

# **B E R I C H T E**

der

Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine  
der Universität Fridericiana  
in Karlsruhe

Herausgeber: Univ.-Prof. Dr.-Ing. J. Ehlbeck und Univ.-Prof. Dr.-Ing. H. Saal

---

**4.Folge - Heft 28**

## **Tragfähigkeit von Holz-Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln unter Berücksichtigung streuender Einflußgrößen**

von

**Hartmut Werner**

---

Karlsruhe 1993

# **B E R I C H T E**

der

Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine  
der Universität Fridericiana  
in Karlsruhe

Herausgeber: Univ.-Prof. Dr.-Ing. J. Ehlbeck und Univ.-Prof. Dr.-Ing. H. Saal

---

**4.Folge - Heft 28**

## **Tragfähigkeit von Holz-Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln unter Berücksichtigung streuender Einflußgrößen**

von

**Hartmut Werner**

---

**Karlsruhe 1993**



<b>3.5</b>	<b>Rechenmodell für Stahlblech-Holz-Verbindung</b>	<b>3-25</b>
3.5.1	Bruchursache 1-S und 1a-S	3-25
3.5.2	Bruchursache 2-S	3-26
3.5.3	Bruchursache 3-S und 3a-S	3-28
3.5.4	Bruchursache 4-S	3-31
3.5.5	Bruchursache 5-S	3-33
3.5.6	Bruchursache 6-S	3-33
<b>3.6</b>	<b>Rechenmodell für das Spaltversagen von Verbindungen</b>	<b>3-34</b>
<b>3.7</b>	<b>Rechenprogramm "XJOINT"</b>	<b>3-37</b>
<b>3.8</b>	<b>Überprüfung des Rechenmodells anhand von Bauteilversuchen</b>	<b>3-40</b>
3.8.1	Holz-Holz-Verbindungen mit Stabdübeln	3-40
3.8.2	Holz-Holz-Verbindungen mit Gewindestangen	3-45
3.8.3	Stahlblech-Holz-Verbindungen mit innenliegenden Stahlblechen	3-48
3.8.4	Buchefurniersperrholz verstärkte Verbindungen mit Stabdübeln und Gewindestangen	3-49
3.8.5	Simulation des Verformungsverhaltens von Verbindungen	3-54
<b>4</b>	<b>Traglasten von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln</b>	<b>4-1</b>
<b>4.1</b>	<b>Simulationsprogramm "XDATSIM"</b>	<b>4-2</b>
<b>4.2</b>	<b>Anzahl der Simulationen</b>	<b>4-3</b>
<b>4.3</b>	<b>Überprüfung der simulierten Daten</b>	<b>4-3</b>
4.3.1	Rohdichte der Fichtenhölzer	4-3
4.3.2	Arbeitslinie unter Lochleibungsbeanspruchung	4-4
4.3.3	Lochleibungsfestigkeit der Fichtenhölzer	4-5
4.3.4	Fließmoment der Stabdübel und Gewindestangen	4-7

<b>4.4</b>	<b>Traglasten von verschiedenen Verbindungsarten</b>	<b>4-7</b>
4.4.1	Holz-Holz-Verbindungen mit Stabdübeln	4-7
4.4.2	Holz-Holz-Verbindungen mit Gewindestangen	4-17
4.4.3	Stahlblech-Holz-Verbindungen mit innenliegenden Blechen und Stabdübeln	4-19
4.4.4	Buche-Furniersperrholz verstärkte Holz-Holz-Verbindungen mit Stabdübeln	4-21
<b>5</b>	<b>Folgerungen und Empfehlungen für die Bemessung von Verbindungen</b>	<b>5-1</b>
<b>5.1</b>	<b>Bemessungsgleichungen</b>	<b>5-2</b>
5.1.1	Holz-Holz-Verbindungen mit verstärkten Anschlußbereichen	5-2
5.1.2	Stahlblech-Holz-Verbindungen	5-4
<b>5.2</b>	<b>Verbindungen mit Bolzen, Stabdübeln und Gewindestangen</b>	<b>5-6</b>
<b>6</b>	<b>Zusammenfassung</b>	<b>6-1</b>
<b>7</b>	<b>Bezeichnungen</b>	<b>7-1</b>
<b>8</b>	<b>Literatur</b>	<b>8-1</b>

**Anhang**

<b>A</b>	Programm zur Berechnung der Spaltbeanspruchung von in Faserrichtung beanspruchten Verbindungen mit dünnen Hölzern	A-1
<b>B</b>	Programm XJOINT zur Berechnung der Tragfähigkeit von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln	B-1
<b>C</b>	Programm XDATSIM zur Simulation der Eingabeparameter für das Rechenprogramm	C-1
<b>D</b>	Rechnerische Traglasten von zweischnittigen Holz-Holz-Verbindungen mit Fichtenholz unter einer Belastung in Faserrichtung	D-1
<b>E</b>	Rechnerische Traglasten von Buche-Furniersperrholz verstärkten Holz-Holz-Verbindungen mit Fichtenholz unter einer Belastung in Faserrichtung	E-1



## 1 Einleitung

Die Konstruktion und die Dimensionierung von Anschlüssen ist seit jeher eine der wichtigsten Aufgaben des Ingenieurs auf dem Gebiet des Holzbaus. Häufig werden zur Verbindung der Bauteile stiftförmige Verbindungsmittel aus Stahl wie Nägel, Bolzen, Stabdübel oder Holzschrauben verwendet. Für diese schon traditionellen Verbindungen liegen umfangreiche Erkenntnisse vor, die meist empirisch an einer begrenzten Anzahl von Bauteilversuchen gewonnen wurden. Im Zuge der Umstellung auf das neue Sicherheitskonzept werden die charakteristischen Tragfähigkeiten von zahlreichen Verbindungsarten benötigt. Dazu müssen entweder eine große Anzahl von Versuchen unter gleichen Versuchsbedingungen durchgeführt werden, oder das Trag- und Verformungsverhalten einer Verbindung muß mathematisch hinreichend genau beschrieben werden, um mit Hilfe von Simulationsrechnungen die charakteristischen Werte zu ermitteln.

Ein erstes Rechenmodell zur Bestimmung der Tragfähigkeit von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln wurde von dem Dänen JOHANSEN 1949 vorgestellt. Neuere Untersuchungen in verschiedenen Ländern zeigten, daß dieses Modell geeignet ist, die Tragfähigkeit von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln in erster Näherung abzuschätzen. Es berücksichtigt jedoch nicht die tatsächliche Arbeitslinie des Holzes unter einer Lochleibungsbeanspruchung, die Verankerung des Verbindungsmittels im Holz und das Spaltversagen der Hölzer. Durch die Einbeziehung dieser Parameter in ein Rechenmodell ist eine genauere Beschreibung des Tragverhaltens möglich. Außerdem können Aussagen über das Verformungsverhalten der Verbindung gemacht werden.

Für die Leistungsfähigkeit und somit auch für die Wirtschaftlichkeit eines Tragwerkes hat die konstruktive Ausbildung der Verbindung eine ausschlaggebende Bedeutung. Sind die wesentlichen Einflußparameter auf deren Trag- und Verformungsverhalten bekannt, kann durch gezielte Änderungen an der konstruktiven Ausbildung eine Verbesserung erreicht werden. Durch lokale Verstärkungen, insbesondere durch Aufleimen von hochwertigen Holzwerkstoffplatten wie z.B. Baufurniersperrholz aus Buche auf die Hölzer einer Verbindung, können die natürlichen Schwächen des Baustoffes Holz ausgeglichen werden.

Ziel dieser Arbeit ist die Ermittlung der Tragfähigkeit von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln aus Stahl unter der Berücksichtigung streuender Einflußgrößen. Viele Einflußgrößen, wie zum Beispiel die Lochleibungsfestigkeit des Holzes oder der Biege- und Torsionswiderstand des Verbindungsmittels, hängen stark von der Art des Verbindungsmittels ab. Im Ingenieurholzbau werden verschiedene Verbindungsmittel verwendet, die sich in der Geometrie, der Schaftausbildung und dem Material unterscheiden. Wegen der Vielfalt der Parameter muß diese Untersuchung auf gebräuchliche Verbindungsmitteltypen beschränkt bleiben. Exemplarisch werden Verbindungen mit runden glattschaftigen Stabdübeln und metrischen Gewindestangen unter einer Belastung in Faserrichtung betrachtet.

Die primäre Aufgabe besteht darin, die charakteristische Tragfähigkeit eines Verbindungsmittels in einer Verbindung zu ermitteln. Diese Größe ist wichtigster Bestandteil der Bemessungsregeln auf der Grundlage des neuen Sicherheitskonzeptes.

Die gegenseitige Beeinflussung der Verbindungsmittel untereinander, die in erster Linie von den Verbindungsmittelabständen und der Anzahl der Verbindungsmittel hintereinander abhängt, muß als gesondertes Problem betrachtet werden. Wirken auf einzelne Hölzer einer Verbindung planmäßig querzugerzeugende Kräfte, wie z.B. bei Queranschlüssen, so sind diese getrennt nachzuweisen. Vorschläge dazu sind in EHLBECK, GÖRLACHER, WERNER 1989 angegeben.

In Abschnitt 2 dieser Arbeit sind die Einflußgrößen auf die Tragfähigkeit von Verbindungen beschrieben. Im wesentlichen sind das

- die Lochleibungsfestigkeit der an der Verbindung beteiligten Hölzer und Holzwerkstoffe,
- der Biege- und Torsionswiderstand des Verbindungsmittels,
- die mechanische Verankerung des Verbindungsmittels im Holz,
- die Spaltempfindlichkeit der Hölzer
- und die Geometrie der Verbindung bzw. der Verbindungsmittel,

wobei diese Einflußgrößen selbst von verschiedenen Parametern abhängen.

In Abschnitt 3 wird ein Modell zur Berechnung der Tragfähigkeit von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln auf der Grundlage von Energiemethoden hergeleitet. Dabei sind je nach Ausbildung der Verbindung unterschiedliche Bruchursachen möglich, die getrennt untersucht werden müssen.

Diejenige Bruchursache, welche die kleinste Traglast liefert, ist maßgebend. In diesem Rechenmodell werden außer den Lochleibungskräften und dem Biege-  
widerstand des Verbindungsmittels die Verankerungskräfte des Verbindungsmittels  
im Holz berücksichtigt. Mit Hilfe einer idealisierten Verformungsfigur des Ver-  
bindungsmittels wird iterativ die Gesamtverschiebung der Verbindung berechnet,  
bei der ein Holz durch Aufspalten versagt. Aus den mittleren Eindrückungen des  
Verbindungsmittels im Traglastzustand wird aus der Arbeitslinie des Holzes unter  
Lochleibungsbeanspruchung die vorhandene Lochleibungsspannung ermittelt und in  
die Bestimmungsgleichung für die rechnerische Tragfähigkeit eingesetzt. Die  
Gültigkeit und die Anwendbarkeit des theoretischen Modells wird an Bauteil-  
versuchen überprüft.

Dieses Rechenmodell in Form eines Computerprogrammes ermöglicht unter  
Berücksichtigung der natürlichen Streuungen der Einflußparameter nach Art der  
Monte-Carlo-Simulation die Berechnung der charakteristischen Tragfähigkeit einer  
Verbindung. Zur Simulation der vielfach korrelierten Kennwerte der Last-  
Verformungsbeziehung des Holzes unter Lochleibungsbeanspruchung wird ein  
Verfahren verwendet, das auf der Transformation der multivariaten Normal-  
verteilung beruht. Die Simulationsrechnung und die Ergebnisse daraus sind in Ab-  
schnitt 4 beschrieben.

Aufbauend auf den Ergebnissen werden in Abschnitt 5 Empfehlungen für die  
Bemessung von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln gegeben. In  
den Anhängen sind die Flußdiagramme der entwickelten und verwendeten  
Computerprogramme zusammengestellt.

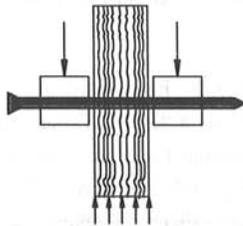


## 2 Einflußgrößen auf die Tragfähigkeit von Verbindungen

### 2.1 Lochleibungsfestigkeit von Nadel- und Laubholz

#### 2.1.1 Derzeitiger Kenntnisstand

Bei den ersten systematischen Versuchen mit Nagelverbindungen von STOY 1930 wurde schon deutlich, daß die Lochleibungsfestigkeit einen großen Einfluß auf die Tragfähigkeit von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln hat. MARTEN 1940 hat daraufhin die Spannungseindruckungslinien und Bettungsziffern von glattschaftigen Nägeln mit Durchmessern von 3,1 bis 7,6 mm in lufttrockenem Fichtenholz bestimmt. Seine Versuchsanordnung ist in **Bild 2.1.1** dargestellt. Dabei wurde die Belastung stufenweise aufgebracht.



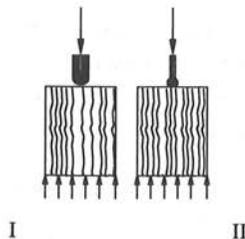
**Bild 2.1.1:** Versuchsanordnung nach MARTEN 1940

Seine Ergebnisse lassen sich kurz zusammenfassen, wobei die Lochleibungsspannung entlang des Nagelschaftes bei einer Schlankheit  $\lambda < 6$  als gleichmäßig verteilt angenommen wurde. Als Schlankheit wird das Verhältnis Mittelholzdicke zu Verbindungsmitteldurchmesser bezeichnet.

- Bei 0,5 mm Eindrückung sind die Lochleibungsspannungen parallel und senkrecht zur Faser etwa gleich groß.
- Die Lochleibungsspannungen bei 0,5 mm Eindrückung fielen beim Nagel mit 7,6 mm Durchmesser bezogen auf den Nagel mit 3,1 mm Durchmesser um 6% ab.

- Die Lochleibungsspannung parallel zur Faser bei 0,5 mm Eindrückung war bei nicht vorgebohrter Nagelung um ca. 40% kleiner als beim Nagel mit Vorbohrung. Die Kraft wird bei Nägeln mit nicht vorgebohrten Nagellöchern zum Teil durch Reibung an den beiden Gleitflächen übertragen. Diese ergeben sich beim Einschlagen des Nagels durch das Auseinanderschieben der Fasern. Beim vorgebohrten Loch wird die Druckfestigkeit des Holzes im stärkeren Maße herangezogen.
- Die Lochleibungsfestigkeit bei Prüfkörpern mit nicht vorgebohrtem Nagelloch ist etwa 20% kleiner als bei Prüfkörpern bei denen der Nagel in ein vorgebohrtes Loch eingesteckt wurde.
- Das Verhältnis Lochleibungsfestigkeit / Druckfestigkeit wurde bei nicht vorgebohrter Nagelung zu 0,65 und bei Prüfkörpern mit vorgebohrten Löchern zu 0,8 ermittelt.
- Die Lochleibungsspannungen rechtwinklig zur Faser bei einer Eindrückung von 0,5 mm unterscheiden sich bei nicht vorgebohrter Nagelung und bei Nagelung in vorgebohrte Löcher nur unwesentlich.
- Bei einer Belastung rechtwinklig zur Faser läßt sich keine Höchstlast angeben.

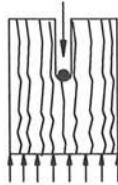
GABER 1935 hat die Lochleibungsfestigkeit bei Fichtenholz mit unterschiedlichem Feuchtegehalt mit den zwei in **Bild 2.1.2** dargestellten Versuchseinrichtungen ermittelt. Er bestimmte die Lochleibungsfestigkeit aus der Last, unter welcher die Formänderung ununterbrochen weiter ging und somit das Holz unter dem Nagel plastizierte. Durch Ausschaltung der zusätzlichen Reibung bei Anordnung II ergaben sich 16% kleinere Werte.



**Bild 2.1.2:** Versuchsanordnung nach GABER 1935

Die Lochleibungsfestigkeit nahm mit zunehmender Nageldicke schwach ab. Bei einer höheren Holzfeuchte wird nach seinen Untersuchungen die Lochleibungsfestigkeit nicht in dem Maße verringert wie die Druckfestigkeit. Bei weitringigem Holz und somit Holz mit geringerer Rohdichte wurden kleinere Lochleibungsfestigkeiten ermittelt als bei engringigem Holz. Die Höchstlast wurde erreicht, als der Nagel etwa die Hälfte des Durchmessers in das Holz eingedrungen war. Die unter dem Nagel knickenden Fasern übten dann eine Spaltwirkung aus.

JOHANSEN 1949 ermittelte Lochleibungsfestigkeiten parallel der Faser mit Stiftdurchmessern von 10 bis 22 mm. Er benutzte dazu den in **Bild 2.1.3** dargestellten Versuchskörper. Die Lastverschiebungslinien zeigen, daß der vollplastische Zustand zwischen 1 und 4 mm erreicht wurde. Die Lochleibungsfestigkeit berechnete er wie Gaber aus der Höchstlast.



**Bild 2.1.3:** Versuchsanordnung nach JOHANSEN 1949

FAHLBUSCH 1949 führte Lochleibungsversuche mit Kiefer, Rotbuche, Esche, Buchenfurniersperrholz, Preßschichtholz und Homogenholz durch, Werkstoffe, die zu der damaligen Zeit im Flugzeugbau verwendet wurden. Die von ihm gewählte Versuchsanordnung zur Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit mit Bolzen ist in **Bild 2.1.4** schematisch dargestellt. Als Lochleibungsfestigkeit bezeichnete er die Spannung bei einer plastischen Bolzenlochdeformation von 0,02d, wenn nicht vorher ein Zug-, Spalt- oder Scherbruch auftrat. Bei seiner Versuchsanordnung ermittelte er für die Zugbeanspruchung eine um etwa 20% kleinere Lochleibungsfestigkeit als bei der Druckbeanspruchung. Es zeigte sich eine Abhängigkeit der Lochleibungsfestigkeit von der Druckfestigkeit, der Rohdichte, dem Winkel zwischen Kraft- und Faserrichtung, der Holzfeuchte und dem Bolzendurchmesser an. Zum Beispiel wurde folgende Abhängigkeit der Lochleibungsfestigkeit von der Rohdichte für Durchmesser größer 4 mm angegeben:

$$f_{h,0} = 0,15 \cdot \rho - 45 \quad (2.1.1)$$

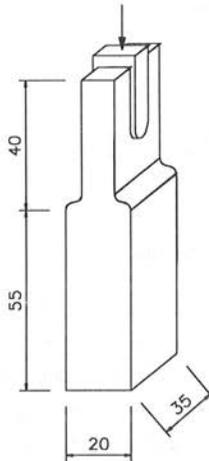
$f_{h,0}$  in (N/mm<sup>2</sup>)    und     $\rho$  in (kg/m<sup>3</sup>)

Der Einfluß des Winkels zwischen Kraft- und Faserrichtung kann mit Hilfe der Hankinson'schen Formel wie folgt abgeschätzt werden.

$$f_{h,\alpha} = \frac{f_{h,0} \cdot f_{h,90}}{f_{h,0} \cdot \sin^2\alpha + f_{h,90} \cdot \cos^2\alpha} \quad (2.1.2)$$

Zur Berücksichtigung der Holzfeuchte  $u$  stellte er folgende Gleichung im Bereich zwischen 5% und 30% auf:

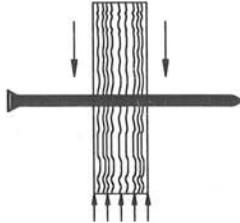
$$f_{h,u} = f_{h,12\%} \cdot \frac{26}{u + 14} \quad (2.1.3)$$



**Bild 2.1.4:** Versuchsanordnung nach FAHLBUSCH 1949

MÖLLER 1951 führte Versuche mit lufttrockener Fichte und Kiefer durch. Dabei untersuchte er quadratische Nägel mit einer Seitenlänge von 2,8 - 8 mm und runde Nägel mit 3,0 bis 5,9 mm Durchmesser die in nicht vorgebohrte Löcher eingetrieben wurden. Für runde Nägel fand er ein Verhältnis zwischen Lochleibungsfestigkeit und Druckfestigkeit von 0,5.

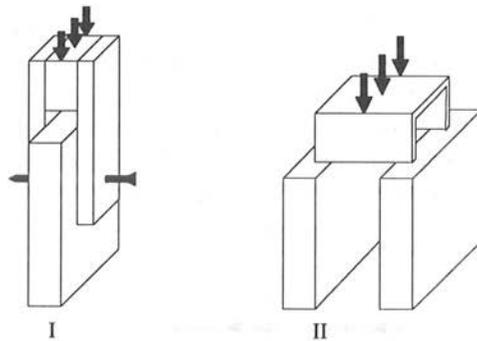
MLYNEK 1952 unterteilte die Tragfähigkeit von Nagelverbindungen in drei Anteile und zwar in den Lochleibungswert  $P_L$ , den Einspannwert  $E$  und den Reibungs- und Restwert  $P_R$ . Den Lochleibungswert  $P_L$  ermittelte er nach der in **Bild 2.1.5** dargestellten Versuchsanordnung mit einem Nageldurchmesser von  $d = 2,8$  mm und unterschiedlichen Stahlgüten. Die Verteilung der Spannungen unter dem Nagel war bei dieser Versuchsanordnung ( $\lambda = 7,9$ ) nicht konstant.



**Bild 2.1.5:** Versuchsanordnung nach MLYNEK 1952

SIIMES, JOHANSON und NISKANEN 1954 ermittelten Lochleibungsfestigkeiten von finnischer Kiefer (*Pinus sylvestris*) durch Eindrücken von unterschiedlich geformten Lastplatten. Dabei fanden sie, daß die Lochleibungsfestigkeit nicht so stark von der Holzfeuchte abhängt wie die Druckfestigkeit des Holzes in Faserrichtung. Als Grund nannten sie die größere Neigung des trockenen Holzes zum Spalten.

MEYER 1955, 1957 bestimmte mit den zwei in **Bild 2.1.6** dargestellten Versuchsanordnungen die Lochleibungsfestigkeit. Bei Versuchsanordnung I wurde der Nagel in ein auf  $d/2$  vorgebohrtes Loch geschlagen, um die Spaltwirkung und die Zerstörung der Randfasern zu verringern. Bei Versuchsanordnung II besaßen die Schenkelenden des U-förmigen Aufsatzstückes die Form der untersuchten Nägel. Das Aufsatzstück wurde nur zur Hälfte auf die beiden Hölzer gesetzt um die Spaltwirkung in den Hölzern der Verbindung zu simulieren. Nach seinen Untersuchungen hat sich die Belastungsgeschwindigkeit nur wenig auf die Versuchsergebnisse ausgewirkt. Es wurde eine gleichmäßige Laststeigerung gewählt, wobei nach etwa 30 s die Bruchlast oder eine Verschiebung von 5 mm erreicht wurde. Bei Vollhölzern trat bei Beanspruchung parallel zur Faser in erster Linie Lochleibungs- und Spaltversagen, bei Beanspruchung rechtwinklig zur Faserrichtung Lochleibungsversagen auf.



**Bild 2.1.6** Versuchsanordnung nach MEYER 1955, 1957

Seiner Meinung nach braucht der Einfluß des Nageldurchmessers auf die Lochleibungsfestigkeit nicht berücksichtigt zu werden, wenn sie an Nägeln von 4,2 oder 4,6 mm Durchmesser ermittelt wird. **Tabelle 2.1.1** gibt die von Meyer ermittelten Lochleibungsfestigkeiten für waldfrisches und luftgetrocknetes Fichtenholz sowie von Buchensperrholz wieder. In der letzten Spalte ist die angegebene Lochleibungsfestigkeit  $f_h$  mit der ermittelten Druckfestigkeit  $f_{c,0}$  parallel zur Faser verglichen.

**Tabelle 2.1.1:** Ermittelte Lochleibungsfestigkeit von runden Nägeln zwischen 2,8 und 6 mm in Fichtenholz und Buchensperrholz (MEYER 1955)

Holz	Feuchtegrad	Beanspruchung zur Faser	Versuchsanordnung	$f_h$	$f_{c,0}$	$f_h / f_{c,0}$	
				N/mm <sup>2</sup>	N/mm <sup>2</sup>		
Fichte	waldfrisch	parallel	I	17,8	19,1	0,93	
			II	20,5	19,1	1,07	
	lufttrocken		I	27,0	30,9	0,88	
			II	29,7	30,9	0,97	
	waldfrisch		rechtwinklig	I	19,2	19,1	1,00
				II	18,1	19,1	0,95
lufttrocken	I	25,0		30,9	0,82		
	II	25,0		30,9	0,82		
Buchensperrholz	lufttrocken	I		106,0	48,7	2,18	
		II		112,0	48,7	2,30	

## **Vorwort**

Theoretische und experimentelle Untersuchungen über Verbindungstechniken im Holzbau gehören seit Jahrzehnten zu den Schwerpunkten der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Ingenieurholzbau.

Die Zielsetzung des Verfassers dieses Berichtes war die Ermittlung der charakteristischen Tragfähigkeit eines stiftförmigen Verbindungsmittels in einer Verbindung. Diese Größe ist wichtiger Bestandteil der Bemessungsregeln für Holzbauwerke auf der Grundlage des neuen Sicherheitskonzeptes. Durch Einbeziehung aller wesentlichen Einflußgrößen und durch gezielte Veränderungen in der konstruktiven Ausbildung einer Verbindung, aber auch durch lokale Verstärkungen der Anschlußbereiche konnte eine Steigerung der Leistungsfähigkeit und somit auch der Wirtschaftlichkeit derartiger Verbindungen erreicht werden.

Die vorliegende Arbeit, die gleichzeitig als eine wertvolle Grundlage für die Weiterentwicklung des europäischen Regelwerkes im Holzbau gewertet werden kann, wurde vom Verfasser unter dem Referenten, Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Jürgen Ehlbeck, und dem Korreferenten, Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Hans Joachim Blaß, als Dissertation vorgelegt und von der Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen der Universität Karlsruhe (TH) genehmigt.

Die Herausgeber



## Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung</b>	1-1
<b>2</b>	<b>Einflußgrößen auf die Tragfähigkeit von Verbindungen</b>	2-1
<b>2.1</b>	<b>Lochleibungsfestigkeit von Nadel- und Laubholz</b>	2-1
2.1.1	Derzeitiger Kenntnisstand	2-1
2.1.2	Experimentelle Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit	2-12
2.1.3	Relevante Einflußgrößen auf die Lochleibungsfestigkeit von Nadel- und Laubholz	2-14
<b>2.2</b>	<b>Relevante Einflußgrößen auf die Lochleibungsfestigkeit von Holzwerkstoffplatten</b>	2-33
2.2.1	Derzeitiger Kenntnisstand	2-33
2.2.2	Lochleibungsfestigkeit von Baufurniersperrholz aus Buche	2-33
2.2.3	Lochleibungsfestigkeit von Kunstharzpreßholz und Preßfurniersperrholz	2-35
<b>2.3</b>	<b>Biegewaterstand des Verbindungsmittels</b>	
2.3.1	Derzeitiger Kenntnisstand	2-37
2.3.2	Prüfmethode und Prüfeinrichtung	2-38
2.3.3	Festigkeitskennwerte der Verbindungsmittel	2-39
<b>2.4</b>	<b>Mechanische Verankerung der Verbindungsmittel im Holz</b>	2-44
2.4.1	Derzeitiger Kenntnisstand	2-44
2.4.2	Verankerungskräfte und deren Verteilung entlang einem profilierten Verbindungsmittel	2-45
2.4.3	Endverankerung des Verbindungsmittels	2-50

2.4.4	Experimentelle Bestimmung der Haftspannung unter Querbelastung	2-51
2.4.5	Verankerungskräfte entlang einem glattschaftigen Verbindungsmittel	2-60
<b>2.5</b>	<b>Spaltempfindlichkeit der Hölzer</b>	2-61
2.5.1	Derzeitiger Kennnizstand	2-61
2.5.2	Spaltbeanspruchung von in Faserrichtung beanspruchten Verbindungen mit runden stiftförmigen Verbindungsmitteln	2-66
2.5.3	Querzug- und Schubspannungsverteilung bei unterschiedlichen Verbindungsmittelabständen	2-72
2.5.4	Anwendung der Bruchmechanik auf das Spaltversagen von Verbindungen	2-80
2.5.5	Ermittlung der Spaltbruchzähigkeit	2-91
2.5.6	Spaltbruchkriterium	2-99
<b>2.6</b>	<b>Geometrie der Verbindung und der Verbindungsmittel</b>	2-103
<b>3</b>	<b>Modell zur Berechnung der Tragfähigkeit von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln</b>	3-1
<b>3.1</b>	<b>Allgemeines</b>	3-1
<b>3.2</b>	<b>Arbeit der inneren Kräfte</b>	3-3
<b>3.3</b>	<b>Auszieh- und Umlenkkräfte</b>	3-5
3.3.1	Einschnittige Verbindungen	3-5
3.3.2	Zweischchnittige Verbindungen	3-7
<b>3.4</b>	<b>Rechenmodell für Holz-Holz-Verbindungen</b>	3-8
3.4.1	Bruchursache 1-H und 1a-H	3-8
3.4.2	Bruchursache 2-H	3-9
3.4.3	Bruchursache 3-H	3-14
3.4.4	Bruchursache 4-H	3-20

Nach diesem Vergleich sollte man sich daher bei der Berechnung der Tragfähigkeit von Verbindungen immer auf die Lochleibungsfestigkeit und nicht auf die Druckfestigkeit parallel zur Faser stützen.

MACK 1960 fand, daß die Lochleibungsfestigkeit von feuchtem Eukalyptusholz (*Eucalyptus obliqua*) höher ist, als die Druckfestigkeit bei gleicher Holzfeuchte.

KUIPERS und VERMEYDEN 1965 entwickelten eine empirische Gleichung für die Lochleibungsfestigkeit in Abhängigkeit von der Holzfeuchte und der Druckfestigkeit in Faserrichtung für Nägel in Nadelholz mit vorgebohrten Löchern.

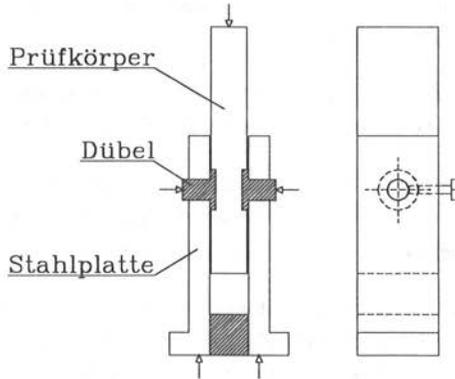
NORÉN 1968 führte Untersuchungen mit nordischer Kiefer und Tanne durch. Dabei war das Verhältnis der Probekörperdicke zum Nageldurchmesser größer als vier, wobei jedoch die Nägel an den Enden eingespannt waren. Er gibt empirische Gleichungen für die Lochleibungsfestigkeit (definiert bei 2 mm Verschiebung) in Abhängigkeit vom Durchmesser, der Rohdichte und der Holzfeuchte an.

LARSEN 1973 bestimmte die Lochleibungsfestigkeit von nordischer Fichte und Tanne mit quadratischen Nägeln bis zu einer Seitenlänge von 6 mm in Abhängigkeit vom Durchmesser und der Rohdichte. Für Nägel größer 6 mm kann nach seiner Meinung die Lochleibungsfestigkeit in Faserrichtung zu 70% und rechtwinklig zur Faserrichtung zu 40% der Druckfestigkeit angenommen werden.

RODD 1973, 1988 untersuchte mit der in **Bild 2.1.7** dargestellten Versuchseinrichtung die Spannungen im Holz (Douglas fir -*Pseudotsuga menziesii*-) unter einem Dübel. Die speziell für diese Versuche gefertigten Dübel besaßen drei unterschiedliche Oberflächen (glatt, mittel, rau).

Ergebnisse aus seinen Untersuchungen sind im folgenden kurz zusammengefaßt:

- Die Tragfähigkeit einer Verbindung mit rauhen Dübeln ist größer als solche mit glatten Dübeln und sie neigt wegen der besseren Lastverteilung weniger zum Aufspalten.
- Die Kraft die von einem Dübel übertragen wird, kann in zwei Komponenten aufgeteilt werden. Diese Kraft setzt sich aus der Druckbelastung auf eine bestimmte Aufstandsfläche und der Reibung entlang der Lochwandung zusammen.



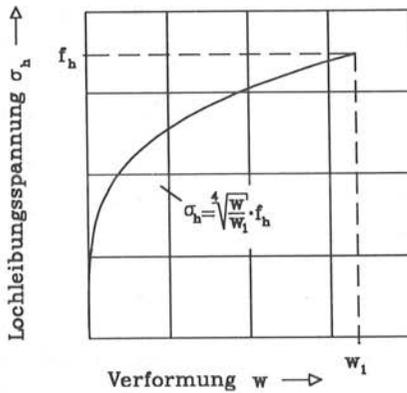
**Bild 2.1.7:** Versuchseinrichtung nach RODD 1973, 1988

FOSCHI und BONAC 1977 fanden, daß die Lochleibungsspannungs-Verformungs-linie von Versuchen gut durch folgende Beziehung angenähert werden kann:

$$\sigma_h(w) = (K_2 + K_3 \cdot w) \cdot (1 - \exp(-K_1 \cdot \frac{w}{K_2})) \leq f_h \quad (2.1.4)$$

mit  $\sigma_h(w)$  Lochleibungsspannung bei einer Verformung  $w$   
 $w$  Verformung  
 $K_1$  Steigung der Tangente im Ursprung  
 $K_2$  Achsenabschnitt der Endtangente  
 $K_3$  Steigung der Endtangente  
 $f_h$  Lochleibungsfestigkeit

AUNE und PATTON-MALLORY 1986 führten Lochleibungsversuche mit Nägeln nach der NORDTEST- Methode (1981) durch. Die Prüfkörper wurden aus den amerikanischen Holzartgruppen Douglas-Fir und Spruce-Pine-Fir hergestellt. Um Aussagen über das Verformungsverhalten einer Verbindung machen zu können, wurde folgender Ansatz (siehe **Bild 2.1.8**) einer Lochleibungsspannungs-Verformungs-Beziehung gewählt:

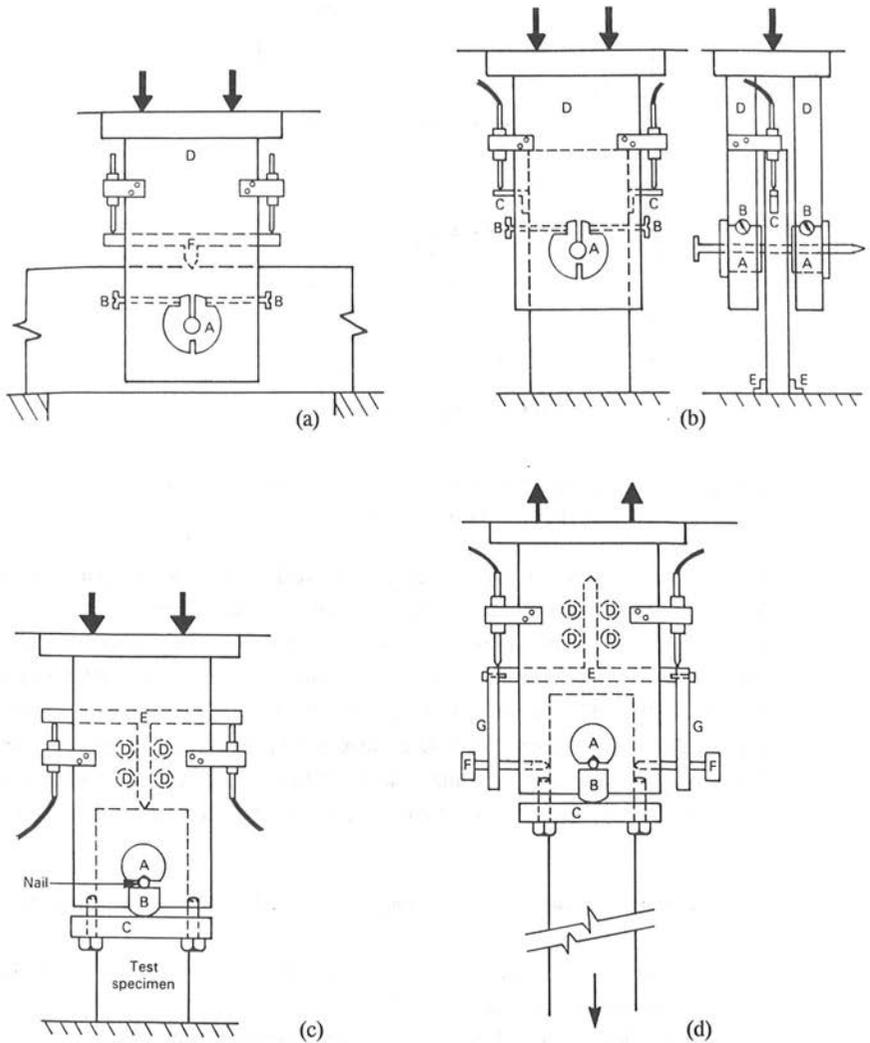


**Bild 2.1.7:** Idealisierte Lochleibungsspannungs-Verformungslinie nach AUNE, PATTON-MALLORY 1986

In Großbritannien wurde in jüngerer Zeit eine Vielzahl von Untersuchungen auf dem Gebiet der Verbindungsmitteltechnik durchgeführt. An sieben verschiedenen Holzarten, darunter auch an Laubhölzern, wurden Lochleibungsfestigkeiten ermittelt. Die Forschungsergebnisse sind in SMITH, WHALE 1987, RODD, ANDERSON, WHALE, SMITH 1987, HILSON, WHALE, POPE, SMITH 1987 und WHALE, SMITH, HILSON 1989 wiedergegeben. Zur Ermittlung der Lochleibungsfestigkeit und der Verformungscharakteristiken wurden die in **Bild 2.1.8** dargestellten Versuchseinrichtungen verwendet, die von WHALE und SMITH 1989 ausführlich beschrieben wurden.

Die Erkenntnisse aus diesen Untersuchungen sind im folgenden zusammengestellt:

- Die Last - Verformungskurven können gut durch eine 3-parametrische Exponentialfunktion angepaßt werden.
- Die Lochleibungsfestigkeit wird signifikant durch die Rohdichte beeinflusst.



**Bild 2.1.8:** Schematische Darstellung zweier Lochleibungsprüfeinrichtungen (WHALE, SMITH 1989)

- (a) Druckbeanspruchung rechtwinklig zur Faserrichtung
- (b) (c) Druckbeanspruchung in Faserrichtung
- (d) Zugbeanspruchung in Faserrichtung

- Folgende Abhängigkeiten der Lochleibungsfestigkeit von der Rohdichte wurden festgestellt:

$$\text{Nägel in Nadelholz} \quad f_h = 0,09 \cdot \rho \cdot d^{-0,36} \quad (2.1.5)$$

nicht vorgebohrte Nagellöcher

$$\text{Nägel in Laubholz} \quad f_h = 0,13 \cdot \rho \cdot d^{-0,36} \quad (2.1.6)$$

vorgebohrte Nagellöcher

$$\text{Bolzen und Stabdübel} \quad f_h = \frac{0,082 (1 - 0,01 \cdot d)}{2,3 \cdot \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \cdot \rho \quad (2.1.7)$$

in Nadel- und Laubholz

Dabei sind einzusetzen:  $f_h$  in N/mm<sup>2</sup>, d in mm und  $\rho$  in kg/m<sup>3</sup>

- Hölzer mit höherer Rohdichte neigen mehr zum Aufspalten.

KOPONEN 1991 ermittelte Lochleibungskennwerte von finnischer Fichte (*picea abies*) in Faserrichtung. Dabei untersuchte er den Einfluß von Rohdichte, Holzfeuchte, Verbindungsmittel- und Bohrlochdurchmesser. Die Versuche wurden unter Zugbelastung, ähnlich wie in prEN 383 beschrieben, durchgeführt, jedoch wurde die Holzdicke t dem Bolzendurchmesser (d = 8; 12; 16 und 20 mm) nicht angepaßt, sondern war immer konstant zwischen 16 und 17 mm. Das Loch zur Aufnahme der Bolzen wurde 0; 0,5; 1 und 2 mm größer als der Verbindungsmitteldurchmesser gebohrt. Dabei wurde kein Einfluß auf die Lochleibungsfestigkeit festgestellt. Für die Lochleibungsfestigkeit mit Bolzen zwischen d = 12 und 20 mm wurde folgende Gleichung angegeben:

$$f_{h,0} = (1 - 0,0293 \cdot u) \cdot 0,105 \cdot \rho_{12\%} \quad (2.1.8)$$

mit  $f_h$  in N/mm<sup>2</sup>, u in % und  $\rho$  in kg/m<sup>3</sup>

Die Lochleibungsfestigkeit mit Bolzen von 8 mm Durchmesser kann mit dem Faktor 1,27 multipliziert werden.

Von EHLBECK, WERNER 1992 wurde die Lochleibungsfestigkeit verschiedener Laubhölzer nach dem europäischen Normentwurf prEN 383 : 1990 "Holzbauwerke - Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit" bestimmt.

Im folgenden sind die Ergebnisse aus den Lochleibungsversuchen zusammengefaßt:

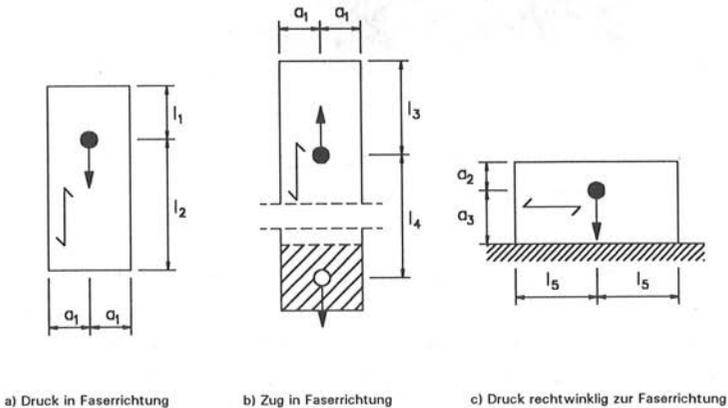
- Im europäischen Normentwurf prEN 383 sind Lochleibungsversuche unter einer Druck- und einer Zugbeanspruchung in Faserrichtung vorgesehen. Bei den durchgeführten Versuchen wurden bei Druckbeanspruchung in der Regel kleinere Lochleibungsfestigkeiten ermittelt als bei Zugbeanspruchung. Meist war ein frühzeitiges Aufspalten der Probekörper bei Druckbeanspruchung infolge des geringeren Verbindungsmittelabstandes vom Hirnholzende zu beobachten.
- Die Spaltempfindlichkeit der einzelnen Holzarten ist unterschiedlich. Die tropischen Laubhölzer Teak, Merbau und Afzelia neigen mehr zum Spalten als die einheimischen Laubhölzer.
- Die Lochleibungsfestigkeit steigt unabhängig von der Holzart in etwa linear mit der Rohdichte der Laubhölzer an.
- Die Versuchsergebnisse bestätigten die Abhängigkeit der Lochleibungsfestigkeit vom Durchmesser des Stabdübels.
- Entsprechend dem Verhalten des Holzes unter Druckbeanspruchung fällt auch die Lochleibungsfestigkeit mit wachsendem Winkel zwischen Kraft- und Faserrichtung ab. Dies ist um so ausgeprägter, je größer der Durchmesser des Verbindungsmittels ist. Als beste Anpassung hat sich die in vielen europäischen Ländern gebräuchliche Hankinson'sche Gleichung erwiesen.

### 2.1.2 Experimentelle Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit

Eine Vielzahl von Forschern haben sich mit der Problematik der Lochleibungsfestigkeit und deren Ermittlung beschäftigt. Die Prüfmethode unterschieden sich jedoch in den meisten Fällen, so daß die Ergebnisse nicht unmittelbar vergleichbar sind. Daher wurde auf europäischer Ebene in dem Normentwurf prEN 383 : 1990 "Holzbauwerke - Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit" eine einheitliche Prüfmethode angegeben.

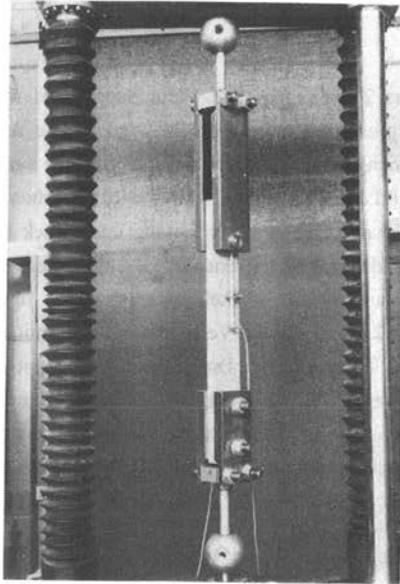
In diesem Entwurf ist die Lochleibungsfestigkeit definiert als die mittlere Spannung bei der Höchstlast unter einem steifen, geraden Verbindungsmittel, das in einem Rechteckprobekörper aus Holz oder Holzwerkstoff so eingebaut ist, daß die Verbindungsmittelachse rechtwinklig zu Probekörperoberfläche verläuft. Das Verbindungsmittel wird rechtwinklig zu seiner Achse belastet. Um eine gleichmäßige Spannungsverteilung unter dem Verbindungsmittel zu garantieren, sollte die

Dicke  $t$  des Probekörpers  $2d$  betragen. Die Verbindungsmittel müssen, der Anwendung entsprechend, praxistgerecht eingebracht werden. Die Abmessungen der Probekörper zur Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit für die verschiedenen Verbindungsmittel sind in **Bild 2.1.9** dargestellt. Dabei wird zwischen den Belastungsarten Druck in Faserrichtung, Zug in Faserrichtung und Druck rechtwinklig zur Faserrichtung unterschieden. Die Grundanforderungen des Normentwurfs prEN 383 können auch auf andere Winkel zwischen Kraft und Faserrichtung angewendet werden. **Bild 2.1.10** zeigt die Versuchsanordnung mit einem Stabdübel bei einer Zugbelastung in Faserrichtung. Die Höchstlast  $F_{\max}$  ist definiert als die größte gemessene Last bevor die Eindrückung des Verbindungsmittels in den Versuchskörper 5 mm erreicht hat. Die Last soll mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit aufgebracht werden, so daß die Höchstlast innerhalb von  $300 \pm 120$  Sekunden erreicht wird.



**Bild 2.1.9:** Prüfkörper zur Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit bei unterschiedlichen Belastungsarten

Im Folgenden werden nur die Versuchsergebnisse weiterverwendet, die mit der beschriebenen Prüfmethode ermittelt wurden. Dazu gehören die Untersuchungen aus Großbritannien (WHALE, SMITH 1986 a und b) und Finnland (KOPONEN 1991) für eine Beanspruchung in Faserrichtung sowie die eigenen Versuche in Karlsruhe mit Nadel- und Laubholz (EHLBECK, WERNER 1992). Alle diese Versuchswerte wurden in einer Datenbank gesammelt und ausgewertet.



**Bild 2.1.10:** Versuchsanordnung bei einer Zugbelastung in Faserrichtung

### 2.1.3 Relevante Einflußgrößen auf die Lochleibungsfestigkeit von Nadel- und Laubholz

Das Festigkeitsverhalten eines Baustoffes wird durch sein Formänderungsgesetz, die Spannungs-Dehnungs-Beziehung, im eindimensionalen Fall die sogenannte Arbeitslinie, beschrieben. Bei der Lochleibungsfestigkeit wird das Problem der zweidimensional beanspruchten Lochwandung auf ein eindimensionales zurückgeführt. Betrachtet man die Stauchungen unter einem Verbindungsmittel bei einer Beanspruchung in Faserrichtung unter einem Meßprojektor (**Bild 2.2.11**), so kann man in erster Linie die Druckfalten in Faserrichtung aber auch die Verdrängung des Holzes rechtwinklig dazu deutlich erkennen. Da hierbei die Druckbeanspruchung in Faserrichtung dominiert, sind ähnliche Gesetzmäßigkeiten wie bei der Druckfestigkeit zu vermuten. Das Ziel des Kapitels dieser Arbeit besteht darin, einen in der Natur vorhandenen aber nicht bekannten stochastischen Zusammenhang zu erfassen und bestmöglich in Form einer mathematischen Funktion zu beschreiben. Dabei soll in erster Linie auf die Lochleibungsfestigkeit verschiedener Holzarten mit in vorgebohrte Löcher eingebrachten Verbindungsmitteln eingegangen werden.



