394
Tanne	Ta16b	0,280	0,232	12,5	14,3	26,4	38,5	0,219	j		419
Tanne	Ta16c	0,222	0,179	17,1	11,3	26,5	41,1	0,176	j		447

Fortsetzung Tabelle D.3: Ergebnisse der Versuche mit CT-Proben

Holzart	Versuch	$G_{1,2}$ [Nmm/mm ²]	$G_{10,2}$ [Nmm/mm ²]	Δa_2 [mm]	x_2 [mm]	P_1 [Nmm]	P_2 [Nmm]	$G_{1,nt}$ [Nmm/mm ²]	inst ₂	ast ₂	ρ [kg/m ³]
south. pine	P2s_10	0,762	0,449	10,6	11,1	34,2	100,3	0,284			535
south. pine	P2s_4	2,275	1,024	07,3	06,7	127,8	311,6	0,814			684
south. pine	P2s_6	0,399	0,313	11,8	09,7	15,0	35,4	0,267			510
south. pine	P2s_7	0,533	0,335	06,5	-00,6	68,0	93,8	0,451			525
south. pine	P2s_8	2,389	0,978	06,7	01,7	189,2	378,8	1,511			669
south. pine	P2s_9	0,552	0,394	14,5	10,6	68,2	113,9	0,397			583
south. pine	SP5a	0,528	0,459	18,2	14,1	66,9	91,8	0,436	j		572
south. pine	SP5b	0,746	0,626	22,2	13,4	52,8	106,1	0,621	j		538
south. pine	SP5c	0,647	0,501	35,0	15,6	66,6	169,2	0,603			589
south. pine	SP6a	0,733	0,663	22,8	18,8	131,8	163,5	0,630			545
south. pine	SP6b	0,421	0,436	24,1	16,5	89,9	82,7	0,466			530
south. pine	SP6c	0,545	0,433	17,1	12,8	85,5	123,8	0,429	j		574
south. pine	SP7a	1,487	1,114	16,0	15,0	207,3	326,6	1,085			675
south. pine	SP7b	0,754	0,593	19,1	10,8	163,3	225,1	0,624			662
south. pine	SP8a	0,729	0,694	20,8	17,9	159,8	174,5	0,701			607
south. pine	SP8b	0,710	0,653	23,8	17,6	135,2	162,2	0,670			609
south. pine	SP8c	0,666	0,520	19,5	18,2	86,5	143,6	0,653			600
west. heml.	H2_11							0,288			403
west. heml.	H2_12	0,180	0,218	20,4	07,3	51,6	36,1	0,161			392
west. heml.	H2_13	0,195	0,180	16,9	06,8	32,5	37,6	0,149			399
west. heml.	H2_14	0,190	0,249	18,8	11,7	67,1	44,9	0,177			398
west. heml.	H2_15	0,224	0,206	13,1	09,9	29,2	33,9	0,137			396
west. heml.	H2_16	0,210	0,176	10,2	05,3	28,8	35,7	0,130			397
west. heml.	H2_mus					51,0		0,165			391
west. heml.	WH10a	0,177	0,172	21,1	20,7	18,3	20,4	0,161			431

Fortsetzung Tabelle D.3: Ergebnisse der Versuche mit CT-Proben

Holzart	Versuch	$G_{1,2}$ [Nmm/mm ²]	$G_{10,2}$ [Nmm/mm ²]	Δa_2 [mm]	x_2 [mm]	P_1 [Nmm]	P_2 [Nmm]	$G_{i,nt}$ [Nmm/mm ²]	inst ₂	ast ₂	ρ [kg/m ³]
west. heml.	WH10b	0,130	0,166	27,3	15,2	37,7	18,0	0,139	j		416
west. heml.	WH11a	0,310	0,306	19,3	12,0	39,4	41,0	0,275	j		518
west. heml.	WH11b	0,247	0,304	29,0	15,0	72,9	39,8	0,284	j		534
west. heml.	WH12a	0,211	0,201	38,5	26,7	28,5	35,7	0,187			424
west. heml.	WH12b	0,191	0,191	17,9	12,7	31,5	31,5	0,186			425
west. heml.	WH1a	0,284	0,257	22,9	18,3	34,9	47,4	0,286			527
west. heml.	WH1b	0,267	0,301	22,2	15,5	57,0	41,9	0,256	j		525
west. heml.	WH2a	0,286	0,269	17,8	14,8	50,8	56,8	0,289			521
west. heml.	WH2b	0,262	0,277	22,5	13,9	60,7	53,6	0,304			521
west. heml.	WH2c	0,243	0,229	23,0	16,6	32,3	38,8	0,238			527
west. heml.	WH3a	0,257	0,242	18,1	13,1	28,2	33,4	0,188	j		510
west. heml.	WH3b	0,217	0,230	21,9	18,4	37,8	32,2	0,218			516
west. heml.	WH3c	0,250	0,239	19,9	13,9	31,7	36,0	0,253	j		516
west. heml.	WH4a	0,216	0,214	17,7	10,1	36,5	37,3	0,191	j		471
west. heml.	WH4b	0,209	0,232	30,8	17,6	44,0	30,2	0,204	j		461
west. heml.	WH5a	0,173	0,175	18,6	14,3	21,2	20,6	0,153	j		393
west. heml.	WH5b	0,183	0,184	17,3	11,0	23,7	23,1	0,159	j		389
west. heml.	WH6a	0,201	0,216	23,9	10,7	33,6	26,7	0,209	j		451
west. heml.	WH6b	0,264	0,270	22,2	14,0	46,9	44,5	0,233	j		447
west. heml.	WH7a	0,174	0,200	27,6	12,0	48,1	33,7	0,189			428
west. heml.	WH7b	0,277	0,248	19,1	16,1	32,9	43,8	0,235			435
west. heml.	WH8a	0,229	0,239	27,8	12,7	46,8	41,4	0,257	j		530
west. heml.	WH8b	0,184	0,234	21,2	10,5	52,4	31,1	0,241			527
west. heml.	WH9a	0,159	0,148	14,5	16,4	13,6	16,8	0,113	j		380
west. heml.	WH9b	0,147	0,154	15,3	17,0	19,0	16,9	0,136	j		380

Fortsetzung Tabelle D.3: Ergebnisse der Versuche mit CT-Proben

Holzart	Versuch	$G_{I,2}$ [Nmm/mm ²]	$G_{ID,2}$ [Nmm/mm ²]	Δa_2 [mm]	x_2 [mm]	P_1 [Nmm]	P_2 [Nmm]	$G_{I,nt}$ [Nmm/mm ²]	inst ₂	ast ₂	ρ [kg/m ³]
Afzelia	AF1a	0,270	0,262	15,7	25,3	21,9	24,5	0,266			798
Afzelia	AF1b	0,235	0,219	18,6	19,2	28,8	34,6	0,203	j		796
Buche	BU1a *	1,028	1,204	37,3	23,8	201,9	70,8	1,203	j		803
Buche	BU1b *	1,361	1,343	23,7	18,7	179,1	187,6	1,311	j		803
Buche	BU1c *	1,586	1,608	20,7	18,3	245,1	236,2	1,647	j		837
Buche	BU1d *	2,153	2,439	22,4	17,0	469,6	341,1	1,986	j		831
Buche	BU3a	1,392	1,153	19,4	20,6	152,4	245,1	1,406			737
Buche	BU3b	0,679	0,634	24,5	17,2	58,9	80,8	0,966			705
Eiche	EI1	0,557	0,536	11,9	40,6	47,0	51,8	0,495			653
Eiche	EI2	0,565	0,586	42,0	26,2	76,3	59,0	0,549			731
Eiche	EI3a	0,457	0,462	30,7	36,3	36,1	32,9	0,400			728
Eiche	EI3b	0,341	0,438	23,1	16,3	96,5	51,7	0,575	j		720
red cedar	RC1a	0,241	0,211	16,7	15,7	24,1	34,1	0,191	j		330
red cedar	RC1b	0,313	0,246	15,0	15,2	26,4	46,6	0,217			341
red cedar	RC1c	0,239	0,240	20,3	13,2	35,2	34,5	0,213	j		342
red cedar	RC2a	0,207	0,173	15,7	20,0	17,7	28,6	0,153	j		374
red cedar	RC2b	0,151	0,164	21,0	19,0	29,1	23,8	0,164			372
red cedar	RC2c	0,181	0,170	17,5	19,1	24,0	27,8	0,197			365

*) Die Prüfkörper BU1a, BU1b, BU1c und BU1d wurden aus einem Stück gedämpfter Rotbuche hergestellt.

Fortsetzung Tabelle D.3: Ergebnisse der Versuche mit CT-Proben, Holzdicke
t = 39 mm, FSH

Holzart	Versuch	$G_{1,2}$ [Nmm/mm ²]	$G_{10,2}$ [Nmm/mm ²]	Δa_2 [mm]	x_2 [mm]	P_1 [Nmm]	P_2 [Nmm]	$G_{1,nt}$ [Nmm/mm ²]	inst ₂	ast ₂	ρ [kg/m ³]
FSH	FSH_1	0,570	0,454	17,6	20,1	170,4	250,2	0,650			506
FSH	FSH_10	0,395	0,385	25,6	14,1	255,7	265,5	0,543			529
FSH	FSH_11	1,101	0,640	14,3	16,7	121,1	378,1	0,905			505
FSH	FSH_12	1,376	0,841	17,8	16,2	141,7	511,8	1,239			502
FSH	FSH_2	0,455	0,359	14,1	16,6	173,9	226,6	0,495			517
FSH	FSH_3	0,424	0,380	18,0	22,6	142,6	173,5	0,449			505
FSH	FSH_4	0,616	0,421	22,1	15,4	173,7	342,4	1,008			513
FSH	FSH_5	0,474	0,500	21,4	32,8	252,1	230,2	0,671			517
FSH	FSH_6	0,720	0,564	19,6	23,9	171,8	290,3	0,730			520
FSH	FSH_7	0,479	0,430	32,9	16,9	267,3	330,4	0,657			527
FSH	FSH_8	1,106	0,725	13,0	17,0	222,4	415,2	0,831			552
FSH	FSH_9	0,566	0,505	22,2	31,7	271,3	324,6	0,603			520

E Anhang zu Abschnitt 6

Tabelle E.1: statistische Kennwerte F_{\max} , k_1 , D , G_{ID} , ρ unter Berücksichtigung aller Anschlusselemente

Holzart		Mittelwert	Standard- abweichung	Kleinstwert	Größtwert
Douglasie n = 12	F_{\max} [kN]	122	19,6	96,9	153
	k_s [kN/mm]	98,4	25,4	61,2	145
	D	1,60	0,50	0,944	2,83
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,266	0,055	0,173	0,333
	ρ [kg/m ³]	494	31,6	439	536
Fichte n = 12	F_{\max} [kN]	107	17,3	81,0	132
	k_s [kN/mm]	81,2	18,5	63,7	132
	D	1,50	0,398	1,05	2,49
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,207	0,047	0,147	0,31
	ρ [kg/m ³]	440	32,1	395	492
Kiefer n = 9	F_{\max} [kN]	123	16,8	102	144
	k_s [kN/mm]	111	33,2	76,9	168
	D	2,02	0,61	1,26	3,40
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,508	0,171	0,273	0,855
	ρ [kg/m ³]	582	44,8	505	634
Lärche n = 11	F_{\max} [kN]	119	21,4	86,3	162
	k_s [kN/mm]	111	14,6	89,4	132
	D	1,55	0,685	1,04	3,30
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,310	0,084	0,156	0,443
	ρ [kg/m ³]	584	29,0	522	616

Tabelle E.1 (Fortsetzung): statistische Kennwerte F_{\max} , k_s , D , G_{ID} , ρ

Tanne n = 10	F_{\max} [kN]	93,1	13,6	70,1	122
	k_s [kN/mm]	96,2	14,6	89,4	132
	D	1,55	0,685	1,04	3,30
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,165	0,033	0,126	0,220
	ρ [kg/m ³]	584	29,0	522	616
red cedar n = 2	F_{\max} [kN]	87,7	2,22	86,1	89,3
	k_s [kN/mm]	71,2	14,2	61,1	81,3
	D	1,19	0,042	1,16	1,22
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,202	0,032	0,179	0,224
	ρ [kg/m ³]	336	10,2	329	344
southern pine n = 16	F_{\max} [kN]	140	19,9	109	186
	k_s [kN/mm]	129	24,2	79,8	178
	D	3,51	2,04	1,70	10,5
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,58	0,26	0,342	1,13
	ρ [kg/m ³]	572	48,8	499	643
western hemlock n = 11	F_{\max} [kN]	124	24,5	87,0	162
	k_s [kN/mm]	109	33,9	67,45	186
	D	1,62	0,577	1,16	3,08
	G_{ID} [Nmm/mm ²]	0,242	0,055	0,151	0,323
	ρ [kg/m ³]	480	61,2	382	565

Tabelle E.2: Ergebnisse der Versuche nach Anschlusselementen

Holzart	Prüfkörper	Ort_1	Ort_2	Versagensart	F_{\max} [kN]	k_s [kN/mm]	G_{ID} [Nmm/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Δv [mm] = $v_{\max} - v_s$
Douglasie	DO_11_9D	oben	vorne	-	96,9	67,8	0,33	434	1,83
Douglasie	DO_11_9D	oben	hinten	s	96,9	67,8	0,33	443	1,83
Douglasie	DO_11_9D	unten	vorne	s	96,9	54,6	0,33	434	2,18
Douglasie	DO_11_9D	unten	hinten	a	96,9	54,6	0,33	443	2,18
Douglasie	DO_12_9D	oben	vorne	-	117,4	92,3	0,17	434	1,53
Douglasie	DO_12_9D	oben	hinten	-	117,4	92,3	0,17	449	1,53
Douglasie	DO_12_9D	unten	vorne	a	117,4	92,0	0,17	434	2,49
Douglasie	DO_12_9D	unten	hinten	-	117,4	92,0	0,17	449	2,49
Douglasie	DO_13_4D	oben	vorne	s	99,5	85,4	0,30	547	1,36
Douglasie	DO_13_4D	oben	hinten	-	99,5	85,4	0,30	525	1,36
Douglasie	DO_13_4D	unten	vorne	s	99,5	77,7	0,30	547	1,44
Douglasie	DO_13_4D	unten	hinten	-	99,5	77,7	0,30	525	1,44
Douglasie	DO_14_4D	oben	vorne	s	123,0	108,5	0,33	521	1,77
Douglasie	DO_14_4D	oben	hinten	-	123,0	108,5	0,33	511	1,77
Douglasie	DO_14_4D	unten	vorne	-	123,0	103,7	0,33	521	2,00
Douglasie	DO_14_4D	unten	hinten	-	123,0	103,7	0,33	511	2,00
Douglasie	DO_16_9D	oben	vorne	-	142,8	136,5	0,23	457	2,28
Douglasie	DO_16_9D	oben	hinten	-	142,8	136,5	0,23	452	2,28
Douglasie	DO_16_9D	unten	vorne	a	142,8	114,2	0,23	457	2,66
Douglasie	DO_16_9D	unten	hinten	-	142,8	114,2	0,23	452	2,66
Douglasie	DO_2_9D	oben	vorne	a	138,1	88,3	0,25	523	2,44
Douglasie	DO_2_9D	oben	hinten	s	138,1	88,3	0,25	505	2,44
Douglasie	DO_2_9D	unten	vorne	-	138,1	145,5	0,25	523	1,36
Douglasie	DO_2_9D	unten	hinten	-	138,1	145,5	0,25	505	1,36

In der Spalte Versagensart bedeutet s Spalten, a Ausscheren eines Blockes

Tabelle E.2 (Fortsetzung): Ergebnisse der Versuche nach Anschlusselementen

Holzart	Prüfkörper	Ort_1	Ort_2	Versagensart	F_{max} [kN]	k_s [kN/mm]	G_{ID} [Nmm/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Δv [mm] = $v_{max} - v_s$
Douglasie	DO_3_9D	oben	vorne	s	145,3	115,2	0,31	526	1,87
Douglasie	DO_3_9D	oben	hinten	-	145,3	115,2	0,31	500	1,87
Douglasie	DO_3_9D	unten	vorne	s	145,3	110,9	0,31	526	2,15
Douglasie	DO_3_9D	unten	hinten	-	145,3	110,9	0,31	500	2,15
Douglasie	DO_4_9D	oben	vorne	-	153,1	140,8	0,28	505	2,98
Douglasie	DO_4_9D	oben	hinten	a	153,1	140,8	0,28	494	2,98
Douglasie	DO_4_9D	unten	vorne	-	153,1	148,3	0,28	505	3,03
Douglasie	DO_4_9D	unten	hinten	-	153,1	148,3	0,28	494	3,03
Douglasie	DO_5_4D	oben	vorne	s	100,6	105,9	0,19	490	1,50
Douglasie	DO_5_4D	oben	hinten	-	100,6	105,9	0,19	489	1,50
Douglasie	DO_5_4D	unten	vorne	s	100,6	70,5	0,19	490	1,90
Douglasie	DO_5_4D	unten	hinten	s	100,6	70,5	0,19	489	1,90
Douglasie	DO_7_9D	oben	vorne	-	125,6	100,1	0,24	506	2,27
Douglasie	DO_7_9D	oben	hinten	-	125,6	100,1	0,24	509	2,27
Douglasie	DO_7_9D	unten	vorne	s	125,6	124,3	0,24	506	1,94
Douglasie	DO_7_9D	unten	hinten	a	125,6	124,3	0,24	509	1,94
Douglasie	DO_8_4D	oben	vorne	-	103,8	79,7	0,32	490	1,81
Douglasie	DO_8_4D	oben	hinten	-	103,8	79,7	0,32	522	1,81
Douglasie	DO_8_4D	unten	vorne	s	103,8	62,1	0,32	490	2,13
Douglasie	DO_8_4D	unten	hinten	-	103,8	62,1	0,32	522	2,13
Douglasie	DO_9_4D	oben	vorne	s	113,6	66,7	0,25	498	1,46
Douglasie	DO_9_4D	oben	hinten	-	113,6	66,7	0,25	523	1,46
Douglasie	DO_9_4D	unten	vorne	-	113,6	70,6	0,25	498	1,75
Douglasie	DO_9_4D	unten	hinten	-	113,6	70,6	0,25	523	1,75