**Bild 2.1.11:** Verformung des Holzes unter Lochleibungsbeanspruchung

Naturgemäß kann nicht die Gesamtheit des zur Verarbeitung kommenden Holzes, die sogenannte Grundgesamtheit, erfaßt werden, sondern nur eine geeignet ausgewählte Stichprobe. Da sich diese Stichprobe aus europäischen Gesichtspunkten nicht nur auf eine einzelne Holzart beschränken darf, wächst der Aufwand, aber auch die Unsicherheit beim "Schätzen" der allgemeinen Gesetzmäßigkeiten in der Grundgesamtheit.

Zunächst werden diejenigen Holz- und Einwirkungskenngrößen festgelegt, die die Lochleibungsfestigkeit vorwiegend beeinflussen. Die Gesetzmäßigkeit des Verhaltens der Lochleibungsspannung und dessen Abhängigkeit von den Kenngrößen wird durch Auswerten aller vorhandenen Informationen erfaßt. Es wird ein Ansatz entwickelt, der eine geschlossene analytische Darstellung des Lochleibungsfestigkeitsverhaltens als Funktion der gewählten Kenngrößen erlaubt. Dieser Ansatz wird zu einer Rechenvorschrift vervollständigt, indem die Parameter der Ansatzfunktion durch Auswerten der Daten der Stichprobe geschätzt werden. Auf die Bruchursache "Aufspalten der Probekörper" wird in diesem Abschnitt nicht eingegangen, sie wird separat in Abschnitt 2.5 diskutiert.

Die Lochleibungsfestigkeit des Baustoffes Holz wird durch eine große Anzahl zufälliger und systematischer Einflüsse bestimmt, die entweder während der natürlichen Wachstumsphase des Baumes oder der Herstellung der Verbindung einwirken oder die als unmittelbare oder mittelbare Einwirkungsgrößen, wie z.B. die Holzfeuchte oder die Oberflächenbeschaffenheit des Verbindungsmittels, vorhanden sind. Im folgenden werden nur solche Einflüsse behandelt, die sich nicht aus der Versuchsanordnung und -durchführung ergeben. Diese Einflüsse sind durch eine vorher beschriebene europäische Prüfvorschrift normiert.

Aufgrund des unverhältnismäßig großen Untersuchungsaufwandes können nicht alle Einflüsse abgedeckt werden. Die nicht erfaßten Einflüsse sind in der durch die Kenngrößen nicht erklärten Streuung enthalten.

### 2.1.3.1 Einfluß der Rohdichte

Die Lochleibungsfestigkeit steigt bei Nadelholz und Laubholz unabhängig von der Holzart in etwa linear mit der Rohdichte an. Lineare Regressionen bei unterschiedlichen Nagel- und Stabdübeldurchmessern ergaben Korrelationskoeffizienten zwischen 0,71 und 0,92. Die Löcher für die Verbindungsmittel waren dabei stets vorgebohrt. In **Tabelle 2.1.2** sind die aus den Versuchswerten ermittelten Regressionsgeradengleichungen für die Lochleibungsfestigkeit in Abhängigkeit von der Rohdichte und die zugehörigen Korrelationskoeffizienten angegeben.

Folgende Holzarten wurden bei den Untersuchungen mit einbezogen:

Nadelholz:	Fichte	( <i>picea abies</i> und <i>picea sitchensis</i> )
	Kiefer	( <i>pinus sylvestris</i> )
	Canadian spruce - pine - fir	
Laubholz:	Eiche	( <i>Quercus robur</i> und <i>Quercus petraea</i> )
	Buche	( <i>Fagus sylvatica</i> )
	Teak	( <i>Tectona grandis</i> )
	Keruing (Yang)	(Gattung: <i>Dipterocarpus</i> )
	Afzelia	(Gattung: <i>Afzelia</i> )
	Merbau	(Gattung: <i>Intsia</i> )
	Bongossi (Azobé)	( <i>Lophira alata</i> )
	Greenheart	( <i>Ocotea rodiei</i> )

Für spätere Simulationsrechnungen an Verbindungen mit Fichtenholz kann für die Rohdichte eine von GLOS 1978 an 820 Proben ermittelte normalverteilte Wahrscheinlichkeitsdichte angenommen werden, die sich bei späteren Untersuchungen mehrfach bestätigt hat. Für die auf 12% Holzfeuchte umgerechnete Rohdichte, die in etwa der Normalrohichte entspricht, ergeben sich folgende Parameter der Verteilung:

$$\rho_m = 458 \text{ kg/m}^3 \quad s = 53 \text{ kg/m}^3$$

**Tabelle 2.1.2:** Regressionsgeraden für die Lochleibungsfestigkeit  $f_{h,0}$  in Abhängigkeit von der Rohdichte (Belastung in Faserrichtung)

	Verbindungs- mittel	Verb.- durchmesser d (mm)	Regressionsgerade  $f_{h,0} = f(\rho)$	Korr.- koeffizient r	Quelle der Versuchsdaten
Nadel- holz	Stabdübel	8	$0,074 \cdot \rho + 0,22$	0,85	WHALE, SMITH 1986 a und b
		12	$0,085 \cdot \rho - 5,80$	0,85	
16		$0,089 \cdot \rho - 10,6$	0,88		
20		$0,048 \cdot \rho + 7,47$	0,71		
	Stabdübel	12 - 16	$0,070 \cdot \rho - 2,70$	0,84	KOPONEN 1991
Laub- holz	Nägel vorgebohrt	3,35	$0,114 \cdot \rho - 15,7$	0,86	WHALE, SMITH 1986 a und b
		6,00	$0,110 \cdot \rho - 27,2$	0,85	
	Stabdübel	8	$0,144 \cdot \rho - 38,6$	0,92	EHLBECK, WERNER 1992
		12	$0,178 \cdot \rho - 64,2$	0,82	
		16	$0,072 \cdot \rho + 6,85$	0,88	
		24	$0,125 \cdot \rho - 38,0$	0,84	
		30	$0,062 \cdot \rho + 7,12$	0,87	

### 2.1.3.2 Einfluß des Verbindungsmitteldurchmessers

Die Versuchsdaten zeigen weiterhin eine Abhängigkeit der Lochleibungsfestigkeit vom Durchmesser des Verbindungsmittels. In **Bild 2.1.12 - 2.1.15** sind die durch die Rohdichte  $\rho$  der einzelnen Versuchskörper normierten Werte der Lochleibungsfestigkeit  $f_h$  in Abhängigkeit vom Durchmesser  $d$  für eine Beanspruchung in Faserrichtung (Index "0") bzw. rechtwinklig zur Faserrichtung (Index "90") getrennt für Nadel- und Laubholz dargestellt. Die repräsentativen Regressionsgleichungen für die bisher in Europa unter ähnlichen Prüfbedingungen durchgeführten Untersuchungen lauten für folgende Systemeigenschaften:

*Nadelholz*    *runde, glattschaftige Verbindungsmittel*    *Löcher vorgebohrt*

Beanspruchung in Faserrichtung (Anzahl der Versuche  $n=360$ )

$$\begin{aligned} f_{h,0} &= 0,082 \cdot (1 - 0,010 \cdot d) \cdot \rho & A &= 0,010 & (2.1.9) \\ r &= 0,49 & s_R &= 0,00707 \end{aligned}$$

Beanspruchung rechtwinklig zur Faserrichtung (Anzahl der Versuche  $n=78$ )

$$\begin{aligned} f_{h,90} &= 0,058 \cdot (1 - 0,015 \cdot d) \cdot \rho & A &= 0,015 & (2.1.10) \\ r &= 0,85 & s_R &= 0,00477 \end{aligned}$$

*Laubholz*    *runde, glattschaftige Verbindungsmittel*    *Löcher vorgebohrt*

Beanspruchung in Faserrichtung (Anzahl der Versuche  $n=119$ )

$$\begin{aligned} f_{h,0} &= 0,102 \cdot (1 - 0,010 \cdot d) \cdot \rho & A &= 0,010 & (2.1.11) \\ r &= 0,68 & s_R &= 0,01128 \end{aligned}$$

Beanspruchung rechtwinklig zur Faserrichtung (Anzahl der Versuche  $n=29$ )

$$\begin{aligned} f_{h,90} &= 0,102 \cdot (1 - 0,016 \cdot d) \cdot \rho & A &= 0,016 & (2.1.12) \\ r &= 0,87 & s_R &= 0,00996 \end{aligned}$$

Es bedeuten

- $f_{h,0}$  Lochleibungsfestigkeit parallel der Faserrichtung in  $N/mm^2$ ,
- $f_{h,90}$  Lochleibungsfestigkeit rechtwinklig zur Faserrichtung in  $N/mm^2$ ,
- $\rho$  Normalrohddichte in  $kg/m^3$ ,
- $d$  Durchmesser des Verbindungsmittels in mm,
- $r$  Korrelationskoeffizient,
- $s_R$  Standardabweichung des Residuums (Reststreuung)
- $A$  Steigungsbeiwert

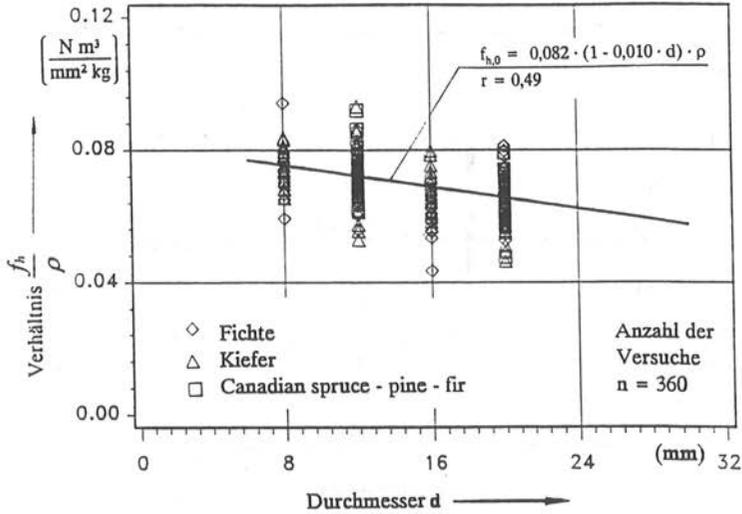


Bild 2.1.12: Auf die Rohdichte bezogene Lochleibungsfestigkeit  $\frac{f_{h,0}}{\rho}$  in Faserrichtung in Abhängigkeit vom Durchmesser d (Nadelholz)

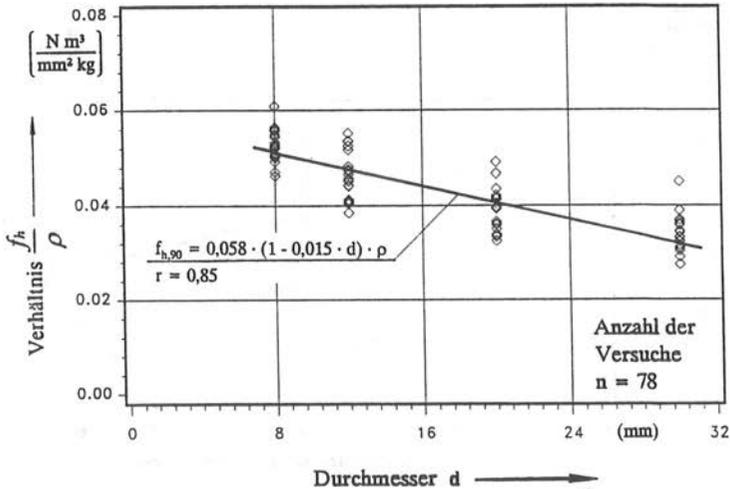


Bild 2.1.13: Auf die Rohdichte bezogene Lochleibungsfestigkeit  $\frac{f_{h,90}}{\rho}$  rechtwinklig zur Faserrichtung in Abhängigkeit vom Durchmesser d (Nadelholz)

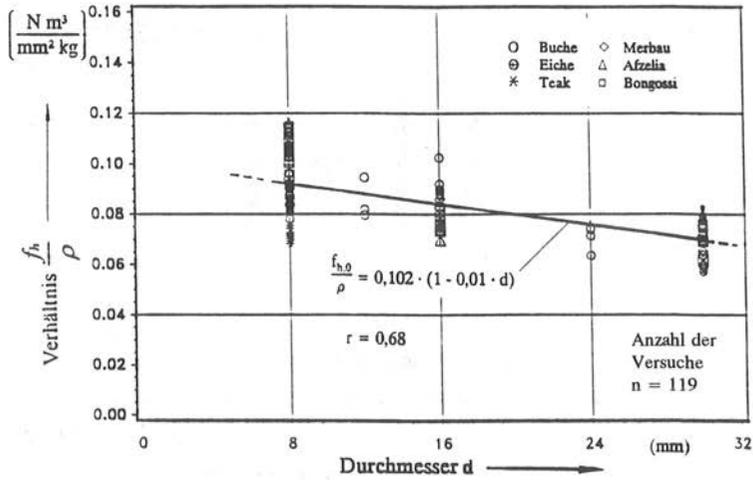


Bild 2.1.14: Auf die Rohdichte bezogene Lochleibungsfestigkeit  $\frac{f_{h,0}}{\rho}$  in Faserrichtung in Abhängigkeit vom Durchmesser d (Laubholz)

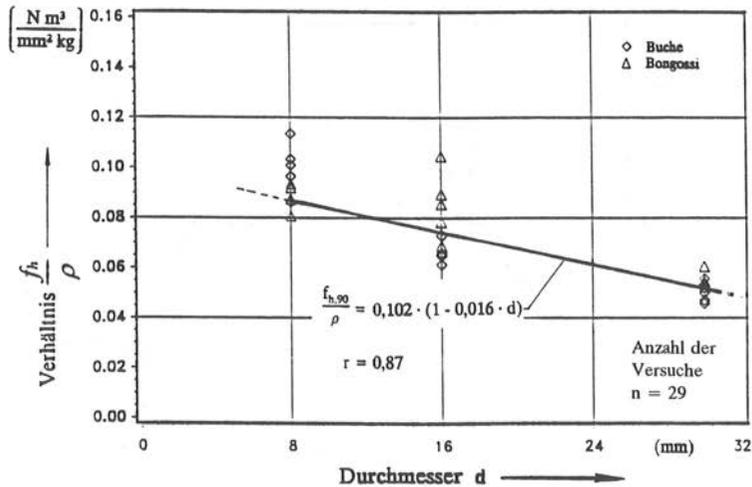


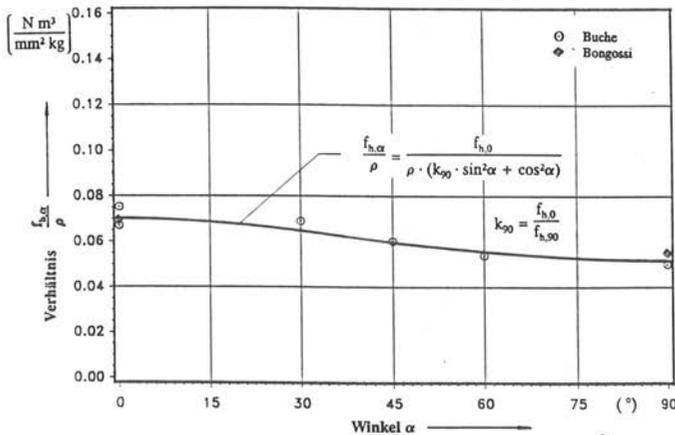
Bild 2.1.15: Auf die Rohdichte bezogene Lochleibungsfestigkeit  $\frac{f_{h,90}}{\rho}$  rechtwinklig zur Faserrichtung in Abhängigkeit vom Durchmesser d (Laubholz)

Die Erwartungswerte der Lochleibungsfestigkeit müssen bei einer Simulation mit einer zufälligen Störgröße überlagert werden, die aus der Dichtefunktion einer Reststreuung entnommen werden kann. Untersuchungen ergaben, daß die Reststreuung ähnlich der Rohdichte normalverteilt angenommen werden kann. Den Gleichungen liegt jedoch ein unterschiedlicher Stichprobenumfang zugrunde, der erfahrungsgemäß einen Einfluß auf das Ergebnis hat. Liegen weitere Versuchsergebnisse vor, können diese der Datenbank hinzugefügt werden, um den Vertrauensbereich der Regression zu verbessern.

### 2.1.3.3 Einfluß des Winkels zwischen Kraft- und Holzfaserrichtung

Entsprechend dem Verhalten des Holzes unter Druckbeanspruchung fällt auch die Lochleibungsfestigkeit mit wachsendem Winkel zwischen Last- und Faserrichtung ab. Dies ist um so ausgeprägter, je größer der Durchmesser des Verbindungsmittels ist. Als beste Anpassung hat sich die in vielen Ländern gebräuchliche Hankinson'sche Gleichung erwiesen. Sie lautet:

$$f_{h,\alpha} = \frac{f_{h,0}}{\left(\frac{f_{h,0}}{f_{h,90}} \cdot \sin^2\alpha + \cos^2\alpha\right)} \quad (2.1.13)$$

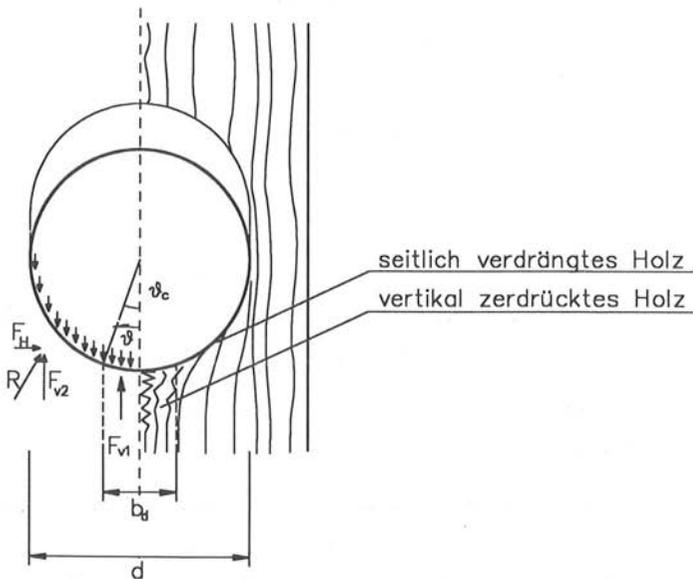


**Bild 2.1.16:** Auf die Rohdichte bezogene Lochleibungsfestigkeit  $\frac{f_{h,\alpha}}{\rho}$  verschiedener Laubhölzer in Abhängigkeit vom Winkel  $\alpha$  (Stabdübeldurchmesser  $d = 30$  mm)

In **Bild 2.1.16** ist diese Beziehung mit den zugehörigen Versuchswerten für Laubholz und einen Stabdübeldurchmesser  $d = 30 \text{ mm}$  in Abhängigkeit vom Winkel  $\alpha$  dargestellt.

#### 2.1.3.4 Einfluß der Oberflächenbeschaffenheit des Verbindungsmittels

Die Art der Stauchung unter einem Verbindungsmittel und die seitliche Verdrängung des Holzes bei einer Beanspruchung in Faserrichtung ist je nach Oberflächenbeschaffenheit des Verbindungsmittels unterschiedlich. Die Eindrückung in Faserrichtung (siehe **Bild 2.1.17**) erfolgt in der Regel nicht über die gesamte projektierte Breite eines kreisförmigen Verbindungsmittels, sondern ist von der Oberflächenbeschaffenheit und somit vom Reibungskoeffizienten zwischen Verbindungsmittel und Bohrlochwandung abhängig. Je größer der Reibungskoeffizient, desto größer ist auch die Breite  $b_d$  des in Faserrichtung eingedrückten Holzes. Diese Beobachtung wurde auch von RODD 1973 experimentell bestätigt.



**Bild 2.1.17:** Verformung des Holzes unter einem Verbindungsmittel und die daraus resultierende Kräftezerlegung

Aus Gleichgewichtsbedingungen muß die in das Verbindungsmittel eingeleitete Kraft gleich der Summe der Kraft über dem vertikal zerdrückten Holz und dem vertikalen Anteil der Kraft, die benötigt wird um das Holz seitlich zu verdrängen, sein. Diese Anteile setzen sich wie folgt zusammen:

$$F_{v1} = \sigma_{c,0} \cdot b_d \cdot t \quad (2.1.14)$$

$$b_d = k_{bd} \cdot d \quad (2.1.15)$$

$$F_{v2} = t \cdot d \cdot \int_{\vartheta_c}^{\pi/2} \frac{\sigma_{h,90} \cdot \sin \vartheta}{\tan(\vartheta - \Phi)} d\vartheta \quad (2.1.16)$$

- mit  $b_d$  Breite des vertikal zerdrückten Holzes  
 $t$  Holzdicke  
 $\vartheta, \vartheta_c$  Winkel (siehe Bild 2.1.17)  
 $\sigma_{c,0}$  Druckspannung in Faserrichtung  
 $\sigma_{h,90}$  Lochleibungsspannung rechtwinklig zur Faserrichtung  
 $\Phi$  Reibungswinkel zwischen Holz und Verbindungsmittel  
 $k_{bd}$  Faktor zur Berechnung von  $b_d$

Die Kräfte sind im wesentlichen vom Anteil des seitlich verdrängten Holzes und damit von der Vertikalverschiebung  $w$  abhängig. Wenn kein frühzeitiges Aufspalten eintritt, ergibt sich definitionsgemäß die Lochleibungsfestigkeit bei 5 mm Vertikalverschiebung zu

$$f_{h,0} = \sigma_{c,0} \cdot k_{bd} + \int_{\vartheta_c}^{\pi/2} \frac{\sigma_{h,90} \cdot \sin \vartheta}{\tan(\vartheta - \Phi)} d\vartheta \quad (2.1.17)$$

RODD 1973 ermittelte aus Versuchen den Faktor  $k_{bd}$  und den Reibungswinkel  $\Phi$  für Verbindungsmittel in Nadelholz (Douglas fir) mit folgenden drei Oberflächen:

- |                 |   |
|-----------------|---|
| geringe Reibung | Verbindungsmittel aus Stahl mit einer Kunststoffumhüllung (Polytetrafluoräthylen)                       |
| normale Reibung | blanke Verbindungsmittel aus Stahl  |
| große Reibung   | Verbindungsmittel aus Stahl, die durch Aufwalzen eines kreuzweise angeordneten Musters aufgeraut wurden |

In **Tabelle 2.1.3** sind die Ergebnisse zusammengestellt. Zusätzlich wurden die nicht aufgespaltenen Probekörper von Lochleibungsversuchen (EHLBECK, WERNER 1992) mit blankem Rundstahl unter einem Mikroskop vermessen und für Buche und Eiche im Mittel einen Faktor  $k_{bd} = 0,551$  bzw.  $0,594$  bestimmt.

**Tabelle 2.1.3:** Faktor  $k_{bd}$ , Gleitreibungsbeiwert  $\mu$  und Reibungswinkel  $\Phi$  (RODD 1973)

Art der Reibung	Faktor $k_{bd}$	Gleitreibungsbeiwert $\mu$	Reibungswinkel $\Phi$
große Reibung	0,95	0,585	30°
normale Reibung	0,595	0,339	18°
geringe Reibung	0,123	0,123	7°

Für weitere Berechnungen wird für runde glattschaftige Verbindungsmittel aus Blankstahl der Faktor  $k_{bd}$  zu  $0,59$  angenommen.

Versuche mit metrischen Gewindestangen zeigten, daß die Lochleibungsfestigkeit berechnet mit dem Außendurchmesser (Nenn Durchmesser) des Gewindes in etwa gleich der Lochleibungsfestigkeit von Versuchen mit glattschaftigen Verbindungsmitteln ist. Trotz der geringeren lastübertragenden Fläche ist auf Grund der besseren Lastverteilung entlang der Bohrlochwandung diese Tatsache zu erklären. Der Faktor  $k_{bd}$  wurde für metrische Gewindestangen zu  $0,7$  abgeschätzt.

#### 2.1.3.5 Einfluß der Holzfeuchte

Der Feuchtegehalt ist eine wichtige Kenngröße der Festigkeits- und Verformungseigenschaften des Holzes. Die Holzfeuchte ist daher - neben der Rohdichte, Verbindungsmitteldurchmesser und dem Reibungskoeffizienten zwischen Verbindungsmittel und Bohrlochwandung - ein Einflußparameter auf die Lochleibungsfestigkeit. Für Bolzen- und Stabdübeldurchmesser von 12 bis 20 mm wurde von KOPONEN 1991 die Regressionsgl. 2.1.8 für die Lochleibungsfestigkeit

von Nadelholz in Abhängigkeit von der Holzfeuchte für  $u \leq 22,5 \%$  angegeben. Der Korrelationskoeffizient wurde zu  $r = 0,90$  ermittelt. Setzt man in diese Gleichung eine im Normalklima vorherrschende Holzfeuchte von  $12 \%$  ein, so ergibt sich eine Lochleibungsfestigkeit von  $0,068 \cdot \rho$ . Die gleiche Lochleibungsfestigkeit erhält man aus Gl. 2.1.9, wenn man als Verbindungsmitteldurchmesser  $d = 16 \text{ mm}$  einsetzt. Somit lassen sich die beiden Gleichungen wie folgt koppeln:

$$f_{h,0} = (1 - 0,029 \cdot u) \cdot 0,125 \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \cdot \rho \quad (2.1.18)$$

mit  $f_h$  in  $(\text{N}/\text{mm}^2)$ ,  $u$  in  $\%$ ,  $d$  in  $\text{mm}$  und  $\rho$  in  $\text{kg}/\text{m}^3$

Unterhalb des Feuchtegehalts von etwa  $35 \%$  ändert sich die Holzfeuchte in Abhängigkeit von der relativen Feuchte der Umgebungsluft. Dieser Parameter ist der einzige, der mit der Zeit veränderlich ist und der deswegen am Bauwerk und nicht im Labor ermittelt werden muß. Im Rahmen eines Forschungsvorhabens von EHLBECK, BLAß 1987 wurde die Holzfeuchte an Brettschichtholzstützen ausgeführter Bauwerke bestimmt. Als beste Anpassung einer theoretischen Wahrscheinlichkeitsdichte an die Meßwerte ( $n = 158$ ) ergab sich eine Lognormalverteilung mit den Parametern

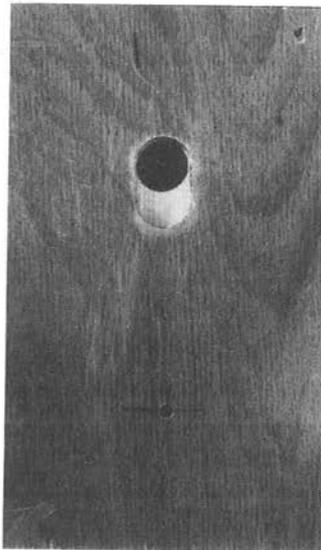
$$\ln u_m = 2,6916 \quad \text{und} \quad \ln s = 0,081774.$$

### 2.1.3.6 Einfluß des Bohrlochdurchmessers

Nach Untersuchungen von KOPONEN 1991 haben um bis zu  $2 \text{ mm}$  größer als der Verbindungsmitteldurchmesser vorgebohrte Löcher keinen signifikanten Einfluß auf die Lochleibungsfestigkeit. Untersuchungen an Versuchskörpern mit kleiner vorgebohrten Löchern liegen nur wenige vor. Jedoch neigen diese Versuchskörper mehr zum Aufspalten, so daß ein größerer Abfall der Lochleibungsfestigkeit mit steigendem Durchmesser zu erwarten ist. Diese Arbeit befaßt sich aber in erster Linie mit Paßbolzen- und Stabdübelverbindungen, die in der Regel mit dem Nenn-durchmesser des Verbindungsmittels vorzubohren sind.

### 2.1.3.7 Einfluß einer als Verstärkung aufgeklebten Holzwerkstoffplatte auf die Lochleibungsfestigkeit von Nadelholz

Durch das Aufleimen von Holzwerkstoffplatten auf die Hölzer einer Verbindung wird die Art der Stauchung unter dem Verbindungsmittel beeinflusst. Zum einen wird das Aufspalten des Holzes verhindert und zum anderen wird das Verdrängen des Holzes behindert. Um den Einfluß einer als Verstärkung aufgeklebten Holzwerkstoffplatte auf die Lochleibungsfestigkeit von Fichtenholz zu untersuchen, wurden 30 Versuche in Anlehnung an prEN 383 mit dem in **Bild 2.1.18** dargestellten Versuchskörper durchgeführt. Im Nadelholz wurden die Löcher mit dem Nenndurchmesser ( $d = 8; 16$  und  $24$  mm) des Verbindungsmittels gebohrt, in der aufgeklebten Holzwerkstoffplatte befand sich ein um  $10$  mm größeres Langloch.



**Bild 2.1.18:** Versuchskörper aus Fichtenholz mit aufgeleimter Verstärkung

Als Lochleibungsfestigkeit des verstärkten Fichtenholzes wurde die Spannung definiert, die sich  $2,5$  mm vor Erreichen der Bohrlochwandung der Holzwerkstoffplatte einstellt. Hierbei war sichergestellt, daß das Verbindungsmittel auf der Ver-

stärkung nicht aufsaß, aber das Nadelholz in dessen Querdehnung sowohl in Faserrichtung als auch rechtwinklig dazu behindert wurde. **Bild 2.1.19** zeigt exemplarisch ein Last - Verformungsdiagramm eines solchen Versuchs. Die Auswertung der Versuche ergab folgende Regressionsgleichung:

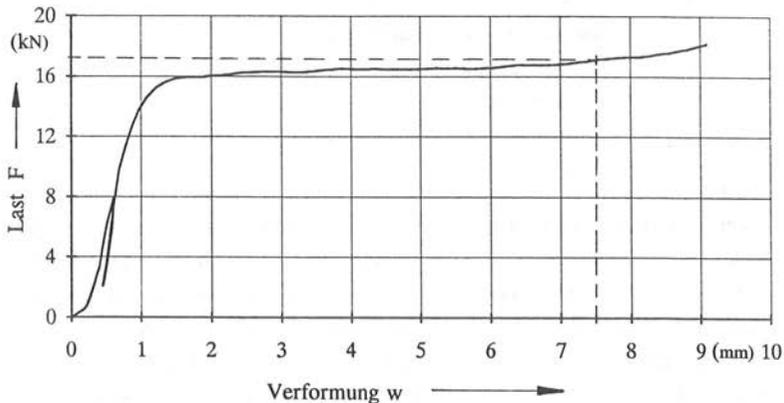
*Fichtenholz runde, glattschaftige Verbindungsmittel Löcher vorgebohrt*

Beanspruchung in Faserrichtung (Anzahl der Versuche  $n=30$ )

$$f_{h,0} = 0,091 \cdot (1 - 0,010 \cdot d) \cdot \rho \quad A = 0,010 \quad (2.1.19)$$

$$r = 0,48 \quad s_R = 0,011$$

Dies entspricht einer ca. 10% -igen Steigerung der in Gl. 2.1.9 angegebenen Lochleibungsfestigkeit.



**Bild 2.1.19:** Last - Verformungsdiagramm einer Fichtenholzprobe unter Lochleibungsbeanspruchung (Behinderung der Querdehnung durch eine Holzwerkstoffplatte)

### 2.1.3.8 Last - Verformungsverhalten unter einer Lochleibungsbeanspruchung

Auf Grund eines frühzeitigen Aufspaltens der Hölzer kann bei Verbindungen die Lochleibungsfestigkeit nicht immer ausgenutzt werden. Daher ist die Kenntnis über das Last - Verformungsverhalten von Interesse, um die Lochleibungsspannung  $\sigma_h$  bei einer bestimmten Eindrückung des Verbindungsmittels ins Holz zu bestimmen. Daher wurde jedem Last - Verformungsdiagramm mit Hilfe eines nichtlinearen Iterationsverfahrens nach der Methode der kleinsten Abstandsquadrate eine Näherungsfunktion der folgenden Form angepaßt:

$$\sigma_h(w) = (K_2 + K_3 \cdot (w - w_s)) \cdot (1 - \exp(-K_1 \cdot \frac{w - w_s}{K_2})) \leq f_h \quad (2.1.20)$$

$$w \leq w_{\max} \leq 5 \text{ mm} \quad (2.1.21)$$

mit  $\sigma_h(w)$  Lochleibungsspannung bei einer Verformung  $w$

$w$  Verformung

$w_s$  bleibende Anfangsverformung

$K_1$  Steigung der Tangente im Ursprung

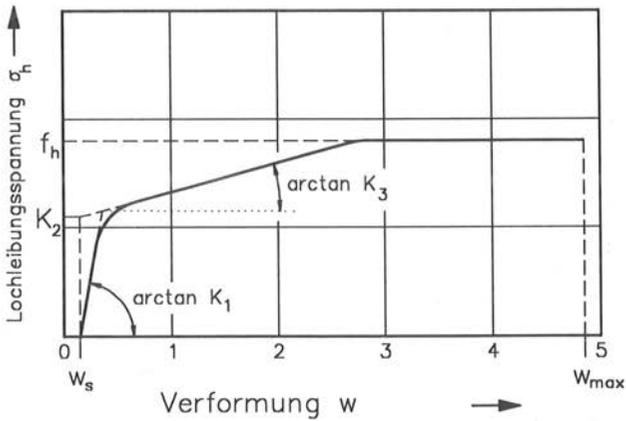
$K_2$  Achsenabschnitt der Endtangente

$K_3$  Steigung der Endtangente

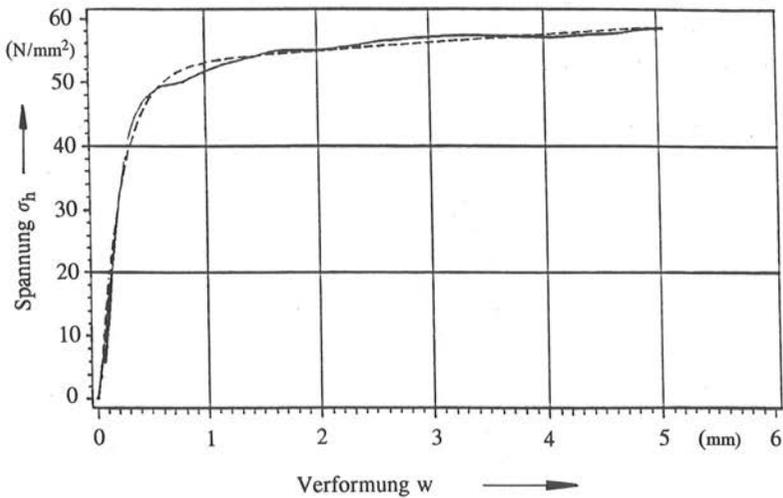
$f_h$  Lochleibungsfestigkeit

$w_{\max}$  Verformung beim Versagen durch Aufspalten

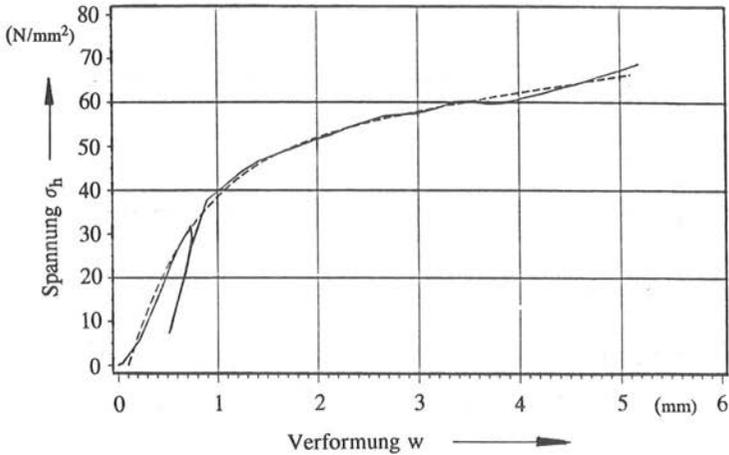
**Bild 2.1.20** zeigt den Verlauf der Näherungsfunktion und die Bedeutung der Konstanten. In **Bild 2.1.21** ist exemplarisch ein Spannungs - Verformungsdiagramm unter einer Beanspruchung in Faserrichtung und in **Bild 2.1.22** unter einer Beanspruchung rechtwinklig zur Faserrichtung mit der gefundenen Näherungskurve dargestellt. Die typische Last-Verformungskurve bei einer Belastung parallel zur Faserrichtung hat in erster Näherung einen linear elastisch-plastischen Verlauf. In einigen Fällen war jedoch ein plötzliches Aufspalten ohne große plastische Verformung zu beobachten. Dagegen zeigt die Spannungs-Verformungskurve bei einer Belastung rechtwinklig zur Faserrichtung meist einen elastischen Verlauf bis zu einer Art Proportionalitätsgrenze und danach einen flacheren kontinuierlichen Anstieg, ohne dabei eine eindeutige Bruchlast zu erreichen. Um eine Datenbasis für die Simulation des Verformungsverhalten unter einer Lochleibungsbeanspruchung in Faserrichtung und rechtwinklig zur Faserrichtung zu erhalten, wurde eine Korrelationsanalyse getrennt für Nadelholz und Laubholz durchgeführt.



**Bild 2.1.20:** Verlauf der Näherungsfunktion zur Anpassung der Spannungs - Verformungskurve eines Lochleibungsversuchs



**Bild 2.1.21:** Spannungs - Verformungsdiagramm eines Lochleibungsversuchs unter einer Beanspruchung in Faserrichtung



**Bild 2.1.22:** Spannungs - Verformungsdiagramm eines Lochleibungsversuchs unter einer Beanspruchung rechtwinklig zur Faserrichtung

Zur Charakterisierung der gegenseitigen Abhängigkeit wird der Wert der Pearson-Produkt-Moment-Korrelation verwendet. Um die Ergebnisse für unterschiedliche Nadel- und Laubhölzer anwenden zu können, wurde die Näherungsfunktion der Last-Verformungskurve mit den in Abschnitt 2.1.3.2 gefundenen Regressionsgeraden wie folgt normiert:

$$\sigma_{h,nom}(w) = (K_{2,nom} + K_{3,nom} \cdot (w - w_s)) \cdot (1 - \exp(-K_{1,nom} \cdot \frac{w - w_s}{K_{2,nom}})) \leq f_{h,nom} \quad (2.1.22)$$

$$\sigma_{h,nom}(w) = \frac{\sigma_h(w)}{\rho \cdot (1 - A \cdot d)} \quad (2.1.23)$$

$$K_{1,nom} = \frac{K_1}{\rho \cdot (1 - A \cdot d)} \quad (2.1.24)$$

$$K_{2,nom} = \frac{K_2}{\rho \cdot (1 - A \cdot d)} \quad (2.1.25)$$

$$K_{3,nom} = \frac{K_3}{\rho \cdot (1 - A \cdot d)} \quad (2.1.26)$$

$$f_{h,nom} = \frac{f_h}{\rho \cdot (1 - A \cdot d)} \quad (2.1.27)$$

mit  $\sigma_h$ ,  $f_h$  und  $K_2$  in  $N/mm^2$   $K_1$  und  $K_3$  in  $N/mm^3$   $\rho$  in  $kg/m^3$   $d$  in mm

In **Tabelle 2.1.4 - 2.1.7** sind Mittelwert, Standardabweichung und die Korrelationskoeffizienten der ermittelten Festigkeits-, Verformungs- und Steifigkeitseigenschaften zusammengestellt.



**Tabelle 2.1.6:** Mittelwert, Standardabweichung und Korrelationskoeffizienten der Festigkeits-, Verformungs- und Steifigkeitseigenschaften

*Laubholz - Beanspruchung in Faserrichtung*       $n = 71$   
*runde, glattschaftige Verbindungsmittel*      *Löcher vorgebohrt*

Mittelwert	Standard-abw.	Para-meter	$f_{h,nom}$	$K_{1,nom}$	$K_{2,nom}$	$K_{3,nom}$	$w_s$	$w_{max}$
0,102	0,0139	$f_{h,nom}$	1,00	0,35	0,76	0,11	-0,08	-0,02
0,316	0,1021	$K_{1,nom}$	0,35	1,00	0,42	-0,22	0,10	-0,21
0,096	0,0183	$K_{2,nom}$	0,76	0,42	1,00	-0,33	0,08	-0,40
0,001	0,0017	$K_{3,nom}$	0,11	-0,22	0,33	1,00	-0,18	0,32
0,01	0,024	$w_s$	-0,08	0,10	0,08	-0,18	1,00	0,01
3,42	1,294	$w_{max}$	-0,02	-0,21	-0,40	0,32	0,01	1,00

**Tabelle 2.1.7:** Mittelwert, Standardabweichung und Korrelationskoeffizienten der Festigkeits-, Verformungs- und Steifigkeitseigenschaften

*Laubholz - Beanspruchung rechtwinklig zur Faserrichtung*       $n = 30$   
*runde, glattschaftige Verbindungsmittel*      *Löcher vorgebohrt*

Mittelwert	Standard-abw.	Para-meter	$f_{h,nom}$	$K_{1,nom}$	$K_{2,nom}$	$K_{3,nom}$	$w_s$	$w_{max}$
0,102	0,0127	$f_{h,nom}$	1,00	0,08	0,32	0,19	-0,14	-0,20
0,078	0,0402	$K_{1,nom}$	0,08	1,00	-0,22	0,13	-0,71	0,08
0,081	0,0295	$K_{2,nom}$	0,32	-0,22	1,00	-0,83	0,47	-0,39
0,006	0,0043	$K_{3,nom}$	0,19	0,13	-0,83	1,00	-0,44	0,28
0,24	0,153	$w_s$	-0,14	-0,71	0,47	-0,44	1,00	-0,03
4,97	0,112	$w_{max}$	-0,20	0,08	-0,39	0,28	-0,03	1,00

## 2.2 Relevante Einflußgrößen auf die Lochleibungsfestigkeit von Holzwerkstoffplatten

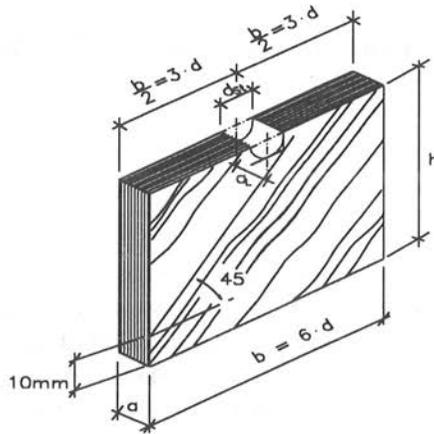
### 2.2.1 Derzeitiger Kenntnisstand

Die Lochleibungsfestigkeit von Holzwerkstoffen hängt stark vom Plattentyp und ihrem Aufbau ab. Für Flachpressplatten (MÖHLER, BUDIANTO, EHLBECK 1978), Bau-Furniersperrholz aus Buche (DRÖGE, KRAMER 1989), Furnierschichtholz aus Fichte (BLAß, WERNER 1988a), Kunstharzpreßholz (EHLBECK, KÜRTH 1991) und für Preßfurniersperrholz (EHLBECK, WERNER 1992b) liegen aus jüngster Zeit Untersuchungen über deren Lochleibungsfestigkeit vor. Jedoch unterscheiden sich alle Untersuchungen in der Prüfmethode, so daß die Ergebnisse nur schwer miteinander vergleichbar sind.

Für Verstärkungsmaßnahmen von Verbindungen eignen sich in erster Linie Holzwerkstoffe, deren Lochleibungsfestigkeit wesentlich höher ist als die des zu verstärkenden Holzes. Dazu gehören vor allem Bau-Furniersperrholz aus Buche (BFU-BU), Kunstharzpreßholz (KPH) und Preßfurniersperrholz (PFU).

### 2.2.2 Lochleibungsfestigkeit von Bau-Furniersperrholz aus Buche

Die Lochleibungsfestigkeit von Bau-Furniersperrholz aus Buche nach DIN 68705 Teil 5 wurde von DRÖGE, KRAMER 1989 an rechteckigen Probekörpern (**Bild 2.2.1**) mit einem halbrunden Loch, in welches der Stabdübel paßgenau eingelegt wurde, ermittelt. Mit dieser Versuchsanordnung wurden insgesamt 900 Versuche durchgeführt. Bis eine vergleichbare Anzahl von Versuchsergebnissen mit einer einheitlichen europäischen Prüfnorm vorliegt, wird diese Untersuchung bei der weiteren Betrachtung herangezogen. Ergänzend dazu wurden eigene Lochleibungsversuche nach prEN 383 durchgeführt, um die Ergebnisse von Dröge und Kramer besser beurteilen zu können.



**Bild 2.2.1:** Probekörper zur Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit nach DRÖGE, KRAMER 1989

Die Untersuchungen zeigten, daß die Lochleibungsfestigkeit im wesentlichen vom Durchmesser des Verbindungsmittels und nicht vom Kraft-Faser-Winkel abhängen. Für die Lochleibungsfestigkeit von Buchenspertholz für Stabdübel-durchmesser von 8 bis 26 mm wurde folgende Beziehung gefunden:

$$f_h = \left( 0,79 + \frac{4,5}{\sqrt{d}} \right) \cdot \left( \frac{18}{e^{(1,9 \cdot t_L - 1)}} + 30 \right) \quad (\text{N/mm}^2) \quad (2.2.1)$$

$$s_R = 3,6 \text{ N/mm}^2$$

mit  $t_L = \frac{t}{n}$

t Plattendicke in mm

n Anzahl der Furniere

d Verbindungsmitteldurchmesser in mm

Nach den Ausführungen von Dröge und Kramer behält diese Gleichung auch für kleinere Verbindungsmitteldurchmesser ihre Gültigkeit. Für gebräuchliche Furnierlagendicken von 1,4 mm bis 3,0 mm kann diese Gleichung wie folgt vereinfacht werden:

$$f_h = \left( 0,79 + \frac{4,5}{\sqrt{d}} \right) \cdot 30 \quad (\text{N/mm}^2) \quad (2.2.2)$$

Eigene Lochleibungsversuche ( $n = 15$ ) mit 5-lagigem Bau-Furniersperrholz aus Buche ( $t = 9,5$  mm) und Stabdübeln mit  $d = 16$  mm nach prEN 383 ergab folgende mittlere Lochleibungsfestigkeit:

$$f_h = 60,4 \text{ N/mm}^2 \quad v = 4,9 \%$$

Wertet man Gl. (2.2.1) für diesen Plattentyp und Verbindungsmitteldurchmesser aus, so ergibt sich ein Wert von  $60,0 \text{ N/mm}^2$ . Somit kann davon ausgegangen werden, daß trotz der unterschiedlichen Prüfbedingungen die Ergebnisse direkt vergleichbar sind.