In der Spalte Versagensart bedeutet s Spalten, a Ausscheren eines Blockes

Tabelle E.2 (Fortsetzung): Ergebnisse der Versuche nach Anschlusselementen

Holzart	Prüfkörper	Ort_1	Ort_2	Versagensart	F_{max} [kN]	k_s [kN/mm]	G_{ID} [Nmm/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Δv [mm] = $v_{max} - v_s$
Fichte	FI_10_4D	oben	vorne	-	104,6	85,5	0,22	387	1,97
Fichte	FI_10_4D	oben	hinten	-	104,6	85,5	0,22	402	1,97
Fichte	FI_10_4D	unten	vorne	-	104,6	41,9	0,22	387	3,13
Fichte	FI_10_4D	unten	hinten	s	104,6	41,9	0,22	402	3,13
Fichte	FI_11_4D	oben	vorne	-	81,0	111,3	0,21	459	0,77
Fichte	FI_11_4D	oben	hinten	a	81,0	111,3	0,21	524	0,77
Fichte	FI_11_4D	unten	vorne	-	81,0	65,1	0,21	459	1,22
Fichte	FI_11_4D	unten	hinten	-	81,0	65,1	0,21	524	1,22
Fichte	FI_12_9D	oben	vorne	-	84,3	90,1	0,23	419	1,13
Fichte	FI_12_9D	oben	hinten	-	84,3	90,1	0,23	484	1,13
Fichte	FI_12_9D	unten	vorne	-	84,3	91,9	0,23	419	1,00
Fichte	FI_12_9D	unten	hinten	a	84,3	91,9	0,23	484	1,00
Fichte	FI_14_4D	oben	vorne	-	81,2	80,2	0,18	400	1,15
Fichte	FI_14_4D	oben	hinten	s	81,2	80,2	0,18	422	1,15
Fichte	FI_14_4D	unten	vorne	-	81,2	52,4	0,18	400	1,65
Fichte	FI_14_4D	unten	hinten	-	81,2	52,4	0,18	422	1,65
Fichte	FI_16_9D	oben	vorne	-	116,8	137,7	0,20	475	1,17
Fichte	FI_16_9D	oben	hinten	-	116,8	137,7	0,20	494	1,17
Fichte	FI_16_9D	unten	vorne	-	116,8	126,1	0,20	475	1,15
Fichte	FI_16_9D	unten	hinten	s	116,8	126,1	0,20	494	1,15
Fichte	FI_2_9D	oben	vorne	-	112,4	66,2	0,20	439	2,26
Fichte	FI_2_9D	oben	hinten	-	112,4	66,2	0,20	419	2,26
Fichte	FI_2_9D	unten	vorne	r	112,4	67,4	0,20	439	2,45
Fichte	FI_2_9D	unten	hinten	-	112,4	67,4	0,20	419	2,45

In der Spalte Versagensart bedeutet s Spalten, a Ausscheren eines Blockes

Tabelle E.2 (Fortsetzung): Ergebnisse der Versuche nach Anchlusselementen

Holzart	Prüfkörper	Ort_1	Ort_2	Versagensart	F_{max} [kN]	k_s [kN/mm]	G_{ID} [Nmm/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Δv [mm] = $v_{max} - v_s$
Fichte	FI_3_9D	oben	vorne	-	96,8	78,1	0,18	398	2,01
Fichte	FI_3_9D	oben	hinten	-	96,8	78,1	0,18	401	2,01
Fichte	FI_3_9D	unten	vorne	-	96,8	81,5	0,18	398	3,97
Fichte	FI_3_9D	unten	hinten	a	96,8	81,5	0,18	401	3,97
Fichte	FI_4_4D	oben	vorne	r	124,1	82,4	0,27	425	3,39
Fichte	FI_4_4D	oben	hinten	s	124,1	82,4	0,27	404	3,39
Fichte	FI_4_4D	unten	vorne	-	124,1	60,6	0,27	425	2,85
Fichte	FI_4_4D	unten	hinten	-	124,1	60,6	0,27	404	2,85
Fichte	FI_5_9D	oben	vorne	-	132,5	81,7	0,16	499	2,77
Fichte	FI_5_9D	oben	hinten	-	132,5	81,7	0,16	433	2,77
Fichte	FI_5_9D	unten	vorne	a	132,5	80,1	0,16	499	3,14
Fichte	FI_5_9D	unten	hinten	a	132,5	80,1	0,16	433	3,14
Fichte	FI_7_9D	oben	vorne	-	112,6	69,8	0,31	414	2,59
Fichte	FI_7_9D	oben	hinten	s	112,6	69,8	0,31	452	2,59
Fichte	FI_7_9D	unten	vorne	-	112,6	71,1	0,31	414	2,83
Fichte	FI_7_9D	unten	hinten	-	112,6	71,1	0,31	452	2,83
Fichte	FI_8_4D	oben	vorne	-	120,5	77,8	0,18	456	1,80
Fichte	FI_8_4D	oben	hinten	s	120,5	77,8	0,18	430	1,80
Fichte	FI_8_4D	unten	vorne	-	120,5	71,5	0,18	456	2,22
Fichte	FI_8_4D	unten	hinten	a	120,5	71,5	0,18	430	2,22
Fichte	FI_9_9D	oben	vorne	-	114,5	93,7	0,15	478	1,83
Fichte	FI_9_9D	oben	hinten	a	114,5	93,7	0,15	447	1,83
Fichte	FI_9_9D	unten	vorne	-	114,5	84,4	0,15	478	1,78
Fichte	FI_9_9D	unten	hinten	-	114,5	84,4	0,15	447	1,78

In der Spalte Versagensart bedeutet s Spalten, a Ausscheren eines Blockes

Tabelle E.2 (Fortsetzung): Ergebnisse der Versuche nach
Anschlusselementen getrennt

Holzart	Prüfkörper	Ort_1	Ort_2	Versa- gensart	F _{max} [kN]	k _s [kN/mm]	G _{ID} [Nmm/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Δv [mm] =v _{max} - v _s
Kiefer	KI_10_4D	oben	vorne	-	144,1	235,6	0,43	618	0,93
Kiefer	KI_10_4D	oben	hinten	-	144,1	235,6	0,43	633	0,93
Kiefer	KI_10_4D	unten	vorne	a	144,1	77,7	0,43	618	1,94
Kiefer	KI_10_4D	unten	hinten	s	144,1	77,7	0,43	633	1,94
Kiefer	KI_14_4D	oben	vorne	-	139,2	109,8	0,50	614	1,71
Kiefer	KI_14_4D	oben	hinten	-	139,2	109,8	0,50	636	1,71
Kiefer	KI_14_4D	unten	vorne	a	139,2	81,6	0,50	614	2,84
Kiefer	KI_14_4D	unten	hinten	-	139,2	81,6	0,50	636	2,84
Kiefer	KI_15_9D	oben	vorne	-	119,5	140,6	0,86	616	2,90
Kiefer	KI_15_9D	oben	hinten	s	119,5	140,6	0,86	529	2,90
Kiefer	KI_15_9D	unten	vorne	-	119,5	196,2	0,86	616	0,81
Kiefer	KI_15_9D	unten	hinten	-	119,5	196,2	0,86	529	0,81
Kiefer	KI_1_4D	oben	vorne	-	132,7	96,2	0,51	554	2,72
Kiefer	KI_1_4D	oben	hinten	s	132,7	96,2	0,51	562	2,72
Kiefer	KI_1_4D	unten	vorne	s	132,7	83,6	0,51	554	3,23
Kiefer	KI_1_4D	unten	hinten	s	132,7	83,6	0,51	562	3,23
Kiefer	KI_2_9D	oben	vorne	a	140,0	89,5	0,65	630	3,30
Kiefer	KI_2_9D	oben	hinten	s	140,0	89,5	0,65	638	3,30
Kiefer	KI_2_9D	unten	vorne	-	140,0	123,5	0,65	630	1,81
Kiefer	KI_2_9D	unten	hinten	-	140,0	123,5	0,65	638	1,81
Kiefer	KI_3_4D	oben	vorne	a	104,7	96,2	0,43	506	2,51
Kiefer	KI_3_4D	oben	hinten	-	104,7	96,2	0,43	569	2,51
Kiefer	KI_3_4D	unten	vorne	-	104,7	57,7	0,43	506	2,74
Kiefer	KI_3_4D	unten	hinten	-	104,7	57,7	0,43	569	2,74

In der Spalte Versagensart bedeutet s Spalten, a Ausscheren eines Blockes

Tabelle E.2 (Fortsetzung): Ergebnisse der Versuche nach
Anschlusselementen getrennt

Holzart	Prüfkörper	Ort_1	Ort_2	Versa- gensart	F_{max} [kN]	k_s [kN/mm]	G_{ID} [Nmm/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Δv [mm] = $v_{max} - v_s$
Kiefer	KI_4_9D	oben	vorne	-	102,4	135,4	0,27	524	1,19
Kiefer	KI_4_9D	oben	hinten	-	102,4	135,4	0,27	485	1,19
Kiefer	KI_4_9D	unten	vorne	-	102,4	127,8	0,27	524	4,19
Kiefer	KI_4_9D	unten	hinten	s	102,4	127,8	0,27	485	4,19
Kiefer	KI_7_9D	oben	vorne	-	104,1	85,7	0,36	554	2,37
Kiefer	KI_7_9D	oben	hinten	-	104,1	85,7	0,36	580	2,37
Kiefer	KI_7_9D	unten	vorne	-	104,1	84,6	0,36	554	2,27
Kiefer	KI_7_9D	unten	hinten	a	104,1	84,6	0,36	580	2,27
Kiefer	KI_8_9D	oben	vorne	-	115,9	90,4	0,57	608	1,76
Kiefer	KI_8_9D	oben	hinten	-	115,9	90,4	0,57	613	1,76
Kiefer	KI_8_9D	unten	vorne	r	115,9	86,3	0,57	608	3,67
Kiefer	KI_8_9D	unten	hinten	s	115,9	86,3	0,57	613	3,67
Lärche	LA_11_9D	oben	vorne	s	162,0	107,9	0,35	631	3,36
Lärche	LA_11_9D	oben	hinten	-	162,0	107,9	0,35	540	3,36
Lärche	LA_11_9D	unten	vorne	s	162,0	156,0	0,35	631	4,56
Lärche	LA_11_9D	unten	hinten	-	162,0	156,0	0,35	540	4,56
Lärche	LA_12_9D	oben	vorne	-	131,6	120,2	0,31	628	1,65
Lärche	LA_12_9D	oben	hinten	-	131,6	120,2	0,31	558	1,65
Lärche	LA_12_9D	unten	vorne	s	131,6	102,3	0,31	628	1,77
Lärche	LA_12_9D	unten	hinten	s	131,6	102,3	0,31	558	1,77
Lärche	LA_13_4D	oben	vorne	-	114,2	102,3	0,44	610	1,75
Lärche	LA_13_4D	oben	hinten	s	114,2	102,3	0,44	584	1,75
Lärche	LA_13_4D	unten	vorne	-	114,2	76,5	0,44	610	1,57
Lärche	LA_13_4D	unten	hinten	a	114,2	76,5	0,44	584	1,57

In der Spalte Versagensart bedeutet s Spalten, a Ausscheren eines Blockes

Tabelle E.2 (Fortsetzung): Ergebnisse der Versuche nach Anschlussselementen getrennt

Holzart	Prüfkörper	Ort_1	Ort_2	Versagensart	F_{max} [kN]	k_s [kN/mm]	G_{ID} [Nmm/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Δv [mm] = $v_{max} - v_s$
Lärche	LA_15_9D	oben	vorne	a	140,9	120,8	0,36	540	3,43
Lärche	LA_15_9D	oben	hinten	-	140,9	120,8	0,36	505	3,43
Lärche	LA_15_9D	unten	vorne	-	140,9	137,1	0,36	540	1,82
Lärche	LA_15_9D	unten	hinten	-	140,9	137,1	0,36	505	1,82
Lärche	LA_16_4D	oben	vorne	s	121,6	112,1	0,27	512	1,88
Lärche	LA_16_4D	oben	hinten	s	121,6	112,1	0,27	563	1,88
Lärche	LA_16_4D	unten	vorne	-	121,6	81,8	0,27	512	2,21
Lärche	LA_16_4D	unten	hinten	-	121,6	81,8	0,27	563	2,21
Lärche	LA_1_4D	oben	vorne	-	96,5	153,6	0,39	632	0,65
Lärche	LA_1_4D	oben	hinten	-	96,5	153,6	0,39	601	0,65
Lärche	LA_1_4D	unten	vorne	a	96,5	77,3	0,39	632	1,21
Lärche	LA_1_4D	unten	hinten	-	96,5	77,3	0,39	601	1,21
Lärche	LA_2_9D	oben	vorne	-	122,5	141,4	0,16	599	1,22
Lärche	LA_2_9D	oben	hinten	-	122,5	141,4	0,16	619	1,22
Lärche	LA_2_9D	unten	vorne	-	122,5	102,9	0,16	599	1,45
Lärche	LA_2_9D	unten	hinten	a	122,5	102,9	0,16	619	1,45
Lärche	LA_4_9D	oben	vorne	s	112,9	112,1	0,25	599	1,22
Lärche	LA_4_9D	oben	hinten	-	112,9	112,1	0,25	591	1,22
Lärche	LA_4_9D	unten	vorne	-	112,9	103,9	0,25	599	1,22
Lärche	LA_4_9D	unten	hinten	-	112,9	103,9	0,25	591	1,22
Lärche	LA_6_4D	oben	vorne	-	97,8	126,0	0,32	616	0,99
Lärche	LA_6_4D	oben	hinten	a	97,8	126,0	0,32	593	0,99
Lärche	LA_6_4D	unten	vorne	-	97,8	123,1	0,32	616	0,90
Lärche	LA_6_4D	unten	hinten	-	97,8	123,1	0,32	593	0,90

In der Spalte Versagensart bedeutet s Spalten, a Ausscheren eines Blockes

Tabelle E.2 (Fortsetzung): Ergebnisse der Versuche nach Anchlusselementen getrennt

Holzart	Prüfkörper	Ort_1	Ort_2	Versagensart	F_{max} [kN]	k_s [kN/mm]	G_{ID} [Nmm/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Δv [mm] = $v_{max} - v_s$
Lärche	LA_8_9D	oben	vorne	s	120,0	91,8	0,21	588	1,61
Lärche	LA_8_9D	oben	hinten	-	120,0	91,8	0,21	577	1,61
Lärche	LA_8_9D	unten	vorne	-	120,0	100,2	0,21	588	1,37
Lärche	LA_8_9D	unten	hinten	-	120,0	100,2	0,21	577	1,37
Lärche	LA_9_4D	oben	vorne	-	86,3	133,7	0,36	586	0,75
Lärche	LA_9_4D	oben	hinten	a	86,3	133,7	0,36	576	0,75
Lärche	LA_9_4D	unten	vorne	-	86,3	63,3	0,36	586	1,13
Lärche	LA_9_4D	unten	hinten	-	86,3	63,3	0,36	576	1,13
Tanne	TA_10_9D	oben	vorne	-	122,5	212,4	0,19	528	0,67
Tanne	TA_10_9D	oben	hinten	-	122,5	212,4	0,19	500	0,67
Tanne	TA_10_9D	unten	vorne	-	122,5	148,5	0,19	528	0,77
Tanne	TA_10_9D	unten	hinten	s	122,5	148,5	0,19	500	0,77
Tanne	TA_13_9D	oben	vorne	-	89,6	38,8	0,21	408	3,34
Tanne	TA_13_9D	oben	hinten	-	89,6	38,8	0,21	393	3,34
Tanne	TA_13_9D	unten	vorne	a	89,6	39,8	0,21	408	2,75
Tanne	TA_13_9D	unten	hinten	-	89,6	39,8	0,21	393	2,75
Tanne	TA_14_9D	oben	vorne	-	98,0	50,1	0,13	417	2,48
Tanne	TA_14_9D	oben	hinten	-	98,0	50,1	0,13	406	2,48
Tanne	TA_14_9D	unten	vorne	s	98,0	46,5	0,13	417	2,88
Tanne	TA_14_9D	unten	hinten	-	98,0	46,5	0,13	406	2,88
Tanne	TA_2_4D	oben	vorne	-	95,5	201,1	0,17	559	0,64
Tanne	TA_2_4D	oben	hinten	-	95,5	201,1	0,17	571	0,64
Tanne	TA_2_4D	unten	vorne	-	95,5	142,5	0,17	559	0,87
Tanne	TA_2_4D	unten	hinten	s	95,5	142,5	0,17	571	0,87

In der Spalte Versagensart bedeutet s Spalten, a Ausscheren eines Blockes

Tabelle E.2 (Fortsetzung): Ergebnisse der Versuche nach
Anschlusselementen getrennt