### 2.2.3 Lochleibungsfestigkeit von Kunstharzpreßholz und Preßfurniersperrholz

Für Kunstharzpreßholz (KPH) wurden von EHLBECK, KÜRTH 1991 Versuche in Anlehnung an prEN 383 durchgeführt. Es wurden Platten mit den Dicken  $t = 12$  mm und  $20$  mm mit Stabdübeln  $d = 16$  mm und  $24$  mm getestet. Dabei wurde der Winkel zwischen Kraft- und Faserrichtung der Deckfurniere variiert. Es wurde kein eindeutiger Einfluß dieses Winkels festgestellt, wenn die Platte symmetrisch aufgebaut und die Furnierlagen in beiden Richtungen gleich dick waren. Bei gleicher Plattendicke ist die Lochleibungsfestigkeit um so größer, je kleiner der Stabdübeldurchmesser ist. Da nur zwei Stabdübeldurchmesser geprüft wurden, konnte kein eindeutiger mathematischer Zusammenhang angegeben werden. Aus allen 45 Versuchen ergab sich eine

$$\begin{array}{ll} \text{mittlere Lochleibungsfestigkeit von} & f_h = 174,7 \text{ N/mm}^2 \\ \text{und eine Standardabweichung von} & s = 10,9 \text{ N/mm}^2 \end{array}$$

Im Rahmen eines europäischen Forschungsprojekts untersuchten EHLBECK, WERNER 1992b die Lochleibungsfestigkeit von Preßfurniersperrholz (PFU) aus Buche, Pappel und Seekiefer. Die Versuche in Anlehnung an prEN 383 wurden mit Stabdübeln ( $d = 17$  mm) durchgeführt, wobei zwei Winkel zwischen Kraft- und Faserrichtung der Deckfurniere geprüft wurden.

Aus den Versuchsergebnissen kann folgendes geschlossen werden:

- Die Lochleibungsfestigkeit von Preßfurniersperrholz unter Druckbeanspruchung und unter Zugbeanspruchung ist etwa gleich groß. Das Verhältnis  $f_{h,Zug} / f_{h,Druck}$  betrug im Mittel 0,98.
- Die Lochleibungsfestigkeit unter einem Winkel von  $45^\circ$  zwischen Kraft- und Faserrichtung der Deckfurniere ist etwa 5% größer als unter einem Winkel von  $0^\circ$  bzw.  $90^\circ$ .

Für die verschiedenen Preßfurniersperrhölzer wurden die in **Tabelle 2.2.1** angegebenen Lochleibungsfestigkeiten ermittelt.

**Tabelle 2.2.1:** Lochleibungsfestigkeit verschiedener Preßfurniersperrhölzer für Stabdübel mit  $d = 17 \text{ mm}$

Preßfurniersperrholz aus	Anzahl der Versuche	Mittelwert Rohdichte $\rho$ ( $\text{kg/m}^3$ )	Variationskoeffizient ( $\rho$ ) (%)	Mittelwert Lochleibungsfestigkeit $f_h$ ( $\text{N/mm}^2$ )	Variationskoeffizient ( $f_h$ ) (%)
Buche	72	1243	7,62	129,9	15,5
Pappel	72	1231	3,12	121,5	7,01
Seekiefer	72	1237	6,05	117,7	7,65

Bis weitere Untersuchungen den Einfluß des Verbindungsmitteldurchmessers und des Plattenaufbaus auf die Lochleibungsfestigkeit geklärt haben, wird für die Berechnung der Tragfähigkeit von verstärkten Anschlüssen von diesen Versuchswerten ausgegangen.

## 2.3 Biegewiderstand des Verbindungsmittels

### 2.3.1 Derzeitiger Kenntnisstand

Die Tragfähigkeit von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln bei Beanspruchung auf Abscheren wird auch durch den Biegewiderstand des Verbindungsmittels bestimmt. Der Biegewiderstand eines Verbindungsmittels aus Stahl wird durch das Fließmoment  $M_y$  charakterisiert. Die Streckgrenze oder die Zugfestigkeit des Ausgangsmaterials eignen sich in der Regel nicht zu dessen zuverlässiger Bestimmung, da einerseits die im Zugversuch ermittelten Kenngrößen sich nicht ohne weiteres auf eine Biegebeanspruchung übertragen lassen und andererseits die Verfestigung des Stahls infolge Kaltverformung bei der Herstellung der endgültigen Gestalt der Verbindungsmittel dabei nicht berücksichtigt wird. Weiterhin ist bei manchen Verbindungsmitteln, wie z.B. bei Gewindestangen oder Sondernägeln, die Querschnittsgeometrie schwer zu erfassen, so daß sich das plastische Widerstandsmoment nur näherungsweise ermitteln läßt.

Früher war es üblich, die Verbindungsmittel im Dreipunkt-Biegeversuch nach RILEM Recommendation TT-1B, Annex B "Nails" (1987) zu testen. Arbeiten von SMITH, WHALE 1985 und EHLBECK, EBERHART 1988 basieren auf dieser Versuchsanordnung. Nachteil dieser Prüfmethode ist, daß sich die Lastpunkte mit der Durchbiegung verändern und dies bei der Auswertung berücksichtigt werden sollte. JOHANSEN 1988 machte einen Vorschlag zur Bestimmung des Fließmomentes von Nägeln, der als Grundlage eines europäischen Normentwurfes diene. Das Prinzip dieser Prüfung besteht darin, den zu prüfenden Nagel so zu belasten, daß sich die Lastpunkte entlang des Nagels während der Prüfung nicht verändern. Zur Erprobung dieser Prüfmethode wurde von WERNER, SIEBERT 1991 ein Nagelbiegegerät konstruiert, welches diese Forderung erfüllt. Mit diesem Gerät wurden verschiedene Untersuchungen an Nägeln durchgeführt. Sie erbrachten für runde glattschaftige Nägel folgende Erkenntnisse:

Die rechnerische Fließspannung

$$f_y = \frac{6 \cdot M_y}{d^3} \quad (2.3.1)$$

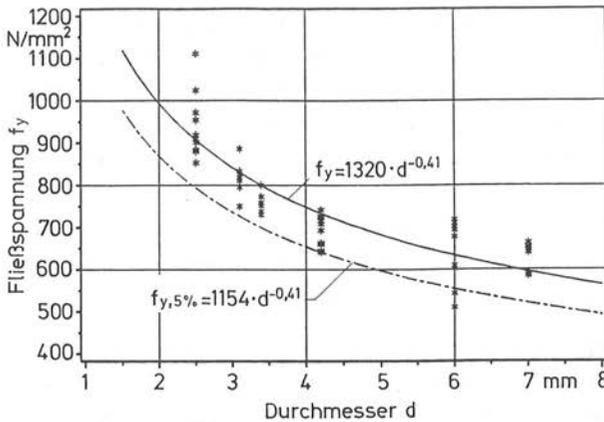
nimmt mit steigendem Nageldurchmesser  $d$  ab. Für Nägel nach DIN 1151 konnte als beste Anpassung des Mittelwertes aus 70 Versuchen mit Hilfe einer nicht-

linearen Regression folgende Beziehung angegeben werden:

$$\frac{f_y}{d^{-0,41}} = 1320 \quad \text{Standardabw. } s = 103 \quad (2.3.2)$$

d in (mm)     $f_y$  in (N/mm<sup>2</sup>)

**Bild 2.3.1** zeigt die aus den Versuchswerten errechnete Fließspannung in Abhängigkeit vom Durchmesser der Nägel sowie die Regressionskurven.

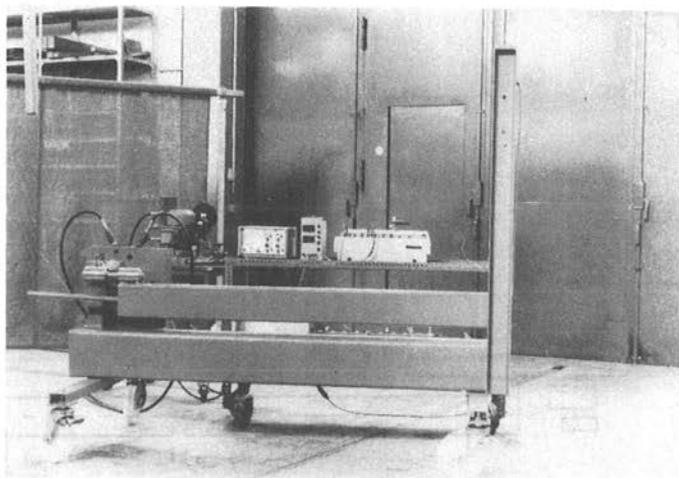


**Bild 2.3.1:** Rechnerische Fließspannung  $f_y$  von Nägeln nach DIN 1151 in Abhängigkeit vom Durchmesser  $d$

### 2.3.2 Prüfmethode und Prüfeinrichtung

Auf Grundlage des Prinzips im Normentwurf prEN 409: 1990 (Holzbauwerke - Bestimmung des Fließmomentes von stiftförmigen Verbindungsmitteln - Nägel) wurde zur Bestimmung des Fließmomentes von stiftförmigen Verbindungsmitteln mit Durchmessern von 8 mm bis 30 mm ein Biegegerät (siehe **Bild 2.3.2**) entwickelt und gebaut. Konstruktionsdetails und Funktionsweise des Biegegeräts sind in EHLBECK, WERNER 1991 beschrieben.

Das Prinzip kann mit der in **Bild 2.3.3** dargestellten Anordnung erfüllt werden.



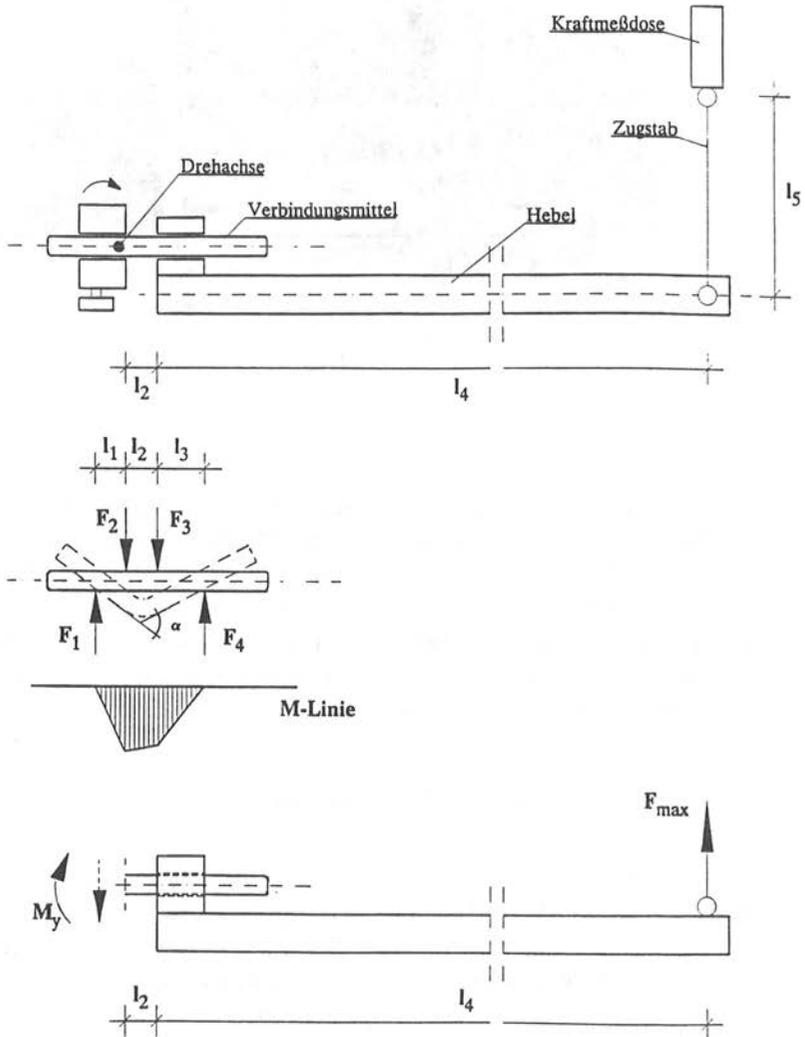
**Bild 2.3.2:** Biegegerät

Die Drehachse ist so angeordnet, daß sich der rechte Winkel zwischen Pendelstab und Hebel um nicht mehr als  $0,1$  rad ändert. Der Hebel muß im Verhältnis zum Verbindungsmittel sehr steif sein. Das Fließmoment des Verbindungsmittels ist definiert als das Biegemoment bei der tatsächlichen Versagenslast, z.B. infolge spröden Bruches, die das Verbindungsmittel bei der Prüfung aufnehmen kann oder das Biegemoment bei einer Verformung des Verbindungsmittels von  $45^\circ$ . Der kleinere Wert ist dabei definitionsgemäß maßgebend.

### 2.3.3 Festigkeitskennwerte der Verbindungsmittel

Mit der beschriebenen Versuchseinrichtung wurden 69 Stabdübel und Gewindestangen mit unterschiedlichen Durchmessern und Stahlgüten gebogen und mit den im Zugversuch nach DIN 50145 ermittelten Festigkeitskennwerten verglichen. Die Stabdübel wurden aus Rundstahl gefertigt und die Gewindestangen von 1 m langen Stangen abgesägt. Aus verschiedenen Stangen wurde Material entnommen.

In **Tabelle 2.3.1** sind Mittelwerte und Variationskoeffizienten der Versuchsergebnisse zusammengestellt. **Bild 2.3.4** zeigt einen verbogenen Stabdübel im Biegegerät.



**Bild 2.3.3:** Prüfanordnung und Verbindungsmittelbelastung

Tabelle 2.3.1: Ergebnisse der Biege- und Zugversuche

Reihe	Verbindungs- mittel	Stahlgüte	Durch- messer d [mm]	Anzahl der Versuche	Fließ- moment $M_y$ (Nm)	Var.- koeff. (%)	Zug- festigkeit $f_u$ (N/mm <sup>2</sup> )	Fließ- spannung $f_y$ (N/mm <sup>2</sup> )
1	Stabdübel	St 37 K	8	10	50,2	11,8	584	589
2		St 37 K	16	10	441	4,0	614	647
3		St 37 K	24	10	1364	1,8	552	592
4		St 37 K	30	1	2962	-	581	658
5	Stabdübel	9S20K	8	3	70,4	7,2	739	825
6	Gewinde- stangen	Güte 8.8	M 8	10	43,9	1,8	-	838
7		Güte 8.8	M 12	10	165	11,4	-	906
8		Güte 8.8	M 16	5	413	2,9	-	885
9		Güte 8.8	M 20	10	857	2,5	-	943

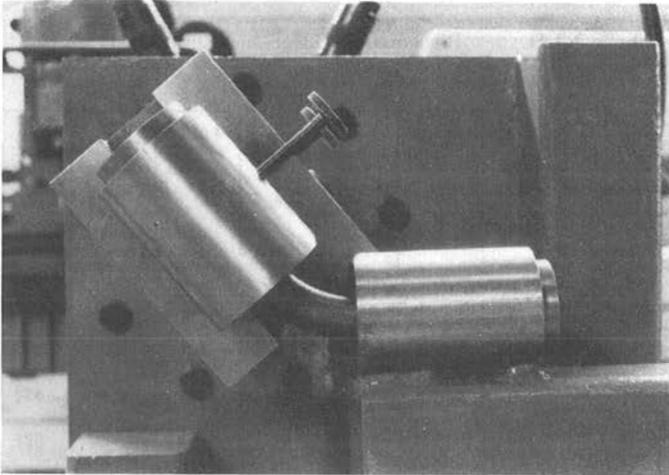
Aus dem Fließmoment wurde eine Fließspannung nach folgender Beziehung errechnet:

$$f_y = M_y/W_y \quad (2.3.3)$$

mit dem plastischen Widerstandsmoment

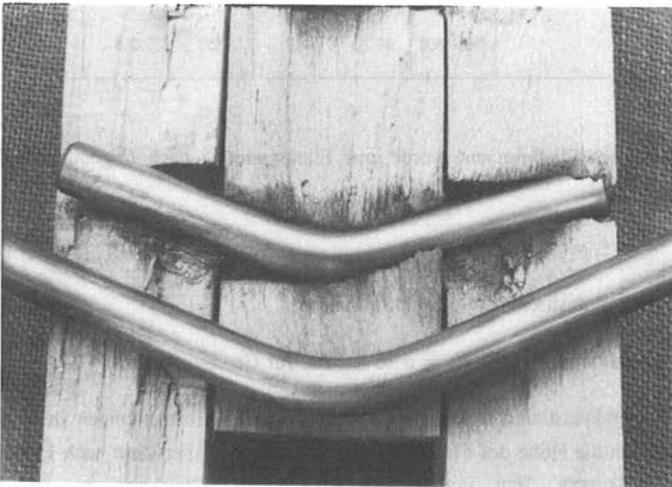
$$\text{für Stabdübel} \quad W_y = d^3/6 \quad \text{bzw. für Gewindestangen} \quad W_y = d_{sp}^3/6.$$

Im durchplastizierten Zustand beeinflussen die Kerbspannungen in den Gewindestangen die Höhe des Fließmomentes nur wenig. Daher kann nach Untersuchungen von SCHEER, PEIL und NÖLLE 1988 in die Gleichung zur Ermittlung des plastischen Widerstandsmoments der Durchmesser  $d_{sp}$  eingesetzt werden, wobei  $d_{sp}$  der zur Berechnung des Spannungsquerschnittes verwendete Durchmesser ist.



**Bild 2.3.4:** Verbogener Stabdübel im Biegegerät

Die Form der Biegelinie des Verbindungsmittels bei Höchstlast im Biegeversuch entsprach etwa der in einer Verbindung unter Versagenslast (siehe **Bild 2.3.5**).



**Bild 2.3.5:** Verbogener Stabdübel aus einem Biegeversuch und in einer Verbindung

Aus den Versuchen ( $n = 35$ ) mit metrischen Gewindestangen der Güte 8.8 ergibt sich ein Mittelwert der rechnerischen Fließspannung zu

$$f_y = 895 \text{ N/mm}^2 \quad \begin{array}{l} \text{Standardabw.} \\ \text{Var.-Koeffizient} \end{array} \quad \begin{array}{l} s = 68,4 \text{ N/mm}^2 \\ v = 7,6\% \end{array}$$

Die Festigkeitskennwerte des blanken kaltverformten Stahls, aus welchem die Stabdübel hergestellt waren, liegen merklich über den Anforderungen des Ausgangsmaterials St 37 (Fe 360). Die aus den Fließmomenten errechneten Fließspannungen waren stets größer als die ermittelten Zugfestigkeiten des gleichen Materials.

Für die geprüften Stabdübel ( $n = 31$ ) aus blankem Stahl St 37 K nach DIN 1652 wurde folgende rechnerische Fließspannung ermittelt:

$$f_y = 610 \text{ N/mm}^2 \quad \begin{array}{l} \text{Standardabw.} \\ \text{Var.-Koeffizient} \end{array} \quad \begin{array}{l} s = 49,5 \text{ N/mm}^2 \\ v = 8,1\% \end{array}$$

Analog zum Streubereich der Zugfestigkeit in DIN 1652 wird bei einer größeren Probenanzahl ein Variationskoeffizient von 13% angenommen. Mit dieser Annahme ergibt sich das 5%-Fraktile der rechnerischen Fließspannung nach dem Verfahren in EUROCODE 5 Annex A (ENV 1995-1-1) zu  $490 \text{ N/mm}^2$ .

In EUROCODE 5 wird vorgeschlagen, die Fließspannung nach folgender Gleichung zu berechnen:

$$f_y = 0,8 \cdot f_u \quad (2.3.4)$$

mit  $f_u$ : Zugfestigkeit

Setzt man in diese Gleichung die in DIN 1652 Teil 2 angegebene Mindestzugfestigkeit ( $f_u = 440 \text{ N/mm}^2$ ) des geprüften Werkstoffes ein, so ergibt sich ein Wert der 28% kleiner ist als der aus Biegeversuchen ermittelte charakteristische Wert. Um eine wirtschaftliche Bemessung durchführen zu können, sollte das charakteristische Fließmoment bzw. die charakteristische Fließspannung des im Bauteil verwendeten Verbindungsmittels bekannt sein.

## 2.4 Mechanische Verankerung der Verbindungsmittel im Holz

### 2.4.1 Derzeitiger Kenntnisstand

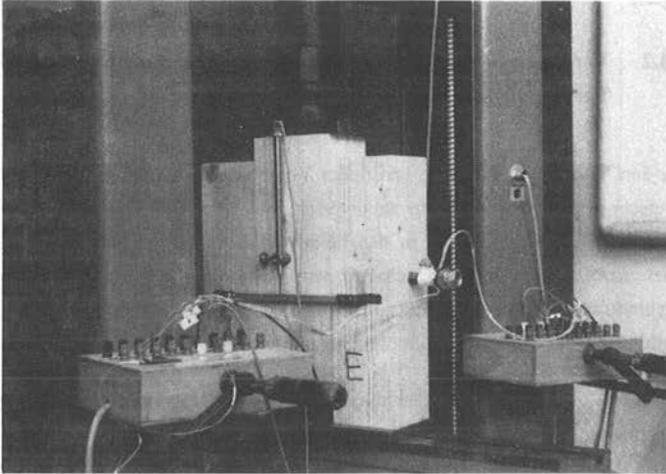
MEYER 1957 hat bereits früh auf die Erhöhung der Tragfähigkeit von Nagelverbindungen auf Grund des sog. "Seileffekts" hingewiesen. Seine Theorie geht davon aus, daß im Traglastzustand der Nagel sich schräg stellt und dadurch die Horizontalkomponente der Ausziehungskraft Reibungskräfte zwischen den verbundenen Hölzern erzeugt und diese zur Gesamttragfähigkeit der Verbindung beitragen. Dabei wurden jedoch Annahmen getroffen, die die Wirklichkeit nur bedingt beschreiben (siehe auch KUIPERS, VAN DER PUT 1982). So müßten z.B. wesentlich größere Verankerungskräfte im Holz als die Ausziehungskraft des Nagels wirken, um die erforderlichen Reibungskräfte zu erzeugen, da die Laschen bei einem Zuganschluß schon bei kleinen Verformungen der Nägel auseinanderweichen. KUIPERS und VAN DER PUT 1982 haben bei Untersuchungen jedoch festgestellt, daß bei geringen Ausmitten der äußeren Kräfte und bei Ansatz eines Reibungskoeffizienten von  $\mu = 0,4$ , diese zusätzliche Reibung von Holz auf Holz nur einen Anteil von 7 % an der Gesamtlast ausmacht, die somit vernachlässigt werden kann. Sie entwickelten eine Nagelreibungstheorie um das Tragverhalten von Nagelverbindungen besser abzuschätzen. Wenn sich der glattschaftige Nagel um ungefähr  $45^\circ$  schräg stellt und sich dabei nicht verbiegt, fanden sie, ist eine etwa 13 % höhere Belastung möglich als nach den Ansätzen von JOHANSEN 1949. Sollte sich der glattschaftige Nagel verbiegen, wird die Zugkraft im Nagel umgelenkt, wobei sich die aufnehmbare Kraft der Verbindung um ca. 27 % gegenüber der Rechnung nach der Plastizitätstheorie erhöht, wenn man für den Nagel eine sehr große Verformung annimmt. Für Nägel mit profiliertem Schaft ist eine bessere Haftung im Holz möglich, sodaß sich dieser Anteil erhöhen kann. WERNER und SIEBERT 1991 ermittelten bei Rillennägeln ein etwa 3,5 mal höheren Ausziehungswiderstand als bei glattschaftigen Nägeln. Diese Verhältnisse können sich jedoch bei großer Querbelastung noch ändern. Um die mechanische Verankerung der Verbindungsmittel im Holz in einem Rechenmodell zu berücksichtigen, muß die Größe der Verankerungskräfte und deren Verteilung entlang dem Verbindungsmittel bekannt sein.

### 2.4.2 Verankerungskräfte und deren Verteilung entlang einem profilierten Verbindungsmittel

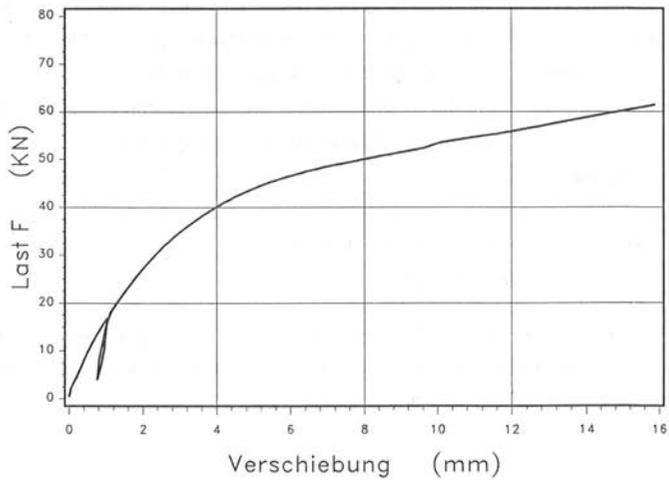
Bei den Verankerungskräften und deren Verteilung ist zwischen einschnittigen und zweischnittigen Verbindungen zu unterscheiden. Bei einschnittigen Verbindungen kann das Verbindungsmittel in den beiden Hölzern gleiten, wenn es nicht durch einen Kopf auf einer Seite gehalten wird. Dagegen wirken bei zweischnittigen Verbindungen an den Schnittufern der Scherflächen Normalkräfte im Verbindungsmittel, die im Mittelholz umgelenkt werden.

Zur Ermittlung der Haftspannungsverteilung entlang einem profilierten Verbindungsmittel wurden auf Gewindestangen M 20 der Stahlgüte 8.8 Dehnmeßstreifen (DMS) appliziert und in zweischnittige Druckscherkörper aus Brett-schichtholz eingeschraubt. Dazu wurden zwei Nuten außen eingefräst, in welche die Dehnmeßstreifen in einem bestimmten Abstand eingeklebt wurden, um die Meßstreifen und ihre Anschlüsse vor Beschädigung zu schützen. Nach dem Anlöten und Verlegen der Anschlußkabel wurden die Nuten mit Polyesterharz ausgegossen. **Bild 2.4.1** zeigt einen Versuchskörper unter der Prüfmaschine. Die Durchführung der Versuche erfolgte nach DIN EN 26891. Dabei wurden die aufgebrachte Last, die Verschiebung der Verbindung und die Dehnungen an verschiedenen Stellen des Verbindungsmittels gemessen. In **Bild 2.4.2** ist exemplarisch ein Last-Verschiebungsdiagramm einer solchen Verbindung dargestellt. Die dazugehörige Normalspannungsverteilung im Verbindungsmittel und der daraus errechnete Schubflußverlauf bei Laststufe 50 kN, kurz vor Ausfall des Meßstreifes an der meist beanspruchten Stelle, zeigt **Bild 2.4.3**.

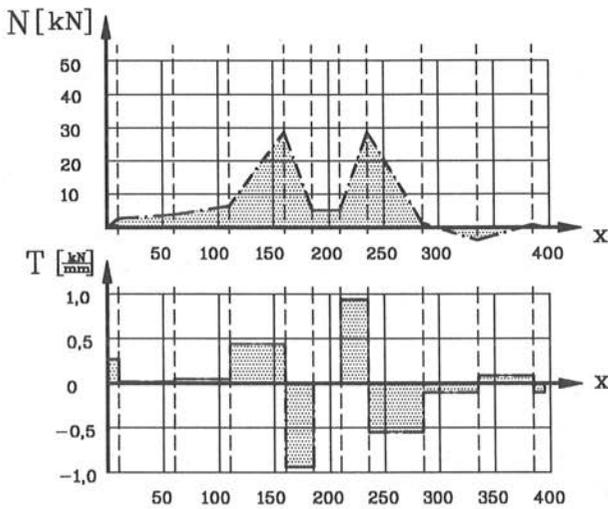
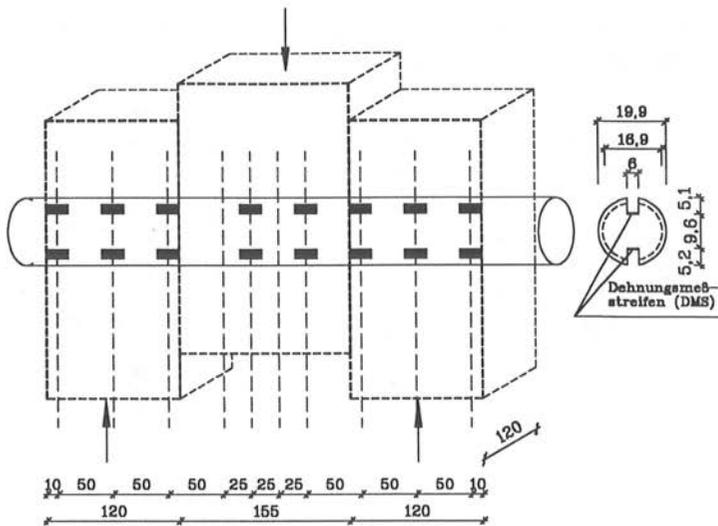
Der Schubfluß  $T$  bzw. die auf die Gleitfläche bezogene Haftspannung  $\tau_h$  entlang einem Verbindungsmittel läßt sich ermitteln, wenn die Längsdehnungen  $\varepsilon$  in der neutralen Faser des Verbindungsmittels bekannt sind.



**Bild 2.4.1:** Versuchskörper zur Ermittlung der Haftspannungverteilung unter der Prüfmaschine

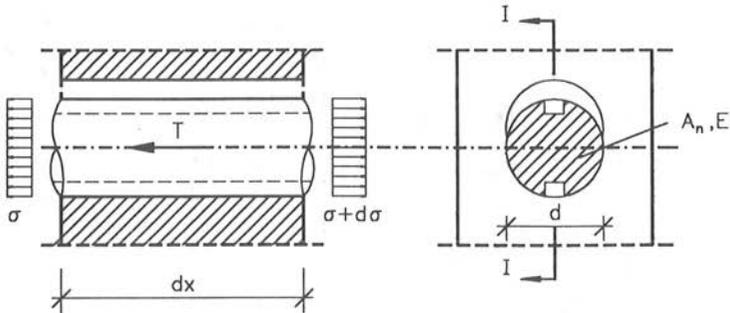


**Bild 2.4.2:** Last - Verschiebungsdiagramm einer Verbindung mit Gewindestange M20



**Bild 2.4.3:** Normalkraftverteilung im Verbindungsmittel und der Schubflußverlauf entlang dem Verbindungsmittel

An einem abgeschnittenen Verbindungsmittel gelten bei konstantem Nettoquerschnitt  $A_n$  folgende Beziehungen:



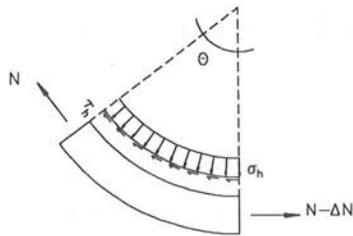
$$T \cdot dx + \sigma \cdot A_n = (\sigma + d\sigma) \cdot A_n \quad (2.4.1)$$

$$T = A_n \cdot \frac{d\sigma}{dx} \quad (2.4.2)$$

$$T = A_n \cdot E \cdot \frac{d\varepsilon}{dx} \quad (2.4.3)$$

Die Beobachtungen aus den Versuchen und die daraus gewonnenen Erkenntnisse sind im Folgenden zusammengefaßt:

1. Außerhalb des Krümmungsbereichs kann die Haftspannung  $\tau_n$  näherungsweise als konstant verteilt angenommen werden. Sie ist von der Art und der Oberflächenbeschaffenheit der beiden berührenden Materialien abhängig. Die Lochleibungsspannung wird in der Regel auf den Nenndurchmesser des Verbindungsmittels bezogen, die Haftspannung dagegen auf die berührende Gleitfläche.
2. Im Krümmungsbereich des Verbindungsmittels ist eine sprunghafte Änderung der Normalkraft zu beobachten. Daher liegt die Vermutung nahe, daß die Normalkraftänderung im Krümmungsbereich, wie bei Spanngliedern im Stahlbetonbau, durch das Seilreibungsgesetz über einen feststehenden Zylinder beschrieben werden kann. Für den Normalkraftverlust  $\Delta N$  infolge der Umlenkung der Normalkraft  $N$  gilt folgende Beziehung (siehe auch **Bild 2.4.4**).

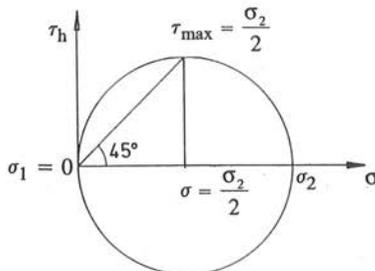


**Bild 2.4.4:** Normalkraftverlust infolge Umlenkung des Verbindungsmittels

$$\Delta N = N \cdot e^{\mu \cdot \theta} - N \quad (2.4.4)$$

mit  $N$  Normalkraft  
 $\mu$  Gleitreibungsbeiwert  
 $\theta$  Umlenkwinkel im Bogenmaß

Das Seilreibungsgesetz kann jedoch nur als gute Näherung betrachtet werden, da im Traglastzustand infolge der großen Eindrückungen im Holz die Ausziehungskraft nicht unabhängig von der Gleitfläche ist. Wie der starke Normalkraftverlust durch das Umbiegen des Verbindungsmittels im Mittelholz (siehe Bild 2.4.3) zeigt, kann bei profilierten Verbindungsmitteln von einer fast vollständigen Haftung im Holz ausgegangen werden. Gleiche Beobachtungen machten auch KUIPERS, VAN DER PUT 1982. Bei Annahme einer vollständigen Haftung ergibt sich auf Grund der folgenden Überlegungen der Gleitreibungsbeiwert zu eins.



**Bild 2.4.5** Mohrscher Spannungskreis für Verbindungsmittel mit vollständiger Haftung

Am Mohrschen Spannungskreis (**Bild 2.4.5**) wird deutlich, daß extremale Schubspannungen an den Scheitelpunkten des Kreises auftreten, und daß sie den Betrag

$$\tau_{\max} = \frac{|\sigma_1 + \sigma_2|}{2} \quad (2.4.5)$$

haben. Bei einem frühzeitigen Querzugbruch rechtwinklig zur Holzfaserrichtung ist die Hauptspannung  $\sigma_1 = 0$ . Die zugehörige Normalspannung  $\sigma$  zur Schubspannung  $\tau_{\max}$  ist

$$\sigma = \frac{\sigma_2}{2} \quad (2.4.6)$$

und somit folgt

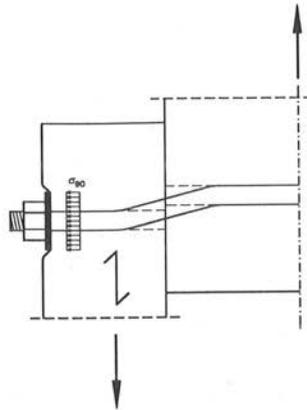
$$\mu = \frac{\tau_{\max}}{\sigma} = 1 \quad (2.4.7)$$

### 2.4.3 Endverankerung des Verbindungsmittels

Befindet sich an einem Ende bzw. an beiden Enden des Verbindungsmittels ein Kopf oder eine Mutter mit oder ohne Unterlegscheibe, so wirkt dies wie eine Endverankerung, die das Einziehen des verbogenen Verbindungsmittels im Traglastzustand behindert. Für die verschiedenen stiftförmigen Verbindungsmittel, insbesondere bei Nägeln, sind eine Vielzahl von Kopfausbildungen bekannt. Bei Bolzen oder Paßbolzen besteht die Endverankerung in der Regel aus Kopf oder Mutter mit einer Unterlegscheibe. **Bild 2.4.6** zeigt die Wirkungsweise der Endverankerung am Beispiel einer Paßbolzenverbindung.

Sie hängt jedoch stark von folgenden Einflüssen ab:

- Form und Fläche der Endverankerung
- Vorspanngrad des Verbindungsmittels
- Holzfeuchteunterschied bei der Herstellung der Verbindung und im Gebrauchszustand
- Druckfestigkeit rechtwinklig zur Faserrichtung
- Herstellungsgenauigkeit der Verbindung



**Bild 2.4.6:** Endverankerung

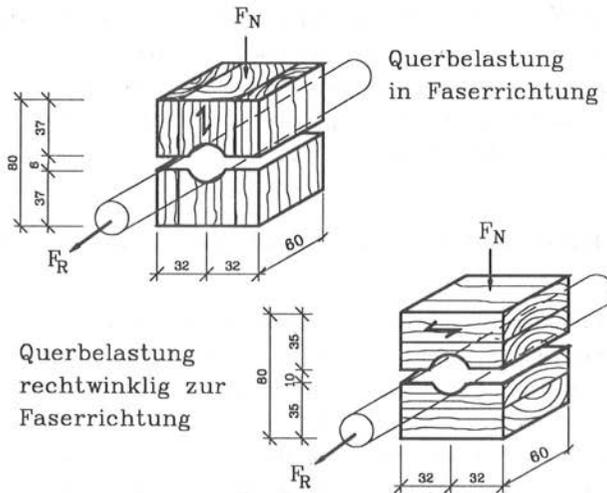
Es ist z.B. eine schwache Endverankerung vorhanden, wenn die Unterlegscheiben bei der Herstellung der Verbindung nur angelegt und halbtrockene Hölzer verwendet werden, die nachher austrocknen können. Da sich der Grad der Endverankerung nur schwer bestimmen läßt und sich dabei traglaststeigernd auf die Gesamttragfähigkeit einer Verbindung auswirkt, wird auf deren Berücksichtigung in einem Rechenmodell verzichtet.

#### 2.4.4 Experimentelle Bestimmung der Haftspannung unter Querbelastung

Um Eingangsdaten für die Berücksichtigung der Haftspannungen entlang dem Verbindungsmittel zu erhalten, wurden Ausziehversuche mit metrischen Gewindestangen unter Querbelastung durchgeführt. Diese Ausziehversuche unterscheiden sich im wesentlichen von den üblichen dadurch, daß eine definierte Querlast auf den Prüfkörper aufgebracht wird. Sie wird dabei so bemessen, daß sich die dadurch erzeugten Lochleibungsspannungen im Probekörper im Bereich des Traglastzustandes befinden, um Rückschlüsse auf die Tragfähigkeit von Verbindungen ziehen zu können.

#### 2.4.4.1 Probekörper und Versuchsanordnung

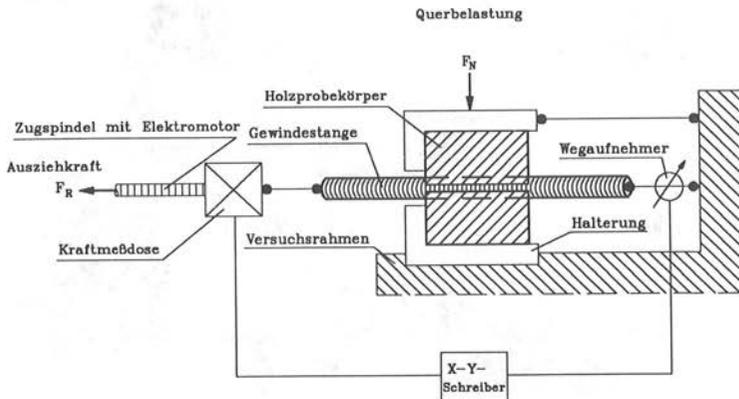
Bei diesen Ausziehversuchen wird eine Gewindestange mit konstanter Geschwindigkeit von 5 mm/min durch eine aufgesägte Holzprobe gezogen. Die Lagerung der Hölzer und die Durchführung der Versuche erfolgte im Prüflabor bei Normalklima DIN 50014 - 20/65-2. Vor dem Aufsägen der Probekörper in zwei Hälften wurden die Hölzer mit etwa dem Flankendurchmesser (d.h. bei Gewindestange M8 Bohrlochdurchmesser 7 mm, bei M16 Bohrlochdurchmesser 15 mm und bei M20 Bohrlochdurchmesser 18,5 mm) gebohrt und die Gewindestangen eingeschraubt. Die Breite des Sägeschnitts vor Aufbringen der Querlast betrug 6 bzw. 10 mm. Nach Aufbringen der Querlast betrug der Spalt zwischen den beiden Hälften im Mittel 2 mm. In **Bild 2.4.7** ist der für diese Untersuchung verwendete Probekörper für eine Querbelastung in Faserrichtung und der für eine Querbelastung rechtwinklig zur Faserrichtung dargestellt.



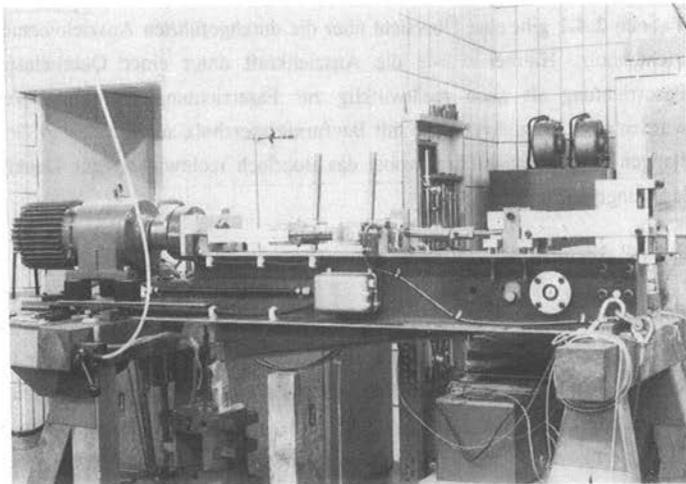
**Bild 2.4.7:** Probekörper zur Bestimmung der Haftspannungen unter Querbelastung

Die beiden Hälften der Holzproben wurden über einen Belastungshebel (Übersetzungsverhältnis 1:10) mittels unterschiedlichen Gewichten an die

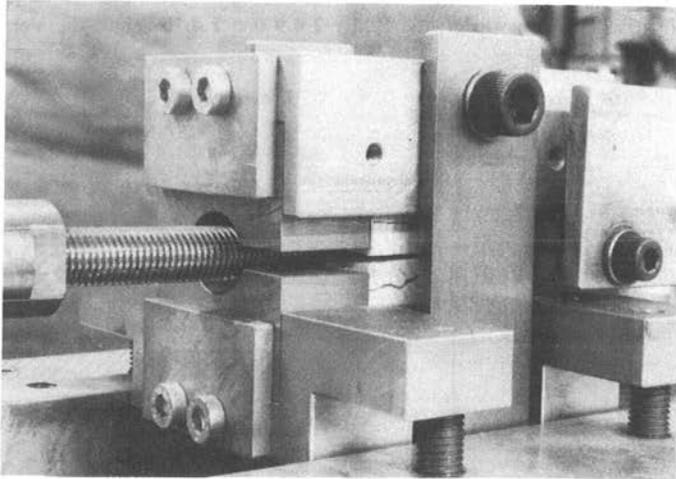
Gewindestangen gepreßt. Die Ausziehkraft und der Ausziehweg wurden durch elektrische Meßwertwandler in analoge elektrische Größen umgeformt und auf einem Zweikoordinatenschreiber aufgezeichnet. **Bild 2.4.8** gibt den Versuchsaufbau schematisch wieder, die **Bilder 2.4.9** und **2.4.10** zeigen die Versuchsvorrichtung.



**Bild 2.4.8:** Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus



**Bild 2.4.9:** Versuchsvorrichtung (Gesamtansicht)



**Bild 2.4.10:** Probekörper in der Versuchsvorrichtung

**Tabelle 2.4.1** gibt eine Übersicht über die durchgeführten Ausziehversuche mit Fichtenholz. Hierbei wurde die Ausziehkraft unter einer Querbelastung in Faserrichtung als auch rechtwinklig zur Faserrichtung bestimmt. Weiterhin wurden acht Ausziehversuche mit Baufurniersperrholz aus Buche und Gewindestangen M16 durchgeführt, wobei das Bohrloch rechtwinklig zur Deckfurnierlage eingebracht wurde.

#### 2.4.4.2 Versuchsmaterial

Für die Probekörper wurde Brettschichtholz aus Fichte verwendet, wobei die Gewindestange immer in eine Brettlamelle eingebracht wurde. Von der Lamelle wurde die Rohdichte, die Jahrringbreite und der Winkel zwischen Auszieh- und Tangentialrichtung der Jahrringe bestimmt. In **Tabelle 2.4.2** sind die Mittel- und Grenzwerte sowie die Standardabweichungen und die Variationskoeffizienten der 90 Proben zusammengestellt.

**Tabelle 2.4.1 :** Zusammenstellung der Ausziehversuche mit Fichtenholz

Gewindestange	Belastungsstufe		
	I	II	III
	Querbelastung in Faserrichtung		
M8	-	M8/P-1 bis 10 (10 kN)	M8/P-11 bis 20 (13 kN)
M16	M16/P-21 bis 30 (15 kN)	M16/P-31 bis 40 (20 kN)	M16/P-41 bis 50 (25kN)
M20	M20/P-55 bis 60 (18 kN)	M20/P-61 bis 70 (25 KN)	-
	Querbelastung rechtwinklig zur Faserrichtung		
M16	M16/S-72 bis 80 (5 kN)	M16/S-86 bis 90 (7,5 KN)	M16/S-82 bis 85 (10 kN)

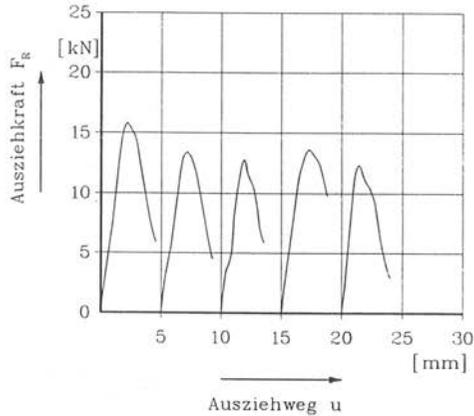
(Die Werte in den Klammern geben die Höhe der Querbelastung an)

**Tabelle 2.4.2 :** Materialeigenschaften des Fichtenholzes

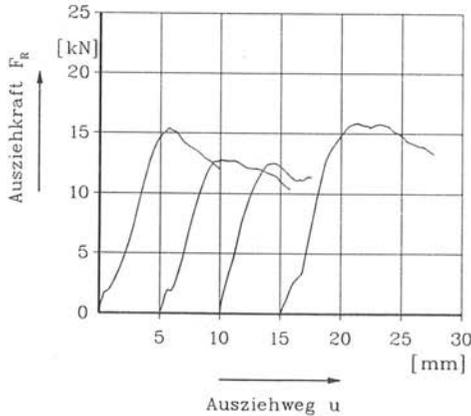
	Min.	Mittelwert	Max.	Standardabweichung
Rohdichte (kg/m <sup>3</sup> )	372	443	523	36
Jahrringbreite (mm)	1,4	2,9	6,0	1,0
Winkel zwischen Auszieh- u. Tangentialrichtung der Jahrringe	5°	37°	81°	20°

### 2.4.4.3 Ergebnisse der Versuche

In Bild 2.4.11 und Bild 2.4.12 sind exemplarisch Last-Verformungsdiagramme mit Gewindestangen M16 dargestellt.



**Bild 2.4.11:** Last-Verformungsdiagramme Versuche M16/P-36 bis 40  
(Querbelastung in Faserrichtung  $F_N = 20$  kN)



**Bild 2.4.12:** Last-Verformungsdiagramme Versuche M16/S-82 bis 85  
(Querbelastung rechtwinklig zur Faserrichtung  $F_N = 10$  kN)

Bei einer Querbelastung in Faserrichtung ist ein plötzlicher Abfall der Ausziehungskraft nach dem Erreichen der Höchstlast zu beobachten. Dagegen zeigt sich bei einer Querbelastung rechtwinklig zur Faserrichtung kein so deutliches Absinken der Kraft.

In **Tabelle 2.4.3** sind die Ergebnisse der einzelnen Versuchsreihen zusammengefaßt. Es sind die Mittelwerte und die Variationskoeffizienten der Rohdichte und der Haftfestigkeit angegeben. Die Haftfestigkeit wurde dabei aus folgender Beziehung ermittelt, wobei die Spaltbreite nach Aufbringen der Querlast von 2 mm berücksichtigt wurde. Die maximale Ausziehungskraft wird definiert als die Kraft, die vor oder bei Erreichen eines Ausziehweges von 5 mm gemessen wird.

$$\tau_h = \frac{\max F_R}{(d \cdot \pi - 4) \cdot l} \quad (2.4.8)$$

mit	$\tau_h$	Haftfestigkeit in N/mm <sup>2</sup>
	$\max F_R$	max. Ausziehungskraft in N
	d	Nenn- bzw. Außendurchmesser der Gewindestange in mm
	l	Länge des Probekörpers in mm

Die maximale Ausziehungskraft wurde unter einer Querbelastung in Faserrichtung im Mittel bei 2,9 mm Ausziehweg erreicht. Unter einer Querbelastung rechtwinklig zur Faserrichtung betrug der mittlere Ausziehweg bei Höchstlast 4,5 mm. **Bild 2.4.13** zeigt einen aufgeklappten Probekörper nach dem Versuch.