Holzart	Prüfkörper	Ort_1	Ort_2	Versa- gensart	F_{\max} [kN]	k_s [kN/mm]	G_{ID} [Nmm/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Δv [mm] = $v_{\max} - v_s$
Tanne	TA_3_4D	oben	vorne	a	94,1	93,0	0,13	533	1,10
Tanne	TA_3_4D	oben	hinten	-	94,1	93,0	0,13	576	1,10
Tanne	TA_3_4D	unten	vorne	-	94,1	73,7	0,13	533	1,25
Tanne	TA_3_4D	unten	hinten	-	94,1	73,7	0,13	576	1,25
Tanne	TA_4_4D	oben	vorne	a	81,2	70,9	0,22	419	1,35
Tanne	TA_4_4D	oben	hinten	-	81,2	70,9	0,22	453	1,35
Tanne	TA_4_4D	unten	vorne	-	81,2	69,5	0,22	419	1,44
Tanne	TA_4_4D	unten	hinten	-	81,2	69,5	0,22	453	1,44
Tanne	TA_6_9D	oben	vorne	-	91,4	55,6	0,15	468	1,84
Tanne	TA_6_9D	oben	hinten	-	91,4	55,6	0,15	447	1,84
Tanne	TA_6_9D	unten	vorne	-	91,4	84,3	0,15	468	1,35
Tanne	TA_6_9D	unten	hinten	a	91,4	84,3	0,15	447	1,35
Tanne	TA_6_9Db	oben	vorne	-	87,2	196,0	0,15	540	0,35
Tanne	TA_6_9Db	oben	hinten	-	87,2	196,0	0,15	577	0,35
Tanne	TA_6_9Db	unten	vorne	a	87,2	110,2	0,15	540	1,15
Tanne	TA_6_9Db	unten	hinten	-	87,2	110,2	0,15	577	1,15
Tanne	TA_7_9D	oben	vorne	-	70,1	75,5	0,14	571	0,96
Tanne	TA_7_9D	oben	hinten	-	70,1	75,5	0,14	528	0,96
Tanne	TA_7_9D	unten	vorne	-	70,1	64,9	0,14	571	1,14
Tanne	TA_7_9D	unten	hinten	s	70,1	64,9	0,14	528	1,14
Tanne	TA_9_4D	oben	vorne	s	101,4	84,0	0,17	442	1,45
Tanne	TA_9_4D	oben	hinten	-	101,4	84,0	0,17	479	1,45
Tanne	TA_9_4D	unten	vorne	-	101,4	66,8	0,17	442	1,78
Tanne	TA_9_4D	unten	hinten	-	101,4	66,8	0,17	479	1,78

In der Spalte Versagensart bedeutet s Spalten, a Ausscheren eines Blockes

Tabelle E.2 (Fortsetzung): Ergebnisse der Versuche nach
Anschlusselementen getrennt

Holzart	Prüfkörper	Ort_1	Ort_2	Versa- gensart	F_{max} [kN]	k_s [kN/mm]	G_{ID} [Nmm/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Δv [mm] = $v_{max} - v_s$
red cedar	RC_1_4D	oben	vorne	-	86,1	102,1	0,22	326	0,99
red cedar	RC_1_4D	oben	hinten	-	86,1	102,1	0,22	332	0,99
red cedar	RC_1_4D	unten	vorne	s	86,1	60,5	0,22	326	1,57
red cedar	RC_1_4D	unten	hinten	-	86,1	60,5	0,22	332	1,57
red cedar	RC_2_4D	oben	vorne	-	89,3	70,9	0,18	346	1,37
red cedar	RC_2_4D	oben	hinten	s	89,3	70,9	0,18	341	1,37
red cedar	RC_2_4D	unten	vorne	-	89,3	51,3	0,18	346	2,06
red cedar	RC_2_4D	unten	hinten	a	89,3	51,3	0,18	341	2,06
south. pine	SP_1_7Da	oben	vorne	-	163,8	183,2	1,13	561	1,31
south. pine	SP_1_7Da	oben	hinten	-	163,8	183,2	1,13	652	1,31
south. pine	SP_1_7Da	unten	vorne	s	163,8	173,5	1,13	561	3,30
south. pine	SP_1_7Da	unten	hinten	s	163,8	173,5	1,13	652	3,30
south. pine	SP_1_7Db	oben	vorne	s	162,6	163,7	1,13	652	2,59
south. pine	SP_1_7Db	oben	hinten	-	162,6	163,7	1,13	574	2,59
south. pine	SP_1_7Db	unten	vorne	-	162,6	155,5	1,13	652	2,06
south. pine	SP_1_7Db	unten	hinten	-	162,6	155,5	1,13	574	2,06
south. pine	SP_2_7Da	oben	vorne	s	129,3	110,6	0,37	490	4,06
south. pine	SP_2_7Da	oben	hinten	-	129,3	110,6	0,37	507	4,06
south. pine	SP_2_7Da	unten	vorne	-	129,3	116,2	0,37	490	3,44
south. pine	SP_2_7Da	unten	hinten	-	129,3	116,2	0,37	507	3,44
south. pine	SP_2_7Db	oben	vorne	-	129,7	116,9	0,37	497	2,25
south. pine	SP_2_7Db	oben	hinten	-	129,7	116,9	0,37	509	2,25
south. pine	SP_2_7Db	unten	vorne	r	129,7	108,1	0,37	497	1,63
south. pine	SP_2_7Db	unten	hinten	-	129,7	108,1	0,37	509	1,63

Tabelle E.2 (Fortsetzung): Ergebnisse der Versuche nach Anschlusselementen getrennt

Holzart	Prüfkörper	Ort_1	Ort_2	Versagensart	F_{max} [kN]	k_s [kN/mm]	G_{ID} [Nmm/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Δv [mm] = $v_{max} - v_s$
south. pine	SP_3_7Da	oben	vorne	-	123,0	132,1	0,34	498	2,86
south. pine	SP_3_7Da	oben	hinten	s	123,0	132,1	0,34	508	2,86
south. pine	SP_3_7Da	unten	vorne	-	123,0	97,8	0,34	498	4,59
south. pine	SP_3_7Da	unten	hinten	-	123,0	97,8	0,34	508	4,59
south. pine	SP_3_7Db	oben	vorne	s	138,7	128,0	0,34	504	4,12
south. pine	SP_3_7Db	oben	hinten	-	138,7	128,0	0,34	514	4,12
south. pine	SP_3_7Db	unten	vorne	-	138,7	136,1	0,34	504	2,33
south. pine	SP_3_7Db	unten	hinten	-	138,7	136,1	0,34	514	2,33
south. pine	SP_4_7Da	oben	vorne	s	133,2	133,9	0,36	528	3,75
south. pine	SP_4_7Da	oben	hinten	-	133,2	133,9	0,36	520	3,75
south. pine	SP_4_7Da	unten	vorne	-	133,2	118,3	0,36	528	5,40
south. pine	SP_4_7Da	unten	hinten	-	133,2	118,3	0,36	520	5,40
south. pine	SP_4_7Db	oben	vorne	a	146,4	143,2	0,36	548	3,54
south. pine	SP_4_7Db	oben	hinten	-	146,4	143,2	0,36	559	3,54
south. pine	SP_4_7Db	unten	vorne	-	146,4	124,5	0,36	548	3,92
south. pine	SP_4_7Db	unten	hinten	-	146,4	124,5	0,36	559	3,92
south. pine	SP_5A_9D	oben	vorne	s	135,2	109,3	0,57	600	6,63
south. pine	SP_5A_9D	oben	hinten	s	135,2	109,3	0,57	579	6,63
south. pine	SP_5A_9D	unten	vorne	-	135,2	112,8	0,57	600	2,00
south. pine	SP_5A_9D	unten	hinten	-	135,2	112,8	0,57	579	2,00
south. pine	SP_5B_9D	oben	vorne	-	131,2	109,5	0,57	588	4,87
south. pine	SP_5B_9D	oben	hinten	s	131,2	109,5	0,57	612	4,87
south. pine	SP_5B_9D	unten	vorne	-	131,2	131,8	0,57	588	1,68
south. pine	SP_5B_9D	unten	hinten	s	131,2	131,8	0,57	612	1,68

In der Spalte Versagensart bedeutet s Spalten, a Ausscheren eines Blockes

Tabelle E.2 (Fortsetzung): Ergebnisse der Versuche nach
Anschlusselementen getrennt

Holzart	Prüfkörper	Ort_1	Ort_2	Versa- gensart	F_{max} [kN]	k_s [kN/mm]	G_{ID} [Nmm/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Δv [mm] = $v_{max} - v_s$
south. pine	SP_5C_9D	oben	vorne	s	115,7	114,8	0,57	603	3,20
south. pine	SP_5C_9D	oben	hinten	-	115,7	114,8	0,57	578	3,20
south. pine	SP_5C_9D	unten	vorne	-	115,7	104,0	0,57	603	2,84
south. pine	SP_5C_9D	unten	hinten	-	115,7	104,0	0,57	578	2,84
south. pine	SP_5_4D	oben	vorne	-	137,2	186,5	0,57	603	4,20
south. pine	SP_5_4D	oben	hinten	-	137,2	186,5	0,57	599	4,20
south. pine	SP_5_4D	unten	vorne	-	137,2	121,7	0,57	603	4,67
south. pine	SP_5_4D	unten	hinten	s	137,2	121,7	0,57	599	4,67
south. pine	SP_6_4D	oben	vorne	-	162,8	96,0	0,53	602	2,53
south. pine	SP_6_4D	oben	hinten	a	162,8	96,0	0,53	598	2,53
south. pine	SP_6_4D	unten	vorne	-	162,8	181,3	0,53	602	5,28
south. pine	SP_6_4D	unten	hinten	-	162,8	181,3	0,53	598	5,28
south. pine	SP_6_9D	oben	vorne	-	135,8	74,5	0,53	579	2,07
south. pine	SP_6_9D	oben	hinten	-	135,8	74,5	0,53	587	2,07
south. pine	SP_6_9D	unten	vorne	a	135,8	85,0	0,53	579	3,74
south. pine	SP_6_9D	unten	hinten	-	135,8	85,0	0,53	587	3,74
south. pine	SP_7_4D	oben	vorne	-	109,1	70,0	0,94	655	0,65
south. pine	SP_7_4D	oben	hinten	-	109,1	70,0	0,94	632	0,65
south. pine	SP_7_4D	unten	vorne	-	109,1	186,0	0,94	655	1,17
south. pine	SP_7_4D	unten	hinten	a	109,1	186,0	0,94	632	1,17
south. pine	SP_8_4D	oben	vorne	s	186,0	123,9	0,63	631	2,74
south. pine	SP_8_4D	oben	hinten	s	186,0	123,9	0,63	624	2,74
south. pine	SP_8_4D	unten	vorne	-	186,0	189,5	0,63	631	2,86
south. pine	SP_8_4D	unten	hinten	-	186,0	189,5	0,63	624	2,86

In der Spalte Versagensart bedeutet s Spalten, a Ausscheren eines Blockes

Tabelle E.2 (Fortsetzung): Ergebnisse der Versuche nach
Anschlusselementen getrennt

Holzart	Prüfkörper	Ort_1	Ort_2	Versa- gensart	F_{max} [kN]	k_s [kN/mm]	G_{ID} [Nmm/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Δv [mm] = $v_{max} - v_s$
west. hemlock	WH_10_9D	oben	vorne	s	114,6	96,3	0,18	456	1,56
west. hemlock	WH_10_9D	oben	hinten	-	114,6	96,3	0,18	456	1,56
west. hemlock	WH_10_9D	unten	vorne	s	114,6	70,7	0,18	456	1,67
west. hemlock	WH_10_9D	unten	hinten	-	114,6	70,7	0,18	456	1,67
west. hemlock	WH_11_4D	oben	vorne	-	142,3	152,2	0,32	576	1,19
west. hemlock	WH_11_4D	oben	hinten	-	142,3	152,2	0,32	554	1,19
west. hemlock	WH_11_4D	unten	vorne	-	142,3	96,4	0,32	576	2,41
west. hemlock	WH_11_4D	unten	hinten	r	142,3	96,4	0,32	554	2,41
west. hemlock	WH_12_4D	oben	vorne	-	118,8	146,2	0,20	430	2,08
west. hemlock	WH_12_4D	oben	hinten	-	118,8	146,2	0,20	444	2,08
west. hemlock	WH_12_4D	unten	vorne	-	118,8	78,5	0,20	430	2,20
west. hemlock	WH_12_4D	unten	hinten	a	118,8	78,5	0,20	444	2,20

In der Spalte Versagensart bedeutet s Spalten, a Ausscheren eines Blockes

Tabelle E.2 (Fortsetzung): Ergebnisse der Versuche nach
Anschlusselementen getrennt

Holzart	Prüfkörper	Ort_1	Ort_2	Versa- gensart	F_{\max} [kN]	k_s [kN/mm]	G_{ID} [Nmm/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Δv [mm] = $v_{\max} - v_s$
west. hemlock	WH_1_9D	oben	vorne	a	135,2	90,8	0,30	523	1,85
west. hemlock	WH_1_9D	oben	hinten	-	135,2	90,8	0,30	529	1,85
west. hemlock	WH_1_9D	unten	vorne	-	135,2	129,3	0,30	523	1,53
west. hemlock	WH_1_9D	unten	hinten	-	135,2	129,3	0,30	529	1,53
west. hemlock	WH_2_4D	oben	vorne	-	159,3	230,9	0,31	544	2,55
west. hemlock	WH_2_4D	oben	hinten	-	159,3	230,9	0,31	543	2,55
west. hemlock	WH_2_4D	unten	vorne	-	159,3	140,3	0,31	544	2,84
west. hemlock	WH_2_4D	unten	hinten	a	159,3	140,3	0,31	543	2,84
west. hemlock	WH_3_9D	oben	vorne	-	161,6	143,5	0,26	519	2,00
west. hemlock	WH_3_9D	oben	hinten	-	161,6	143,5	0,26	519	2,00
west. hemlock	WH_3_9D	unten	vorne	a	161,6	136,2	0,26	519	2,85
west. hemlock	WH_3_9D	unten	hinten	-	161,6	136,2	0,26	519	2,85

In der Spalte Versagensart bedeutet s Spalten, a Ausscheren eines Blockes

Tabelle E.2 (Fortsetzung): Ergebnisse der Versuche nach
Anschlusselementen getrennt

Holzart	Prüfkörper	Ort_1	Ort_2	Versa- gensart	F_{\max} [kN]	k_s [kN/mm]	G_{ID} [Nmm/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Δv [mm] = $v_{\max} - v_s$
west. hemlock	WH_4_9D	oben	vorne	-	125,8	76,1	0,22	461	2,14
west. hemlock	WH_4_9D	oben	hinten	-	125,8	76,1	0,22	449	2,14
west. hemlock	WH_4_9D	unten	vorne	a	125,8	73,4	0,22	461	2,68
west. hemlock	WH_4_9D	unten	hinten	-	125,8	73,4	0,22	449	2,68
west. hemlock	WH_5_9D	oben	vorne	-	87,0	58,1	0,21	402	1,83
west. hemlock	WH_5_9D	oben	hinten	-	87,0	58,1	0,21	411	1,83
west. hemlock	WH_5_9D	unten	vorne	a	87,0	76,8	0,21	402	1,43
west. hemlock	WH_5_9D	unten	hinten	-	87,0	76,8	0,21	411	1,43
west. hemlock	WH_6_9D	oben	vorne	-	106,1	108,6	0,25	457	1,30
west. hemlock	WH_6_9D	oben	hinten	-	106,1	108,6	0,25	450	1,30
west. hemlock	WH_6_9D	unten	vorne	-	106,1	84,2	0,25	457	1,51
west. hemlock	WH_6_9D	unten	hinten	a	106,1	84,2	0,25	450	1,51

In der Spalte Versagensart bedeutet s Spalten, a Ausscheren eines Blockes

Tabelle E.2 (Fortsetzung): Ergebnisse der Versuche nach
Anschlusselementen getrennt

Holzart	Prüfkörper	Ort_1	Ort_2	Versa- gensart	F_{max} [kN]	k_s [kN/mm]	G_{ID} [Nmm/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Δv [mm] = $v_{max} - v_s$
west. hemlock	WH_8_4D	oben	vorne	-	91,9	154,1	0,26	545	0,69
west. hemlock	WH_8_4D	oben	hinten	-	91,9	154,1	0,26	537	0,69
west. hemlock	WH_8_4D	unten	vorne	-	91,9	89,5	0,26	545	1,13
west. hemlock	WH_8_4D	unten	hinten	s	91,9	89,5	0,26	537	1,13
west. hemlock	WH_9_4D	oben	vorne	a	117,9	99,4	0,15	375	2,08
west. hemlock	WH_9_4D	oben	hinten	a	117,9	99,4	0,15	388	2,08
west. hemlock	WH_9_4D	unten	vorne	-	117,9	69,4	0,15	375	2,72
west. hemlock	WH_9_4D	unten	hinten	-	117,9	69,4	0,15	388	2,72

In der Spalte Versagensart bedeutet s Spalten, a Ausscheren eines Blockes

F Anhang zu Abschnitt 8

Tabelle F.1: Ermittlung der Fließmomente in Anlehnung an DIN EN 409 und dem Entwurf zur DIN 1052 (2000)

	Für Biegewinkel 26,8° nach Entwurf zur DIN 1052	Für Biegewinkel bei Höchstlast für Biegewinkel $\leq 45^\circ$
Einzelwerte [Nmm]	5577	5690
	5465	5622
	5420	5510
	5307	5442
	5442	5532
	5645	5757
	5555	5712
	5555	5712
	5510	5622
	5465	5532
Mittelwert [Nmm]	5494	5613
Kleinstwert [Nmm]	5307	5442
Höchstwert [Nmm]	5645	5757
Standardabweichung [Nmm]	96	105

Tabelle F.2: Ausziehversuche Maschinenstifte 34x80 in Anlehnung an DIN 1052, Teil 2, Anhang A (1988); Einschlagtiefe $s_w = 40,0$ mm, Fichtenholz

Nagel Nr.	Höchstlast [N]	Rohdichte ρ [kg/m ³]	Holzfeuchte u [%]	Lage der Nagelachse zu den Jahrringen
1	866	383	13,0	tangential
2	665	370	13,5	tangential
3	930	451	13,4	tangential
4	552	402	14,2	tangential
5	538	383	12,6	tangential
6	878	383	13,0	radial
7	597	370	13,5	radial
8	705	451	13,4	radial
9	678	402	14,2	radial
10	682	383	12,6	radial
Mittelwert [N]	709	398	13,3	
Standardabweichung [N]	138	30,0	0,56	