Die Untersuchungen mit Fichtenholz unter einer Querbelastung in Faserrichtung ergaben keine signifikante Abhängigkeit der Haftfestigkeit von der Rohdichte, von der Jahrringbreite und von dem Winkel zwischen Ausziehungskraft und der Tangentialrichtung der Jahrringe. Jedoch wurde mit steigendem Nenn Durchmesser der Gewindestangen eine Abnahme der Haftfestigkeit festgestellt. Eine nichtlineare Regression ergab als beste Anpassung folgende Gleichung:

$$\tau_h = 25,3 \cdot d^{-0,58} \quad (2.4.9)$$

**Tabelle 2.4.3:** Ergebnisse der Ausziehversuche unter Querbelastung mit Fichtenholz

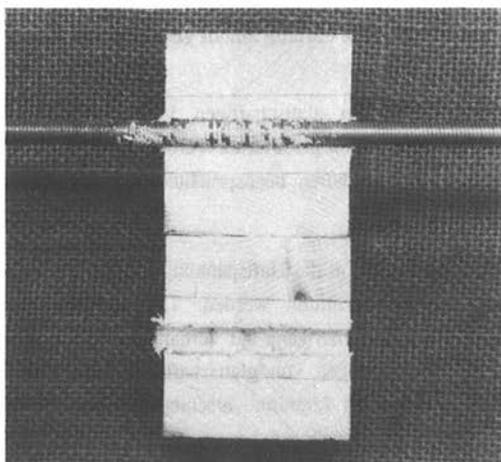
Gewindestange	Querlast	Mittelwert	Variations-	Mittelwert	Variations-
	$F_N$	Rohdichte	koeffizient	Haftfestigkeit	koeffizient
	(kN)	$\rho$	Rohdichte	$\tau_h$	Haftfestigkeit
		(kg/m <sup>3</sup> )	(%)	(N/mm <sup>2</sup> )	(%)
	Querbelastung in Faserrichtung				
M8	10	466	7,0	7,41	8,6
M8	13	448	9,1	7,83	9,0
M16	15	483	4,6	5,04	19,0
M16	20	465	8,2	4,96	7,3
M16	25	443	6,9	4,84	9,7
M20	18	417	6,7	4,76	10,7
M20	25	412	3,7	4,66	17,0
	Querbelastung rechtwinklig zur Faserrichtung				
M16	5	421	5,0	3,48	24,3
M16	7,5	415	4,8	4,15	6,9
M16	10	430	5,1	4,65	12,8

Diese Gleichung kann genügend genau ersetzt werden durch

$$\tau_h = 20,8 \cdot \frac{1}{\sqrt{d}} \quad s_R = 0,693 \quad (2.4.10)$$

Es bedeuten

- $\tau_h$  Haftfestigkeit rechtwinklig zur Faser unter Querbelastung in Faserrichtung in N/mm<sup>2</sup>
- $d$  Nenndurchmesser der Gewindestange in mm
- $s_R$  Standardabweichung des Residuums (Reststreuung)



**Bild 2.4.12** Fichte-Probekörper mit Gewindestange M8 nach dem Versuch (Querbelastung in Faserrichtung)

Unter einer Querbelastung rechtwinklig zur Faserrichtung zeigt sich bei der relativ geringen Anzahl von Versuchen eine Zunahme der Haftfestigkeit mit Zunahme der Querbelastung. Im Mittel wurde eine Haftfestigkeit von  $4,1 \text{ N/mm}^2$  bei Gewindestangen M16 in Fichtenholz bestimmt.

Die Ausziehversuche mit Baufurniersperrholz aus Buche und Gewindestangen M16 zeigten bei unterschiedlichen Querlasten und 5 mm Ausziehweg keinen Unterschied in der Höhe der Haftfestigkeit. Folgende Haftfestigkeiten bei 5 mm Ausziehweg wurden bei diesen Versuchen ermittelt:

$$\begin{aligned} \text{Haftfestigkeit} \quad \tau_h &= 10,5 \text{ N/mm}^2 \\ \text{Standardabweichung } s &= 1,07 \text{ N/mm}^2 \end{aligned}$$

Im Gegensatz zu den Versuchen mit Fichtenholz, bei denen nach Erreichen der maximalen Haftspannung das Holz ausgeraspelt wurde, konnte dies bei Baufurniersperrholz aus Buche nicht festgestellt werden. Vielmehr wurden die Furniere in einem Abstand zur Bohrlochwandung abgeknickt, wobei die Kraft bis zu einem Ausziehweg von etwa 10 mm anstieg. Ausziehwege von über 5 mm werden im Traglastzustand von auf Abscheren beanspruchten Verbindungsmitteln in der Regel nicht erreicht.

#### 2.4.5 Verankerungskräfte entlang einem glattschaftigen Verbindungsmittel

Die Verankerungskräfte von glattschaftigen Verbindungsmitteln in Holz sind wesentlich geringer als die von profilierten Verbindungsmitteln. Dadurch wird die Tragfähigkeit von auf Abscheren beanspruchten Verbindungen also nur gering beeinflusst.

Es ist daher ausreichend, wenn die Haftspannungen anhand von Ausziehversuchen ohne definierte Querlast ermittelt werden. Der versuchstechnische Aufwand reduziert sich erheblich und man kann auf vorhandene Versuchsergebnisse zurückgreifen. Über die Haftfestigkeit von glattschaftigen Nägeln in Holz und Holzwerkstoffen findet man in der Literatur verschiedene Angaben. Sie hängt von der Holzart, dem Verbindungsmitteldurchmesser, der Zeit zwischen Einbringen und Ausziehen, der Oberflächenbeschaffenheit des Bohrloches und des Verbindungsmittels und von der Holzfeuchte ab.

MEYER 1955 stellte für Nägel, die in vorgebohrte Löcher eingetrieben wurden, im Mittel folgende Haftfestigkeiten fest:

Nägel in lufttrockenem Fichtenholz	$\tau_h = 2,5 \text{ N/mm}^2$
Nägel in Furniersperrholz aus Buche	$\tau_h = 6,1 \text{ N/mm}^2$

EHLBECK 1976 ermittelte ebenfalls Haftspannungen in der Größenordnung von  $2,3 \text{ N/mm}^2$  für Nägel, die in nichtvorgebohrte Nagellöcher von normal-klimatisiertem Fichtenholz eingeschlagen wurden. Zusammenfassend kann die Haftfestigkeit  $\tau_h$  grob vereinfacht zu

$$\tau_h = 0,1 \cdot f_h \quad (2.4.11)$$

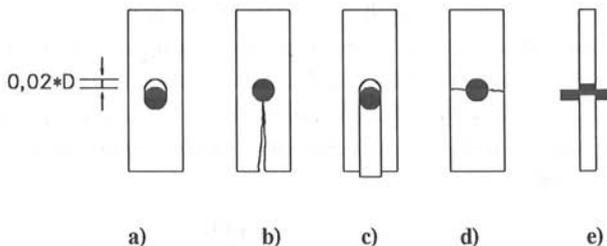
abgeschätzt werden. Der Gleitreibungsbeiwert wird, wie von RODD 1973 für glattschaftige Verbindungsmittel ermittelt, zu  $\mu = 0,34$  angenommen.

## 2.5 Spaltempfindlichkeit der Hölzer

### 2.5.1 Derzeitiger Kenntnisstand

Versuche mit Stabdübelverbindungen (EHLBECK, WERNER 1989) zeigten, daß die Hauptursache des Versagens der Prüfkörper ein Aufspalten der Seitenhölzer war. Diese Versagensart wird bisher bei der Bemessung von Verbindungen nur indirekt dadurch berücksichtigt, daß die Lochleibungsfestigkeit mit abnehmendem Abstand der Verbindungsmittel reduziert wird. FAHLBUSCH 1949 unterschied zwischen fünf möglichen Versagensarten der Hölzer, wenn runde, stiftförmige Verbindungsmittel rechtwinklig zu ihrer Achse belastet werden. Diese Versagensarten sind in **Bild 2.5.1** schematisch dargestellt sind.

- Lochleibungsversagen (plastische Verformung  $> 0,02 \cdot d$ )
- Spaltversagen längs zur Faser
- Ausscheren des Vorholzes
- Zugbruch im Nettoquerschnitt (nur bei Zugbeanspruchung)
- Abscheren des Verbindungsmittels

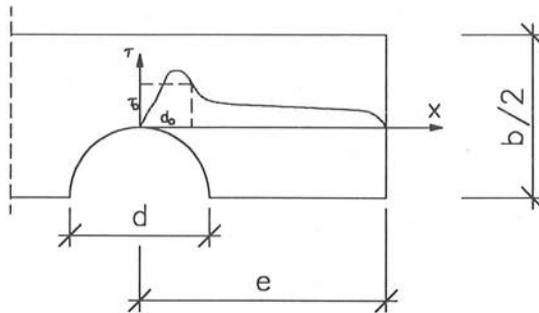


**Bild 2.5.1:** Versagensarten nach FAHLBUSCH 1949

Für das Spaltversagen ergab sich ein starkes Abfallen der kritischen Spaltkraft bei kleinen Endabständen.

WILSON, BYRON PIPES 1981 untersuchten das Scherversagen einer Verbindung mit orthotropem Material in Abhängigkeit von den geometrischen Abmessungen. Sie berechneten mit Hilfe der Methode der finiten Elemente (FEM) die Scherspannungen in einer angenommenen Scherfuge. Sie nahmen an, daß ein Versagen

der Verbindung dann eintritt, wenn die Spannung  $\tau_x$  in einer kritischen Entfernung  $x = d_0$  die Scherfestigkeit einer ungestörten Probe erreicht. Um die Spannung formell bestimmen zu können, wurde der Spannungsverlauf in der Umgebung des Loches durch eine Funktion dritten Grades angenähert. Die Abmessungen und der Spannungsverlauf sind in **Bild 2.5.2** dargestellt.



**Bild 2.5.2:** Spannungsverteilung in der Scherfuge  
(WILSON, BYRON PIPES 1981)

Bei Variation des Verhältnisses  $b/d$  stellten sie eine lineare Abhängigkeit der maximalen Scherspannung von  $b/d$  fest. Bei Variation des Verhältnisses  $e/d$  ergab sich eine nichtlineare Abhängigkeit, wobei sich ab einem Endabstand von  $e \geq 6d$  ein konstanter Wert  $\tau_{\max}$  einstellte. Beide Abhängigkeiten arbeiteten sie in die Spannungsfunktion ein und erhielten dadurch eine Funktion der Scherspannung in Abhängigkeit von  $b/d$  und  $e/d$ .

$$\frac{\tau_x}{\sigma_0} = \zeta \cdot \eta \cdot \left[ A \cdot \left( \frac{x_0}{x} \right) + B \cdot \left( \frac{x_0}{x} \right)^2 + C \cdot \left( \frac{x_0}{x} \right)^3 \right] \quad (2.5.1)$$

- mit:
- $\zeta$  Variable, die das Verhältnis  $b/d$  beschreibt
  - $\eta$  Variable, die das Verhältnis  $e/d$  beschreibt
  - $\sigma_0$  Bezugsspannung
  - $x_0$  Bezugslänge
  - A, B, C Faktoren, die den Spannungsverlauf charakterisieren

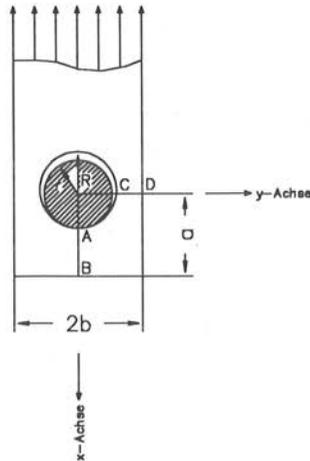
Aufgrund dieser Untersuchungen kamen die Autoren zu folgenden Schlußfolgerungen:

- Das Bruchkriterium der höchsten Spannung in einem bestimmten Punkt kann dann angewendet werden, wenn die Scherspannungsverteilung entlang der Scherfuge bekannt ist.
- Die Spannungsberechnung im ebenen Zustand mit Hilfe der FEM bringt eine hinreichende Genauigkeit.
- Das Bruchmodell kann die Effekte der Geometrie ( $b/d$ ,  $e/d$ ) auf die Festigkeit einbeziehen und ein Scherversagen ohne eine Abhängigkeit von empirischen Werten für unterschiedliche  $b/d$  und  $e/d$  Verhältnisse voraussagen.

WILKINSON, ROWLANDS 1981 berechneten mit Hilfe der FEM die Spannungen in Fichtenholz (sitka spruce) in der Umgebung einer durch ein Verbindungsmittel belasteten Bohrlochwandung. Zusätzlich untersuchten sie die Abhängigkeiten der Spannungen vom Endabstand, vom Randabstand, vom Verhältnis des Verbindungsmitteldurchmessers zum Bohrlochdurchmesser, von der Reibung zwischen Verbindungsmittel und Holz bei Variation verschiedener Materialeigenschaften des Holzes. In **Bild 2.5.3** ist schematisch der von ihnen untersuchte Probekörper dargestellt.

Im Folgenden sind kurz die Ergebnisse der Berechnungen beschrieben.

- Die Reibung des stiftförmigen Verbindungsmittels an der Bohrlochwandung sollte bei einer numerischen Analyse berücksichtigt werden. Das Vorhandensein der Reibung reduziert die Tangentialspannung und erhöht die Radialspannung im Punkt A (siehe **Bild 2.5.3**) unter dem Verbindungsmittel.
- Der Abstand zum unbeanspruchten Rand hat einen Einfluß auf die Tangentialspannung im Punkt C (siehe **Bild 2.5.3**), der sich aber nur bei kleinen Abständen bemerkbar macht.
- Der Abstand eines Verbindungsmittels vom Hirnholzende hat auf die Tragfähigkeit einer Verbindung einen großen Einfluß. Bei einem kleinen Abstand  $a$  verlagern sich die maximalen Radialspannungen weiter von der Symmetrieachse weg, so daß eine größere Spaltbeanspruchung auftritt. Auch die maximale Scherspannung wird mit kleiner werdendem Abstand  $a$  größer.



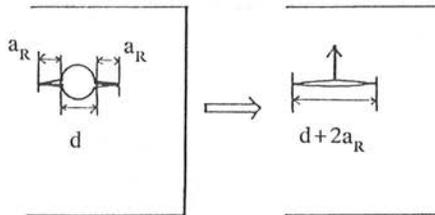
**Bild 2.5.3:** Probekörper (WILKINSON, ROWLANDS 1981)

RAHMAN u. a. 1991 führten Spannungs- und Bruchanalysen von Verbindungen mit zwei Bolzen in Douglasien- und Fichtenholz durch. Es wurden Finite-Elemente-Berechnungen durchgeführt und Bruchkriterien angewandt, um den Einfluß des Abstandes untereinander und von den Rändern zu erfassen. Auch wurde das Verhältnisse von Bohrloch- zu Bolzendurchmesser auf die Lastverteilung in den Hölzern untersucht. Die Ergebnisse können wie folgt zusammengefaßt werden:

- Die Radialspannungen um die Bolzenlöcher steigen nicht linear mit der aufgebrachtten Belastung, da die Kontaktfläche auch anwächst.
- Bei Verringerung des Hirnholzabstandes ist der Anteil der Last des hirnholz-nahen Bolzens geringer.
- Bei kleinen Hirnholzabständen steigen die Querspannungen erheblich.
- Die Spannungen um die Bohrlöcher werden bei einem Abstand der Bolzen untereinander zwischen  $4d$  und  $6d$  kaum voneinander beeinflusst.

Konventionelle Bemessungsmethoden berücksichtigen nicht die Spannungsspitzen, die bei der Belastung von gelochten Bauteilen oder Ausklinkungen auftreten. Nach SOBUE, KOMATSU 1989 kann die linear-elastische Bruchmechanik einen Beitrag zur Lösung des Spaltproblems leisten. Die Autoren versuchten, das charakteristische

Rißlängenkonzept auf das Spaltversagen von Bolzenverbindungen mit Furnierschichtholz anzuwenden. Im Werkstoff Holz sind Mikrorisse vorhanden, die eine charakteristische Rißlänge nicht überschreiten dürfen. Für eine Berechnung der kritischen Spaltkraft mit Hilfe des Spannungsintensitätsfaktors wurde der in **Bild 2.5.4** dargestellte Riß mit der Länge  $(d + 2a_R)$  eingepreßt. Die charakteristische Rißlänge  $a_R$  des verwendeten Furnierschichtholzes ermittelten sie zu 8,9 mm. Die kritische Spannung im Holz ist jedoch abhängig vom Abstand des Verbindungsmittels vom Hirnholzende und von den Rändern. Die wesentliche Ursache des Aufspaltens von Verbindungen ist wegen der örtlich hohen Spannungskonzentration der Mode I (siehe Abschnitt 2.5.3).



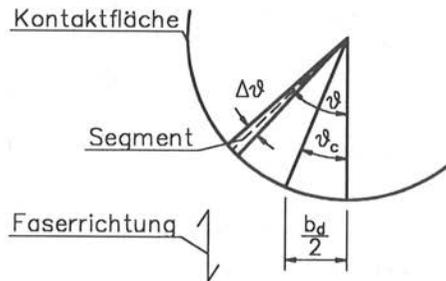
**Bild 2.5.4:** Annahme eines Risses bei Bolzenverbindungen  
(SOBUE, KOMATSU 1989)

Um die tatsächliche Spaltkraft von in Faserrichtung beanspruchten Verbindungen zu ermitteln, könnte die von RODD 1973 entwickelte Verdrängungstheorie angewandt werden. Im folgenden Abschnitt wird versucht, mit Hilfe dieser Verdrängungstheorie die rechtwinklig zur Faserrichtung wirkende Spaltkraft einer in Faserrichtung beanspruchten Verbindung abzuschätzen.

## 2.5.2 Spaltbeanspruchung von in Faserrichtung beanspruchten Verbindungen mit runden stiftförmigen Verbindungsmitteln

### 2.5.2.1 Allgemeines

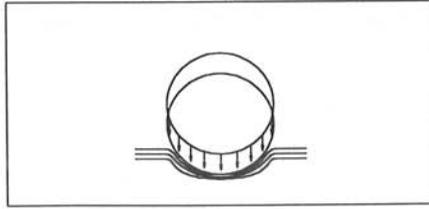
Durch das Verschieben eines runden stiftförmigen Verbindungsmittels in Faserrichtung wird Holz rechtwinklig zur Faser verdrängt (**Bild 2.1.16**). Die gesuchte Spaltbeanspruchung ist die Kraft, die benötigt wird, um einen Teil des Holzes rechtwinklig zur Faser zu verdrängen. Sie berechnet sich als Summe der Einzelkräfte über die Länge der Kontaktfläche zwischen Verbindungsmittel und Holz, die auf Grund der unterschiedlichen Eindrückungen rechtwinklig zur Faserrichtung wirken. Zur Berechnung dieser Summe wird die Kontaktfläche in Segmente unterteilt und für jedes Segment eine mittlere Verschiebung rechtwinklig zur Faserrichtung berechnet.



**Bild 2.5.5:** Unterteilung der Kontaktfläche in Segmente

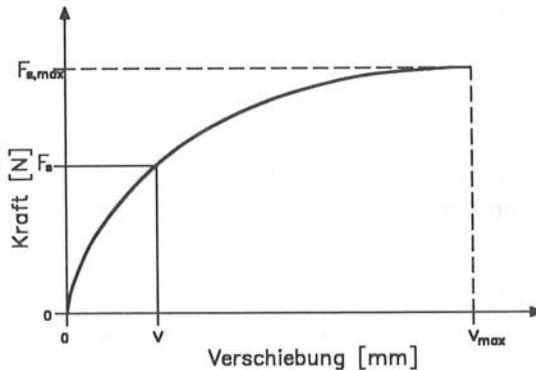
Weiterhin kann bei Verbindungen geringer Schlankheit ( $\lambda \approx 2$ ) von einer gleichmäßigen Verschiebung des Verbindungsmittels in Dickenrichtung ausgegangen werden. Ermittelt man für eine bestimmte Verschiebung die zugehörige Spannung aus einem Last-Verformungsdiagramm und multipliziert diese mit der Segmentfläche, so erhält man die Kraft die benötigt wird, um das Holz um diesen Weg zu verdrängen. Die Last-Verformungsdiagramme für verschiedene Holzarten und Verbindungsmitteldurchmesser erhält man näherungsweise aus Lochleibungsversuchen unter einer Beanspruchung rechtwinklig zur Faserrichtung (siehe **Bild 2.5.6**).

Durch Addition aller Kräfte der Segmente ergibt sich schließlich die gesamte Spaltbeanspruchung für die Verschiebung  $v$ .



**Bild 2.5.6:** Verschiebung der Fasern bei Beanspruchung rechtwinklig zur Faserrichtung

Verschiebt man das Verbindungsmittel schrittweise in Faserrichtung so kann man in einem Diagramm die Abhängigkeit der Spaltbeanspruchung von der Verschiebung  $v$  darstellen. **Bild 2.5.7** zeigt ein solches Diagramm. Ab einer Verschiebung  $v_{\max}$  wird die Zunahme an seitlich verdrängtem Holz aus geometrischen Gründen gleich null, so daß die Spaltkraft sich einem Grenzwert nähert.



**Bild 2.5.7:** Spaltbeanspruchung in Abhängigkeit von der Verschiebung des Verbindungsmittels in Faserrichtung

### 2.5.2.2 Programm zur Berechnung der Spaltbeanspruchung

Zur Berechnung der Spaltbeanspruchung von in Faserrichtung beanspruchten Verbindungen mit dünnen Hölzern wurde ein FORTRAN-Programm (Anhang A) entwickelt. Mit Hilfe der Funktion der Last-Verformungskurve des Holzes unter der Belastung rechtwinklig zur Faserrichtung, mit dem Verbindungsmitteldurchmesser, der Breite des vertikal zerdrückten Holzes und der Holzdicke kann die Spaltkraft berechnet werden, welche ein in Faserrichtung beanspruchtes Verbindungsmittel erzeugt. Folgende Variable werden dazu benötigt:

Geometrische Größen:

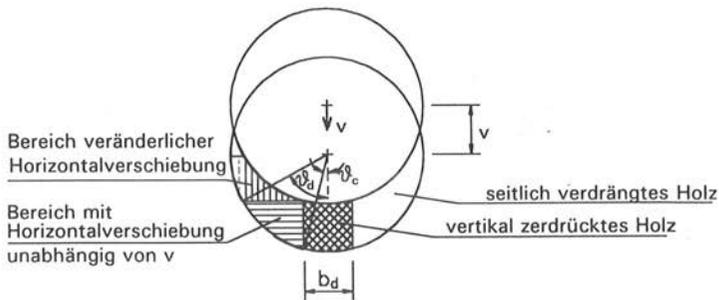
$\vartheta$	Winkel zwischen Faserrichtung und Segmentmittelachse
$\Delta\vartheta$	Öffnungswinkel des Segments
$\vartheta_c, \vartheta_d$	Grenzwinkel (siehe <b>Bild 2.5.8</b> )
$v$	Gesamtverschiebung in Faserrichtung
$\Delta v$	Verschiebungsänderung
$v_{\max}$	maximale Verschiebung
$\Delta h$	Horizontalverschiebung an einem Segment infolge $v$
$b_d$	Breite des vertikal zerstörten Holzes
$d$	Verbindungsmitteldurchmesser
$t$	Holzdicke

Kräfte und Spannungen:

$\sigma_s$	mittlere Horizontalspannung am Segment
$F_{s, \text{seg}, i}$	Spaltbeanspruchung am $i$ -ten Segment
$F_s$	gesamte Spaltbeanspruchung infolge $v$
$F_{s, \max}$	Spaltbeanspruchung bei $v_{\max}$

Die Werte  $K_1, K_2, K_3$  (siehe Abschnitt 2.1.3.8) dienen zur Beschreibung der Last-Verformungskurven, die aus Lochleibungsversuchen unter einer Beanspruchung rechtwinklig zur Faserrichtung ermittelt wurden.

Zwischen  $\vartheta_c$  und  $\pi/2$  müssen zwei Bereiche unterschieden werden, die in **Bild 2.5.8** dargestellt sind.



**Bild 2.5.8:** Schematische Darstellung der Verdrängung des Holzes

Zwischen  $\vartheta_c$  und  $\vartheta_d$  ist die seitliche Verschiebung unabhängig von der Verschiebung  $v$ , sie berechnet sich zu:

$$\Delta h = 0,5 \cdot (d \cdot \sin \vartheta - b_d) \quad (2.5.2)$$

zwischen  $\vartheta_d$  und  $\pi/2$  berechnet sich  $\Delta h$  zu

$$\Delta h = 0,5 \cdot d \cdot \sin \vartheta - \sqrt{(0,5 \cdot d)^2 - (0,5 \cdot d \cdot \cos \vartheta + v)^2} \quad (2.5.3)$$

Die Winkel  $\vartheta_c$  und  $\vartheta_d$  sind

$$\vartheta_c = \arcsin \left( \frac{b_d}{d} \right) \quad (2.5.4)$$

$$\vartheta_d = \arccos \left( \cos \vartheta_c - \frac{v}{0,5 \cdot d} \right) \quad (2.5.5)$$

Die Spannung infolge  $\Delta h$  ist:

$$\sigma_s = (K_2 + K_3 \cdot \Delta h) \cdot \left( 1 - e^{-\frac{K_1 \cdot \Delta h}{K_2}} \right) \quad (2.5.6)$$

Unter Berücksichtigung der Geometrie (**Bild 2.5.9**) ergibt sich die Spaltbeanspruchung am  $i$ -ten Segment zu:

$$F_{s,seg,i} = \sigma_s \cdot t \cdot \sin \vartheta \cdot 0,5 \cdot d \cdot \Delta \vartheta \quad (2.5.7)$$

Die gesamte Spaltbeanspruchung für eine Verschiebung  $v$  ist die Summe aller  $F_{s,seg,i}$  zwischen  $\vartheta_c$  und  $\pi/2$ :

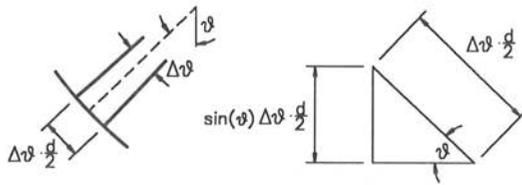


Bild 2.5.9: Geometrie am Segment

$$F_s = \Sigma F_{s,seg,i} \quad (2.5.8)$$

Mit dem beschriebenen Programm zur Berechnung der Spaltbeanspruchung wurden die Lochleibungsversuche unter einer Beanspruchung in Faserrichtung (Anzahl der Versuche  $n = 431$ ), die unter ähnlichen Bedingungen durchgeführt wurden, ausgewertet.

**Tabelle 2.5.1:** Zusammenstellung der errechneten Spaltkräfte aus den Lochleibungsversuchen mit verschiedenen Nadelhölzern  
*Beanspruchung in Faserrichtung Löcher vorgebohrt  
 runde glattschaftige Verbindungsmittel*

Holzart	Anzahl der Versuche	Durchmesser d (mm)	Höchstlast in Faserrichtung $F_{max}$		Spaltkraft $F_s$		Verhältnis $F_{max}/F_s$	
			Mittelw. (kN)	Var.-Koeff. (%)	Mittelw. (kN)	Var.-Koeff. (%)	Mittelw. (%)	Var.-Koeff. (%)
Fichte	20	8	3,95	16,3	0,63	10,2	6,3	13,9
	40	12	8,84	11,9	1,43	12,1	6,3	14,6
	20	16	12,5	13,3	2,45	7,40	5,1	9,7
	40	20	23,1	11,7	3,46	14,4	6,8	22,1
Kiefer	20	8	4,78	7,88	0,62	14,0	7,8	10,6
	40	12	10,9	13,5	1,50	17,9	7,4	15,6
	20	16	17,0	23,3	2,32	16,8	7,7	29,4
	40	20	24,9	18,6	3,71	14,8	6,9	21,7
Canadian Spruce-pine-fir	20	12	9,20	17,8	1,48	17,0	6,3	14,9
	20	20	22,5	11,7	3,63	14,2	6,3	14,8

Dabei wurde die Verformung beim Versagen durch Aufspalten und die Näherungsfunktionen der Last-Verformungskurven unter einer Beanspruchung rechtwinklig zur Faserrichtung eingesetzt. Die Ergebnisse sind in **Tabelle 2.5.1** und **2.5.2** zusammengestellt.

**Tabelle 2.5.2:** Zusammenstellung der errechneten Spaltkräfte aus den Lochleibungsversuchen mit verschiedenen Laubhölzern  
*Beanspruchung in Faserrichtung Löcher vorgebohrt runde glattschaftige Verbindungsmittel*

Holzart	Anzahl der Versuche	Durchmesser d (mm)	Höchstlast in Faserrichtung $F_{\max}$		Spaltkraft $F_s$		Verhältnis $F_{\max}/F_s$	
			Mittelw.	Var.-Koeff. (%)	Mittelw. (kN)	Var.-Koeff. (%)	Mittelw.	Var.-Koeff. (%)
			(kN)	(%)	(kN)	(%)	(%)	(%)
Buche	5	8	8,74	9,64	1,81	6,79	4,8	8,83
	5	12	15,1	21,4	3,95	21,2	3,8	7,49
	5	16	34,3	8,07	8,42	8,75	4,1	7,41
	5	24	59,1	9,53	16,3	1,96	3,6	7,81
Eiche	5	8	7,87	2,71	1,88	2,30	4,2	2,40
Teak	5	8	5,97	1,83	1,59	3,58	3,8	4,34
Merbau	5	8	11,2	3,47	1,54	18,6	7,5	19,5
	5	16	31,2	7,25	4,88	27,8	7,1	47,6
	3	30	92,2	4,73	21,5	20,5	4,4	20,4
Afzelia	5	8	9,73	10,8	1,68	5,03	5,8	13,3
	5	16	27,3	2,32	5,89	15,9	4,7	17,7
	4	30	92,4	5,17	17,4	13,1	5,4	11,6
Bongossi	5	8	14,6	3,86	2,57	4,16	5,7	2,35
	5	16	44,1	4,79	11,1	6,23	4,0	3,82
	4	30	140	7,43	33,4	4,42	4,2	11,8

Nach diesen Berechnungen beträgt die Spaltkraft bei Fichtenholz etwa  $1/6$  der Tragfähigkeit in Faserrichtung. Bei den Laubhölzern ist dieser Wert wegen der günstigeren Eigenschaften rechtwinklig zur Faserrichtung in der Regel größer. Da eine experimentelle Bestimmung dieser Spaltkraft sehr schwierig ist, wurden zur Überprüfung dieser Verdrängungstheorie Finite-Elemente (FE) - Berechnungen durchgeführt.

### **2.5.3 Querzug- und Schubspannungsverteilung bei unterschiedlichen Verbindungsmittelabständen**

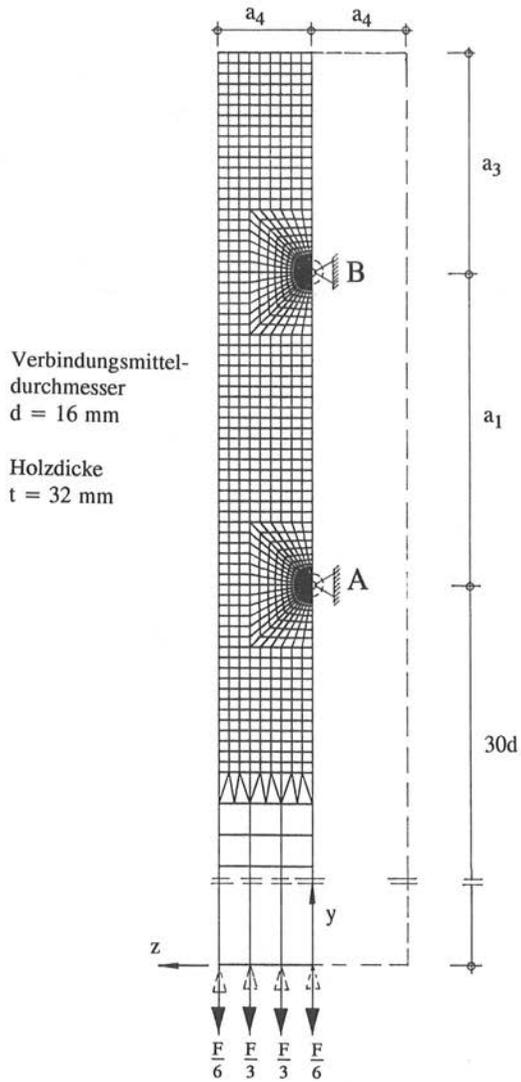
#### *2.5.3.1 Eingabedaten für eine FE-Berechnung*

Um zu bestätigen, daß die Verdrängungstheorie zur Berechnung der Spaltbeanspruchung sinnvolle Ergebnisse liefert, wurden Berechnungen mit einem Finite-Elemente-(FE) Programm durchgeführt. Mit diesen Berechnungen können auch Aussagen über die Querzug- und Schubspannungsverteilung bei unterschiedlichen Verbindungsmittelabständen in der Umgebung des Verbindungsmittels gemacht werden. In **Bild 2.5.10** ist der untersuchte Probekörper dargestellt. Das zweidimensionale System mit einer konstanten Dicke von  $2d$  wurde unter Beachtung der Symmetrieeigenschaften in Längsrichtung belastet. Die beiden runden Verbindungsmittel mit einem Durchmesser von 16 mm wurden in den Mittelpunkten festgehalten, so daß ein Lochleibungsversuch nachgebildet wurde.

Folgende Eingabedaten wurden für die Berechnung mit dem FE-Programm ADINA (Automatic Dynamic Incremental Nonlinear Analysis), welches auf dem Vektorrechner VP 400-EX des Karlsruher Rechenzentrums installiert ist, gewählt:

#### *Elementeinteilung*

Mit Hilfe des Präprozessors ADINA-IN wurde das zweidimensionale FE-Netz generiert. Dabei wurden die Knoten- und Elementnumerierungen so gewählt, daß bei Veränderung der Abstände  $a_1$  und  $a_3$  auf ein Grundsystem aufgebaut werden konnte. Bei Berechnungen mit FE-Programmen wird bei entsprechend feiner Unterteilung die exakte Lösung angenähert. Daher wurde die Seitenlänge der trapezförmigen Elemente direkt an den Verbindungsmitteln bis auf  $0,07d$  verkleinert.



**Bild 2.5.10:** Statisches System mit Elementeinteilung und Belastung

### Lasteinleitung

Um eine gleichförmige Belastung zu erhalten, wurden Einzellasten auf die vier Knotenpunkte bei  $y = 0$  entsprechend ihrem Flächenanteil in großer Entfernung von den Verbindungsmitteln aufgebracht. Das System wurde mit der Kraft

$$F = f_{h,0} \cdot d \cdot t = 13,3 \text{ kN}$$

$$\text{mit } d = 16 \text{ mm} \quad t = 32 \text{ mm} \quad f_{h,0} = 26 \text{ N/mm}^2$$

belastet. Diese Belastung entspricht in etwa der Höchstlast  $F_{\max}$  (siehe Tabelle 2.5.1), die aus Lochleibungsversuchen mit Nadelholz ermittelt wurde.

### Materialkennwerte

Für das stiftförmige Verbindungsmittel aus Stahl wurde ein elastisch-plastisches Materialmodell mit den üblichen Elastizitätskonstanten und einer Fließgrenze von  $450 \text{ N/mm}^2$  angenommen.

Für das Holz wurde ein orthotrop linear elastisches Werkstoffgesetz, welches von ADINA zur Verfügung gestellt wird, gewählt. Die von NEUHAUS 1981 ermittelten Werte für Fichtenholz mit einer mittleren Darr-Rohdichte von  $420 \text{ kg/m}^3$  und einer Holzfeuchte von 12% wurden als Anhaltspunkte für die gewählten Materialkennwerte genommen:

$$\begin{aligned} E_L = E_{||} &= 12000 \text{ N/mm}^2 \\ E_R = E_T = E_{\perp} &= 500 \text{ N/mm}^2 \\ G_{LR} = G_{LT} = G &= 600 \text{ N/mm}^2 \\ \nu_{LR} &= 0,055 \\ \nu_{LT} &= 0,035 \\ \nu_{RT} = \nu_{TR} &= 0,600 \end{aligned}$$

Bei der Berechnung mit dem linear-elastischen Werkstoffgesetz treten unter den Verbindungsmitteln sehr hohe Längsdruckspannungen auf, die wegen des elastisch-plastischen Verhaltens von Holz durch das Plastizieren abgebaut werden. Um das nichtlineare Tragverhalten unter Druckbeanspruchung in Faserrichtung zu simulieren, wurde iterativ den Elementen der E-Modul zugewiesen, welcher sich auf Grund der Dehnung der Elemente aus einer angenommenen Arbeitslinie unter Druckbelastung in Faserrichtung ergibt. Als Arbeitslinie wurde eine bi-lineare Funktion mit folgenden Parametern angesetzt:

Anfang-Elastizitätsmodul  $E| | = 12000 \text{ N/mm}^2$  bis zu einer  
 Druckspannung von  $40 \text{ N/mm}^2$   
 Elastizitätsmodul im plastischen Bereich  $E| | = 100 \text{ N/mm}^2$ .

Dadurch gleichen sich auch die Auflagerkräfte der beiden Verbindungsmittel an. Betrachtet man z.B. die Auflagerkräfte des zugbelasteten Systems mit  $a_3 = 4d$  und  $a_1 = 7d$ , so wird die aufgebrachte Last zwischen Verbindungsmittel A und B bei einer linearen Berechnung im Verhältnis 0,66 zu 0,34 und bei einer nichtlinearen Berechnung im Verhältnis 0,54 zu 0,46 verteilt.

Zwischen Verbindungsmittel und Holz wurde eine zweigeteilte dünne Schicht eingebaut, die den Kontakt zwischen den beiden Materialien herstellt. Diese Schicht kann nur Druckkräfte an der Kontaktfläche, aber keine Zugkräfte übertragen.

### 2.5.3.2 Ergebnisse der FE-Berechnung

Um die Spaltbeanspruchung des Holzes in der Rißlinie der Verbindungsmittel zu erhalten, wurden die quersuzerzeugenden Kräfte in der Symmetrieachse addiert. Dabei wurde im Mittel eine Spaltkraft  $F_s$  pro Verbindungsmittel von 2,66 kN errechnet. Dieser Wert unterscheidet sich nur geringfügig von den in Tabelle 2.5.1 angegebenen Spaltkräften. Somit kann davon ausgegangen werden, daß die Verdrängungstheorie geeignet ist, die Spaltbeanspruchung einer Verbindung unter einer Beanspruchung in Faserrichtung abzuschätzen. Später wird auch gezeigt, daß sich mit Hilfe der errechneten Spaltkraft bekannte bruchmechanische Kennwerte berechnen lassen.

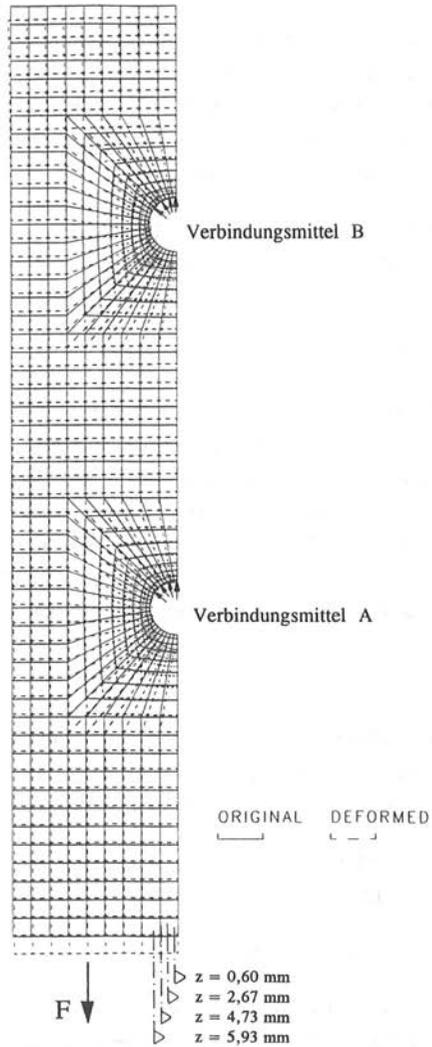
Um den Einfluß des Verbindungsmittelabstandes  $a_3$  vom Hirnholzende bei Zug- und Druckbeanspruchung auf die Quersug- und Schubspannungsverteilung zu untersuchen, wurde dieser Abstand wie folgt variiert:

Zugbeanspruchung	$a_{3,t} = 4d, 6d, 7d, 10d$ und $20d$
Druckbeanspruchung	$a_{3,c} = 3d, 5d$ und $7d$

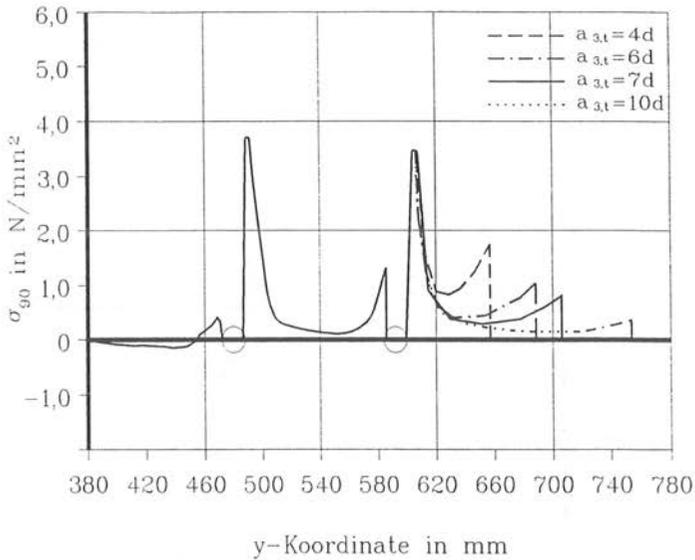
Dabei wurde folgendes konstant angenommen:  $a_1 = 7d$        $a_4 = 3d$

**Bild 2.5.11** zeigt exemplarisch den unverformten und den verformten Anschlußbereich für  $a_{3,t} = 4d$ . Für die in diesem Bild eingezeichneten Schnitte wurden die Quersug- und Schubspannungen ausgewertet. Maßgebend ist dabei der Schnitt  $z = 0,60 \text{ mm}$  (max. Quersugspannungen) und der Schnitt  $z = 4,73 \text{ mm}$  (max. Schub-

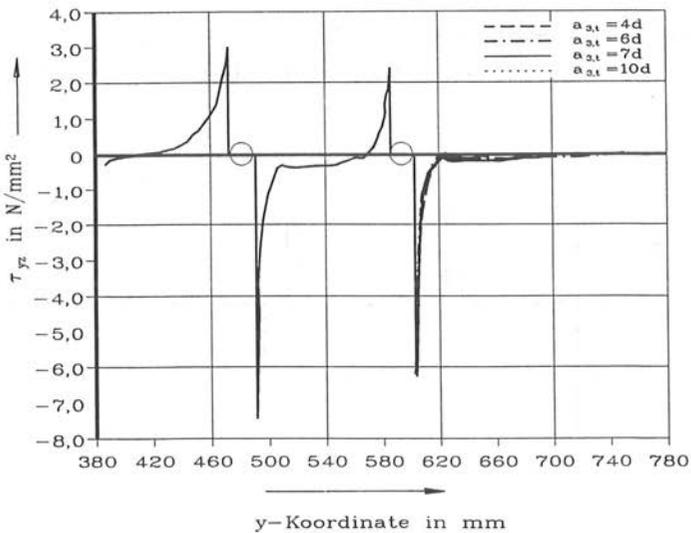
spannungen). In **Bild 2.5.12 - 2.5.15** sind Quer- und Schubspannungsverteilungen in verschiedenen Schnitten dargestellt.



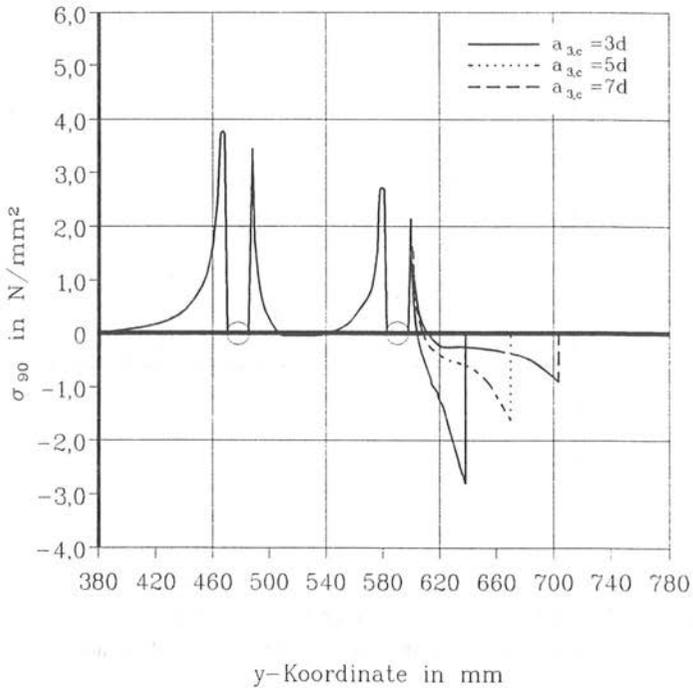
**Bild 2.5.11:** Unverformter und verformter Anschlußbereich mit den untersuchten Schnitten



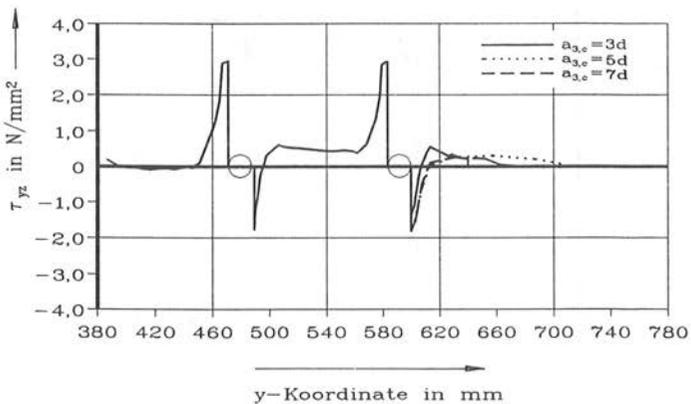
**Bild 2.5.12:** Querspannungsverteilung im Schnitt  $z = 0,60$  mm für unterschiedliche Abstände  $a_{3,t}$  (belastetes Hirnholzende)



**Bild 2.5.13:** Schubspannungsverteilung im Schnitt  $z = 4,73$  mm für unterschiedliche Abstände  $a_{3,t}$  (belastetes Hirnholzende)



**Bild 2.5.14:** Querspannungsverteilung im Schnitt  $z=0,60$  mm für unterschiedliche Abstände  $a_{3,c}$  (unbelastetes Hirnholzende)



**Bild 2.5.15:** Schubspannungsverteilung im Schnitt  $z = 4,73$  mm für unterschiedliche Abstände  $a_{3,c}$  (unbelastetes Hirnholzende)

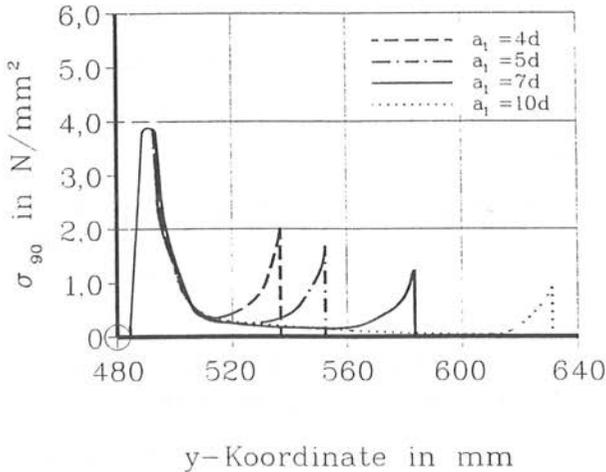
Aus den Bildern 2.5.12 bis 2.5.15 kann man folgendes erkennen:

- Bei einem Hirnholzabstand  $a_{3,t} \leq 7d$  steigen die Querkzugspannungen am beanspruchten Hirnholzende merklich an.
- Bei einem Hirnholzabstand  $a_{3,t} < 5d$  kann davon ausgegangen werden, daß auf Grund des Zusammenwirkens von Längs-, Quer- und Schubspannungen (EHLBECK, HEMMER 1986) das Vorholz bei dieser Belastung vollständig aufspaltet.
- Die Spannungsspitzen am Bohrlochrand können nicht aufgenommen werden. Sie werden durch Plastizieren und durch Entstehen eines Anrisses abgebaut.
- Große Schubspannungen wirken nur lokal am Bohrlochrand, so daß, wie auch Versuche zeigen, die Versuchskörper in der Regel durch Aufspalten versagen.
- Bei einem Abstand  $a_{3,c} = 3d$  ergeben sich größere Querdruckspannungen am unbeanspruchten Hirnholzende (siehe **Bild 2.5.14**).

Die FE-Berechnungen untermauern die Festlegungen in EUROCODE 5-Entwurf, worin die Mindestabstände  $a_{3,t} = 7d$  und  $a_{3,c} = 3d$  für vorgebohrte stiftförmige Verbindungsmittel bei einer Beanspruchung in Faserrichtung angegeben sind. In den folgenden Betrachtungen werden, wenn nicht anderes angegeben ist, stets diese Abstände vorausgesetzt.

**Bild 2.5.16** zeigt den Einfluß des Verbindungsmittelabstandes  $a_1$  auf die Querspannungsverteilung. Man erkennt, daß sich die beiden Verbindungsmittel bei  $a_1 = 10d$  gegenseitig nur gering beeinflussen. Bei Verbindungsmittelabständen  $a_1 < 7d$  ist auf Grund der größeren Spaltgefahr mit geringeren Tragfähigkeiten der Verbindung zu rechnen.

Bei Untersuchungen an Stabdübelverbindungen (EHLBECK, WERNER 1989) mit Nadelholz wurden für  $a_1 = 5d$  eine um 15% kleinere Lochleibungsfestigkeit aus den Versuchen errechnet, als z.B. im EUROCODE 5 für  $a_1 = 7d$  angegeben ist. Kleinere Abstände als  $5d$  untereinander sind daher unbedingt zu vermeiden.



**Bild 2.5.16:** Querspannungsverteilung im Schnitt  $z=0,60$  mm für unterschiedliche Abstände  $a_1$  untereinander ( $a_{3,t} = 7d$ )

## 2.5.4 Anwendung der Bruchmechanik auf das Spaltversagen von Verbindungen unter Beanspruchung in Faserrichtung

### 2.5.4.1 Grundlagen der linear-elastischen Bruchmechanik

Unter bestimmten Voraussetzungen bietet die Bruchmechanik neue Möglichkeiten zur Abschätzung der aufnehmbaren Last bei Singularitätspunkten. Dazu werden bruchmechanische Werkstoffkennwerte benötigt. Diese Kennwerte sind ein Maß für die Spannungsintensität in direkter Umgebung des Singularitätspunktes und hängen von der Belastung, der Geometrie des Bauteils und des Risses sowie von der Holzart ab. Sie sind nahezu unabhängig vom genauen Verlauf der Spannungen direkt an der Rißspitze.

Die Anwendbarkeit der Bruchmechanik auf den Baustoff Holz wird schon seit mehr als 15 Jahren untersucht. Die meisten Arbeiten auf diesem Gebiet befassen sich mit der Bestimmung von bruchmechanischen Kennwerten für den Baustoff Holz. Erste Bemessungsvorschläge auf der Grundlage der Bruchmechanik für ausgeklinkte Träger wurden von LARSEN, GUSTAFSSON 1989 erarbeitet. Auch PETERSSON 1992 gibt Bemessungskriterien für querzugbeanspruchte Bauteile an. Bei der Kraft-

einleitung über Verbindungsmittel wirken ebenfalls lokal Querzug- und Schubspannungen. Die rechnerische Erfassung dieser Spannungskonzentrationen ist wegen der Spröbruchgefahr von besonderem Interesse. VAN DER PUT 1992 hat die Untersuchungen von EHLBECK u.a. 1989 mit Hilfe von bruchmechanischen Ansätzen ausgewertet und einen Bemessungsvorschlag für Queranschlüsse bei anhängenden Lasten an Holzträger formuliert.

Holz verhält sich unter Querzugbelastung spröde. Trotz dieses Verhaltens können in geringem Umfang die Spannungsspitzen, wie sie z.B. an einem beanspruchten Bohrlochrand vorhanden sind, abgebaut werden. Dies bedeutet, daß zusätzliche Verformungen nach Überschreiten der Querzugfestigkeit nur innerhalb eines engen Bereichs, einer sogenannten Prozeßzone, auftreten. Im Bereich kleiner Verformungen ist die Prozeßzone durchaus in der Lage, relativ hohe Querzugspannungen zu übertragen. Je kleiner die plastische Zone im Bereich der Rißspitze ist, desto spröder ist das Material. Ist die plastische Zone im Vergleich zur Rißlänge groß, wie z.B. bei vielen Metallen, so sind Methoden der nichtlinearen Bruchmechanik anzuwenden. Mit zunehmender Verformung nimmt die aufnehmbare Spannung ab, und es bildet sich ein durchgehender Riß, der keine Spannungen mehr übertragen kann.

IRWIN 1948 führte erstmals den Begriff der kritischen Energiefreisetzungsrate  $G_c$  ein. Diese Größe beinhaltet alle Energieanteile, die einen instabilen Rißfortschritt entstehen lassen. Mit der Bedingung, daß die plastische Zone im Vergleich zur ursprünglichen Rißlänge klein ist, kann für die kritische Spannung  $\sigma_c$ , bei deren Erreichen das Rißwachstum instabil wird, unter Annahme eines ebenen Spannungszustandes folgende Gleichung geschrieben werden:

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{E \cdot G_c}{\pi \cdot a_R}} \quad (2.5.9)$$

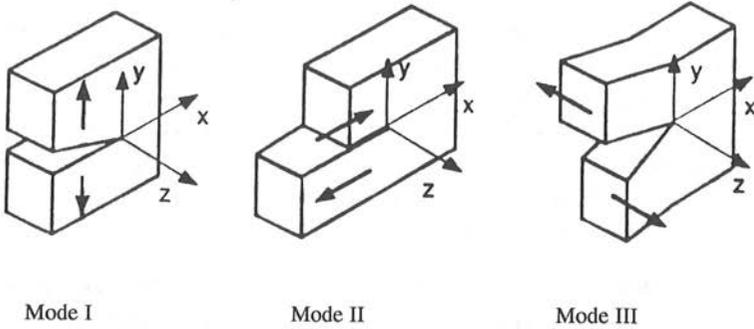
$$\text{mit } G_c = 2 \cdot \Gamma + \Gamma_p \quad (2.5.10)$$

Dabei bedeuten

E	Elastizitätsmodul
$G_c$	kritische Energiefreisetzungsrate
$\Gamma$	spezifische Oberflächenenergie
$\Gamma_p$	plastische Arbeit zur Entstehung des instabilen Rißwachstums
$a_R$	halbe Rißlänge

Die Größe  $G_c$  kann auch als eine beim Entstehen des instabilen Rißwachstums an der Rißfront angreifende Rißerweiterungskraft je Längeneinheit des Risses verstanden werden. Ihr wirkt eine Rißwiderstandskraft  $R$  entgegen.

Wegen der starken Anisotropie des Holzes tritt in den meisten Fällen ein Rißfortschritt in Faserlängsrichtung auf. Ein Riß hat die Möglichkeit, sich auf drei grundlegende Arten zu öffnen (siehe **Bild 2.5.17**). Der Mode I und II sowie der gemischte Mode I + II (Mixed Mode) sind dabei von besonderem Interesse.



**Bild 2.5.17:** Rißöffnungsarten

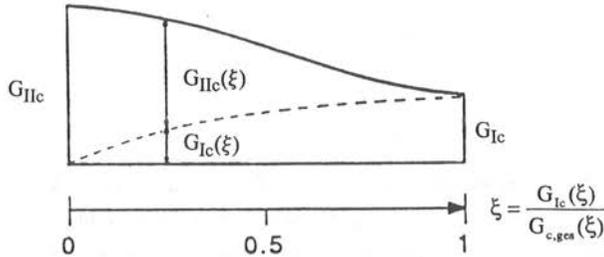
Das Bruchkriterium für einen instabilen Rißfortschritt kann in allgemeiner Form geschrieben werden zu

$$\frac{\partial U}{\partial a_R} \leq G_{c,ges}(\xi) \quad (2.5.11)$$

dabei ist

für Mode I	$G_{c,ges} = G_{Ic}$
für Mode II	$G_{c,ges} = G_{IIc}$
für Mixed Mode	$G_{c,ges}(\xi) = G_{Ic}(\xi) + G_{IIc}(\xi)$

mit  $\xi = \frac{G_{Ic}(\xi)}{G_{c,ges}(\xi)}$  (2.5.12)



**Bild 2.5.18:** Mixed Mode Bruchkriterium

**Bild 2.5.18** verdeutlicht diese Interaktionsbeziehung. In der Literatur (z.B. PIZIO 1991) wird oft das Bruchkriterium durch folgende empirische Funktion beschrieben:

$$\left( \sqrt{\frac{G_I}{G_{Ic}}} \right)^a + \left( \sqrt{\frac{G_{II}}{G_{IIc}}} \right)^b = 1 \quad (2.5.13)$$

Ist die Schubbeanspruchung am angenommenen Rißende verhältnismäßig gering, so kann vereinfachend  $G_{c,ges} = G_{Ic}$  angenommen werden. Bei der späteren Herleitung der kritischen Spaltkraft von in Faserrichtung beanspruchten Verbindungen wird ein fiktiver Riß in der Rißlinie angenommen, bei der die Schubspannungen gering sind, wie die FE-Berechnungen zeigten.

Die Gl. 2.5.9 kann z.B. für Mode I durch den kritischen Spannungsintensitätsfaktor  $K_{Ic}$ , der in der Literatur auch oft als Bruchzähigkeit bezeichnet wird, ausgedrückt werden:

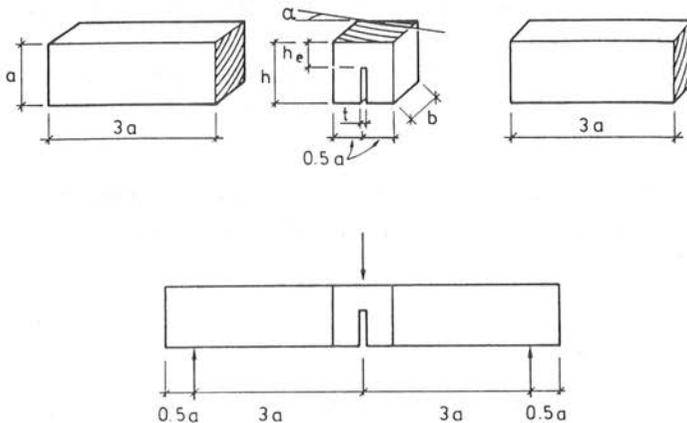
$$\sigma_c = \frac{K_{Ic}}{\sqrt{\pi \cdot a_R} \cdot Y} \quad (2.5.14)$$

$Y$  ist ein von der Probengeometrie, Rißlänge und Belastungsart abhängiger Korrekturfaktor. Für den Riß in einer unendlich ausgedehnten Scheibe mit axialer Zugbeanspruchung (Griffith-Riß) ist  $Y$  gleich 1. Bei anisotropen Materialien wie Holz sind nach Herleitung von SH, PARIS und IRWIN 1965 die beiden bruchmechanischen Kennwerte mit den Elastizitätskoeffizienten  $h_{ni}$  (Erläuterung siehe Abschnitt 2.5.4.2) wie folgt gekoppelt:

$$G_{Ic} = K_{Ic}^2 \cdot \frac{1}{Y^2} \cdot \frac{1}{E_1} \quad (2.5.15)$$

$$\text{mit } \frac{1}{E_1} = \sqrt{\frac{h_{11} + h_{22}}{2}} \cdot \sqrt{\frac{h_{22}}{h_{11}} + \frac{2h_{12} + h_{66}}{2h_{11}}} \quad (2.5.16)$$

Zur Charakterisierung des Spannungs-Rißöffnungsverlaufes kann als Werkstoffparameter das Integral der  $\sigma_{I,90}$ - $v$ -Kurve, d.h. die Fläche unter dieser Kurve, herangezogen werden. Diese Fläche repräsentiert die Energie, die notwendig ist, um eine Einheitsfläche eines Risses zu bilden. Sie wird daher als Bruchenergie  $W$  bezeichnet. Diese erhält man aus Versuchen, wobei die Ergebnisse von der Geometrie der Versuchskörper und von der Belastung abhängen. Bei Anwendung der linear-elastischen Bruchmechanik wird die Bruchenergie  $W$  der kritischen Energiefreisetzungsrate  $G_{Ic}$  gleichgesetzt. In einem gemeinsamen Projekt wurden an 11 Forschungslaboratorien an dem in **Bild 2.5.19** dargestellten Probekörper im Dreipunkt-Biegeversuch die Bruchenergie bestimmt.



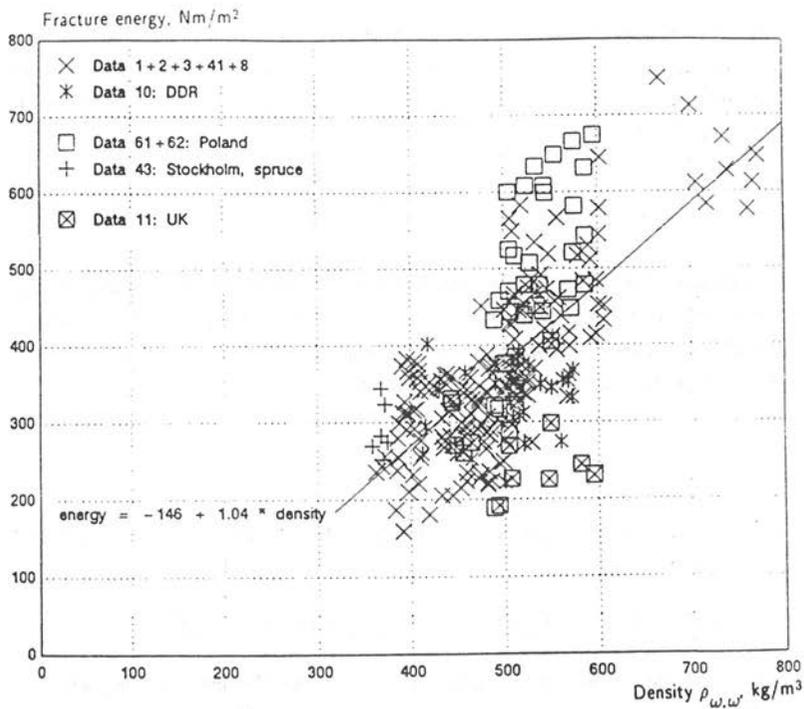
**Bild 2.5.19:** Probekörper zur Bestimmung der Bruchenergie für den Dreipunkt-Biegeversuch

In dem zusammenfassenden Bericht von LARSEN, GUSTAFSSON 1990 sind die Resultate wiedergegeben. Für europäisches Nadelholz wurde als beste Anpassung an die Versuchswerte folgende Regressionsgleichung in Abhängigkeit von der Rohdichte gefunden:

$$W = 1,04 \cdot \rho - 146 \quad (\text{Nm/m}^2) \quad r = 0,78 \quad (2.5.17)$$

mit  $\rho$  in  $\text{kg/m}^3$

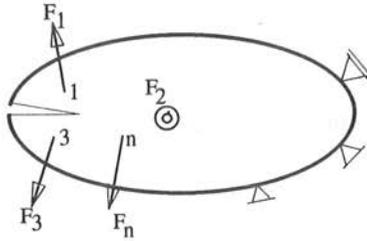
Diese Beziehung ist in **Bild 2.5.20** dargestellt.



**Bild 2.5.20:** Bruchenergie in Abhängigkeit von der Rohdichte  
(LARSEN, GUSTAFSSON 1990)

### 2.5.4.2 Herleitung der kritischen Spaltkraft einer in Faserrichtung beanspruchten Verbindung

Betrachtet wird ein beliebig beschaffenes linear elastisches System:



An verschiedenen Punkten greifen Momente und Kräfte an, die allgemein mit  $F_1 \dots F_n$  bezeichnet werden. Die Angriffspunkte erfahren Verschiebungen und Verdrehungen  $w_1 \dots w_n$  aus der unbelasteten Ruhelage heraus. Die Verformung kann man in der Form

$$w_1 = \sum_{i=1}^n h_{1i} \cdot F_i \quad \dots \quad w_n = \sum_{i=1}^n h_{ni} \cdot F_i \quad (2.5.18)$$

ausdrücken. Die Nachgiebigkeitskoeffizienten  $h_{ni}$ , in der Literatur oft auch Elastizitätskoeffizienten genannt, haben verschiedene Dimensionen je nach zugehöriger Kraft bzw. Moment. Die äußere Formänderungsarbeit  $W_a$  ist nach dem Arbeitssatz gleich der Formänderungsenergie  $U$  und somit

$$U = W_a = \frac{1}{2} \cdot \sum_{i=1}^n F_i \cdot w_i \quad (2.5.19)$$

Führt man die Spaltenmatrix  $\{F\}$  aller Beanspruchungen und die Spaltenmatrix  $\{w\}$  aller Verformungen ein

$$\{F\} = [F_1 \ F_2 \ \dots \ F_n]^T \quad \{w\} = [w_1 \ w_2 \ \dots \ w_n]^T$$

- der Exponent T bedeutet Transposition (d.h. aus einer Spalte wird eine Zeile und umgekehrt) -, dann kann man die Formänderungsenergie  $U$  ausdrücken

$$U = \frac{1}{2} \cdot \{F\}^T \cdot \{w\} \quad (2.5.20)$$

Jede Verformung ist eine lineare Funktion aller Beanspruchungen. Nach dem Satz von Maxwell und Betti erfüllen die Elastizitätskoeffizienten die Gleichung  $h_{ij} = h_{ji}$  für alle  $i, j = 1 \dots n$ . Alle  $n$  Gleichungen lassen sich in einer Matrixgleichung

$$\begin{bmatrix} w_1 \\ w_2 \\ \vdots \\ w_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} h_{11} & h_{12} & \dots & h_{1n} \\ h_{21} & h_{22} & & \\ & & \ddots & \\ h_{n1} & & & h_{nn} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} F_1 \\ F_2 \\ \vdots \\ F_n \end{bmatrix} \quad (2.5.21)$$

vereinigen, die abgekürzt

$$\{w\} = [h] \cdot \{F\} \quad (2.5.22)$$

geschrieben wird. Die Matrix  $[h]$  heißt Nachgiebigkeits- bzw. Elastizitätsmatrix, und sie ist symmetrisch aufgebaut. Die Formänderungsenergie  $U$  kann nun als homogen quadratische Funktion der Beanspruchungen geschrieben werden:

$$U = \frac{1}{2} \cdot \{F\}^T \cdot [h] \cdot \{F\}. \quad (2.5.23)$$

Die Matrix  $[h]$  hat eine inverse Matrix  $[k]$ . Diese Matrix  $[k]$  nennt man die Steifigkeitsmatrix und es gilt:

$$\{F\} = [k] \cdot \{w\} \quad (2.5.24)$$

Die Steifigkeitskoeffizienten  $k_{ij}$  sind Feder- bzw. Drehfedersteifigkeiten.

Unter der Voraussetzung, daß der Beanspruchungsvektor  $\{F\}$  bei der Ableitung nach der Rißlänge  $a_R$  konstant ist, ergibt sich:

$$\frac{\partial U}{\partial a_R} = \frac{1}{2} \cdot \{F\}^T \left[ \frac{\partial h}{\partial a_R} \right] \cdot \{F\} \quad (2.5.25)$$

Für den kritischen Beanspruchungsvektor  $\{F_c\}$ , bei dem instabiles Rißwachstum eintritt, gilt folgende Beziehung:

$$\frac{1}{2} \cdot \{F_c\}^T \left[ \frac{\partial h}{\partial a_R} \right] \cdot \{F_c\} = t \cdot W \quad (2.5.26)$$

$t$     Rißbreite bzw. Holzdicke  
 $W$     Bruchenergie

Ist  $\{F\}$  der Einheitsbeanspruchungsvektor und alle Beanspruchungen wachsen bis zur kritischen Beanspruchung um den gleichen Betrag, so ist  $\{F_c\} = \chi \cdot \{F\}$  und man kann Gl. 2.5.26 schreiben

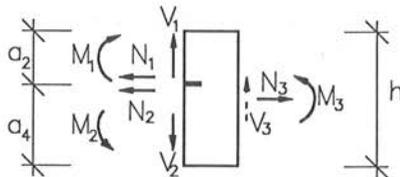
$$\frac{1}{2} \cdot \chi^2 \cdot \{F\}^T \left[ \frac{\partial h}{\partial a_R} \right] \cdot \{F\} = t \cdot W \quad (2.5.27)$$

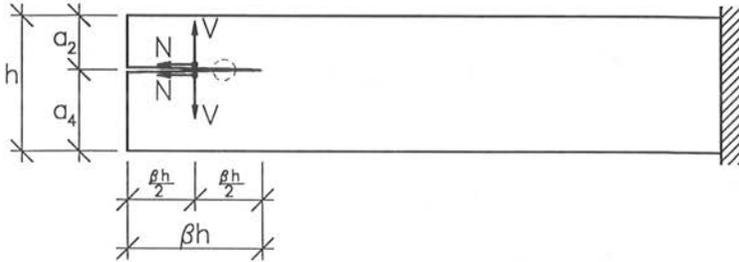
$$\chi = \sqrt{\frac{2 \cdot t \cdot W}{\{F\}^T \left[ \frac{\partial h}{\partial a_R} \right] \cdot \{F\}}} \quad (2.5.28)$$

Unter der Annahme, daß die Elastizitätsmatrix diagonal mit den Elementen  $h_i$  aufgebaut ist, ergibt sich:

$$\chi = \sqrt{\frac{2 \cdot t \cdot W}{\sum_{i=1}^n \frac{\partial h_i}{\partial a_R} \cdot (F_i)^2}} \quad (2.5.29)$$

Auf den Fall einer spaltbeanspruchten Verbindung mit einem Verbindungsmittel übertragen, ergibt sich das in **Bild 2.5.21** dargestellte vereinfachte System. Es wird dabei vorausgesetzt, daß der Anriß bis an das Hirnholzende reicht. Dies kann auf Grund von FE-Berechnungen bei einem Verbindungsmittel mit  $a_{3,t} < 5d$  vom Hirnholzende angenommen werden. Unter der Voraussetzung ebenbleibender Querschnitte und den unten angegebenen Bezeichnungen an einem herausgeschnittenen Element an der Rißspitze





**Bild 2.5.21:** Verbindung unter Spaltbeanspruchung mit einem fiktiven Anriß bis ans Hirnholzende

ergibt sich für Gl. 2.5.29

$$\chi = \sqrt{\frac{2 \cdot t \cdot W}{\kappa_Q \cdot \left( \frac{V_1^2}{G \cdot A_1} + \frac{V_2^2}{G \cdot A_2} - \frac{V_3^2}{G \cdot A} \right) + \frac{M_1^2}{E \cdot I_1} + \frac{M_2^2}{E \cdot I_2} - \frac{M_3^2}{E \cdot I} + \frac{N_1^2}{E \cdot A_1} + \frac{N_2^2}{E \cdot A_2} - \frac{N_3^2}{E \cdot A}}}$$

(2.5.30)

für Rechteckquerschnitte gilt

$$a_2 = (1 - \alpha) \cdot h \quad \Rightarrow \quad A_1 = (1 - \alpha) \cdot h \cdot t$$

$$a_4 = \alpha \cdot h \quad \Rightarrow \quad A_2 = \alpha \cdot h \cdot t$$

$$A = h \cdot t \quad \kappa_Q = 1,2$$

$$I_1 = \frac{(1 - \alpha)^3 \cdot h^3 \cdot t}{12} \quad I_2 = \frac{\alpha^3 \cdot h^3 \cdot t}{12} \quad I = \frac{h^3 \cdot t}{12}$$

$$\text{und } V_1 = V_2 = V \quad V_3 = 0 \quad N = N_1 = N_2 \quad N_3 = 2 \cdot N$$

$$M_1 = \frac{h}{2} \cdot ((1 - \alpha) \cdot N + \beta \cdot V) \quad M_2 = \frac{h}{2} \cdot (\alpha \cdot N + \beta \cdot V)$$

$$M_3 = (1 - 2\alpha) \cdot h \cdot N$$

Somit ist

$$V_c = \chi \cdot V_1 = \sqrt{W \cdot E} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t^2 \cdot a_4}{A \cdot \left(\frac{N}{V}\right)^2 + B \cdot \beta \cdot \frac{N}{V} + C \cdot \beta^2 + 1,2 \cdot \frac{E}{G} \cdot D}} \quad (2.5.31)$$

$$\text{mit } A = \frac{1 + 36(\alpha - \alpha^2)(1 - 2\alpha)^2 + 3(1 - 2\alpha)^2}{3(1 - \alpha)} \quad (2.5.32)$$

$$B = \frac{2}{3} \cdot \frac{\alpha^2 + (1 - \alpha)^2}{\alpha \cdot (1 - \alpha)^2}$$

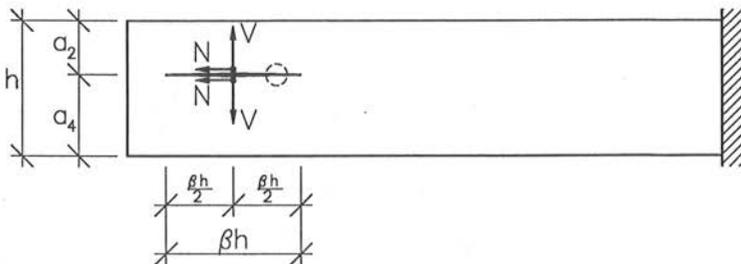
$$C = \frac{\alpha^3 + (1 - \alpha)^3}{3\alpha^2 \cdot (1 - \alpha)^3}$$

$$D = \frac{1}{1 - \alpha}$$

für  $\alpha = 0,5$  ergibt sich  $(1 - 2\alpha) = 0$  und

$$V_c = t \cdot \sqrt{W \cdot E} \cdot \sqrt{\frac{a_4}{\frac{1}{3} \cdot \left(\frac{N}{V}\right)^2 + \frac{4}{3} \cdot \beta \cdot \left(\frac{N}{V}\right) + \frac{4}{3} \cdot \beta^2 + 1,2 \cdot \frac{E}{G}}} \quad (2.5.33)$$

Erstreckt sich der eingeprägte Anriß nicht bis zum Hirnholende kann folgendes in **Bild 2.5.22** dargestellte statische System angenommen werden.



**Bild 2.5.22:** Verbindung unter Spaltbeanspruchung mit fiktivem Anriß

Zur instabilen Rißaufweitung wird die doppelte Bruchenergie benötigt und es folgt

$$V_c = \sqrt{W \cdot E} \cdot \sqrt{\frac{4 \cdot t^2 \cdot a_4}{A \cdot \left(\frac{N}{V}\right)^2 + B \cdot \beta \cdot \frac{N}{V} + C \cdot \beta^2 + 1,2 \cdot \frac{E}{G} \cdot D}} \quad (2.5.34)$$

für  $\alpha = 0,5$  ist

$$V_c = t \cdot \sqrt{W \cdot E} \cdot \sqrt{\frac{a_4}{\frac{1}{6} \cdot \left(\frac{N}{V}\right)^2 + \frac{2}{3} \cdot \beta \cdot \left(\frac{N}{V}\right) + \frac{2}{3} \cdot \beta^2 + 0,6 \cdot \frac{E}{G}}} \quad (2.5.35)$$

Die kritische Spaltkraft hängt somit von der Spaltbruchzähigkeit  $\sqrt{W \cdot E}$ , der Geometrie, der fiktiven Rißlänge und dem Verhältnis  $E/G$  bzw.  $N/V$  ab. Im Folgenden wird die Spaltbruchzähigkeit aus Lochleibungsversuchen errechnet und mit den in der Literatur angegebenen Werten verglichen.

### 2.5.5 Ermittlung der Spaltbruchzähigkeit

Die Spaltbruchzähigkeit der Probekörper der Lochleibungsversuche kann bei Kenntnis der Spaltkraft (siehe Abschnitt 2.5.2) aus Gl. (2.5.35) berechnet werden. Die Holzdicke  $t$  und der Abstand  $a_4$  vom Rand sind gegeben. Für das Verhältnis  $E/G$  wird, wie auch in prEN 338 angenommen, ein Wert von 16 eingesetzt. Die halbe Rißlänge  $a_R = \beta \cdot h/2$  wird mit Hilfe der charakteristischen Rißlänge  $a_c$ , die wie folgt definiert ist,

$$a_c = \frac{E_{90} \cdot W}{f_{t,90}^2} \quad (2.5.36)$$

$E_{90}$  Elastizitätsmodul rechtwinklig zur Faserrichtung

$f_{t,90}$  Querkzugfestigkeit

abgeschätzt. GUSTAFSSON 1985 gibt die charakteristische Rißlänge von Holz mit etwa 10 mm an. Somit wird die halbe Rißlänge

$$a_R = \frac{d}{2} + a_c \quad (2.5.37)$$

mit  $a_c = 10$  mm der Berechnung zugrunde gelegt. Später wird gezeigt, daß die Größe der charakteristischen Rißlänge nicht exakt bekannt sein muß, da sie nur einen geringen Einfluß auf die Ergebnisse hat. Die Bruchenergie  $W$  und der Elastizitätsmodul  $E$  sind von der Rohdichte linear abhängig, so daß auch von einer linearen Abhängigkeit der Spaltbruchzähigkeit ausgegangen werden kann. In **Tabelle 2.5.3 und 2.5.4** sind die errechneten Spaltbruchzähigkeiten der Hölzer der vorhandenen Lochleibungsversuche zusammengestellt.

**Tabelle 2.5.3:** Zusammenstellung der aus Lochleibungsversuchen ermittelten Spaltbruchzähigkeiten verschiedener Nadelhölzer  
*Beanspruchung in Faserrichtung Löcher vorgebohrt runde glattschaftige Verbindungsmittel*

Holzart	Anzahl der Versuche	Holzdicke $t = 2d$ (mm)	Rohdichte $\rho$		Spaltbruchzähigkeit $\sqrt{W \cdot E}$		$\frac{\sqrt{W \cdot E}}{\rho} \cdot \left(\frac{t_0}{t}\right)^{0,3}$	
			Mittelw. (kg/m <sup>3</sup> )	Var.-Koeff. (%)	Mittelw. (N/mm <sup>3/2</sup> )	Var.-Koeff. (%)	Mittelw.	Var.-Koeff. (%)
Fichte	20	16	421	11,5	43,3	10,5	0,136	4,07
	40	24	430	10,7	51,7	10,9	0,141	11,3
	20	32	402	7,58	54,9	7,75	0,146	1,39
	40	40	414	7,78	57,7	11,8	0,139	8,93
Kiefer	20	16	491	9,75	44,7	11,9	0,120	6,20
	40	24	505	12,4	56,1	16,0	0,130	10,7
	20	32	485	11,5	55,7	11,0	0,125	17,0
	40	40	491	11,4	61,9	11,9	0,128	15,2
Canadian Spruce-pine-fir	20	24	428	11,5	53,6	16,4	0,145	8,83
	20	40	431	9,49	59,6	12,6	0,138	7,89

**Tabelle 2.5.4:** Zusammenstellung der aus Lochleibungsversuchen ermittelten Spaltbruchzähigkeiten verschiedener Laubhölzer  
*Beanspruchung in Faserrichtung Löcher vorgebohrt runde glattschaftige Verbindungsmittel*

Holzart	Anzahl der Versuche	Holzdicke $t = 2d$  (mm)	Rohdichte $\rho$		Spaltbruchzähigkeit $\sqrt{W \cdot E}$		$\frac{\sqrt{W \cdot E}}{\rho} \cdot \left(\frac{t_0}{t}\right)^{0,35}$	
			Mittelw.	Var.-Koeff.	Mittelw.	Var.-Koeff.	Mittelw.	Var.-Koeff.
			( $\text{kg/m}^3$ )	(%)	( $\text{N/mm}^{3/2}$ )	(%)	(%)	(%)
Buche	5	16	714	6,79	79,0	6,58	0,152	1,10
	5	24	683	5,17	90,7	21,1	0,158	18,1
	5	32	741	0,31	125,4	8,44	0,183	8,47
	5	48	717	4,59	130,1	2,44	0,170	2,37
Eiche	5	16	743	2,30	80,8	2,23	0,150	0,24
Teak	5	16	652	1,49	67,9	3,24	0,144	2,08
Merbau	5	16	800	2,68	72,4	14,1	0,125	15,4
	5	32	771	4,91	77,4	20,8	0,109	23,3
	3	60	839	1,07	124,3	18,7	0,128	17,9
Afzelia	5	16	709	5,70	75,5	4,09	0,147	5,70
	5	32	722	2,19	88,9	14,2	0,133	14,8
	4	60	706	0,90	102,7	11,8	0,126	12,1
Bongossi	5	16	1047	1,71	114,8	4,02	0,151	2,85
	5	32	1097	6,24	164,8	6,02	0,162	6,57
	4	60	1120	4,42	192,5	3,46	0,149	4,59

Man erkennt deutlich, daß die Spaltbruchzähigkeit von der Probengröße, insbesondere von der Holzdicke, abhängt. Über den Einfluß der Holzdicke gibt es in der Literatur unterschiedliche Aussagen. BOSTRÖM 1990 z.B. stellte durch Versuche fest, daß bei einigen Probekörpergrößen die Bruchzähigkeit mit der Holzdicke

anwächst, bei anderen Probekörpergrößen war gerade das Gegenteil der Fall. Bei diesen Untersuchungen wurde folgende Abhängigkeit von der Holzdicke festgestellt:

$$\text{Nadelholz} \quad \frac{\sqrt{W \cdot E}}{\rho} = \text{const.} \cdot t^{0,3} \quad (2.5.38)$$

$$\text{Laubholz} \quad \frac{\sqrt{W \cdot E}}{\rho} = \text{const.} \cdot t^{0,35} \quad (2.5.39)$$

Normiert man die Spaltbruchzähigkeit mit der Rohdichte und bezieht alle Werte auf eine Holzdicke von 40 mm, um die Werte mit den Dreipunkt-Biegeversuchen zur Bestimmung der Bruchenergie (siehe LARSEN, GUSTAFSSON 1989) vergleichen zu können, so ergeben sich die letzten beiden Spalten dieser Tabellen.

#### 2.5.5.1 Spaltempfindlichkeit der einzelnen Holzarten

Die Spaltempfindlichkeit der einzelnen Holzarten ist entsprechend der normierten Spaltbruchzähigkeit unterschiedlich. Die Holzart Kiefer ist spaltempfindlicher als Fichte wie folgende Ergebnisse zeigen:

$$\text{Kiefer:} \quad \frac{\sqrt{W \cdot E}}{\rho \cdot t^{0,3}} = 0,042 \quad \text{Standardabw. } s = 0,0055 \quad (2.5.40)$$

$$\text{Fichte:} \quad \frac{\sqrt{W \cdot E}}{\rho \cdot t^{0,3}} = 0,046 \quad \text{Standardabw. } s = 0,0040 \quad (2.5.41)$$

Hierin bedeuten:

W	Bruchenergie in N/mm
E	Elastizitätsmodul in N/mm <sup>2</sup>
t	Holzdicke in mm
$\rho$	Rohdichte in kg/m <sup>3</sup>

Die normierte Spaltbruchzähigkeit aller untersuchten Lochleibungsprüfkörper aus Nadelholz (n = 280) ergab sich zu

$$\text{Nadelholz:} \quad \frac{\sqrt{W \cdot E}}{\rho \cdot t^{0,3}} = 0,044 \quad \text{Standardabw. } s = 0,0053 \quad (2.5.42)$$

Die tropischen Laubhölzer Teak, Merbau und Afzelia neigen mehr zum Spalten als die einheimischen Laubhölzer (siehe Tabelle 2.5.4). Die zäheren Eigenschaften von z.B. Buche werden auch bei dieser Betrachtungsweise verdeutlicht.

$$\text{Buche: } \frac{\sqrt{W \cdot E}}{\rho \cdot t^{0,35}} = 0,046 \quad \text{Standardabw. } s = 0,0053 \quad (2.5.43)$$

#### 2.5.5.2 Vergleich der Spaltbruchzähigkeit mit bekannten Kennwerten

Vergleicht man die aus Lochleibungsversuchen ermittelte Spaltbruchzähigkeit mit den aus der Literatur bekannten Kennwerten Elastizitätsmodul (siehe COLLING, GÖRLACHER 1989) und Bruchenergie (Gl. 2.5.17) von Fichtenholz, so ergibt sich:

*mittlere Spaltbruchzähigkeit ermittelt aus Lochleibungsversuchen*

$$\sqrt{W \cdot E} = 57,7 \text{ N/mm}^{\frac{3}{2}}$$

mit  $\rho_m = 414 \text{ kg/m}^3$  und  $t = 40 \text{ mm}$

*mittlere Spaltbruchzähigkeit berechnet mit W und E*

$$\begin{aligned} W &= 1,04 \cdot \rho - 146 = 285 \text{ Nm/m}^2 \\ E &= 40,17 \cdot \rho - 5520 = 11110 \text{ N/mm}^2 \end{aligned} \quad (2.5.44)$$

$$\sqrt{W \cdot E} = \sqrt{0,285 \cdot 11110} = 56,3 \text{ N/mm}^{\frac{3}{2}}$$

mit  $\rho_m = 414 \text{ kg/m}^3$  und  $t = 40 \text{ mm}$

Das Problem des Aufspaltens von Verbindungen läßt sich somit auf bekannte Materialkennwerte zurückführen. Die Spaltbruchzähigkeit ist neben der Rohdichte und der Holzdicke von anderen Einflußgrößen wie Lage der Jahrringe, Ausbildung der Rißspitze und Holzfeuchte abhängig. Sind mehrere Verbindungsmittel in einer Verbindung, beeinflussen sie sich, insbesondere bei geringen Abständen gegenseitig, so daß die Wahrscheinlichkeit eines frühzeitigen Aufspaltens wesentlich größer ist. Weiterhin ist anzumerken, daß es sich beim Aufspalten der Lochleibungsprüfkörper um kein reines Mode I - Versagen handelt. Für  $\xi \rightarrow 1$  (siehe **Bild 2.5.18**) kann jedoch auf eine Berücksichtigung der Interaktion verzichtet werden.

### 2.5.5.3 Einfluß der Verbindungsmittelabstände

Die bisherigen Betrachtungen basieren auf Untersuchungen an einem Verbindungsmittel mit einem Mindestabstand vom beanspruchten Hirnholende von 7d, wie er im EUROCODE 5 vorgesehen ist. Wie auch die FE-Berechnungen in Abschnitt 2.5.3 zeigen, haben die Verbindungsmittelabstände einen großen Einfluß auf das Spaltversagen.

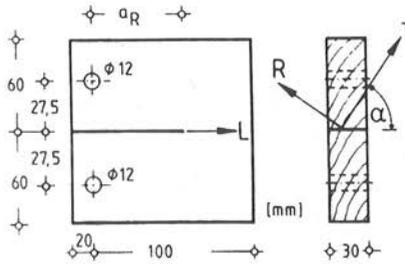
Für Stabdübelverbindungen mit einem Abstand vom beanspruchten Hirnholende ( $a_{3,t}$ ) von 6d und einem Verbindungsmittelabstand untereinander ( $a_1$ ) von 5d liegen umfangreiche Versuchsergebnisse von EHLBECK, WERNER 1989 und 1992 vor. Um den Einfluß der geringeren Abstände zu untersuchen, wurden die Bauteilversuche mit kleiner Schlankheit (maßgebende Bruchursache 1 bzw. 1a (siehe Abschnitt 3)) ausgewertet, um sie mit den genormten Lochleibungsversuchen ( $a_{3,t} = 7d$ ) zu vergleichen. Dabei ergab sich sowohl bei den Verbindungen mit Nadelholz als auch bei den Verbindungen mit Laubholz eine um 40% geringere Spaltbruchzähigkeit als bei den vorher beschriebenen Lochleibungsversuchen. Für andere Verbindungsmittelabstände liegen noch keine Versuchsergebnisse vor, so daß diese Problematik noch weiterer Untersuchungen bedarf.

### 2.5.5.4 Weitere Einflüsse auf die Spaltbruchzähigkeit

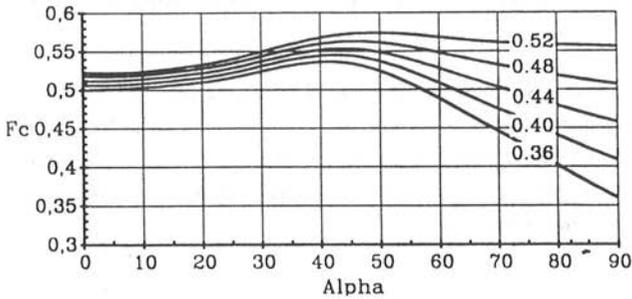
Der Einfluß des Winkels zwischen Tangential- und Rißebe und der Rohdichte auf die Anrißlast einer CT - Probe (Compact-Tension) nach Bild 2.5.23 wurde von LOGEMANN 1991 untersucht. Die Untersuchung erbrachte folgende Ergebnisse (siehe Bild 2.5.24):

- Der Einfluß der Rohdichte auf die Anrißlast nimmt mit steigendem Winkel  $\alpha$  zwischen Tangential- und Rißebe zu,
- die Anrißlast hat ihr Maximum unabhängig von der Rohdichte bei  $\alpha = 45^\circ$ , was in erster Linie auf eine vergrößerte effektive Bruchoberfläche zurückzuführen ist.

Die Lage der Jahrringe in einem hölzernen Bauteil ist jedoch rein zufällig, so daß dieser Parameter bei einer Bemessung explizit nicht berücksichtigt werden kann. Vielmehr ist dieser Einfluß in den Streuungen der Versuchsergebnisse enthalten.

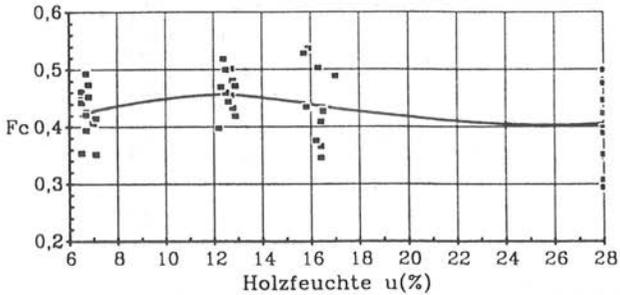


**Bild 2.5.23:** CT-Probe mit den untersuchten Abmessungen (LOGEMANN 1991)



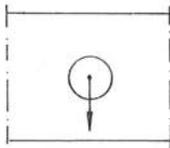
**Bild 2.5.24:** Anrißlast  $F_c$  (kN) in Abhängigkeit von der Darr-Rohdichte  $\rho_0$  ( $\text{g}/\text{cm}^3$ ) und vom Winkel  $\alpha$  ( $^\circ$ ) (LOGEMANN 1991)

Als weiterer Einflußparameter auf die Höhe der Anrißlast einer CT-Probe läßt sich die Holzfeuchte nennen, wobei nach Untersuchungen von LOGEMANN 1991 das Maximum etwa bei einer Holzfeuchte von 12% liegt. In **Bild 2.5.25** ist die von ihm gefundene Abhängigkeit der Anrißlast von der Holzfeuchte unter Ansatz eines kubischen Polynoms angegeben. Die Angaben zum Einfluß der Holzfeuchte schwanken relativ stark. Die Versuchsergebnisse von Logemann fügen sich jedoch gut in das Gesamtbild der Ergebnisse anderer Autoren wie PORTER 1964 oder EWING, WILLIAMS 1979 ein. Dagegen geben PETERSON, BODIG 1981 an, daß die Bruchzähigkeit mit steigender Holzfeuchte logarithmisch abnimmt. Der ungewöhnliche Verlauf dieses Ansatzes scheint auf baupraktische Holzfeuchten nicht anwendbar zu sein.



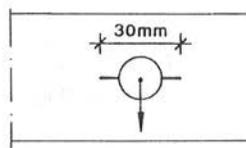
**Bild 2.5.25:** Anrißlast  $F_c$  (kN) in Abhängigkeit von der Holzfeuchte  $u$  (%)  
(LOGEMANN 1991)

Die runde Form des Bohrlochs beeinflusst ebenfalls die kritische Spaltkraft. In der Literatur können vereinzelt Hinweise über den Einfluß verschiedener Kerbformen mit unterschiedlichen Ausrundungsradien gefunden werden. PRIZIO 1991 untersuchte Queranschlüsse mit einem Bolzen. Die Öffnungen für die Bolzen wurden auf zwei verschiedene Arten hergestellt:



Bohrung  $d = 16$  mm

**Kerbform 1**



Bohrung  $d = 16$  mm mit  
beidseitigem Schlitz

**Kerbform 2**

Die maximale Anrißlast war bei der Kerbform 1 größer als bei der Kerbform 2. Diese Tendenz wurde auch bei ausgeklinkten Trägern (MÖHLER, MISTLER 1978) bei Ausrundung der einspringenden Ecke experimentell bestätigt. Bei der aus Lochleibungsversuchen ermittelten Spaltbruchzähigkeit ist dieser Einfluß indirekt enthalten.

### 2.5.6 Spaltbruchkriterium

Ein durch ein stiftförmiges Verbindungsmittel in Faserrichtung beanspruchtes Holz spaltet auf, wenn folgende Bedingung erfüllt ist:

$$F_s > V_c \quad (2.5.45)$$

Die Spalkraft  $F_s$  kann mit Hilfe der Verdrängungstheorie, wie in Abschnitt 2.5.2 beschrieben, abgeschätzt werden. Die kritische Spalkraft  $V_c$  ergibt sich auf Grund der theoretischen Herleitung in Abschnitt 2.5.4 zu

$$V_c = 2 \cdot ef \cdot t \cdot \sqrt{W \cdot E} \cdot \sqrt{A \cdot \left(\frac{F_u}{2 \cdot F_s}\right)^2 + B \cdot \beta \cdot \frac{F_u}{2 \cdot F_s} + C \cdot \beta^2 + 1,2 \cdot \frac{E}{G} \cdot D} \quad (2.5.46)$$

mit	$\sqrt{W \cdot E}$	Spaltbruchzähigkeit
	$ef \cdot t$ ; $t$	effektive Holzdicke; Holzdicke
	$F_u$	vorhandene Höchstlast in Faserrichtung des Holzes
	$F_s$	vorhandene Spalkraft rechtwinklig zur Faserrichtung
	$E$	Elastizitätsmodul in Faserrichtung
	$G$	Schubmodul
	$a_4$	kleinster Abstand des Verbindungsmittels vom Rand
	$\alpha$	Verhältnis $\frac{a_4}{h}$
	$\beta$	Verhältnis $\frac{2 \cdot a_R}{h}$
	$h$	Höhe des Holzes
	$a_R$	halbe fiktive Rißlänge
	$A, B, C, D$	Faktoren in Abhängigkeit von $\alpha$ nach Gl. (2.5.32)

Anhand von Parameterstudien werden die einzelnen Einflüsse auf die kritische Spalkraft untersucht.