Tabelle F.3: Ausziehversuche Maschinenstifte 34x80 in Anlehnung an DIN 1052, Teil 2, Anhang A (1988); Einschlagtiefe $s_w = 40,0$ mm Kiefernholz

Nagel Nr.	Höchstlast [N]	Rohdichte ρ [kg/m ³]	Holzfeuchte u [%]	Lage der Nagelachse zu den Jahrringen
1	1068	607	12,5	radial
2	1076	587	11,5	radial
3	868	581	12,0	radial
4	946	538	11,5	radial
5	1166	538	11,5	radial
6	791	538	11,5	tangential
7	544	581	12,0	tangential
8	730	587	11,5	tangential
9	836	587	11,5	tangential
10	813	607	12,5	tangential
Mittelwert [N]	884	575	11,8	
Standardabweichung [N]	185	27,2	0,42	

Tabelle F.4: Ergebnisse der Versuche

Holzart	Prüfkörper	Versagensart	F_{\max} [kN]	K_1 [kN/mm]	v_{\max} [mm]	D	ρ [kg/m ³]
Douglasie	DO_11	v>15mm	11,7	12,7	14,9	20,6	475
Douglasie	DO_11	v>15mm	11,7	15,0	14,9	23,9	451
Douglasie	DO_13	v>15mm	12,0	14,8	15,0	28,0	536
Douglasie	DO_13	Spalten	10,6	10,8	14,9	19,1	542
Douglasie	DO_13	v>15mm	12,4	22,5	15,0	37,7	538
Douglasie	DO_16	v>15mm	13,9	11,7	15,0	18,4	484
Douglasie	DO_16	v>15mm	13,0	11,5	15,0	17,7	489
Douglasie	DO_16	v>15mm	12,6	15,2	14,9	22,5	479
Douglasie	DO_16	v>15mm	13,6	18,5	15,0	28,6	484
Douglasie	DO_2	v>15mm	12,8	14,3	15,0	20,0	494
Douglasie	DO_2	v>15mm	12,8	16,9	15,0	22,5	496
Douglasie	DO_2	Spalten	12,7	16,5	15,0	21,2	501
Douglasie	DO_3	v>15mm	14,6	16,7	15,0	26,0	505
Douglasie	DO_3	v>15mm	13,4	11,9	14,9	19,3	510
Douglasie	DO_3	v>15mm	13,8	18,2	15,0	25,8	501
Douglasie	DO_4	Spalten	14,9	12,3	14,9	22,2	523
Douglasie	DO_4	v>15mm	14,1	12,4	15,0	22,0	532
Douglasie	DO_5	Spalten	13,7	13,3	15,0	21,7	499
Douglasie	DO_6	Spalten	13,2	12,6	15,0	21,1	498
Douglasie	DO_7	v>15mm	13,3	9,3	14,9	16,4	526
Douglasie	DO_7	v>15mm	14,0	13,3	14,9	20,4	507
Douglasie	DO_9	Spalten	12,6	18,6	12,5	21,7	522

Tabelle F.4 (Fortsetzung): Ergebnisse der Versuche

Holzart	Prüfkörper	Versagensart	F_{max} [kN]	K_1 [kN/mm]	v_{max} [mm]	D	ρ [kg/m ³]
Fichte	FI_11	v>15mm	13,1	11,5	15,0	19,5	511
Fichte	FI_11	v>15mm	14,0	9,3	15,0	14,1	522
Fichte	FI_12	v>15mm	13,2	10,4	15,0	16,0	484
Fichte	FI_12	v>15mm	13,1	9,6	15,0	14,7	482
Fichte	FI_14	v>15mm	9,9	8,0	14,9	15,4	428
Fichte	FI_14	v>15mm	9,9	8,3	15,0	14,9	412
Fichte	FI_16	v>15mm	12,5	11,5	14,9	16,6	460
Fichte	FI_16	v>15mm	13,2	13,3	15,0	19,5	485
Fichte	FI_2	v>15mm	11,0	7,1	15,0	12,7	421
Fichte	FI_2	v>15mm	11,0	8,6	15,0	13,6	425
Fichte	FI_4	v>15mm	10,5	6,9	15,0	12,9	427
Fichte	FI_4	v>15mm	10,6	8,7	15,0	13,8	427
Fichte	FI_5	v>15mm	9,9	8,0	15,0	16,0	467
Fichte	FI_5	v>15mm	10,3	8,7	14,9	15,4	464
Fichte	FI_6	v>15mm	10,2	10,5	15,0	18,8	435
Fichte	FI_6	v>15mm	9,9	7,5	14,9	13,2	438
Fichte	FI_7	v>15mm	10,8	7,9	14,9	12,3	434
Fichte	FI_7	v>15mm	10,9	8,7	15,0	14,3	433
Fichte	FI_8	v>15mm	10,6	10,3	15,0	18,1	434
Fichte	FI_8	v>15mm	10,7	8,6	14,9	14,5	435

Tabelle F.4 (Fortsetzung): Ergebnisse der Versuche

Holzart	Prüfkörper	Versagensart	F_{\max} [kN]	K_1 [kN/mm]	v_{\max} [mm]	D	ρ [kg/m ³]
Kiefer	KI_1	v>15mm	12,0	11,8	15,0	16,6	534
Kiefer	KI_1	v>15mm	12,0	8,8	14,9	12,0	569
Kiefer	KI_10	Spalten	12,0	16,4	14,8	23,1	602
Kiefer	KI_14	v>15mm	12,1	18,7	14,9	26,5	662
Kiefer	KI_14	v>15mm	12,1	13,1	14,9	18,5	653
Kiefer	KI_15	Spalten	9,5	17,8	4,9	13,6	471
Kiefer	KI_15	Spalten	9,5	14,4	5,0	11,4	452
Kiefer	KI_16	v>15mm	10,0	16,5	15,0	26,3	492
Kiefer	KI_3	v>15mm	11,9	11,7	15,0	18,6	542
Kiefer	KI_3	v>15mm	11,9	10,7	15,0	16,8	552
Kiefer	KI_3	v>15mm	12,0	17,9	15,0	26,4	550
Kiefer	KI_5	v>15mm	11,5	15,8	15,0	25,8	519
Kiefer	KI_7	v>15mm	12,0	12,4	15,0	19,9	544
Kiefer	KI_7	Spalten	11,9	9,1	15,0	14,2	552
Kiefer	KI_7	v>15mm	11,9	16,1	15,0	24,1	541
Kiefer	KI_8	v>15mm	11,8	12,1	14,9	20,2	622
Kiefer	KI_8	Spalten	11,8	13,5	14,1	17,0	632
Kiefer	KI_9	v>15mm	10,4	10,7	14,9	17,1	622
Kiefer	KI_9	v>15mm	10,4	11,2	15,0	16,2	605

Tabelle F.4 (Fortsetzung): Ergebnisse der Versuche

Holzart	Prüfkörper	Versagensart	F_{\max} [kN]	K_1 [kN/mm]	v_{\max} [mm]	D	ρ [kg/m ³]
Lärche	LA_10	v>15mm	18,0	14,1	15,0	18,8	593
Lärche	LA_10	v>15mm	18,0	16,9	15,0	22,6	605
Lärche	LA_11	Spalten	15,3	21,0	8,3	23,3	576
Lärche	LA_11	Spalten	15,3	34,9	4,9	19,0	585
Lärche	LA_12	v>15mm	14,9	9,2	15,0	10,4	550
Lärche	LA_12	Spalten	14,9	18,4	15,0	20,3	571
Lärche	LA_12	v>15mm	14,9	16,7	15,0	18,3	559
Lärche	LA_13	v>15mm	15,7	12,7	15,0	16,0	567
Lärche	LA_13	v>15mm	15,6	10,3	15,0	13,1	552
Lärche	LA_13	v>15mm	16,4	15,4	15,0	20,3	573
Lärche	LA_13	v>15mm	16,3	12,0	15,0	15,3	558
Lärche	LA_15	v>15mm	15,7	14,2	14,9	20,5	575
Lärche	LA_15	v>15mm	15,8	13,1	15,0	19,8	579
Lärche	LA_15	v>15mm	16,0	16,0	15,0	21,3	576
Lärche	LA_15	v>15mm	15,8	18,4	15,0	24,1	579
Lärche	LA_16	v>15mm	14,3	13,4	15,0	21,7	540
Lärche	LA_16	v>15mm	15,3	13,0	15,0	19,8	580
Lärche	LA_16	v>15mm	15,2	15,0	15,0	22,0	547
Lärche	LA_16	v>15mm	14,3	19,7	15,0	30,2	587
Lärche	LA_2	v>15mm	17,7	19,9	14,9	27,3	593
Lärche	LA_2	v>15mm	17,2	13,6	14,9	20,1	581
Lärche	LA_4	v>15mm	19,3	13,6	14,9	17,5	603
Lärche	LA_4	v>15mm	19,5	19,0	15,0	23,2	596
Lärche	LA_4	v>15mm	19,7	22,3	15,0	25,4	613
Lärche	LA_4	v>15mm	19,6	29,2	15,0	35,4	606
Lärche	LA_6	v>15mm	19,1	10,3	15,0	11,9	598

Tabelle F.4 (Fortsetzung): Ergebnisse der Versuche

Holzart	Prüfkörper	Versagensart	F_{max} [kN]	K_1 [kN/mm]	v_{max} [mm]	D	ρ [kg/m ³]
Lärche	LA_6	v>15mm	18,6	14,5	15,0	18,5	589
Lärche	LA_6	v>15mm	18,3	18,3	15,0	21,9	599
Lärche	LA_6	v>15mm	18,8	19,4	14,9	22,0	589
Lärche	LA_9	v>15mm	14,8	10,5	15,0	15,7	540
Lärche	LA_9	v>15mm	15,5	16,8	15,0	22,6	569
Lärche	LA_9	Spalten	15,8	19,0	9,0	14,7	564
Tanne	TA_R_1	v>15mm	14,0	11,8	15,0	20,3	487
Tanne	TA_R_1	v>15mm	13,7	12,8	15,0	19,1	471
Tanne	TA_R_11A	v>15mm	11,3	9,1	15,0	16,7	410
Tanne	TA_R_11A	v>15mm	11,5	10,1	14,9	15,4	402
Tanne	TA_R_11A	v>15mm	11,3	13,6	15,0	22,7	409
Tanne	TA_R_11B	v>15mm	11,3	9,1	15,0	17,0	418
Tanne	TA_R_11B	Spalten	11,2	8,2	14,9	14,3	407
Tanne	TA_R_11C	v>15mm	11,9	10,9	14,9	16,1	414
Tanne	TA_R_11C	v>15mm	11,4	9,2	14,9	15,1	431
Tanne	TA_R_15A	v>15mm	13,0	10,6	15,0	17,8	433
Tanne	TA_R_15A	v>15mm	12,2	8,3	14,9	13,8	429
Tanne	TA_R_15A	v>15mm	12,4	11,0	15,0	16,8	434
Tanne	TA_R_15A	v>15mm	12,9	14,2	15,0	22,9	431
Tanne	TA_R_15B	v>15mm	12,4	9,2	15,0	14,4	443
Tanne	TA_R_15B	Spalten	12,3	12,4	14,9	20,1	454
Tanne	TA_R_15C	v>15mm	12,0	9,7	14,9	16,6	437
Tanne	TA_R_15C	v>15mm	12,7	11,4	15,0	16,9	426
Tanne	TA_R_15C	v>15mm	12,5	8,0	15,0	12,9	419
Tanne	TA_R_7	v>15mm	11,4	9,8	15,0	16,7	418
Tanne	TA_R_7	v>15mm	11,4	12,6	15,0	20,6	429

Tabelle F.4 (Fortsetzung): Ergebnisse der Versuche

Holzart	Prüfkörper	Versagensart	F_{max} [kN]	K_1 [kN/mm]	v_{max} [mm]	D	ρ [kg/m ³]
Tanne_k	TA_12	v>15mm	10,7	9,0	15,0	16,7	419
Tanne_k	TA_12	v>15mm	10,6	7,1	15,0	12,7	412
Tanne_k	TA_12	v>15mm	10,8	7,4	14,9	12,4	415
Tanne_k	TA_3	Spalten	12,5	20,8	13,8	26,5	571
Tanne_k	TA_3	Spalten	12,5	19,6	9,0	17,7	566
Tanne_k	TA_4	Spalten	11,8	8,9	14,9	12,8	462
Tanne_k	TA_6	Spalten	15,4	27,2	8,1	20,6	569
Tanne_k	TA_7	Spalten	11,2	31,0	9,2	36,2	479
Tanne_k	TA_9	v>15mm	12,6	12,3	15,0	19,2	467
Tanne_k	TA_9	v>15mm	12,7	11,6	15,0	18,1	473
Tanne_k	TA_9	v>15mm	12,5	15,2	15,0	22,9	463
Tanne_k	TA_9	v>15mm	12,5	13,4	15,0	20,1	469
red cedar	RC_1	v>15mm	11,6	6,9	15,0	11,3	336
red cedar	RC_1	v>15mm	12,0	10,8	15,0	16,7	337
red cedar	RC_1	v>15mm	11,5	10,2	15,0	16,0	337
red cedar	RC_2	v>15mm	13,8	10,2	15,0	16,5	367
red cedar	RC_2	v>15mm	13,9	8,5	15,0	13,5	367
red cedar	RC_2	v>15mm	13,8	11,1	15,0	15,6	369
red cedar	RC_2	v>15mm	13,8	15,0	15,0	21,1	369

Tabelle F.4 (Fortsetzung): Ergebnisse der Versuche

Holzart	Prüfkörper	Versagensart	F_{\max} [kN]	κ_1 [kN/mm]	v_{\max} [mm]	D	ρ [kg/m ³]
south. pine	SP_2	v>15mm	10,7	11,8	14,9	20,6	533
south. pine	SP_5A	v>15mm	12,2	15,5	15,0	23,1	618
south. pine	SP_5A	v>15mm	11,6	11,3	14,9	18,4	611
south. pine	SP_5A	v>15mm	11,9	19,3	15,0	30,3	620
south. pine	SP_5B	v>15mm	11,6	18,0	15,0	27,9	612
south. pine	SP_5B	v>15mm	11,8	16,8	15,0	24,7	618
south. pine	SP_6	v>15mm	12,2	14,4	15,0	20,7	590
south. pine	SP_6	v>15mm	12,7	12,7	15,0	17,3	594
south. pine	SP_7	v>15mm	10,8	12,5	15,0	21,3	690
south. pine	SP_7	v>15mm	10,9	13,8	14,9	22,9	690
south. pine	SP_8	v>15mm	13,3	14,4	15,0	21,9	600
south. pine	SP_8	v>15mm	13,3	11,8	15,0	18,2	599
south. pine	SP_8	v>15mm	13,8	14,0	15,0	20,3	606
south. pine	SP_8	v>15mm	13,8	16,1	15,0	23,1	605
west. hemlock	WH_1	Spalten	13,3	13,1	9,3	17,6	516
west. hemlock	WH_1	v>15mm	13,3	7,7	14,9	9,8	522
west. hemlock	WH_1	Spalten	13,3	17,4	13,9	20,0	526
west. hemlock	WH_11	v>15mm	26,6	18,0	15,0	18,7	596
west. hemlock	WH_11	v>15mm	25,4	17,6	15,0	18,8	601
west. hemlock	WH_11	v>15mm	23,7	17,3	15,0	16,9	592
west. hemlock	WH_11	v>15mm	24,8	19,3	15,0	19,0	597

Tabelle F.4 (Fortsetzung): Ergebnisse der Versuche

Holzart	Prüfkörper	Versagensart	F_{\max} [kN]	K_1 [kN/mm]	v_{\max} [mm]	D	ρ [kg/m ³]
west. hemlock	WH_2	Spalten	12,6	12,3	15,0	22,5	545
west. hemlock	WH_2	v>15mm	12,6	14,7	14,9	25,2	545
west. hemlock	WH_3	v>15mm	15,9	8,9	15,0	10,8	519
west. hemlock	WH_3	Spalten	15,9	14,5	15,0	15,5	513
west. hemlock	WH_4	v>15mm	13,0	10,9	15,0	18,4	451
west. hemlock	WH_4	v>15mm	12,6	16,7	15,0	33,9	447
west. hemlock	WH_4	v>15mm	12,9	14,3	15,0	22,9	453
west. hemlock	WH_4	v>15mm	13,5	26,9	15,0	38,0	448
west. hemlock	WH_5	v>15mm	10,5	9,0	14,9	16,9	404
west. hemlock	WH_5	v>15mm	10,7	11,3	15,0	20,1	395
west. hemlock	WH_6	v>15mm	13,0	5,5	15,0	7,8	446
west. hemlock	WH_6	v>15mm	12,5	11,3	15,0	18,6	445
west. hemlock	WH_6	v>15mm	12,4	9,5	15,0	15,4	445
west. hemlock	WH_7	v>15mm	10,3	6,6	15,0	14,8	405
west. hemlock	WH_7	v>15mm	10,4	6,6	15,0	14,8	410

Tabelle F.4 (Fortsetzung): Ergebnisse der Versuche

Holzart	Prüfkörper	Versagensart	F_{\max} [kN]	K_1 [kN/mm]	v_{\max} [mm]	D	ρ [kg/m ³]
west. hemlock	WH_8	v>15mm	17,9	16,8	15,0	19,4	548
west. hemlock	WH_8	Spalten	17,4	15,6	14,9	17,1	544
west. hemlock	WH_8	v>15mm	18,3	33,3	15,0	36,1	547
west. hemlock	WH_9	v>15mm	12,3	14,8	15,0	33,5	392
west. hemlock	WH_9	v>15mm	11,7	16,8	15,0	29,6	395
west. hemlock	WH_9	v>15mm	11,5	9,7	15,0	17,7	400