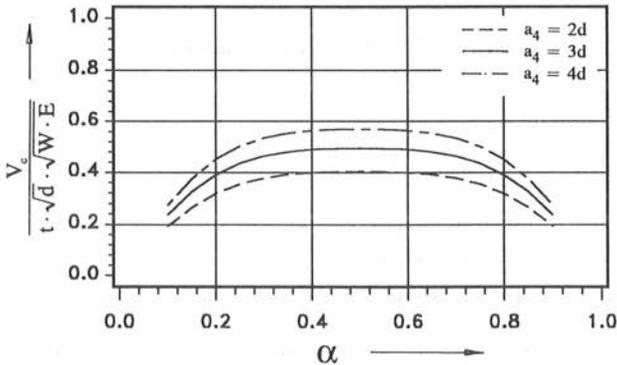
### 2.5.6.1 Einfluß des Abstandes des Verbindungsmittels vom Rand

Um eine dimensionslose Größe zur Beurteilung der Einflußparameter zu erhalten wird die kritische Spaltkraft wie folgt normiert:

$$\frac{V_c}{e f t \cdot \sqrt{d} \cdot \sqrt{W \cdot E}} = 2 \cdot \sqrt{\frac{Z}{A \cdot \left(\frac{F_u}{2 \cdot F_s}\right)^2 + B \cdot \beta \cdot \frac{F_u}{2 \cdot F_s} + C \cdot \beta^2 + 1,2 \cdot \frac{E}{G} \cdot D}} \quad (2.5.47)$$

$$a_4 = Z \cdot d$$

Hält man die Parameter  $\frac{F_u}{F_s} = 6$ ,  $\frac{E}{G} = 16$  und  $\beta = 0,5$  konstant, so ergibt sich die in **Bild 2.5.26** dargestellte Abhängigkeit der normierten kritischen Spaltkraft vom Verhältnis  $\alpha$  und vom Abstand des Verbindungsmittels vom Rand. Es wird deutlich, daß bei Verbindungen, bei denen die Verbindungsmittel einen kleinen Abstand zum Rand besitzen, mehr zum Aufspalten neigen.



**Bild 2.5.26:** Bezogene kritische Spaltkraft in Abhängigkeit von  $\alpha$  für verschiedene Abstände  $a_4$

Dadurch wird auch die Vergrößerung des Abstand  $a_4$  vom beanspruchten Rand von üblicherweise  $3d$  auf  $4d$  bei Queranschlüssen begründet. Der Geometriefaktor  $\alpha$  beeinflusst im baupraktischen Bereich zwischen  $0,3$  und  $0,7$  die kritische Spaltkraft

nur sehr gering, so daß vereinfacht  $\alpha = 0,5$  angenommen werden kann. Dadurch wird die Bestimmungsgleichung für  $V_c$  erheblich vereinfacht.

### 2.5.6.2 Einfluß der fiktiven Rißlänge

Es ist äußerst schwierig die fiktive Rißlänge zu bestimmen. In der Literatur wird oft die charakteristische Rißlänge zu  $a_c = 10$  mm angenommen. Wie **Bild 2.5.27** zeigt, ist die exakte Kenntnis von  $\beta$  nicht erforderlich, so daß die Annahme einer halben Rißlänge von

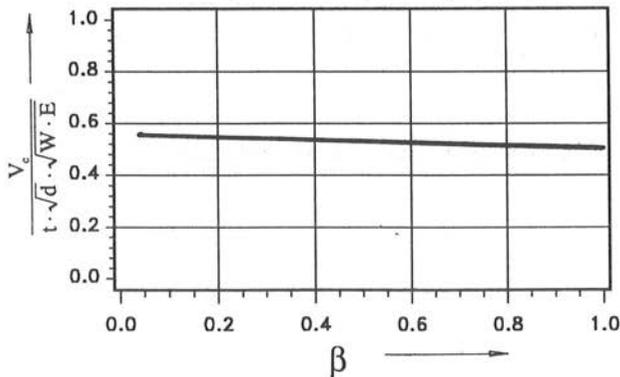
$$a_R = \frac{d}{2} + 10 \text{ mm} \quad (2.5.48)$$

ausreichend genaue Ergebnisse liefert.

Bei dieser Betrachtung wurden folgende Parameter

$$\frac{F_g}{F_s} = 6, \quad \frac{E}{G} = 16, \quad a_4 = 3d \quad \text{und} \quad \alpha = 0,5$$

konstant gehalten.

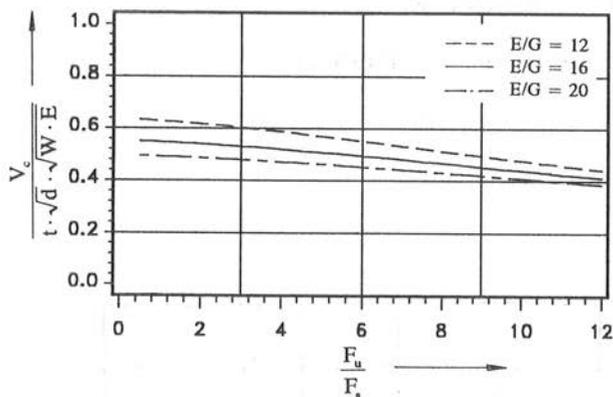


**Bild 2.5.27:** Bezogene kritische Spaltkraft in Abhängigkeit von  $\beta$

### 2.5.6.3 Einfluß der Verhältnisse $F_u/F_s$ und $E/G$

Das Verhältnis  $E/G$  ist von Holzart zu Holzart unterschiedlich. Bei Nadelholz ist dieses Verhältnis in der Regel größer als bei Laubholz. Allgemein wird vereinfachend für alle Holzarten von  $E/G = 16$  (siehe prEN 338) ausgegangen.

**Bild 2.5.28** zeigt die Abhängigkeit der normierten kritischen Spaltkraft vom Verhältnis der Kraft in Faserrichtung zur Spaltkraft für verschiedene  $E/G$ -Verhältnisse. Mit steigendem Verhältnis  $F_u/F_s$  nimmt die kritische Spaltkraft, aber auch der Einfluß des Verhältnisses  $E/G$  ab.



**Bild 2.5.28:** Bezogene kritische Spaltkraft in Abhängigkeit von  $\frac{F_u}{F_s}$  und  $\frac{E}{G}$

## 2.6 Geometrie der Verbindung und der Verbindungsmittel

Die Dicken der Hölzer bzw. die Plattendicken der Holzwerkstoffe und der Durchmesser der Verbindungsmittel haben einen direkten Einfluß auf die Tragfähigkeit von Verbindungen. Auf Grund des Herstellungsprozesses streuen die Querschnittsabmessungen in unterschiedlichem Maße. Bei nicht gehobelten Vollholzbauteilen verringern sich meist infolge von Schwindvorgängen die Querschnittsabmessungen, während bei gehobelten Brettschichtholzbauteilen wegen der künstlichen Trocknung der Lamellen sogar geringfügige Quellvorgänge zu beobachten sind. Im Rahmen eines Forschungsvorhabens von EHLBECK, BLAß 1987 wurde die Breite bzw. Dicke von Brettschichtholzbauteilen gemessen und mit den Sollthicken verglichen. Das Verhältnis der gemessenen Holzdicke zur Sollstärke wurde statistisch ausgewertet und festgestellt, daß die Sollabmessungen sehr genau eingehalten werden. Als beste Anpassung einer theoretischen Wahrscheinlichkeitsverteilung an die Verteilung der 880 Meßwerte ergab sich eine Lognormalverteilung mit den Verteilungsparametern

$$\text{Mittelwert} \quad \ln \left( \frac{t_{\text{ist}}}{t_{\text{soll}}} \right) = 0,002904$$

$$\text{und Standardabweichung} \quad \ln s = 0,007635$$

der logarithmierten Einzelwerte. Diese Verteilung kann auch für Vollholz angenommen werden, wenn es nach Klimatisierung im Normalklima 20/65 auf Nominalmaße gehobelt wurde.

Die Plattendicke der in einem automatisierten Prozeß hergestellten Holzwerkstoffplatten schwanken in einem begrenzten Bereich. Bei Sperrholzplatten darf die zulässige Abweichung von der Nenndicke nach DIN 4078  $\pm 6\%$  betragen. Diese Toleranzgrenzen lassen eine ähnliche Verteilungsfunktion wie bei gehobeltem Brettschichtholz vermuten. Bis gesicherte Verteilungsfunktionen für das Verhältnis der vorhandenen Plattendicke zur Sollplattendicke der verschiedenen Holzwerkstoffe vorliegen, wird von der gleichen theoretischen Wahrscheinlichkeitsverteilung wie bei Brettschichtholz ausgegangen.

Die Herstellungstoleranzen von stählernen Verbindungsmitteln sind sehr gering, so daß im Rahmen dieser Untersuchung deren Durchmesser als deterministische Größe behandelt werden kann.



### 3 Modell zur Berechnung der Tragfähigkeit von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln

#### 3.1 Allgemeines

JOHANSEN 1949 stellte erstmals ein theoretisches Modell zur Berechnung der Tragfähigkeit von Bolzenverbindungen vor. MÖLLER 1951 und MEYER 1957 erweiterten diese Theorie auf Nagelverbindungen. Die daraus folgenden Bemessungsgleichungen sind in die internationalen Normvorschläge CIB - STRUCTURAL TIMBER DESIGN CODE 1983 und ENV 1995-1-1 "Design of Timber Structures" 1993 (EUROCODE 5) eingeflossen.

Das Rechenmodell von Johansen geht hierbei u.a. von folgenden Vereinfachungen aus:

- *ideal* elastisch-plastische Arbeitslinie des Holzes unter Lochleibungsbeanspruchung;
- die Verankerungskräfte zwischen Holz und Verbindungsmittel werden *nicht* berücksichtigt;
- ein *Spaltversagen* der einzelnen Hölzer ist ausgeschlossen;
- die Berechnung von Verbindungen, die mit aufgeklebten Holzwerkstoffplatten verstärkt werden, ist *nicht* möglich.

Im folgenden Kapitel wird aufbauend auf der "Johansen-Theorie" ein Rechenmodell entwickelt, bei dem auf die o.a. Vereinfachungen verzichtet werden kann. Dazu ist jedoch ein Rechenprogramm auf einem Computer notwendig, um diese komplexen Rechenoperationen durchführen zu können. Ein Computerrechenprogramm bietet weiterhin den Vorteil, daß man die Tragfähigkeiten einer ausreichend großen Anzahl von Verbindungen mit gleichen geometrischen und werkstoffbezogenen Verhältnissen berechnen kann. Dazu werden mit Hilfe eines Simulationsprogramms den Eingangsgrößen des Rechenmodells zufällige Werte zugeordnet, wobei die Autokorrelationen einzelner Parameter zu berücksichtigen sind.

Für das Spaltversagen von Verbindungen wird erstmals ein theoretischer Ansatz unter Verwendung der linear-elastischen Bruchmechanik vorgestellt. Da derzeit nur Versuchsergebnisse unter einer Belastung in Faserrichtung mit runden Stabdübeln und Gewindestangen in vorgebohrten Löchern vorliegen, muß die Anwendung vorläufig auf diesen Fall beschränkt bleiben. Es sind weitere Untersuchungen notwendig, wenn Spaltkräfte infolge des Eintreibens der Verbindungsmittel in nicht vorgebohrte Löcher auftreten oder wenn die Verbindungsmittel nicht rund sind. Wirken auf einzelne Hölzer einer Verbindung planmäßig quersugerzeugende Kräfte, wird von EHLBECK, GÖRLACHER, WERNER 1991 vorgeschlagen, einen gesonderten Quersugnachweis zu führen. Auf diese Problematik wird bei dieser Arbeit nicht eingegangen.

Das für verschiedene Bruchursachen hergeleitete Rechenmodell wird auf der Grundlage von Energiemethoden entwickelt. Energiemethoden werden verwendet, da Arbeit und Energie skalare Größen sind und somit das Rechnen mit diesen Größen wesentlich einfacher als das Rechnen mit Vektoren ist, vor allen Dingen dann, wenn die Richtung der Kräfte nicht eindeutig zu bestimmen ist.

Der Ausgangspunkt aller Energiemethoden ist das Prinzip der virtuellen Arbeit. Bei Systemen mit zwei- und dreidimensional ausgedehnten Körpern ist es im allgemeinen nicht möglich, zu den gegebenen äußeren Lasten exakte Lösungen für Verformungen und Spannungsverteilungen anzugeben. Mit dem Satz vom stationären Wert der potentiellen Energie können jedoch Näherungslösungen für solche Systeme gefunden werden.

Die allgemeine Gleichung für das Prinzip der virtuellen Arbeit lautet:

$$\delta W_a + \delta U_i = 0 \quad (3.1.1)$$

Dabei ist  $\delta W_a$  die Summe der Arbeit der äußeren Kräfte bei einer virtuellen Verschiebung des Systems aus der Gleichgewichtslage und  $\delta U_i$  die Formänderungsenergie. Diese beiden Anteile der gesamten potentiellen Energie setzen sich aus folgenden Teilsummanden zusammen:

$$\delta W_a = \sum F_i \cdot \delta w_i + \sum M_i \cdot \delta \theta_i + \int_s q \cdot \delta w \cdot ds + \int_s m \cdot \delta \theta \cdot ds \quad (3.1.2)$$

$$\delta U_i = - \int_s M(s) \cdot \delta \kappa \cdot ds - \int_s N(s) \cdot \delta \varepsilon \cdot ds - \int_s Q(s) \cdot \delta \gamma \cdot ds \quad (3.1.3)$$

Hierbei bedeutet das  $\delta$ , daß es sich um eine virtuelle Größe handelt.

Für die Entwicklung eines Rechenmodells werden folgende Annahmen getroffen:

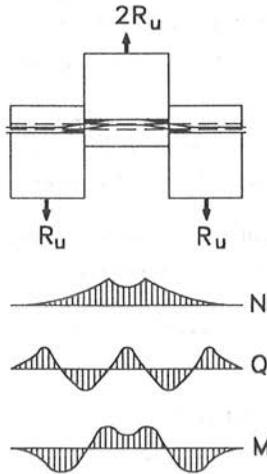
- Zur Berücksichtigung von Plastizierungen im Verbindungsmittel werden die Verformungsanteile der ausgebreiteten Fließzonen in einem Querschnitt zusammengefaßt. Damit ergibt sich ein Knickwinkel als gute Näherung für sehr große Krümmungen im plastizierten Bereich (Fließgelenktheorie).
- Die Arbeit der Reibungskräfte zwischen den Hölzern bleibt unberücksichtigt, da sich die Laschen eines Anschlusses im Bruchzustand ablösen und somit die Reibungskräfte nur bedingt wirken können. Auch die zugehörigen Druckspannungen leisten keine Arbeit in Richtung der virtuellen Verschiebung.
- Die Dicke  $t$  der aufgeklebten Verstärkung ist im Verhältnis zur Dicke  $s$  des zugehörigen Holzes klein. Damit wird das Auftreten eines Fließgelenkes im Bereich der Verstärkungsplatten ausgeschlossen.
- Die Lochleibungs- und Haftfestigkeiten werden in den maßgebenden Bereichen als gleichmäßig verteilt angenommen.
- Für die virtuelle Verschiebung gilt:  $\sin \theta = \tan \theta = \theta$  und  $\cos \theta = 1$

### 3.2 Arbeit der inneren Kräfte

Die Verformung eines stiftförmigen Verbindungsmittels einer zweischnittigen Verbindung unter einer Last  $R_u$  zeigt den in **Bild 3.2.1** dargestellten Verlauf. Dabei entstehen im Verbindungsmittel die qualitativ angegebenen Schnittgrößenverläufe. Es entstehen Verkrümmungen, Dehnungen und Verzerrungen. Im Rahmen der Fließgelenktheorie wird ersatzweise die Verkrümmung  $\kappa$  in Form eines Knickwinkels  $\theta$  berücksichtigt. Der Anteil der inneren Biegemomente errechnet sich mit Hilfe der Fließmomente und den zugehörigen Knickwinkeln.

Die innere Normalkraft wird durch die Einleitung der Haftspannungen entlang des Verbindungsmittels aufgebaut und nimmt den in **Bild 3.2.1** qualitativ dargestellten

Verlauf an. Unter der Annahme, daß die Haftspannungsverteilung abschnittsweise konstant ist, wächst die Normalkraft innerhalb des Verbindungsmittels linear an. Durch die virtuelle Verschiebung  $\delta$  wird auch das Verbindungsmittel eine virtuelle Dehnung erfahren. Bei einer bestimmten Verschiebung wird jedoch die Haftfestigkeit überschritten und das Verbindungsmittel beginnt zu gleiten und rutscht so weit in das Holz hinein, bis das Gleichgewicht zwischen Ausziehungskraft und innerer Normalkraft wieder hergestellt ist. Da in den biegebeanspruchten Verbindungsmittel keine sehr hohen Normalkräfte vorliegen (vgl. auch Abschnitt 2.4.2), kann die Interaktion zwischen Moment und Normalkraft vernachlässigt werden. Die Interaktionsbeziehung hängt von der Querschnittsform ab. Für Kreisquerschnitte kann als Grenzwert das Verhältnis  $N/N_y \leq 0,2$  ( $N_y = A_n \cdot f_y$ ) angesehen werden.



**Bild 3.2.1:** Verformungen und Schnittgrößen eines stiftförmigen Verbindungsmittels unter der Last  $R_u$

Aus der vorhandenen, vereinfacht angenommenen Lochleibungsspannungsverteilung resultiert der im **Bild 3.2.1** qualitativ dargestellte Querkraftverlauf im Verbindungsmittel. An den Stellen, an denen sich Fließgelenke ausbilden, verläuft die Querkraftlinie durch Null. Daher kann der Einfluß der Querkraft vernachlässigt werden. Somit wird das Prinzip der virtuellen Arbeit an einem statischen Ersatzsystem nach der Fließgelenktheorie angewendet. Die Formänderungsenergie wird

konzentriert in den Fließgelenken gespeichert und es werden nur Starrkörperbewegungen des Ersatzsystems infolge einer virtuellen Verschiebung  $\delta$  berücksichtigt.

### 3.3 Auszieh- und Umlenkkräfte

Durch die Verschiebung des Anschlusses in Richtung der gesuchten Traglast verdreht sich bei einzelnen Bruchursachen das Verbindungsmittel oder ein Abschnitt davon um den Winkel  $\theta$ . Durch diese Verformung verschiebt sich das Verbindungsmittel entlang der Bohrlochwandung und es werden Ausziehkräfte erzeugt. Wegen der relativ kurzen Einbindelänge werden die wirkenden Haftfestigkeiten abschnittsweise dem Betrage nach als konstant angenommen. Sie wirken der Verschiebungsrichtung entgegen. Jedoch ist, wie schon erwähnt, zwischen ein- und zweischnittigen Verbindungen zu unterscheiden. Im Krümmungsbereich des Verbindungsmittels ist eine sprunghafte Änderung der Normalkraft zu beobachten. Dies wird durch Ansatz einer Rückhaltekraft in Größe des Normalkraftverlustes infolge der Umlenkung berücksichtigt.

#### 3.3.1 Einschnittige Verbindungen

Bei einschnittigen Verbindungen muß bei einigen Bruchursachen die Lage des Drehpunktes  $x_D$ , um welchen sich das Verbindungsmittel beim Schrägstellen um den Winkel  $\theta$  dreht, ermittelt werden. Wenn die Stahldehnungen vernachlässigt werden, entsteht dabei für den Fall, daß der Drehpunkt  $x_D$  im Bereich von  $s_1$  liegt, die in **Bild 3.3.1** dargestellte Verteilung der Haftfestigkeiten. Jeder Punkt auf dem Verbindungsmittel verschiebt sich im schrägen Bereich um

$$\Delta l = s \cdot \left( \frac{1}{\cos \theta} - 1 \right) \quad (3.3.1)$$

gegenüber seiner ursprünglichen Lage im Holz. Die Haftspannung wirkt nur auf den halben Umfang des Verbindungsmittels, da sich, infolge der großen Eindrückungen im Traglastzustand, das Verbindungsmittel auf einer Seite vom Holz löst. Bei einer virtuellen Verschiebung des Anschlusses in Richtung der gesuchten Traglast um den Betrag  $l$  ist  $\cos \theta \cong 1$  und somit  $\Delta l = 0$ . Zur Bestimmung der geometrischen Verhältnisse im Anschluß ist der Arbeitsanteil der Auszieh- und Umlenkkräfte nicht zu berücksichtigen.

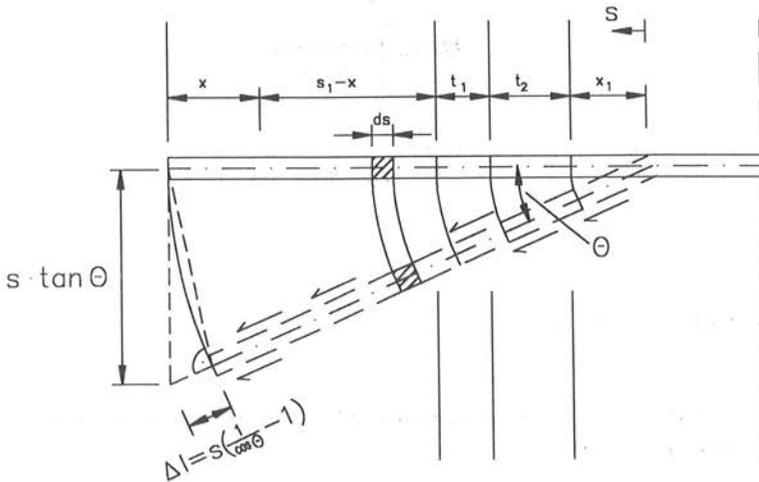


max $N$	maximal mögliche Normalkraft im horizontalen Bereich
$\mu$	Gleitreibungsbeiwert
max $\theta$	Umlenkwinkel im Bogenmaß kurz vor Versagen des Anschlusses
$\tau_h$	Haftfestigkeit
$s', s^*$	Länge der horizontal bleibenden Teilstücke
$d$	Nenndurchmesser des Verbindungsmittels

Bei der Herleitung des Rechenmodells wird aus Gründen der Übersichtlichkeit auf den Index h bei den Haft- und Lochleibungsfestigkeiten verzichtet.

### 3.3.2 Zweischnittige Verbindungen

Bei zweischnittigen Verbindungen liegt der Drehpunkt durch die Symmetrieeigenschaften im Mittelholz fest. Dadurch entfällt hier die iterative Suche nach diesem Punkt. Es wird die in **Bild 3.3.2** dargestellte Verschiebung des Verbindungsmittels bei einer Schrägstellung um den Winkel  $\theta$  angenommen.



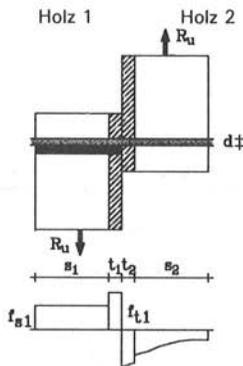
**Bild 3.3.2:** Verschiebung des Verbindungsmittels bei einer Schrägstellung um den Winkel  $\theta$

### 3.4 Rechenmodell für Holz-Holz-Verbindungen

#### 3.4.1 Bruchursache 1-H und 1a-H

##### 3.4.1.1 Bruchursache 1-H

Diese Bruchursache, dargestellt in **Bild 3.4.1**, ist durch das vollständige Plastizieren des Holzes unter dem Verbindungsmittel des 1. Holzes bzw. des Seitenholzes und seiner Verstärkung gekennzeichnet, während im 2. Holz bzw. im Mittelholz und der Verstärkung die Lochleibungsfestigkeiten und im Verbindungsmittel das Fließmoment nicht erreicht werden, d.h. es entstehen keine Fließgelenke. Außerdem treten keine Haftspannungen entlang des Verbindungsmittels auf. Somit wird die Tragfähigkeit dieser Versagensform nur von der Dicke des 1. Holzes bzw. Seitenholzes  $s_1$ , der Dicke der Verstärkung  $t_1$  und den Lochleibungsfestigkeiten  $f_{s1}$ ,  $f_{t1}$  bestimmt.



**Bild 3.4.1:** Bruchursache 1-H

Damit ergibt sich für die Bruchursache 1-H die rechnerische Tragfähigkeit je Verbindungsmittel und Scherfläche:

$$R_{u,1H} = (f_{s1} \cdot s_1 + f_{t1} \cdot t_1) \cdot d \quad (3.4.1)$$

### 3.4.1.2 Bruchursache 1a-H

Diese Versagensart unterscheidet sich von Bruchursache 1-H dadurch, daß die Lochleibungsfestigkeit im 2. Holz bzw. im Mittelholz und dessen Verstärkung erreicht wird. Auch bei dieser Bruchursache wird das Verbindungsmittel nicht verbogen, wodurch auch keine Haftspannungen zwischen dem Holz und dem Verbindungsmittel wirken können. Für diese Bruchursache gilt folgende Beziehung

für einschnittige Verbindungen

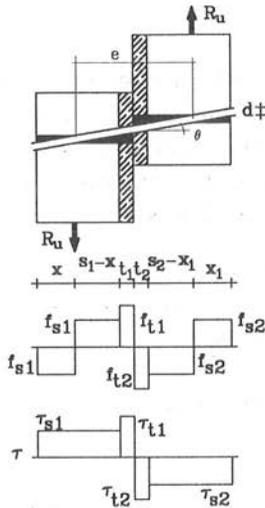
$$R_{u,1aH} = (f_{s2} \cdot s_2 + f_{t2} \cdot t_2) \cdot d \quad (3.4.2)$$

bzw. für zweischnittige Verbindungen

$$R_{u,1aH} = (0,5 \cdot f_{s2} \cdot s_2 + f_{t2} \cdot t_2) \cdot d \quad (3.4.3)$$

### 3.4.2 Bruchursache 2-H

Diese Bruchursache kommt als Versagensform nur bei einschnittigen Verbindungen vor. Sie ist dadurch gekennzeichnet, daß in beiden Hölzern und ihren jeweiligen Verstärkungen die Lochleibungsfestigkeiten erreicht werden, während im Verbindungsmittel jedoch an keiner Stelle ein Fließgelenk auftritt (**Bild 3.4.2**). Allerdings - im Gegensatz zu den vorher beschriebenen Versagensformen - kommt es zu einer Schrägstellung des Verbindungsmittels über die gesamte Länge, wodurch entlang dem Verbindungsmittel Haftspannungen auftreten. Dabei ergeben sich die unten dargestellten, idealisierten Verteilungen der Lochleibungs- und Haftfestigkeiten.



**Bild 3.4.2:** Bruchursache 2-H (Drehpunkt  $x_D$  in der Scherfläche)

Die Summe aller Querkräfte muß gleich null sein. Daher gilt aus Gleichgewichtsgründen:

$$x_1 = \frac{-s_1 \cdot f_{s1} + 2 \cdot x \cdot f_{s1} - t_1 \cdot f_{t1} + t_2 \cdot f_{t2} + s_2 \cdot f_{s2}}{2 \cdot f_{s2}} \quad (3.4.4)$$

Bei einer virtuellen Verschiebung in Richtung der gesuchten Bruchlast  $R_u$  um den Betrag 1 ändert das Verbindungsmittel seine Lage um den Winkel:

$$\theta = \frac{1}{e} \quad (3.4.5)$$

mit

$$e = s_1 - x + t_1 + t_2 + s_2 - x_1 \quad (3.4.6)$$

Dadurch ergibt sich mit Gl. 3.4.4

$$e = -x \left(1 + \frac{f_{s1}}{f_{s2}}\right) + s_1 \left(1 + \frac{f_{s1}}{2 \cdot f_{s2}}\right) + t_1 \cdot \left(1 + \frac{f_{t1}}{2 \cdot f_{s2}}\right) + t_2 \left(1 - \frac{f_{t2}}{2 \cdot f_{s2}}\right) + \frac{s_2}{2} \quad (3.4.7)$$

und somit folgende Substitutionsgleichung:

$$e = E_0 - E_x \cdot x \quad (3.4.8)$$

### Arbeit der Lochleibungskräfte

Für die Lochleibungskräfte ermittelt aus den Lochleibungsfestigkeiten  $f(s)$  bei einer virtuellen Verschiebung der Kraft  $R_u$  um den Betrag 1 folgt die Arbeitsgleichung:

$$W_L = \int d \cdot f(s) \cdot \theta \cdot s \cdot ds = \frac{d}{2} \cdot \theta \cdot [f(s) \cdot s^2]_s=0^{s_1+t_1+t_2+s_2} \quad (3.4.9)$$

und daraus

$$\begin{aligned} W_L &= \frac{d}{2 \cdot e} \cdot [x^2 \cdot (2 \cdot f_{s1} + 2 \cdot \frac{f_{s1}^2}{f_{s2}}) \\ &\quad - x \cdot (2 \cdot s_1 \cdot f_{s1} + 2 \cdot t_1 \cdot f_{t1} + 2 \cdot s_1 \cdot \frac{f_{s1}^2}{f_{s2}} + 2 \cdot t_1 \cdot f_{t1} \cdot \frac{f_{s1}}{f_{s2}}) \\ &\quad + (s_1^2 \cdot f_{s1} + 2 \cdot t_1 \cdot s_1 \cdot f_{t1} + t_1^2 \cdot f_{t1} + t_2^2 \cdot f_{t2} \\ &\quad + t_2 \cdot s_2 \cdot f_{t2} - t_2^2 \cdot \frac{f_{t2}^2}{2 \cdot f_{s2}} + s_1^2 \cdot \frac{f_{s1}^2}{2 \cdot f_{s2}} + \frac{t_1 \cdot f_{t1} \cdot s_1 \cdot f_{s1}}{f_{s2}} \\ &\quad + t_1^2 \cdot \frac{f_{t1}^2}{2 \cdot f_{s2}} + s_2^2 \cdot \frac{f_{s2}}{2} )] \quad (3.4.10) \end{aligned}$$

und damit nach der Substitution:

$$W_L = \frac{d \cdot (L_{x2} \cdot x^2 - L_x \cdot x + L_0)}{2 \cdot (E_0 - E_x \cdot x)} \quad (3.4.11)$$

### Rechnerische Tragfähigkeit

Aus der Zusammenstellung der Arbeiten aller äußeren Kräfte folgt die gesuchte Tragfähigkeit  $R_{u,0}$  dieses Anschlusses infolge einer virtuellen Verschiebung:

$$R_{u,0} \cdot 1 = W_L \quad (3.4.12)$$

Durch Ableitung der Gl. 3.4.12 nach  $x$  und der Suche nach den Nullstellen der Gleichung läßt sich die kleinste Traglast der Verbindung für diese Bruchursache ermitteln. Unter Verwendung der Gln. 3.4.8 und 3.4.11 erhält man folgende Gleichung 3. Grades für das gesuchte  $x$ :

$$0 = \frac{d}{4 \cdot (E_0 - E_x \cdot x)^3} \cdot [x^3 \cdot (2 \cdot E_x^2 \cdot L_{x2}) - x^2 \cdot (6 \cdot E_0 \cdot E_x \cdot L_{x2}) + x \cdot (4 \cdot E_0^2 \cdot L_{x2} - 2 \cdot E_x^2 \cdot L_0 + 2 \cdot E_0 \cdot E_x \cdot L_x) + (2 \cdot E_0 \cdot E_x \cdot L_0 - 2 \cdot E_0^2 \cdot L_x)] \quad (3.4.13)$$

Die Lösung für  $x$  ergibt sich, indem die Summe innerhalb der Klammer gleich Null gesetzt wird und gleichzeitig der Nenner ungleich Null ist.

Daraus folgt nach erneuter Substitution mit

$$S_{x2} = \frac{-3 \cdot E_0}{E_x} \quad (3.4.14)$$

$$S_{x1} = \frac{2 \cdot E_0^2 \cdot L_{x2} - E_x^2 \cdot L_0 + E_0 \cdot E_x \cdot L_x}{E_x^2 \cdot L_{x2}} \quad (3.4.15)$$

$$S_0 = \frac{E_0 \cdot E_x \cdot L_0 - E_0^2 \cdot L_x}{2 \cdot E_x^2 \cdot L_{x2}} \quad (3.4.16)$$

die Bestimmungsgleichung für die Bruchursache 2-H:

$$x^3 + S_{x2} \cdot x^2 + S_{x1} \cdot x + S_0 = 0 \quad (3.4.17)$$

Nun liegen die geometrischen Verhältnisse dieser Bruchursache fest. Dabei stellt sich kurz vor Versagen des Anschlusses ein Biegewinkel  $\max \theta$  bei einer bestimmten Verformung ein. Die vertikalen Komponenten der Ausziehkräfte  $R_{u,\tau}$  liefern zusätzlich einen Anteil zur Gesamttragfähigkeit  $R_u$  der Verbindung.

Unter der Annahme, daß der Ort des Drehpunktes  $x_D$  sich im Bereich des Holzes 1 befindet, folgt aus der Gleichgewichtsbedingung:

$$x_D^{s1} = \frac{s_1 \cdot \tau_{s1} \cdot t_1 \cdot \tau_{t1} - t_2 \cdot \tau_{t2} - s_2 \cdot \tau_{s2}}{2 \cdot \tau_{s1}} \quad (3.4.18)$$

Analog dazu ergibt sich für die Annahme, daß der Drehpunkt in den Bereichen  $t_1$ ,  $t_2$  oder  $s_2$  liegt:

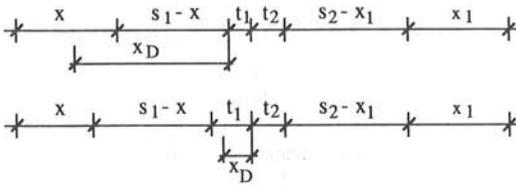
$$x_D^{t1} = \frac{s_1 \cdot \tau_{s1} + t_1 \cdot \tau_{t1} - t_2 \cdot \tau_{t2} - s_2 \cdot \tau_{s2}}{2 \cdot \tau_{t1}} \quad (3.4.19)$$

$$x_D^{t2} = \frac{-s_1 \cdot \tau_{s1} - t_1 \cdot \tau_{t1} + t_2 \cdot \tau_{t2} + s_2 \cdot \tau_{s2}}{2 \cdot \tau_{t2}} \quad (3.4.20)$$

$$x_D^{s2} = \frac{-s_1 \cdot \tau_{s1} - t_1 \cdot \tau_{t1} - t_2 \cdot \tau_{t2} + s_2 \cdot \tau_{s2}}{2 \cdot \tau_{s2}} \quad (3.4.21)$$

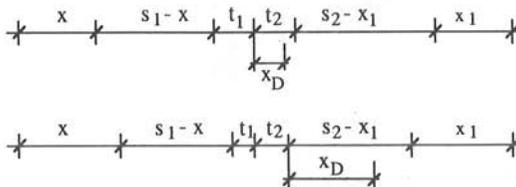
$R_{u,\tau}$  errechnet sich aus der Summe der Ausziehkräfte in der Scherfläche. Einfachheit halber betrachtet man dabei das Holz der Verbindung, in welchem sich der Drehpunkt nicht befindet. Dabei sind zwei Fälle zu unterscheiden:

1. Fall:  $x_D$  in  $s_1$  oder in  $t_1$



$$R_{u,\tau} = \pi \cdot \frac{d \cdot \sin(\max \theta)}{2} \cdot [t_2 \cdot \tau_{t2} + \tau_{s2} \cdot (s_2 - 2 \cdot x_1)] \quad (3.4.22)$$

2. Fall:  $x_D$  in  $t_2$  oder in  $s_2$



$$R_{u,\tau} = \pi \cdot \frac{d \cdot \sin(\max \theta)}{2} \cdot [t_1 \cdot \tau_{t1} + \tau_{s1} \cdot (s_1 - 2 \cdot x)] \quad (3.4.23)$$

Somit kann die rechnerische Tragfähigkeit  $R_u$  der Bruchursache 2-H wie folgt bestimmt werden.

$$R_u = R_{u,0} + R_{u,\tau} \quad (3.4.24)$$



folgt:

$$e = s_1 \cdot \left(1 + \frac{f_{s1}}{f_{s2}}\right) + t_1 \cdot \left(1 + \frac{f_{t1}}{f_{s2}}\right) + t_2 \cdot \left(1 - \frac{f_{t2}}{f_{s2}}\right) - x \cdot \left(1 + 2 \cdot \frac{f_{s1}}{f_{s2}}\right) \quad (3.4.27)$$

Damit wird aus der Gleichung 3.4.27 folgende Substitutionsgleichung:

$$e = E_0 - E_x \cdot x \quad (3.4.28)$$

#### Arbeit der Lochleibungskräfte

Für die Arbeit der Lochleibungskräfte ermittelt aus den Lochleibungsspannungen  $f(s)$

$$\begin{aligned} W_L &= \int d \cdot f(s) \cdot \theta \cdot s \cdot ds \\ &= \frac{d}{2} \cdot \theta \cdot [f(s) \cdot s^2]_{s=0}^S = s_1 + t_1 + t_2 + x_1 \end{aligned} \quad (3.4.29)$$

und mit dem Umlenkwinkel  $\theta = \frac{1}{e}$  folgt mit Gleichung 3.4.25

$$\begin{aligned} W_L &= \frac{d}{2 \cdot e} \cdot \left[ x^2 \cdot \left( 2 \cdot f_{s1} + 4 \cdot \frac{f_{s1}^2}{f_{s2}} \right) \right. \\ &\quad - x \cdot \left( 2 \cdot s_1 \cdot f_{s1} + 2 \cdot t_1 \cdot f_{t1} + 4 \cdot s_1 \cdot \frac{f_{s1}^2}{f_{s2}} + 4 \cdot t_2 \cdot f_{t2} \cdot \frac{f_{s1}}{f_{s2}} \right) \\ &\quad + \left( s_1^2 \cdot f_{s1} + 2 \cdot t_1 \cdot s_1 \cdot f_{t1} + t_1^2 \cdot f_{t1} + t_2^2 \cdot f_{t2} - t_2^2 \cdot \frac{f_{t2}^2}{f_{s2}} \right. \\ &\quad \left. \left. + s_1^2 \cdot \frac{f_{s1}^2}{f_{s2}} + \frac{2 \cdot t_1 \cdot f_{t1} \cdot s_1 \cdot f_{s1}}{f_{s2}} + t_1^2 \cdot \frac{f_{t1}^2}{f_{s2}} \right) \right] \end{aligned} \quad (3.4.30)$$

und damit die Substitutionsgleichung:

$$W_L = \frac{d \cdot (L_{x2} \cdot x^2 - L_x \cdot x + L_0)}{2 \cdot (E_0 - E_x \cdot x)} \quad (3.4.31)$$

#### Arbeit des Fließmomentes

Das Fließmoment  $M_y$  leistet die Arbeit

$$W_{pl} = M_y \cdot \theta = \frac{M_y}{e} \quad (3.4.32)$$

Substituiert ergibt sich mit Gl. 3.4.28

$$W_{pl} = \frac{M_y}{E_0 - E_x} \cdot x \quad (3.4.33)$$

### Rechnerische Tragfähigkeit

Die gesuchte Tragfähigkeit  $R_{u,0}$  der Bruchursache 3-H infolge einer virtuellen Verschiebung läßt sich durch die Arbeit der generalisierten äußeren Kräfte ausdrücken:

$$R_{u,0} \cdot 1 = W_L + W_{pl} \quad (3.4.34)$$

Durch Ableitung nach  $x$  und der Suche nach den Nullstellen der Gleichung erhält man  $x$ . Damit läßt sich die kleinste Traglast der Verbindung für diese Bruchursache berechnen. Die Gleichung 3. Grades für das gesuchte  $x$  lautet:

$$x^3 + S_{x2} \cdot x^2 + S_{x1} \cdot x + S_0 = 0 \quad (3.4.35)$$

$$S_{x2} = \frac{-3 E_0}{E_x}$$

$$S_{x1} = \frac{4 E_0^2 L_{x2} + 2 E_0 E_x L_x - 2 E_x^2 L_0 - \frac{4 M_y}{d} E_x^2}{2 E_x^2 L_{x2}}$$

$$S_0 = \frac{-2 E_0^2 L_x + 2 E_0 E_x L_0 + \frac{4 M_y}{d} E_0 E_x}{2 E_x^2 L_{x2}}$$

An dem verformten System liefern die vertikalen Komponenten der Ausziehungskräfte und die vertikale Komponente der Umlenkkräfte einen Beitrag zur Gesamttragfähigkeit.

Unter der Annahme, daß der Drehpunkt im Bereich von  $s_1$  liegt, gilt aus Gleichgewichtsgründen:

$$x_D^{s_1} = \frac{s_1 \cdot \tau_{s_1} - t_1 \cdot \tau_{t_1} - t_2 \cdot \tau_{t_2} - s_2 \cdot \tau_{s_2} - \frac{2 \cdot \Delta N_2}{\pi \cdot d}}{2 \cdot \tau_{s_1}} \quad (3.4.36)$$

Analog dazu ergeben sich für die Annahme, daß der Drehpunkt in den Bereichen  $t_1$ ,  $t_2$  bzw.  $s_2$  liegt, die folgenden Gleichungen:

$$x_D^{t_1} = \frac{s_1 \cdot \tau_{s_1} + t_1 \cdot \tau_{t_1} - t_2 \cdot \tau_{t_2} - s_2 \cdot \tau_{s_2} - \frac{2 \cdot \Delta N_2}{\pi \cdot d}}{2 \cdot \tau_{t_1}} \quad (3.4.37)$$

$$x_D^{t_2} = \frac{-s_1 \cdot \tau_{s_1} - t_1 \cdot \tau_{t_1} + t_2 \cdot \tau_{t_2} + s_2 \cdot \tau_{s_2} + \frac{2 \cdot \Delta N_2}{\pi \cdot d}}{2 \cdot \tau_{t_2}} \quad (3.4.38)$$

$$x_D^{s_2} = \frac{-s_1 \cdot \tau_{s_1} - t_1 \cdot \tau_{t_1} - t_2 \cdot \tau_{t_2} + s_2 \cdot \tau_{s_2} + \frac{2 \cdot \Delta N_2}{\pi \cdot d}}{2 \cdot \tau_{s_2}} \quad (3.4.39)$$

Das gesuchte  $x_D$  muß positiv sein und darf die Bereichsgrenzen nicht überschreiten. Die Umlenkraft wird dabei im theoretischen Knickpunkt angesetzt.

1. Fall:  $x_D$  in  $s_1$  oder  $t_1$

$$R_{u,\tau} = \pi \cdot \frac{d \cdot \sin(\max \theta)}{2} \cdot (\tau_{s_2} \cdot x_1 + t_2 \cdot \tau_{t_2}) + \Delta N_2 \cdot \sin\left(\frac{\max \theta}{2}\right) \quad (3.4.40)$$

2. Fall:  $x_D$  in  $s_2$  oder  $t_2$

$$R_{u,\tau} = \pi \cdot \frac{d \cdot \sin(\max \theta)}{2} \cdot [\tau_{s_1} \cdot (s_1 - 2 \cdot x) + \tau_{t_1} \cdot t_1] \quad (3.4.41)$$

Die Gl. 3.4.34 ist bei der Berechnung der Traglast um den Anteil  $R_{u,\tau}$  zu ergänzen.

## 3.4.3.2 Bruchursache 3a - H (einschnittig)

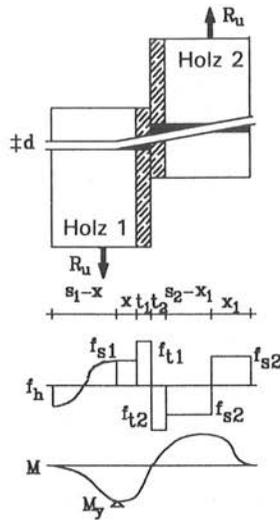
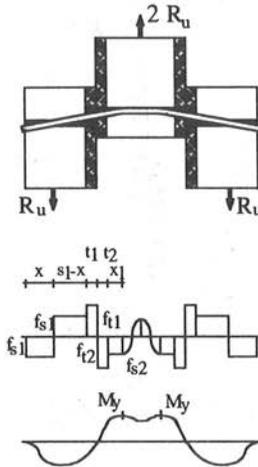


Bild 3.4.4: Bruchursache 3a-H (einschnittig)

Bei Bruchursache 3a-H (einschnittig) befindet sich im Gegensatz zu Bruchursache 3-H (einschnittig) das Fließgelenk im Holz 1. Für die Aufstellung der Arbeitsgleichungen müssen lediglich die Indizes 1 bzw. 2 der geometrischen und werkstoffbezogenen Parameter  $s$ ,  $t$ ,  $f$ ,  $\tau$  und  $\Delta N$  der Bruchursache 3-H (einschnittig) miteinander vertauscht werden.

### 3.4.3.3 Bruchursache 3 - H (zweischnittig)

Die Bruchursache 3-H (zweischnittig) (**Bild 3.4.5**) unterscheidet sich bei der Berechnung der Tragfähigkeit einer Scherfläche von Bruchursache 3-H (einschnittig) durch die Auszieh- und Umlenkkräfte. Der Drehpunkt  $x_D$  liegt durch die Symmetrieeigenschaften an der Stelle des Fließgelenkes im Mittelholz fest, so daß das Verbindungsmittel zwischen den Umlenkbereichen nicht verschoben wird.



**Bild 3.4.5:** Bruchursache 3-H (zweischnittig)

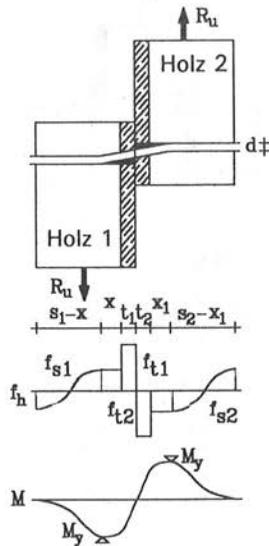
In diesem Fall sind zusätzlich die vertikalen Komponenten der Ausziehkräfte bei der Berechnung der Traglast wie folgt zu berücksichtigen:

$$\begin{aligned}
 R_u &= R_{u,0} + R_{u,\tau} \\
 &= R_{u,0} + \pi \cdot \frac{d \cdot \sin(\max \theta)}{2} \cdot [\tau_{s1} \cdot (s_1 - 2 \cdot x) + t_1 \cdot \tau_{t1}] \quad (3.4.42)
 \end{aligned}$$

### 3.4.4 Bruchursache 4-H

#### 3.4.4.1 Bruchursache 4-H (einschnittig)

Bei Bruchursache 4-H (einschnittig) bildet sich sowohl in Holz 1 als auch in Holz 2 ein Fließgelenk aus (siehe **Bild 3.4.6**). Die Auszieh- und die Umlenkkräfte beeinflussen die Tragfähigkeit der Verbindung.



**Bild 3.4.6:** Bruchursache 4-H (einschnittig)

Aus Gleichgewichtsgründen gilt:

$$x_1 = \frac{x \cdot f_{s1} + t_1 \cdot f_{t1} - t_2 \cdot f_{t2}}{f_{s2}} \quad (3.4.43)$$

eingesetzt in

$$e = x + t_1 + t_2 + x_1 \quad (3.4.44)$$

folgt:

$$e = x \cdot \left(1 + \frac{f_{s1}}{f_{s2}}\right) + t_1 \cdot \left(1 + \frac{f_{t1}}{f_{s2}}\right) + t_2 \cdot \left(1 - \frac{f_{t2}}{f_{s2}}\right) \quad (3.4.45)$$

Substituiert lautet die Gleichung

$$e = E_0 - E_x \cdot x \quad (3.4.46)$$

*Arbeit der Lochleibungskräfte*

Für die Arbeit der Lochleibungskräfte ermittelt aus den Lochleibungsspannungen  $f(s)$

$$\begin{aligned} W_L &= \int d \cdot f(s) \cdot \theta \cdot s \cdot ds \\ &= \frac{d}{2} \cdot \theta \cdot [f(s) \cdot s^2]_{s=0}^{s=x+t_1+t_2+x_1} \end{aligned} \quad (3.4.47)$$

und mit dem Knickwinkel  $\theta = \frac{1}{e}$  folgt:

$$\begin{aligned} W_L &= \frac{d}{2 \cdot e} \cdot [x^2 \cdot (f_{s1} + \frac{f_{s1}^2}{f_{s2}}) \\ &\quad + x \cdot (2 \cdot t_1 \cdot f_{t1} + 2 \cdot \frac{f_{s1} \cdot t_1 \cdot f_{t1}}{f_{s2}}) \\ &\quad + (t_1^2 \cdot \frac{f_{t1}^2}{f_{s2}} - t_2^2 \cdot \frac{f_{t2}^2}{f_{s2}} + t_1^2 \cdot f_{t1} + t_2^2 \cdot f_{t2})] \end{aligned} \quad (3.4.48)$$

Diese Gleichung wird wie folgt substituiert:

$$W_L = \frac{d \cdot (L_{x2} \cdot x^2 - L_x \cdot x + L_0)}{2 \cdot (E_0 - E_x \cdot x)} \quad (3.4.49)$$

*Arbeit des Fließmomentes*

Die Fließmomente  $M_y$  leisten die Arbeit

$$W_{pl} = 2 \cdot M_y \cdot \theta = \frac{2 M_y}{e} \quad (3.4.50)$$

$$W_{pl} = \frac{2 M_y}{E_0 - E_x \cdot x} \quad (3.8.51)$$

*Rechnerische Tragfähigkeit*

Die Tragfähigkeit  $R_{u,0}$  der Bruchursache 4-H (einschnittig) infolge einer virtuellen Verschiebung ist:

$$R_{u,0} \cdot 1 = W_L + W_{pl} \quad (3.4.52)$$

Die kleinste Traglast der Verbindung für diese Bruchursache berechnet sich durch Ableitung nach  $x$  und der Suche nach den Nullstellen der folgenden Gleichung.

$$x^3 + S_{x2} \cdot x^2 + S_{x1} \cdot x + S_0 = 0 \quad (3.4.53)$$

mit

$$S_{x2} = \frac{-3 E_0}{E_x}$$

$$S_{x1} = \frac{4 E_0^2 L_{x2} + 2 E_0 E_x L_x - 2 E_x^2 L_0 - \frac{8 M_y}{d} E_x^2}{2 E_x^2 L_{x2}}$$

$$S_0 = \frac{-2 E_0^2 L_x + 2 E_0 E_x L_0 + \frac{8 M_y}{d} E_0 E_x}{2 E_x^2 L_{x2}}$$

An dem verformten System liefern noch die vertikalen Komponenten der Ausziehungskräfte einen Beitrag zur Gesamttragfähigkeit.

Unter der Annahme, daß der Drehpunkt im Bereich von  $s_1$  liegt, gilt aus Gleichgewichtsgründen:

$$x_D^{s1} = \frac{s_1 \cdot \tau_{s1} - t_1 \cdot \tau_{t1} - t_2 \cdot \tau_{t2} - s_2 \cdot \tau_{s2} + \frac{2}{\pi \cdot d} \cdot (\Delta N_1 - \Delta N_2)}{2 \cdot \tau_{s1}} \quad (3.4.54)$$

Analog dazu ergeben sich für die Annahme, daß der Drehpunkt in den Bereichen  $t_1$ ,  $t_2$  bzw.  $s_2$  liegt, die folgenden Gleichungen:

$$x_D^{t1} = \frac{s_1 \cdot \tau_{s1} + t_1 \cdot \tau_{t1} - t_2 \cdot \tau_{t2} - s_2 \cdot \tau_{s2} + \frac{2}{\pi \cdot d} \cdot (\Delta N_1 - \Delta N_2)}{2 \cdot \tau_{t1}} \quad (3.4.55)$$

$$x_D^{t2} = \frac{-s_1 \cdot \tau_{s1} - t_1 \cdot \tau_{t1} + t_2 \cdot \tau_{t2} + s_2 \cdot \tau_{s2} - \frac{2}{\pi \cdot d} \cdot (\Delta N_1 - \Delta N_2)}{2 \cdot \tau_{t2}} \quad (3.4.56)$$

$$x_D^{s2} = \frac{-s_1 \cdot \tau_{s1} - t_1 \cdot \tau_{t1} - t_2 \cdot \tau_{t2} + s_2 \cdot \tau_{s2} - \frac{2}{\pi \cdot d} \cdot (\Delta N_1 - \Delta N_2)}{2 \cdot \tau_{s2}} \quad (3.4.57)$$

Das gesuchte  $x_D$  muß positiv sein und darf die Bereichsgrenzen nicht überschreiten. Die Gl. 3.4.52 ist bei der Berechnung der Traglast um den Anteil  $R_{u,\tau}$  zu ergänzen.

1. Fall:  $x_D$  in  $s_1$  oder  $t_1$

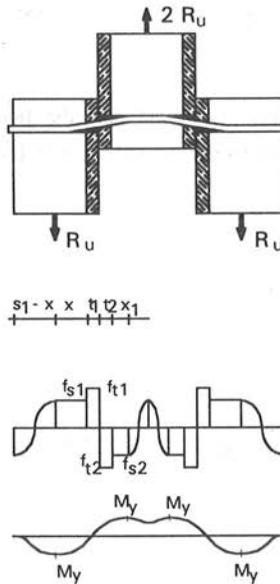
$$R_{u,\tau} = \pi \cdot \frac{d \cdot \sin(\max \theta)}{2} \cdot (\tau_{s2} \cdot x_1 + \tau_{t2} \cdot t_2) + \Delta N_2 \cdot \sin\left(\frac{\max \theta}{2}\right) \quad (3.4.58)$$

2. Fall:  $x_D$  in  $s_2$  oder  $t_2$

$$R_{u,\tau} = \pi \cdot \frac{d \cdot \sin(\max \theta)}{2} \cdot (\tau_{s1} \cdot x + \tau_{t1} \cdot t_1) + \Delta N_1 \cdot \sin\left(\frac{\max \theta}{2}\right) \quad (3.4.59)$$

### 3.4.4.2 Bruchursache 4 - H (zweischnittig)

Die Bruchursache 4-H (zweischnittig) (**Bild 3.4.7**) unterscheidet sich von Bruchursache 4-H (einschnittig) durch die Auszieh- und Umlenkräfte. Der Drehpunkt  $x_D$  liegt durch die Symmetrieeigenschaften an der Stelle des Fließgelenkes im Mittelholz fest.



**Bild 3.4.7:** Bruchursache 4-H (zweischnittig)

An dem verformten System ergibt sich die vertikale Komponente der Ausziehkräfte zu:

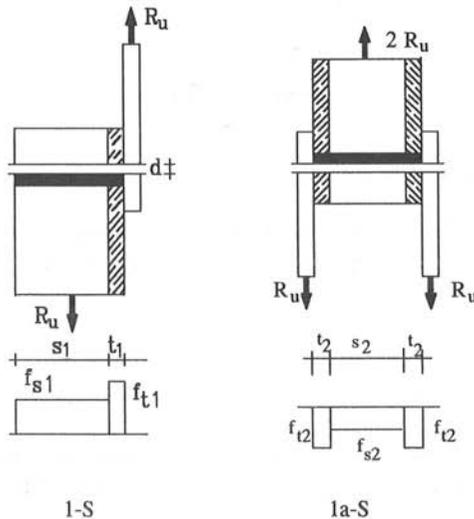
$$R_{u,\tau} = \pi \cdot \frac{d \cdot \sin(\max \theta)}{2} \cdot (\tau_{s1} \cdot x + \tau_{t1} \cdot t_1) + \Delta N \cdot \sin\left(\frac{\max \theta}{2}\right) \quad (3.4.60)$$

### 3.5 Rechenmodell für Stahlblech-Holz-Verbindungen

Für die Herleitung der theoretischen Tragfähigkeit von Stahlblech-Holz-Verbindungen wird vorausgesetzt, daß die Stahlbleche eine ausreichende Lochleibungs- und Zugfestigkeit besitzen, so daß sie bei der Bemessung nicht maßgebend werden. Weiterhin wird angenommen, daß sich nur Fließgelenke im Holz und/oder in der Scherfuge zwischen Stahlblech und Holz ausbilden können. Bei Verbindungen mit außenliegenden Stahlblechen ist durch eine Endverankerung ausgeschlossen, daß das Verbindungsmittel aus dem Stahlblech herausgezogen wird. Somit stellt sich der Drehpunkt  $x_D$  im Falle einer Schrägstellung immer in der Scherfuge ein.

#### 3.5.1 Bruchursache 1-S und 1a-S

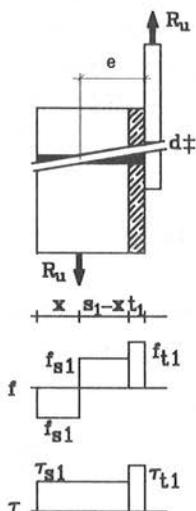
Diese Bruchursachen, dargestellt in **Bild 3.5.1**, entsprechen den Bruchursachen 1-H und 1a-H. Die rechnerische Tragfähigkeit  $R_u$  ist in Abschnitt 3.4.1 angegeben.



**Bild 3.5.1:** Bruchursache 1-S und 1a-S

### 3.5.2 Bruchursache 2-S

Diese Bruchursache (**Bild 3.5.2**) tritt nur bei einschnittigen Verbindungen mit dünnen, biegeweichen Stahlblechen auf. Es kommt, wie bei Bruchursache 2-H, zu einer Schrägstellung des Verbindungsmittels über die gesamte Länge, wobei es aus dem Holz herausgezogen wird.



**Bild 3.5.2:** Bruchursache 2-S

Bei einer virtuellen Verschiebung in Richtung der gesuchten Bruchlast  $R_u$  um den Betrag 1 ändert das Verbindungsmittel seine Lage um den Winkel:

$$\theta = \frac{1}{e} = \frac{1}{s_1 + t_1 - x} = \frac{1}{E_0 - x} \quad (3.5.1)$$

*Arbeit der Lochleibungskräfte*

Für die Lochleibungskräfte ermittelt aus den Lochleibungsfestigkeiten  $f(s)$  bei einer virtuellen Verschiebung der Kraft  $R_u$  um den Betrag 1 folgt die Arbeitsgleichung:

$$W_L = \int d \cdot f(s) \cdot \theta \cdot s \cdot ds = \frac{d}{2} \cdot \theta \cdot [f(s) \cdot s^2]_{s=0}^s = s_1 + t_1 \quad (3.5.2)$$

$$W_L = \frac{d}{2} \cdot \theta \cdot [x^2 \cdot f_{s1} + f_{s1} \cdot (s_1 - x)^2 + f_{t1} \cdot (((s_1 - x) + t_1)^2 - (s_1 - x)^2)] \quad (3.5.3)$$

und damit nach der Substitution:

$$W_L = \frac{d \cdot (L_{x2} \cdot x^2 - L_x \cdot x + L_0)}{2 \cdot (E_0 - x)} \quad (3.5.4)$$

### Rechnerische Tragfähigkeit

Die Arbeiten, die bei einer virtuellen Verschiebung verrichtet werden, müssen miteinander im Gleichgewicht stehen. Daraus folgt für die gesuchte Tragfähigkeit  $R_{u,0}$  dieses Anschlusses infolge einer virtuellen Verschiebung:

$$R_{u,0} \cdot 1 = W_L \quad (3.5.5)$$

Durch Ableitung nach  $x$  und der Suche nach den Nullstellen ergibt sich die Bestimmungsgleichung für die Bruchursache 2-S:

$$x^3 + S_{x2} \cdot x^2 + S_{x1} \cdot x + S_0 = 0 \quad (3.5.6)$$

mit

$$S_{x2} = -3 \cdot E_0 \quad (3.5.7)$$

$$S_{x1} = \frac{2 \cdot E_0^2 \cdot L_{x2} + E_0 \cdot L_x - L_0}{L_{x2}} \quad (3.5.8)$$

$$S_0 = \frac{E_0 \cdot L_0 - E_0^2 \cdot L_x}{L_{x2}} \quad (3.5.9)$$

Die vertikale Komponente der Ausziehkräfte am verformten System berechnet sich zu:

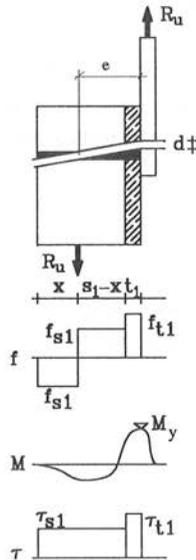
$$R_{u,\tau} = \pi \cdot \frac{d \cdot \sin(\max \theta)}{2} \cdot [t_1 \cdot \tau_{t1} + \tau_{s1} \cdot (s_1 - 2 \cdot x)] \quad (3.5.10)$$

Damit kann die Traglast der Bruchursache 2-S als Summe aller Kräfte am verformten System bestimmt werden.

### 3.5.3 Bruchursache 3-S und 3a-S

#### 3.5.3.1 Bruchursache 3-S

Bei Bruchursache 3-S (**Bild 3.5.3**) tritt das Fließgelenk des Verbindungsmittels am Rande des Stahlbleches auf. Dies kann sowohl bei ein- als auch bei zweischnittigen Verbindungen mit dicken, biegesteifen Stahlblechen vorkommen.



**Bild 3.5.3:** Bruchursache 3-S

Der Hebelarm der gesuchten Traglast ergibt sich zu:

$$e = s_1 + t_1 - x = E_0 - x \quad (3.5.11)$$

*Arbeit der Lochleibungskräfte*

Die Arbeit der Lochleibungskräfte ermittelt aus den Lochleibungsspannungen  $f(s)$  ist mit dem Umlenkwinkel  $\theta = \frac{1}{e}$ :

$$W_L = \frac{d}{2 \cdot e} \cdot [x^2 \cdot 2 \cdot f_{s1} - x \cdot (2 \cdot s_1 \cdot f_{s1} + 2 \cdot t_1 \cdot f_{t1}) + (s_1^2 \cdot f_{s1} + 2 \cdot t_1 \cdot s_1 \cdot f_{t1} + t_1^2 \cdot f_{t1})] \quad (3.5.12)$$

und damit die Substitutionsgleichung:

$$W_L = \frac{d \cdot (L_{x2} \cdot x^2 - L_x \cdot x + L_0)}{2 \cdot (E_0 - x)} \quad (3.5.13)$$

#### Arbeit des Fließmomentes

Das Fließmoment  $M_y$  leistet die Arbeit

$$W_{pl} = M_y \cdot \theta = \frac{M_y}{e} \quad (3.5.14)$$

Substituiert ergibt sich mit Gl. 3.5.11

$$W_{pl} = \frac{M_y}{E_0 - x} \quad (3.5.15)$$

#### Rechnerische Tragfähigkeit

Die Bestimmungsgleichung für Bruchursache 3-S lautet:

$$R_u \cdot 1 = W_L + W_{pl} \quad (3.5.16)$$

Durch Ableitung nach  $x$  und der Suche nach den Nullstellen erhält man  $x$  mit folgender Gleichung:

$$x^3 + S_{x2} \cdot x^2 + S_{x1} \cdot x + S_0 = 0 \quad (3.5.17)$$

mit

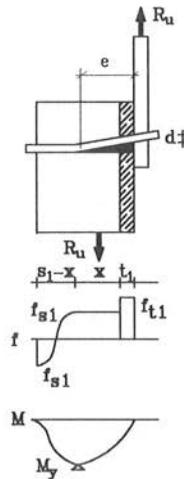
$$\begin{aligned} S_{x2} &= -3 E_0 \\ S_{x1} &= \frac{2 E_0^2 L_{x2} + E_0 L_x - L_0 - \frac{2 M_y}{d}}{L_{x2}} \\ S_0 &= \frac{-E_0^2 L_x + E_0 L_0 + \frac{2 M_y}{d} E_0}{L_{x2}} \end{aligned}$$

Somit liegen die geometrischen Verhältnisse für diese Bruchursache fest. An dem verformten System liefern noch die vertikalen Komponenten der Haftfestigkeiten einen Lastanteil zur Gesamttragfähigkeit.

$$R_{u,\tau} = \pi \cdot \frac{d \cdot \sin(\max \theta)}{2} \cdot [t_1 \cdot \tau_{t1} + \tau_{s1} \cdot (s_1 - 2 \cdot x)] \quad (3.5.18)$$

### 3.5.3.2 Bruchursache 3a-S

Diese Bruchursache (**Bild 3.5.4**) kann bei einschnittigen Verbindungen auftreten, wenn das Stahlblech sehr dünn ist und dadurch ausbeulen kann oder wenn das Bohrloch im Stahlblech im Verhältnis zum Verbindungsmitteldurchmesser groß ist.



**Bild 3.5.4:** Bruchursache 3a-S

Mit dem Hebelarm

$$e = t_1 + x = E_0 - E_x \cdot x \quad (3.5.19)$$

läßt sich die Arbeit der Lochleibungskräfte und der Biegemomente berechnen.

*Arbeit der Lochleibungskräfte*

Die Lochleibungsspannungen verrichten bei einer virtuellen Verrückung die Arbeit:

$$W_L = \frac{d}{2 \cdot e} \cdot [x^2 \cdot f_{s1} + x \cdot (2 \cdot t_1 \cdot f_{t1}) + t_1^2 \cdot f_{t1}] \quad (3.5.20)$$

Diese Gleichung wird wie folgt substituiert:

$$W_L = \frac{d \cdot (L_{x2} \cdot x^2 - L_x \cdot x + L_0)}{2 \cdot (E_0 - E_x \cdot x)} \quad (3.5.21)$$

*Arbeit des Fließmomentes*

Das Fließmoment  $M_y$  leistet die Arbeit

$$W_{pl} = M_y \cdot \theta = \frac{M_y}{e} \quad (3.5.22)$$

Substituiert ergibt sich

$$W_{pl} = \frac{M_y}{E_0 - E_x \cdot x} \quad (3.5.23)$$

Die rechnerische Tragfähigkeit läßt sich entsprechend Bruchursache 3a-H mit den oben angegebenen Substitutionsgleichungen bestimmen.

Die vertikale Komponente der Ausziehkräfte berechnet sich zu:

$$R_{u,\tau} = \pi \cdot \frac{d \cdot \sin(\max \theta)}{2} \cdot (\tau_{s1} \cdot x + \tau_{t1} \cdot t_1) + \Delta N_1 \cdot \sin\left(\frac{\max \theta}{2}\right) \quad (3.5.24)$$

**3.5.4 Bruchursache 4-S**

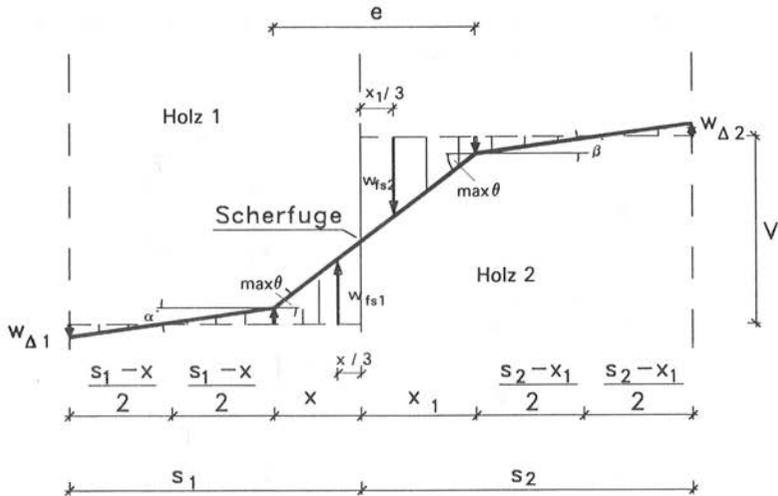
Bei Bruchursache 4-S (**Bild 3.5.5**) treten am Rand des Stahlblechs und im Holz ein Fließgelenk auf. Die Herleitung der Gleichungen für diese Bruchursache erfolgt analog zu Bruchursache 4-H. Die Traglasten bei ein- und zweischnittigen Verbindungen unterscheiden sich nicht.





### 3.6 Rechenmodell für das Spaltversagen von Verbindungen

Die Berechnung der Spaltbeanspruchung von Verbindungen unter der Voraussetzung, daß die Verschiebung des Verbindungsmittels in Dickenrichtung konstant ist, wurde schon in Abschnitt 2.5.2 beschrieben. Diese Voraussetzung ist jedoch nur bei Bruchursache 1 bzw. 1a erfüllt. Bei den übrigen Bruchursachen verbiegt sich das Verbindungsmittel oder es stellt sich schräg, so daß es über die Dicke  $t$  unterschiedlich in das Holz eingedrückt wird. Um dies zu berücksichtigen, wird die Verformungsfigur des Verbindungsmittels benötigt. Die Verformungsfigur läßt sich aus den berechneten Geometrieverhältnissen der maßgebenden Bruchursache ausreichend genau bestimmen, wenn die Gesamtverschiebung  $v$  der Verbindung bekannt ist. In Bild 3.6.1 ist exemplarisch die angenommene Verformungsfigur des Verbindungsmittels von Bruchursache 4-H (einschnittig) dargestellt.



**Bild 3.6.1:** Angenommene Verformungsfigur (Bruchursache 4-H einschnittig)

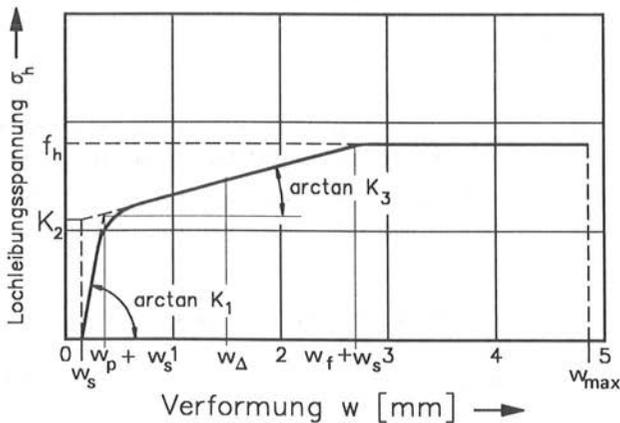
Um das Fließmoment am Knickpunkt zu aktivieren, drückt sich das Verbindungsmittel im sogenannten horizontalen Bereich etwas ein. Die Eindrückung  $w_{\Delta}$  läßt sich näherungsweise wie folgt abschätzen:

$$w_{\Delta} = \frac{w_p + w_f}{2} + w_s \quad (3.6.1)$$

mit

$$w_p = \frac{K_2}{K_1 + K_3} \quad w_f = \frac{f_h - K_2}{K_3}$$

In **Bild 3.6.2** sind diese einzelnen Verformungsgrößen erläutert.



**Bild 3.6.2:** Idealierte Last-Verformungskurve eines Lochleibungsversuchs

Die Tragfähigkeit einer Verbindung ist nach DIN EN 26891 definiert als die größte Last bevor die Gesamtverschiebung von 15 mm erreicht ist. D.h. es muß zuerst überprüft werden, ob die Verbindung bei  $v = 15$  mm Verschiebung durch Aufspalten versagt hat. Zur Berechnung der Spaltbeanspruchung werden die an der Verbindung beteiligten Hölzer in Elemente unterteilt. Aus der Verformungsfigur erhält man für jedes Element die mittlere Eindrückung des Verbindungsmittels und daraus mit Hilfe der Verdrängungstheorie die vorhandene Spaltbeanspruchung. Dazu wird das in Abschnitt 2.5.2.2 beschriebene Rechenprogramm benutzt. Die Summe der Spaltbeanspruchungen der Elemente eines Holzes ergibt die gesamte Spaltkraft. Diese Spaltkraft muß mit der kritischen Spaltkraft verglichen werden. Die kritische Spaltkraft wurde in Abschnitt 2.5.4 mit bruchmechanischen Methoden hergeleitet. Als effektive Holzdicke wird der Bereich des Holzes

eingesetzt, auf den die berechnete Traglast  $R_{u,0}$  wirkt. Die effektive Holzdicke ergibt sich somit zu:

$$e f t = \frac{R_{u,0}}{f_h \cdot d} \quad (3.6.2)$$

Spaltet die Verbindung bei der Verschiebung von 15 mm auf, wird  $v$  schrittweise so lange reduziert bis kein Spaltversagen eintritt. Somit ist die tatsächliche Verschiebung der Verbindung im Traglastzustand bekannt. Der Umlenkwinkel  $\max \theta$  kurz vor Versagen ergibt sich zu:

$$\max \theta = \arctan \frac{v - w_{\Delta 1} - w_{\Delta 2}}{e} \quad (3.6.3)$$

Dabei wird ggfs. die Lochleibungsfestigkeit der Hölzer nicht voll ausgenutzt. Mit Hilfe der Eindrückung  $w_{fs1}$  bzw.  $w_{fs2}$  (siehe **Bild 3.6.1**) in den Schwerpunkten der näherungsweise dreiecksförmigen Eindrückung in Holz 1 bzw. 2 wird aus der bekannten Lochleibungsspannungs-Verformungskurve die zugehörige Spannung bestimmt.

Für z.B. Bruchursache 4-H (einschnittig) errechnet sich  $w_{fs1}$  bzw.  $w_{fs2}$  zu

$$w_{fs1} = \frac{2}{3} \cdot x \cdot \tan(\max \theta) + w_{\Delta 1} \quad (3.6.4)$$

$$w_{fs2} = \frac{2}{3} \cdot x_1 \cdot \tan(\max \theta) + w_{\Delta 2} \quad (3.6.5)$$

Hat Holz 1 und Holz 2 die gleichen Werkstoffeigenschaften und beträgt die Verschiebung der Verbindung 15 mm, so ergibt sich  $w_{fs1}$  und  $w_{fs2}$  für  $w_{\Delta} = 0$  zu 5 mm. Diese Eindrückung wurde auch zur Definition der Lochleibungsfestigkeit in prEN 383 benutzt.

Mit der aus der Arbeitslinie bestimmten Lochleibungsspannung wird die rechnerische Tragfähigkeit  $R_u$  der einzelnen Bruchursachen ermittelt. Maßgebend ist jeweils der kleinste Wert der sich aus den Bestimmungsgleichungen der möglichen Bruchursachen ergibt.

Bei Verbindungen mit verstärkten Anschlußbereichen wird ein Aufspalten durch die aufgeklebten Holzwerkstoffplatten behindert. Im Rechenmodell wird davon ausgegangen, daß bei diesen Verbindungen ein Spaltversagen nicht auftritt.

### 3.7 Rechenprogramm "XJOINT"

Basierend auf dem vorher beschriebenen theoretischen Modell, wurde das Computerprogramm "XJOINT" (Xylon <griech.: 'Holz'> *JOINT* <engl.: 'Verbindung'>) zur Berechnung der Tragfähigkeit von ein- und zweischnittigen Verbindungen unter Berücksichtigung der Verankerung des stiftförmigen Verbindungsmittels im Holz und des Spaltversagens entwickelt. Damit können sowohl Holz-Holz-Verbindungen als auch Stahlblech-Holz-Verbindungen mit und ohne Verstärkungsmaßnahmen berechnet werden. Für die Berechnung der Traglasten der Anschlüsse werden alle möglichen Versagensarten für jede Scherfläche getrennt untersucht und die Ergebnisse, d.h. die Tragfähigkeit bzw. ihre Geometrie im Bruchzustand, insbesondere die Verschiebung der Verbindung beim Versagen, in Dateien aufgelistet oder auf dem Drucker ausgegeben. Dieses Programm dient in erster Linie dazu, die Tragfähigkeit einer ausreichend großen Anzahl von gleichartigen Verbindungen zu ermitteln, um daraus das 5%-Fraktile zu bestimmen, so daß auf Grundlage des neuen Sicherheitskonzepts verfeinerte Bemessungsregeln für Verbindungen angegeben werden können. Es ist jedoch so aufgebaut, daß die Tragfähigkeit einer einzelnen Verbindung benutzerfreundlich durch Abfrage der Eingangsgrößen auf einem Personal-Computer (PC) berechnet werden kann. Auch besteht die Möglichkeit, durch Aufruf eines Unterprogramms das Last-Verschiebungsdiagramm der berechneten Verbindung auf dem Bildschirm darzustellen und zu speichern.

Das Programm XJOINT setzt sich aus dem Hauptprogramm und 17 Unterprogrammen zusammen. Das Hauptprogramm steuert das Öffnen der Dateien, definiert die Textvariablen für die Bildschirmabfrage und ruft die vom Benutzer gewünschten Unterprogramme auf.

Die einzelnen Unterprogramme (UPe) sind:

- XEIN                   UP zur Abfrage und Eingabe der Verbindungsparameter
- XEINLES             UP zum Einlesen einer Datei mit Verbindungsparametern
- XBILD                UP zur graphischen Darstellung der Verbindung
- XRECHEN            UP zur Steuerung der Tragfähigkeitsberechnung
- XRECHEN1          UP zur Berechnung der Tragfähigkeit von einschnittigen Verbindungen

- XRECHEN2      UP zur Berechnung der Tragfähigkeit von zweischnittigen Verbindungen
- XXX            UP zur Lösung von Gleichungen nach dem Newtonschen Iterationsverfahren
- XKRIT          UP zur Überprüfung der statisch möglichen Versagensform
- XSPALT        UP zur Berechnung der Spaltbeanspruchung einer Holz-Holz-Verbindung
- XSPALTS      UP zur Berechnung der Spaltbeanspruchung einer Stahlblech-Holz-Verbindung
- XSPALSA      UP zur Berechnung der Spaltbeanspruchung einer zweischnittigen Stahlblech-Holz-Verbindung mit außenliegenden Stahlblechen
- XSPARECH     UP zur Berechnung der Spaltkraft einer dünnen Holzscheibe
- XSPADIA      UP zur Ermittlung einer Beanspruchung aus einem Last-Verformungsdiagramm
- XDRUCK        UP zum Drucken der Ergebnisse
- XDRUCKA      UP zum Drucken der Ergebnisse mit der Geometrie im Traglastzustand
- XSAS          UP zur Erstellung einer Ergebnisdatei für eine statistische Auswertung
- XDIA          UP zur Darstellung des Last-Verschiebungsdiagramms einer Verbindung
- XINFO         UP mit Informationen über das Programm

Im Anhang B sind die Flußdiagramme des Hauptprogramms und einiger Unterprogramme zusammengestellt.

Zur Berechnung der Tragfähigkeit einer Verbindung sind folgende Eingabedaten erforderlich:

#### 1. Kennwerte der Hölzer

Dicke der Hölzer von 1-i	$S_i$
Lochleibungsfestigkeit der Hölzer	$f_{si}$
Haftfestigkeit des Verbindungsmittels in den Hölzern	$\tau_{si}$
Gleitreibungsbeiwert Verbindungsmittel/Holz	$\mu_{si}$

2. *Kennwerte der Verstärkungswerkstoffe*

Dicke der aufgeklebten Holzwerkstoffplatten	$t_i$
Lochleibungsfestigkeit der Holzwerkstoffe	$f_{ti}$
Haftfestigkeit des Verbindungsmittels in den Holzwerkstoffen	$\tau_{si}$

3. *Kennwerte des Verbindungsmittels*

Durchmesser des Verbindungsmittels	$d$
Spannungsdurchmesser des Verbindungsmittels	$d_{sp}$
Fließspannung des Verbindungsmittels	$f_y$

4. *Kennwerte zur Beschreibung der Arbeitslinie unter Lochleibungsbeanspruchung*

in Faserrichtung	$K_{1,i}$ , $K_{2,i}$ und $K_{3,i}$
rechtwinklig zur Faserrichtung	$K_{1,i}$ , $K_{2,i}$ und $K_{3,i}$
Schlupf in Faserrichtung	$w_{s,i}$

5. *Kennwerte zur Berücksichtigung des Spaltversagens*

Spaltbruchzähigkeit der Hölzer	$(\sqrt{W \cdot E})_i$
kleinster Abstand des Verbindungsmittels vom Rand	$a_4$
Verhältnis Elastizitätsmodul in Faserrichtung zu Schubmodul	$E/G$
Faktor zur Berechnung der Breite des vertikal zerdrückten Holzes	$k_{bd}$

Bei Stahlblech-Holz-Verbindungen wird für die Stahlbleche eine ausreichende Festigkeit vorausgesetzt. Das Programm erkennt selbständig, ob es sich um eine ein- oder zweischnittige Verbindung handelt. Die Traglast einer Verbindung kann wahlweise mit und ohne Berücksichtigung des Spaltversagens berechnet werden. Bei Verbindungen mit außenliegenden Stahlblechen ist es möglich, sowohl die Tragfähigkeit der Verbindung mit dünnen, biegeweichen Stahlblechen als auch die Tragfähigkeit der Verbindung mit dicken, steifen Stahlblechen zu berechnen. Nach ENV 1995-1-1 liegen dünne Stahlbleche vor, wenn  $t_{Blech} \leq 0,5d$  ist. Stahlbleche mit  $t_{Blech} \geq d$  besitzen eine ausreichende Steifigkeit und werden als dicke Stahlbleche bezeichnet. Für  $0,5d < t_{Blech} < d$  darf nach diesem Entwurf die Tragfähigkeit linear interpoliert werden.

### 3.8 Überprüfung des Rechenmodells anhand von Bauteilversuchen

Mit Hilfe des vorgestellten Computerprogramms werden im folgenden die Tragfähigkeiten und die Verschiebungen beim Versagen von verschiedenen Verbindungen rechnerisch ermittelt und mit gemessenen Traglasten und Verschiebungen aus Versuchen verglichen. Am Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen der Universität Karlsruhe liegen neuere Versuchsergebnisse mit folgenden Verbindungen vor:

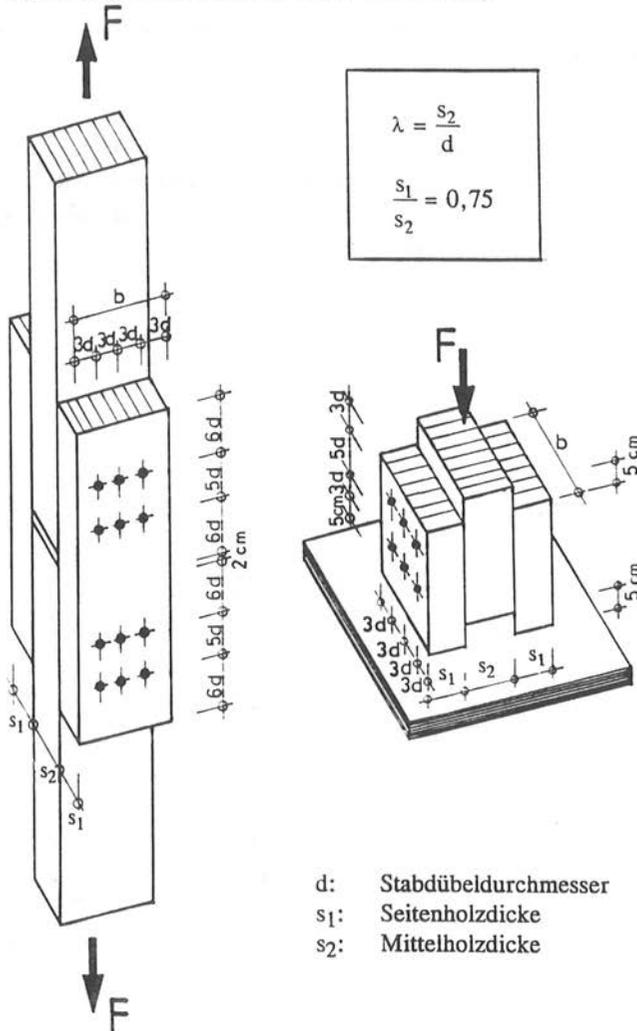
- Verbindungen aus Brettschichtholz und Nadelvollholz ohne aufgeklebte Verstärkungen mit Stabdübeln (EHLBECK, WERNER 1989)
- Laubholzverbindungen ohne aufgeklebte Verstärkungen mit Stabdübeln und Gewindestangen (EHLBECK, WERNER 1992)
- Buche-Furniersperrholz verstärkte Holz-Holz-Verbindungen mit Stabdübeln und Gewindestangen (EHLBECK, WERNER 1994)

Zur Berechnung der Tragfähigkeit werden bis zu 52 Eingangsparameter pro Verbindung benötigt. Von den Bauteilversuchen sind jedoch nicht alle Eingangsdaten bekannt. Insbesondere liegen die Arbeitslinien der an der Verbindung beteiligten Hölzer unter Lochleibungsbeanspruchung nicht vor. Daher müssen verschiedene Einflußgrößen mit Hilfe der Rohdichte der einzelnen Hölzer näherungsweise bestimmt werden.

#### 3.8.1 Holz-Holz-Verbindungen mit Stabdübeln

Im Rahmen der Forschungsvorhaben von EHLBECK, WERNER 1989 und 1992 wurden zweischrittige Holz-Holz-Verbindungen mit Stabdübeln bei einer Belastung in Faserrichtung des Holzes experimentell untersucht. Einzelheiten dazu sind in den Forschungsberichten angegeben. Die Anschlüsse wurden entsprechend den zulässigen Kleinstabständen nach DIN 1052 Teil 2 ausgeführt. Die Prüfkörper aus Brettschichtholz bzw. Nadelvollholz entsprachen den Ausführungen nach **Bild 3.8.1**, bei den Prüfkörpern aus Laubholz wurden nur vier Stabdübel pro Anschluß geprüft. Das Verhältnis Seitenholzdicke  $s_1$  zu Mittelholzdicke  $s_2$  war mit 0,75 bei allen Versuchen konstant. In **Tabelle 3.8.1** und **3.8.2** sind die rechnerischen Tragfähigkeiten  $R_u$  je Verbindungsmittel nach dem Rechenmodell und die rechnerische

Verschiebung  $\max v$  des Anschlusses beim Aufspalten den Versuchshöchstlasten  $F_u$  und den tatsächlichen Verschiebungen  $v_{\text{spalt}}$  beim Spaltversagen gegenübergestellt. Der Einfluß der Verbindungsmittelabstände wurde durch Abminderung der Spaltbruchzähigkeit entsprechend Abschnitt 2.5.5.3 berücksichtigt.



**Bild 3.8.1:** Versuchskörper für Zug- und Druckscherversuche

Die in den Tabellen angegebenen Werte stellen jeweils die Mittelwerte jeder Versuchsreihe dar. **Bild 3.8.2** zeigt eine graphische Darstellung des Verhältnisses  $F_u/R_u$  in Abhängigkeit von der Schlankheit  $\lambda$ . In diesem Bild ist eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den Versuchsergebnissen und den Rechenergebnissen zu erkennen. Auch das Spaltversagen kann im allgemeinen gut mit dem Rechenmodell vorhergesagt werden.

**Tabelle 3.8.1:** Gegenüberstellung der Versuchshöchstlast  $F_u$  je Verbindungsmittel mit der rechnerischen Tragfähigkeit  $R_u$   
Mittelwerte der Zugscherversuche mit Brettschichtholz und Stabdübeln aus St 37-K

Versuchsreihe	Durchmesser  d (mm)	Schlankheit  $\lambda = \frac{s_2}{d}$	Höchstlast  $F_u$ (kN)	rechn. Tragfähigkeit  $R_u$ (kN)	Ver-schiebung bei $F_u$  $v_{\text{spalt}}$ (mm)	Ver-schiebung bei $R_u$  max v (mm)	Verhältnis  $\frac{F_u}{R_u}$
U 1/6	8	6	8,09	7,59	3,3	3,5	1,06
V 1/6	8	6	8,92	8,65	4,1	3,5	1,03
U 1/8	8	8	9,30	8,93	2,6	3,0	1,04
V 1/8	8	8	9,13	9,16	3,8	3,0	1,00
U 2/4	16	4	27,0	26,9	2,6	2,5	1,00
N/U 2/6	16	6	27,8	28,0	3,1	3,5	0,99
U 2/6	16	6	31,2	28,7	3,6	4,0	1,09
H/U 2/6	16	6	32,5	33,8	2,4	3,5	0,96
U 2/8	16	8	33,1	30,8	4,5	3,5	1,07
V 2/6	16	6	31,2	30,4	4,7	3,0	1,02
V 2/8	16	8	32,4	34,1	4,4	3,0	0,95
U 3/6	24	6	57,2	63,4	4,0	4,0	0,90
U 4/6	30	6	87,8	98,6	4,2	4,5	0,89

V = versetzte Stabdübelanordnung    U = nichtversetzte Stabdübelanordnung  
H = hohe Rohdichte                      N = niedrige Rohdichte

**Tabelle 3.8.2:** Gegenüberstellung der Versuchshöchstlast  $F_u$  je Verbindungsmittel mit der rechnerischen Tragfähigkeit  $R_u$   
Mittelwerte der Zugscherversuche mit Laubholz und  
Stabdübeln aus St 37-K bzw. Automatenstahl 9S20K

Versuchsreihe	Durchmesser  d (mm)	Schlankheit  $\lambda$	Höchstlast  $F_u$ (kN)	rechn. Traglast  $R_u$ (kN)	Ver-schiebung bei $F_u$ $v_{spalt}$ (mm)	Ver-schiebung bei $R_u$ max v (mm)	Verhältnis  $\frac{F_u}{R_u}$
A1-Z 8/2	8	2	6,12	6,30	1,7	1,0	0,97
A1-Z 8/4	8	4	10,8	10,8	6,7	3,5	1,00
A1-Z 8/8	8	8	19,5	19,1	14,0	11,0	1,02
A2-Z 8/2	8	2	6,86	6,95	3,2	1,0	0,99
A2-Z 8/4	8	4	11,3	11,1	5,5	2,5	1,02
A2-Z 8/6	8	6	13,8	13,1	10,2	3,0	1,05
A2-Z 8/8	8	8	16,0	13,8	7,9	3,5	1,16
A2-Z 16/2	16	2	16,7	20,7	1,0	1,0	0,81
A2-Z 16/4	16	4	35,6	37,4	3,3	3,5	0,95
B1-Z 8/2	8	2	6,68	6,55	2,0	0,5	1,02
B1-Z 8/4	8	4	9,91	11,2	1,1	2,0	0,89
B1-Z 8/8	8	8	15,4	15,2	5,2	3,5	1,01
B2-Z 8/2	8	2	7,15	8,33	1,4	1,0	0,86
B2-Z 16/2	16	2	24,4	25,5	4,8	1,0	0,96
B2-Z 16/4	16	4	43,9	40,9	1,1	3,0	1,07
C-Z 8/2	8	2	10,7	11,5	1,8	1,5	0,93
C-Z 8/4	8	4	15,1	15,0	2,9	3,0	1,01
AS/C-Z 8/4	8	4	15,4	17,6	2,3	4,0	0,88
AS/C-Z 8/6	8	6	19,2	20,3	6,1	5,0	0,95
AS/C-Z 8/8	8	8	19,9	19,9	6,4	5,0	1,00

A1 = Buche

A2 = Eiche

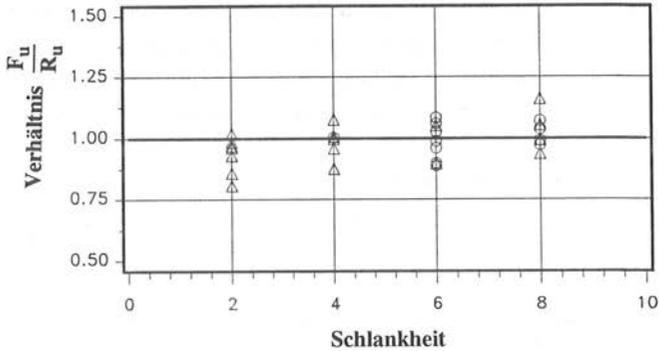
B1 = Merbau

B2 = Afzelia

C = Bongossi

AS = Automatenstahl

Z = Zugscherversuch



**Bild 3.8.2:** Verhältnis  $F_u/R_u$  in Abhängigkeit von der Schlankheit  $\lambda$

Für die Gesamtmenge der 109 Versuche mit glattschaftigen Stabdübeln unter Zug-scherbelastung ergab sich für den Quotienten  $F_u/R_u$  ein Mittelwert von 0,98 und ein Variationskoeffizient 7,7%.

Die Tragfähigkeit der Stabdübelverbindungen mit *Brettschichtholz* war bei Zug-scherbeanspruchung in allen Versuchen geringer (im Mittel um 20%) als bei Druckscherbeanspruchung. Betrachtet man die Last-Verschiebungsdiagramme dieser Versuche, so zeigt sich, daß die Druckscherkörper nicht oder erst bei sehr großen Verschiebungen aufgespalten sind. Berechnet man die Tragfähigkeit der Zugscherversuche ohne Berücksichtigung des Spaltversagens, so ergibt sich im Mittel ein um 15 % größerer Wert. Diese Ergebnisse zeigen, daß der Unterschied zwischen Zug- und Druckscherbeanspruchung in erster Linie vom Spaltversagen beeinflusst wird. Bei den Zugscherversuchen kommt hinzu, daß versuchsbedingt nur die Traglast des schwächeren der beiden Anschlüsse eines Prüfkörpers ermittelt wird und somit der Unterschied noch deutlicher ausfällt. Auch zeigt sich im Versuch und bei der Rechnung, daß bei kleinen Schlankheiten der Unterschied zwischen Zug- und Druckscheren nicht so groß ist. An den Versuchskörpern wurde ausschließlich ein Aufreißen an der äußeren Dübelreihe beobachtet. Bei Stabdübelverbindungen mit *Laubholz* war bezüglich der Tragfähigkeit zwischen Zug- und Druckscherbeanspruchung kein so großer Unterschied festzustellen. Hierbei zeigten die Zug- und Druckscherkörper ein ähnliches Spaltverhalten. Durch die Berücksichtigung der Ausziehkräfte dieser glattschaftigen Verbindungsmittel ergibt sich rechnerisch eine um etwa 5 % größere Tragfähigkeit.

### 3.8.2 Holz-Holz-Verbindungen mit Gewindestangen

Bei den Versuchen mit Gewindestangen als Verbindungsmittel (siehe EHLBECK, WERNER 1992) war bei größeren Schlankheiten ein Einhängeneffekt zu beobachten, wodurch die Tragfähigkeit gesteigert werden konnte. Weiterhin neigten die Versuchskörper durch das Eindrehen der Gewindestange und der damit verbundenen besseren Lastverteilung entlang der Bohrlochwandung weniger zum Aufspalten.

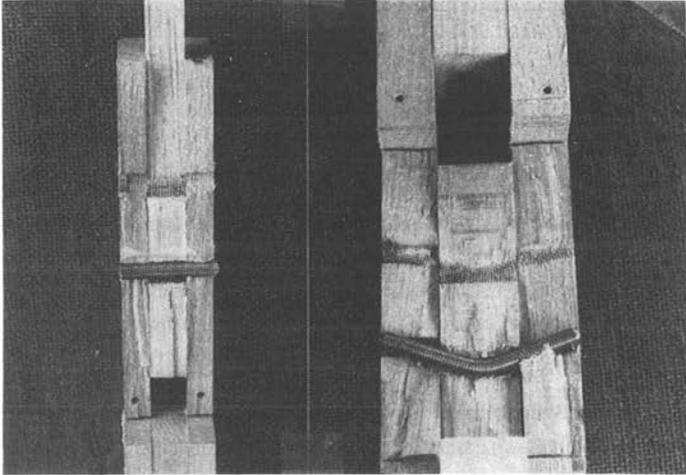
In **Tabelle 3.8.3** sind die im Versuch ermittelten Tragfähigkeiten von Laubholzverbindungen mit Gewindestangen mit denen von Verbindungen mit glattschaftigen Stabdübeln verglichen. Die Fließmomente der beiden Verbindungsmitteltypen waren etwa gleich groß.

**Tabelle 3.8.3:** Vergleich der Tragfähigkeiten von Buchenholz-Verbindungen mit Gewindestangen und mit glattschaftigen Stabdübeln; Mittelwerte aus Zugscherversuchen

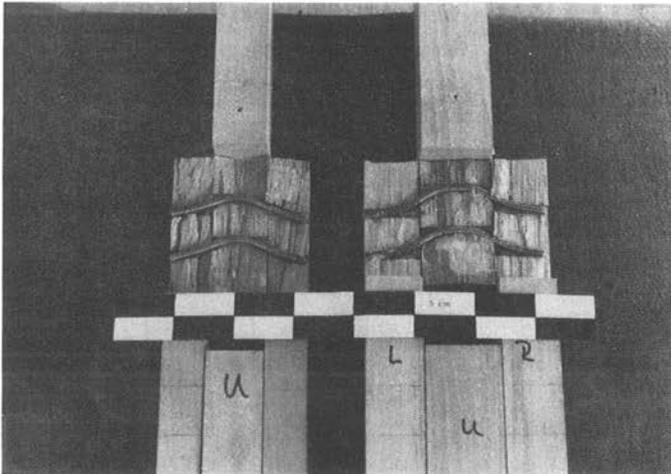
Versuchsreihe	Durchmesser d (mm)	Schlankheit $\lambda$	Mittelwert Höchstlast $F_u$ (kN)	rechn. Tragfähigkeit $R_u$ (kN)	Verhältnis $\frac{F_u}{R_u}$	$\frac{F_u(\text{Gew.})}{F_u(\text{Stabd.})}$	$\frac{R_u(\text{Gew.})}{R_u(\text{Stabd.})}$
M/A1-Z 8/2 A1-Z 8/2	M 8 8	2 2	7,92 6,12	7,59 6,30	1,04 0,97	1,29	1,21
M/A1-Z 8/4 A1-Z 8/4	M 8 8	4 4	14,4 10,8	13,7 10,8	1,05 1,00	1,33	1,27
M/A1-Z 8/6 A1-Z 8/6	M 8 8	6 6	20,2 16,4	18,1 14,5	1,11 1,13	1,23	1,25
M/A1-Z 8/8 A1-Z 8/8	M 8 8	8 8	21,9 19,5	20,4 18,5	1,07 1,05	1,12	1,10

M = Gewindestange mit metrischem Gewinde

A1 = Buche      Z = Zugscherversuch



**Bild 3.8.3:** Aufgetrennte Versuchskörper aus Buche mit Gewindestangen M 8 als Verbindungsmittel (Schlankheit  $\lambda = 2$  und 4)



**Bild 3.8.4:** Aufgetrennte Versuchskörper aus Buche mit Gewindestangen M 8 als Verbindungsmittel (Schlankheit  $\lambda = 6$  und 8)

Die **Bilder 3.8.3 und 3.8.4** zeigen aufgetrennte Versuchskörper mit Gewindestangen als Verbindungsmittel. Entsprechend den geometrischen Verhältnissen bilden sich unterschiedliche Biegelinien aus. Wie die Auswertungen in **Tabelle 3.8.3** zeigen, ist das theoretische Rechenmodell geeignet, die Tragfähigkeit

einer Verbindung unter Berücksichtigung der Verankerung des Verbindungsmittels im Holz ausreichend genau abzuschätzen.

In Abschnitt 2.4.2 sind Versuche mit Brettschichtholz aus Nadelholz und Gewindestangen M 20 beschrieben. Mit Hilfe des Rechenprogramms XJOINT wird die Tragfähigkeit des in Bild 2.4.1 dargestellten Versuchskörpers berechnet.

**Programm XJOINT**  
 zur Berechnung der Tragfähigkeit von Verbindungen  
 mit stiftförmigen Verbindungsmitteln

Geometrie und Werkstoffkennwerte der 1. zweischnittigen Verbindung

Einheiten	:	[mm]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[-]
1.Holz	:	s1 = 120.00	fs1= 31.00	rs1= 4.65	μs1=1.00
Verstärkung 1.Holz:	t1 =	0.00	ft1= 0.00	rt1= 0.00	
Verstärkung 2.Holz:	t2 =	0.00	ft2= 0.00	rt2= 0.00	
2.Holz / Stahl	:	s2 = 155.00	fs2= 33.00	rs2= 4.65	μs2=1.00
Verstärkung 3.Holz:	t3 =	0.00	ft3= 0.00	rt3= 0.00	
3.Holz	:	s3 = 120.00	fs3= 32.00	rs3= 4.65	μs3=1.00

-----  
 Verbindungsmittel : d = 20.0mm    dsp= 17.6mm    fy = 673.0 N/mm<sup>2</sup>

Tragfähigkeit eines Verbindungsmittels pro Scherfläche  
 einer Holz-Holz-Verbindung

Traglast der Bruchursache 1H :	Ru1H =	76800.00 N/Scherfläche
Traglast der Bruchursache 1aH:	Ru1aH=	51150.00 N/Scherfläche
Traglast der Bruchursache 3H :	Ru3H =	31490.56 N/Scherfläche
Traglast der Bruchursache 4H :	Ru4H =	29859.82 N/Scherfläche

Tragfähigkeit der Verbindung pro Verbindungsmittel

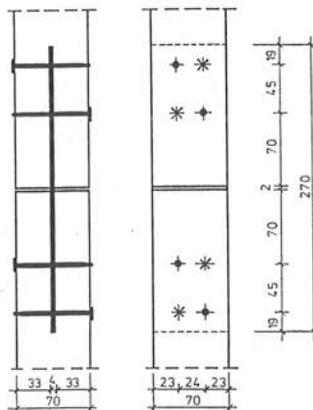
Tragfähigkeit (linke Scherfläche) :	29636.58 N
Bruchursache links :	4-H
Tragfähigkeit (rechte Scherfläche) :	29859.82 N
Bruchursache rechts :	4-H
maximaler Biegewinkel max θ :	9.73 °
Maßgebende Tragfähigkeit :	59496.41 N
maximale Verschiebung max v :	15.00 mm

**Bild 3.8.5:** Programmausdruck mit Eingabedaten und Ergebnissen für eine zweischnittige Holz-Holz-Verbindung mit Gewindestangen M20

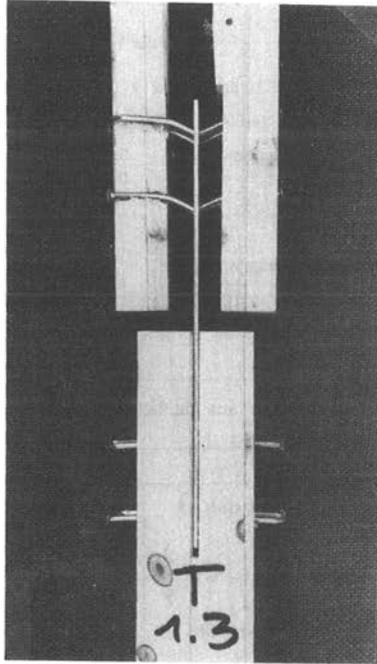
Von dem Versuchskörper ist die Rohdichte der einzelnen Brettlamellen und das Fließmoment des Verbindungsmittels bekannt. Daraus wurden die Lochleibungsfestigkeiten der Hölzer und die Fließspannung des Verbindungsmittels bestimmt. Die Haftfestigkeiten ergeben sich aus Gl. 2.4.10. **Bild 3.8.5** zeigt den Programmausdruck für diese Verbindung. Die rechnerische Tragfähigkeit wurde zu 59,5 kN ermittelt. Vergleicht man diesen Wert mit der gemessenen Traglast von 61,5 kN, so ergibt sich eine Abweichung von etwa 3 %.

### 3.8.3 Stahlblech-Holz-Verbindungen mit innenliegenden Stahlblechen

Am Lehrstuhl für Ingenieurholzbau wurde eine kleine Versuchsreihe mit Stahlblech-Holz-Verbindungen durchgeführt. Dabei wurden die Löcher für die glattschaftigen Nägel ( $d = 4,2$  mm) mit dem Nenndurchmesser vorgebohrt. Die Nägel wurden nicht bis zum Kopf in das Holz eingetrieben wodurch ein Tragverhalten ähnlich dem von Stabdübeln erzielt wurde. In **Bild 3.8.6** sind die Abmessungen des Versuchskörpers dargestellt. Bei den Versuchen wurde im Mittel eine Traglast pro Verbindungsmittel von 4,16 kN bei einer Verschiebung von 3 mm gemessen. **Bild 3.8.7** zeigt den aufgetrennten Probekörper nach dem Versuchsende. Man sieht deutlich die Fließgelenke des Verbindungsmittels. Auch bei dieser Verbindung konnte die Tragfähigkeit mit den vorhandenen Eingangsdaten und dem Computerprogramm ausreichend genau berechnet werden. Die Rechnung ergab eine Traglast  $R_u$  von 4,26 kN pro Verbindungsmittel.



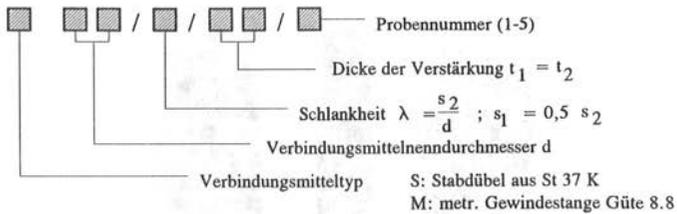
**Bild 3.8.6:** Abmessungen des Prüfkörpers einer Stahlblech-Holz-Verbindung



**Bild 3.8.7:** Aufgetrennter Probekörper nach dem Versuch

#### **3.8.4 Buche-Furniersperrholz verstärkte Holz-Holz-Verbindungen mit Stabdübeln und Gewindestangen**

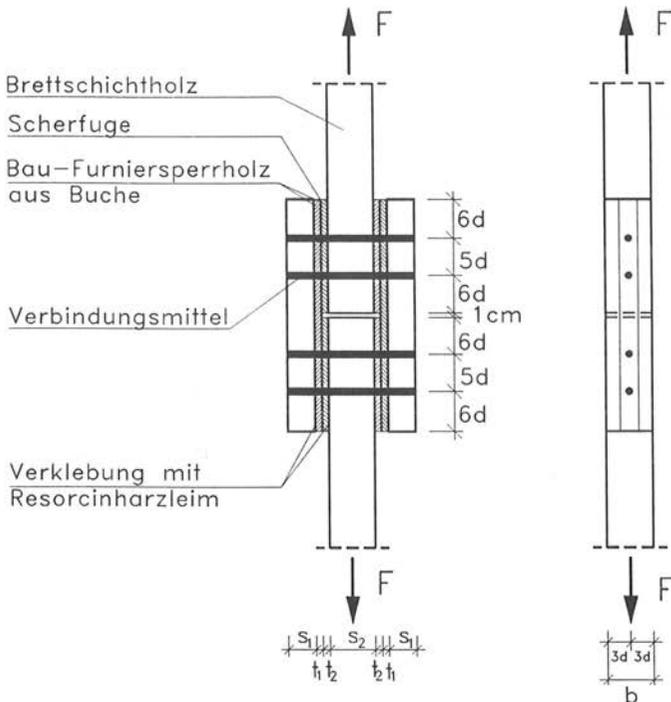
Durch das Absperren des Anschlußbereichs durch aufgeklebte Bau-Furniersperrholzplatten aus Buche (BFU-BU) ist es möglich, die Tragfähigkeit einer Holz-Holz-Verbindung zu steigern. Zur Bestimmung der Traglasten unter Berücksichtigung verschiedener Einflußparameter und zur Überprüfung des Rechenmodells wurde das in **Tabelle 3.8.4** angegebene Versuchsprogramm durchgeführt. Dabei wurden der Verbindungsmitteltyp und -durchmesser, die Schlankheit sowie die Dicke der Verstärkung variiert. Für die Versuchsbezeichnung wurde folgendes Schema gewählt:



**Tabelle 3.8.4:** Versuchsprogramm  
Buche-Furniersperrholz verstärkte Holz-Holz-Verbindungen  
mit Stabdübeln und Gewindestangen (80 Versuche)

Nenndurch- messer $d$ (mm)	Stabdübel aus blankem Rundstahl St 37 K			
	$\lambda = 2$	$\lambda = 4$	$\lambda = 6$	$\lambda = 8$
8		S 8/4/6/1 ÷ 5	S 8/6/6/1 ÷ 5	S 8/8/6/1 ÷ 5
16	S 16/2/6/1 ÷ 5	S 16/4/6/1 ÷ 5	S 16/6/6/1 ÷ 5 S 16/6/10/1 ÷ 5 S 16/6/15/1 ÷ 5	
24		S 24/4/10/1 ÷ 5	S 24/4/10/1 ÷ 5	
	metrische Gewindestangen der Güte 8.8			
M 8			M 8/6/6/1 ÷ 5	M 8/8/6/1 ÷ 5
M12		M 12/4/6/1 ÷ 5	M 12/6/6/1 ÷ 5	M 12/8/6/1 ÷ 5
M20			M 20/6/10/1 ÷ 5	

Bei der Herstellung der Versuchskörper (**Bild 3.8.8**) wurde ausschließlich Brett-schichtholz aus Nadelholz verwendet, wobei die Verbindungsmittel immer in eine Brett-lamelle eingebracht wurden. Die Rohdichte jeder Brettlamelle, in der sich Verbindungsmittel befanden, wurde an Endabschnitten durch Messen und Wiegen bestimmt. Mit Hilfe dieser Rohdichte wurde die Lochleibungsfestigkeit der Hölzer abgeschätzt. Zur Verstärkung wurde Bau-Furniersperrholz aus Buche nach DIN 68705 Teil 3 ( $t = 6$  mm) und Teil 5 ( $t = 10$  und  $15$  mm) mit Resorcinharz-leim auf die Seiten- und Mittelhölzer ( $t_1 = t_2$ ) aufgeklebt.



**Bild 3.8.8:** Zugscherversuchskörper

Als Schlankheit  $\lambda$  wird das Verhältnis Mittelholzdicke zu Verbindungsmitteldurchmesser bezeichnet. Pro Anschluß wurden zwei Verbindungsmittel mit den Mindestabständen nach DIN 1052 Teil 2 angeordnet. Das Verhältnis Seitendicke  $s_1$  zu Mittelholzdicke  $s_2$  war bei allen Versuchen konstant ( $s_1/s_2 = 0,5$ ). Die Löcher wurden für die Stabdübel mit dem Nenndurchmesser und für die Gewindestangen mit etwa dem Flankendurchmesser gebohrt. Das Eintreiben der Stabdübel erfolgte mit dem Hammer, dagegen wurden die Gewindestangen mit einem Schlagschrauber eingedreht. Die Lagerung aller Hölzer und Holzwerkstoffe zur Klimatisierung und die Durchführung der Versuche geschah im Prüflabor bei Normalklima DIN 50014 - 20/65-2. Die Versuchskörper wurden auf Zug in Faserrichtung der Hölzer und der Deckfurniere der Holzwerkstoffe belastet. Die Durchführung und Auswertung der Versuche erfolgte nach DIN EN 26891 : 1991. In **Tabelle 3.8.5** sind die wichtigsten Ergebnisse zusammengestellt. Details und Einzelergebnisse sind im Forschungsbericht von EHLBECK, WERNER 1994 angegeben.

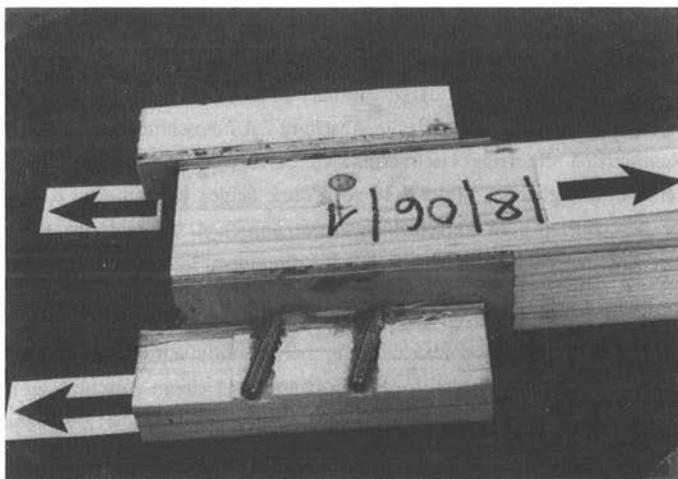
**Tabelle 3.8.5:** Versuchsergebnisse und Gegenüberstellung der Versuchshöchstlast  $F_u$  je Verbindungsmittel mit der rechnerischen Tragfähigkeit  $R_u$   
Mittelwerte der Zugscherversuche mit Buche-Furniersperrholz verstärkten Holz-Holz-Verbindungen

Versuchsreihe	Dicke der Verstärkung t (mm)	Nenn-durchmesser d (mm)	Schlankheit $\lambda$	Mittelwert Höchstlast $F_u$ (kN)	rechn. Traglast $R_u$ (kN)	Ver-schiebung bei $F_u$ $v_{spalt}$ (mm)	Ver-schiebung bei $R_u$ max v (mm)	Verhältnis $\frac{F_u}{R_u}$
Verbindungsmittel: Stabdübel aus Rundstahl St 37 K								
S 8/4/6	6	8	4	10,4	10,9	7,6	15,0	0,95
S 8/6/6	6	8	6	12,6	12,5	10,8	15,0	1,00
S 8/8/6	6	8	8	16,3	14,6	14,5	15,0	1,12
S 16/2/6	6	16	2	25,6	27,0	5,7	5,0	0,95
S 16/4/6	6	16	4	34,1	36,3	14,3	15,0	0,94
S 16/6/6	6	16	6	38,7	39,2	15,0	15,0	0,99
S 16/6/10	10	16	6	41,8	43,2	14,8	15,0	0,97
S 16/6/15	15	16	6	51,5	49,1	15,0	15,0	1,05
S 24/4/10	10	24	4	68,8	72,5	13,6	15,0	0,95
S 24/6/10	10	24	6	80,7	79,1	13,3	15,0	1,02
Verbindungsmittel: metrische Gewindestangen der Güte 8.8								
M 8/6/6	6	8	6	15,2	14,5	15,0	15,0	1,05
M 8/8/6	6	8	8	17,9	15,8	15,0	15,0	1,13
M 12/4/6	6	12	4	25,4	25,4	14,3	15,0	1,00
M 12/6/6	6	12	6	28,5	26,7	15,0	15,0	1,06
M 12/8/6	6	12	8	31,7	30,3	15,0	15,0	1,05
M 20/6/10	10	20	6	62,9	62,8	14,1	15,0	1,00

In dieser Tabelle sind auch die auf rechnerischem Wege ermittelten Tragfähigkeiten den Versuchshöchstlasten gegenübergestellt. Zur Abschätzung der Eingangsdaten für das Rechenmodell wurden die in Abschnitt 2 angegebenen Beziehungen verwendet. Hierbei fehlen jedoch noch Angaben über die Haftfestigkeit der Gewindestangen in den Bau-Furniersperrholzplatten aus Buche in Abhängigkeit vom Durchmesser des Verbindungsmittels. Diese Abhängigkeit wurde analog zu Gl. 2.4.10 wie folgt abgeschätzt:

$$\tau_h = \text{const.} \cdot \frac{1}{\sqrt{d}} \quad (3.8.1)$$

Auch wird die Haftfestigkeit der Gewindestange im Holz durch das Aufleimen der Holzwerkstoffplatte infolge der Querbehinderung beeinflusst. Bis statistisch abgesicherte Versuchsergebnisse vorliegen, wird eine um 25% größere Haftfestigkeit als nach Gl. 2.4.10 angenommen. In **Bild 3.8.9** ist ein aufgetrennter Versuchskörper mit Gewindestangen dargestellt. Die Gewindgänge im Holz wurden kaum ausgeraspelt.



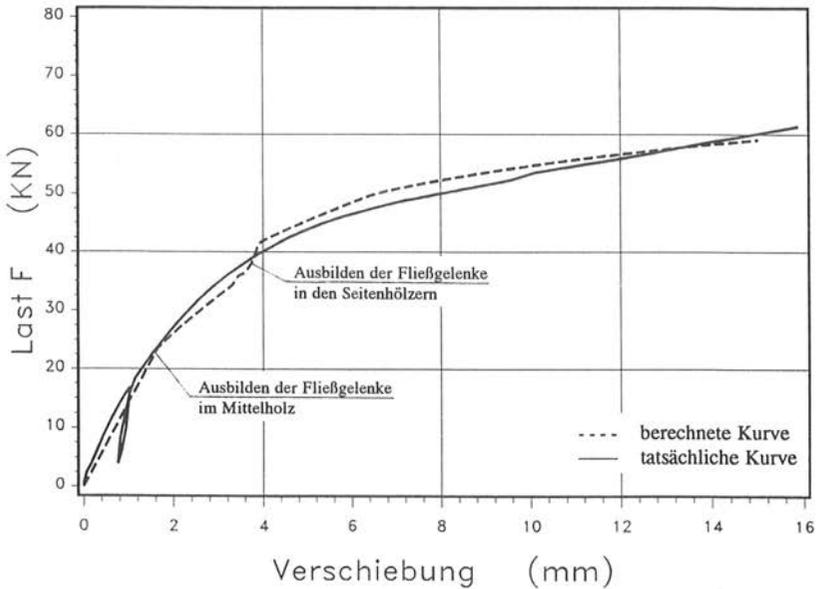
**Bild 3.8.9:** Aufgetrennter Buche-Furniersperrholz verstärkter Versuchskörper mit Gewindestangen M8

Die Gegenüberstellung zeigt eine gute Übereinstimmung der Rechen- und Versuchsergebnisse. Ein Aufspalten der Versuchskörper wurde nur bei sehr dünnen Hölzern (Schlankheit  $\lambda = 2$  und vereinzelt bei  $\lambda = 4$ ) beobachtet. Die Annahme im Rechenmodell, daß im baupraktischen Bereich kein Spaltversagen bei Verbindungen mit verstärkten Anschlußbereichen auftritt, ist somit gerechtfertigt. Bei Verbindungen mit Gewindestangen ist die Versuchshöchstlast im Mittel etwa 6% höher als die rechnerische Tragfähigkeit (siehe Tabelle 3.8.3 und 3.8.5). Durch die bessere Haftung dieser Verbindungsmittel lösen sich die Laschen bei einer Zugscherbelastung weniger ab, so daß größere Reibungskräfte im Kurzzeitversuch zwischen Seitenhölzer und Mittelholz wirken, die aber bewußt im Rechenmodell nicht berücksichtigt wurden.

### 3.8.5 Simulation des Verformungsverhaltens von Verbindungen

Durch Eingabe der Parameter für die Arbeitslinie der Hölzer unter Lochleibungsbeanspruchung und der angenommenen Verformungsfigur des Verbindungsmittels ist es möglich, das Verformungsverhalten der Gesamtverbindung wirklichkeitsnah zu simulieren. Dazu wird in einem Unterprogramm schrittweise für eine Verschiebung der Verbindung die zugehörige Belastung ermittelt und entweder auf dem Bildschirm graphisch dargestellt oder in einer Datei zur späteren Auswertung abgespeichert. Am Beispiel der in Abschnitt 2.4.2 beschriebenen Verbindung wird exemplarisch die rechnerisch ermittelte Last-Verschiebungskurve mit der eines Versuches verglichen. **Bild 3.8.10** zeigt diese beiden Kurven. Die Knickpunkte in der berechneten Last-Verschiebungskurve entstehen, da sich im Rechenmodell nicht kontinuierlich, sondern plötzlich die einzelnen Fließgelenke ausbilden.

Somit ist die Möglichkeit gegeben, mit Hilfe berechneter Last-Verschiebungskurven einer Verbindung mit einem Verbindungsmittel auf die Zusammenhänge der Lastverteilung bei mehreren Verbindungsmitteln in einem Anschluß zu schließen. Die Last-Verschiebungskurven benachbarter Verbindungsmittel sind dabei allerdings nicht unabhängig voneinander; das Ausmaß dieser Korrelation beeinflusst die Tragfähigkeit der Gesamtverbindung. Auch besteht eine größere Spaltgefahr bei der Anordnung von vielen Verbindungsmitteln hintereinander, die in geeigneter Weise berücksichtigt werden muß.



**Bild 3.8.10:** Theoretische und tatsächliche Last-Verschiebungskurve einer Holz-Holz-Verbindung mit Gewindestange M20

Ein Weg zur Lösung dieser Problematik wurde von BLAB 1991 für Nagelverbindungen aufgezeigt. Bei Nagelverbindungen sind jedoch weniger Einflußparameter zu berücksichtigen, da in der Regel nur eine Bruchursache maßgebend wird, wenn das Spaltversagen durch einen ausreichend großen Verbindungsmitelabstand ausgeschlossen ist.



## 4 Traglasten von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln

Zur Ermittlung der Traglasten von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln wurden umfangreiche Simulationsrechnungen durchgeführt, deren Auswertung die charakteristische Tragfähigkeit in Abhängigkeit von der Verbindungsart und der Anschlußgeometrie liefern. Im Entwurf zu EUROCODE 5 (ENV 1995-1-1) ist die charakteristische Tragfähigkeit als 5%-Fraktile der Grundgesamtheit definiert und gilt für eine Einwirkungsdauer von 10-15 Minuten bei einer Temperatur von 20°C und einer relativen Luftfeuchte von 65%. Deshalb wird in dieser Arbeit den Hölzern die sich im Normalklima 20/65 einstellende Holzfeuchte von etwa 12 % zugewiesen. Für andere Holzfeuchten kann deren Einfluß mit den in Abschnitt 2.1.3.5 angegebenen Beziehungen abgeschätzt werden.

Im folgenden werden unterschiedliche Verbindungsarten mit Fichtenholz unter einer Belastung in Faserrichtung untersucht, wobei die Traglast eines Verbindungsmittels pro Scherfläche betrachtet wird. Dieser Wert dient als Grundlage für die Bemessung von Verbindungen und setzt bestimmte Verbindungsmittelabstände voraus. Den Untersuchungen liegen die Mindestabstände des europäischen Normentwurfs EUROCODE 5, auch EC 5 genannt, zugrunde, sofern nichts anderes angegeben ist.

Wirken mehrere Verbindungsmittel in einer Verbindung zusammen, so ist der Einfluß der Lastverteilung im Anschluß zu berücksichtigen. Mit dem vorgestellten Rechenmodell kann die Last-Verschiebungskurve einer Verbindung mit einem Verbindungsmittel nachgebildet werden. Mit Hilfe des Modells von WILKINSON 1986 und den Erweiterungen von BLAß 1991 kann man, wenn die Korrelationsstruktur des Last-Verschiebungsverhaltens benachbarter Verbindungsmittel bekannt ist, diesen Einfluß untersuchen.

Die Berücksichtigung der streuenden Einflußgrößen erfolgt nach Art der Monte-Carlo-Simulation, wobei die Autokorrelation einzelner Kennwerte bei der Betrachtung mit einbezogen wird.

#### 4.1 Simulationsprogramm "XDATSIM"

Die Aufgabe des Simulationsprogramms "XDATSIM" ist es, eine Verbindung mit allen erforderlichen Einflußgrößen zu simulieren, angefangen bei den Abmessungen und den Rohdichtewerten der einzelnen Hölzer sowie dem Biegegewiderstand des Verbindungsmittels bis hin zu den Arbeitslinien der Hölzer unter Lochleibungsbeanspruchung und deren Spaltbruchzähigkeiten. Das stochastische Modell umfaßt die statistische Verteilung der Einflußgrößen, ihre Korrelationsstruktur und deren Auswirkung auf den Aufbau der Verbindung. Der Durchmesser des Verbindungsmittels und das Verhältnis Elastizitätsmodul zu Schubmodul werden als deterministische Größen betrachtet.

Zur Simulation der vielfach korrelierten Kennwerte der Arbeitslinie eines Holzes unter Lochleibungsbeanspruchung wird ein Verfahren verwendet, das auf der Transformation der multivariaten Normalverteilung basiert. Dieses Verfahren wurde schon von TAYLOR, BENDER 1988 und BLAß 1991 zur Simulation von Holzeigenschaften erfolgreich benutzt, da es sowohl die Wahrscheinlichkeitsverteilung jeder Eigenschaft als auch die Korrelation der Eigenschaften untereinander näherungsweise erhält. Die Generierung dieser Zufallszahlen wurde mit der IMSL-Prozedur RNMVN durchgeführt. Dabei muß zuerst die Korrelationsmatrix mit Hilfe einer Cholesky-Zerlegung in eine obere Dreiecksmatrix umgewandelt werden. Auf der Rechenanlage des Rechenzentrums der Universität Karlsruhe steht dazu die Prozedur CHFAC zur Verfügung. Die so generierten Zufallszahlen sind normalverteilt mit dem Mittelwert 0. Daraus lassen sich für die betreffende Kenngröße mit dem bekannten Mittelwert und der Standardabweichung zufällige Werte bestimmen. Für untereinander nicht korrelierte Einflußparameter, wie Rohdichte der Hölzer oder Fließspannung der Verbindungsmittel, werden Zufallsgeneratoren aus der NAG - Bibliothek benutzt, um Werte mit entsprechenden Wahrscheinlichkeitsverteilungen zu erzeugen. Die angenommenen Verteilungsfunktionen und die Korrelationsstrukturen aller benötigten Einflußparameter sind in Abschnitt 2 angegeben. In Anhang C befindet sich das Flußdiagramm für das Programm XDATSIM.

Normalverteilte zufällig erzeugte Eingangsgrößen können Werte annehmen, die physikalisch oder baupraktisch ausgeschlossen sind. Daher müssen für einzelne Parameter sinnvolle Grenzwerte festgelegt werden. Als unterer Grenzwert der

Normalrohddichte von Fichtenholz wurde dabei  $250 \text{ kg/m}^3$ , als oberer Grenzwert  $650 \text{ kg/m}^3$  festgelegt. Die Kennwerte der Arbeitslinien streuen teilweise so stark, daß z.B. negative Anfangssteigungen zufällig erzeugt werden können. Solche Werte sind jedoch auszuschließen. Die Grenzwerte für die Steifigkeitseigenschaften in Faserrichtung von Hölzern unter Lochleibungsbeanspruchung wurden durch Extrapolation der Versuchsergebnisse wie folgt angenommen:

$$0,05 \cdot \rho \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \leq K_1 \leq 0,40 \cdot \rho \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \quad (4.1.1)$$

$$0,02 \cdot \rho \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \leq K_2 \leq 0,11 \cdot \rho \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \quad (4.1.2)$$

$$0,00 \cdot \rho \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \leq K_3 \leq 0,03 \cdot \rho \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \quad (4.1.3)$$

mit  $K_1$  und  $K_3$  in  $\text{N/mm}^3$ ,  $K_2$  in  $\text{N/mm}^2$ ,  $\rho$  in  $\text{kg/m}^3$  und  $d$  in  $\text{mm}$

## 4.2 Anzahl der Simulationen

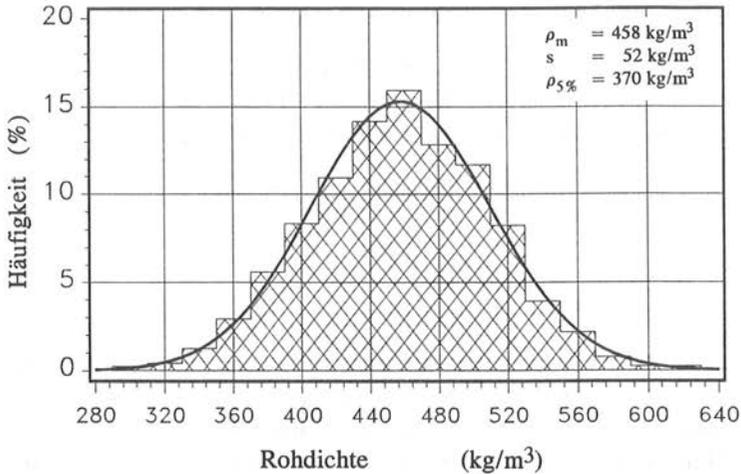
Der erforderliche Umfang einer Stichprobe wird durch Versuchsrechnungen bestimmt. Betrachtet man die Änderung des 5%-Fraktils einer Teilstichprobe mit wachsender Stichprobengröße als Maß für die statistische Unsicherheit, so kann die Anzahl der Simulationen abgeschätzt werden. Es wurden zwei Verbindungsarten jeweils 100, 200, 500 und 1000 mal simuliert und aus den berechneten Traglastwerten der nichtparametrische Wert des 5%-Fraktils bestimmt. Dabei haben sich ab einer Spielzahl von 500 das 5%-Fraktile zweier unabhängiger Teilstichproben um weniger als 1% unterschieden. WEHRLI 1970 gibt zur Bestimmung unbekannter Verteilungsfunktionen die erforderliche Spielzahl mit 600 - 740 an. Auf Grund dieser Überlegungen wird die Anzahl der Simulationen für jede Teilstichprobe auf 600 festgelegt.

## 4.3 Überprüfung der simulierten Daten

### 4.3.1 Rohdichte der Fichtenhölzer

Wertet man die simulierten Rohdichtewerte der Fichtenhölzer aus, so erhält man eine Häufigkeitsverteilung wie in **Bild 4.3.1** dargestellt, mit einem Mittelwert von  $458 \text{ kg/m}^3$  und einer Standardabweichung von  $52 \text{ kg/m}^3$ .

Der nichtparametrische Wert des 5%-Fraktils der Normalrohddichte von Fichtenholz ergibt sich zu  $370 \text{ kg/m}^3$ .



**Bild 4.3.1:** Häufigkeitsverteilung der Rohdichte der simulierten Fichtenhölzer

### 4.3.2 Arbeitslinie unter Lochleibungsbeanspruchung

Zur Überprüfung der Daten wurden mehrere Teilstichproben mit jeweils 600 gleichartigen Verbindungen simuliert und danach statistisch ausgewertet. Insbesondere wurde die Korrelation zwischen den Kennwerten der Arbeitslinie ermittelt, um sie mit den Versuchsergebnissen zu vergleichen.

**Tabelle 4.3.1 und 4.3.2** zeigen die der Simulation zugrundegelegten Mittelwerte, Standardabweichungen und Korrelationskoeffizienten im Vergleich mit denjenigen, die mit den simulierten Daten ermittelt wurden. Die Definition von  $f_{h,nom}$ ,  $K_{1,nom}$ ,  $K_{2,nom}$  und  $K_{3,nom}$  sind in Abschnitt 2.1.3.8 angegeben. Aus den Tabellen ist zu sehen, daß die Korrelationsstrukturen und die zugehörigen Mittelwerte und Standardabweichungen näherungsweise erhalten bleiben.

**Tabelle 4.3.1:** Vergleich der Mittelwerte, Standardabweichungen und Korrelationskoeffizienten der simulierten Kennwerte (oberer Wert) mit denjenigen, die der Simulation zugrundegelegt wurden (unterer Wert *kursiv*)  
*Nadelholz - Beanspruchung in Faserrichtung*  
*runde, glattschäftige Verbindungsmittel Löcher vorgebohrt*

Mittelwert	Standardabw.	Parameter	$f_{h,nom}$	$K_{1,nom}$	$K_{2,nom}$	$K_{3,nom}$	$w_s$
0,082 <i>0,082</i>	0,0086 <i>0,0085</i>	$f_{h,nom}$	1,00 <i>1,00</i>	0,24 <i>0,27</i>	0,62 <i>0,63</i>	-0,10 <i>-0,17</i>	-0,18 <i>-0,18</i>
0,154 <i>0,148</i>	0,0529 <i>0,0602</i>	$K_{1,nom}$	0,24 <i>0,27</i>	1,00 <i>1,00</i>	0,33 <i>0,37</i>	-0,31 <i>-0,36</i>	0,09 <i>0,09</i>
0,070 <i>0,069</i>	0,0169 <i>0,0183</i>	$K_{2,nom}$	0,62 <i>0,63</i>	0,33 <i>0,37</i>	1,00 <i>1,00</i>	-0,74 <i>-0,78</i>	-0,45 <i>-0,47</i>
0,010 <i>0,010</i>	0,0064 <i>0,0073</i>	$K_{3,nom}$	-0,10 <i>-0,17</i>	-0,31 <i>-0,36</i>	-0,74 <i>-0,78</i>	1,00 <i>1,00</i>	0,43 <i>0,45</i>
0,14 <i>0,14</i>	0,133 <i>0,138</i>	$w_s$	-0,18 <i>-0,18</i>	0,09 <i>0,09</i>	-0,45 <i>-0,47</i>	0,43 <i>0,45</i>	1,00 <i>1,00</i>

#### 4.3.3 Lochleibungsfestigkeit der Fichtenhölzer

In EUROCODE 5 ist für Stabdübelverbindungen die charakteristische Lochleibungsfestigkeit in Abhängigkeit von der Rohdichte und dem Durchmesser angegeben. Dabei wird angenommen, daß die Streungen der Lochleibungsfestigkeit und die der Rohdichte gleich groß sind. Die Auswertung der 12000 simulierten Daten zeigt, daß das 5%-Fraktile der Lochleibungsfestigkeit etwa 6% kleiner ist als der charakteristische Wert nach EC 5 mit  $\rho_k = 370 \text{ kg/m}^3$ . In **Tabelle 4.3.3** sind die Ergebnisse zusammengestellt. Man erkennt auch, daß die 5%-Fraktile der einzelnen Stichproben sich kaum unterscheiden. Auf Grund der Simulationsrechnungen ergibt sich die charakteristische Lochleibungsfestigkeit auf der Basis der Rohdichte zu:

$$f_{h,5\%} = 0,077 \cdot \rho_k \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \quad (4.1.4)$$

mit  $f_{h,5\%}$  in  $\text{N/mm}^2$ ,  $\rho_k$  in  $\text{kg/m}^3$  und  $d$  in  $\text{mm}$

**Tabelle 4.3.2:** Vergleich der Mittelwerte, Standardabweichungen und Korrelationskoeffizienten der simulierten Kennwerte (oberer Wert) mit denjenigen, die der Simulation zugrundegelegt wurden (unterer Wert *kursiv*)

*Nadelholz - Beanspruchung rechtwinklig zur Faserrichtung  
runde, glattschaftige Verbindungsmittel Löcher vorgebohrt*

Mittelwert	Standard-abw.	Para-meter	$K_{1,nom}$	$K_{2,nom}$	$K_{3,nom}$
0,069 <i>0,070</i>	0,0188 <i>0,0189</i>	$K_{1,nom}$	1,00 <i>1,00</i>	0,13 <i>0,11</i>	0,10 <i>0,13</i>
0,048 <i>0,049</i>	0,0095 <i>0,0095</i>	$K_{2,nom}$	0,13 <i>0,11</i>	1,00 <i>1,00</i>	-0,75 <i>-0,76</i>
0,002 <i>0,002</i>	0,0016 <i>0,0018</i>	$K_{3,nom}$	0,10 <i>0,13</i>	-0,75 <i>-0,76</i>	1,00 <i>1,00</i>

**Tabelle 4.3.3:** 5%-Faktile der simulierten Lochleibungsfestigkeiten im Vergleich mit EUROCODE 5

Schlankheit $\lambda$	Lochleibungsfestigkeit $f_{h,5\%}$ (N/mm <sup>2</sup> )			
	d = 8 mm	d = 16 mm	d = 24 mm	d = 30 mm
2	26,4	23,8	21,7	20,1
4	26,2	24,1	21,4	19,7
6	26,3	23,7	21,6	19,7
8	26,6	23,6	21,8	20,0
10	26,1	23,6	21,7	20,0
Mittelwert	26,3	23,7	21,6	19,9
$f_{h,k}$ (EC 5)	27,9	25,5	23,1	21,2
$f_{h,5\%}/f_{h,k}$	0,94	0,93	0,94	0,94

#### 4.3.4 Fließmoment der Stabdübel und Gewindestangen

Auf Grund der Ergebnisse in Abschnitt 2.3 und der Simulationsrechnung ergibt sich für glattschaftige Stabdübel aus blankem Rundstahl St 37 K nach DIN 1652 das 5%-Fraktil des Fließmoments zu:

$$M_{y,5\%} = 82 \cdot d^3 \quad (4.1.5)$$

mit  $M_{y,5\%}$  in Nmm und  $d$  in mm.

Die in EUROCODE 5 angegebene Beziehung zur Bestimmung des Fließmomentes unterschätzt die hier untersuchten Verbindungsmittel.

Für die metrischen Gewindestangen der Güte 8.8 ergab sich der 5%-Fraktilwert des Fließmoments zu

$$M_{y,5\%} = 131 \cdot d_{sp}^3 \quad (4.1.6)$$

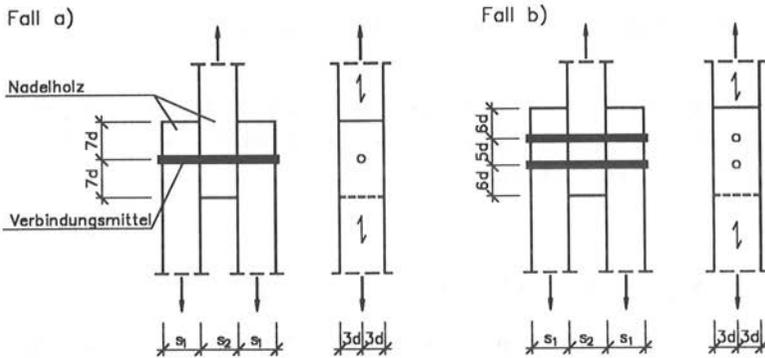
### 4.4 Traglasten von verschiedenen Verbindungsarten

#### 4.4.1 Holz-Holz-Verbindungen mit Stabdübeln

Die Stabdübelverbindung ist neben der Nagelverbindung eine der gebräuchlichsten Verbindungsarten im Holzbau. Zur Ermittlung der charakteristischen Tragfähigkeit wurden Fichtenholz-Verbindungen mit verschiedenen Stabdübeldurchmessern und unterschiedlicher Geometrie mit dem Computer simuliert, und die Tragfähigkeiten für eine Belastung in Faserrichtung unter Berücksichtigung des Spaltversagens und der Verankerungskräfte des Verbindungsmittels im Holz berechnet.

Folgende Variationen wurden dabei untersucht:

Verbindungsmittel:	glattschaftige Stabdübel aus St 37 K nach DIN 1652	
Stabdübeldurchmesser:	$d = 8; 16; 24$ und $30$ mm	
Schlankeit:	$\lambda = s_2/d = 2; 4; 6; 8$ und $10$	
Verhältnis $s_1/s_2$	$s_1/s_2 = 0,25; 0,50; 0,75$ und $1,00$	
Stabdübelabstände:	Fall a) (EUROCODE 5)	siehe <b>Bild 4.4.1</b>
	Fall b) (DIN 1052)	siehe <b>Bild 4.4.1</b>



**Bild 4.4.1:** Holz-Holz-Verbindung mit Stabdübeln

#### 4.4.1.1 Traglastkurven von zweischnittigen Holz-Holz-Verbindungen mit Verbindungsmittelabständen nach EUROCODE 5

Die Ergebnisse der Traglastberechnungen der oben beschriebenen Verbindungen für Verbindungsmittelabstände nach EUROCODE 5 (Fall a) sind exemplarisch für  $d = 8 \text{ mm}$  und  $s_1/s_2 = 0,75$  in **Bild 4.4.2** zusammengestellt. Weitere Rechenresultate befinden sich in Anhang D (**Bild D.1 - D.10**). Es sind sowohl die Kurven für den Mittelwert der Traglast als auch für das nichtparametrische 5%-Fraktile dargestellt. Für die einzelnen Schlankheiten ist in diesem Bild der prozentuale Anteil der Bruchursachen angegeben. Den Einfluß des Verhältnisses Seitenholzdicke zu Mittelholzdicke auf die Traglast für die Schlankheit  $\lambda = 6$  und  $d = 16 \text{ mm}$  zeigt **Bild 4.4.3**.

In den Diagrammen sind zum Vergleich die charakteristischen Tragfähigkeiten nach EUROCODE 5 (ENV 1995-1-1) mit folgenden Eingangsgrößen

$$f_{h,k} = 0,082 \cdot \rho_k \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \quad (\text{N/mm}^2) \quad (4.4.1)$$

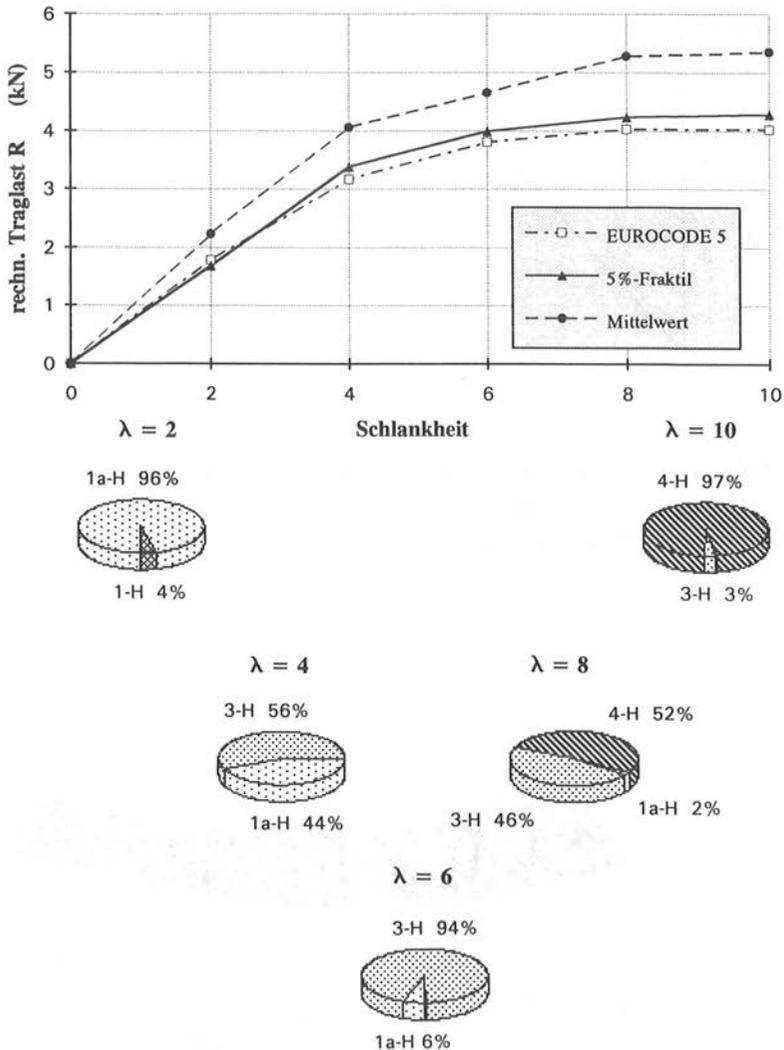
$$M_{y,k} = 0,8 \cdot f_{u,k} \cdot d^3/6 \quad (\text{Nmm}) \quad (4.4.2)$$

$$\rho_k = 370 \text{ kg/m}^3$$

$$f_{u,k} = 440 \text{ N/mm}^2$$

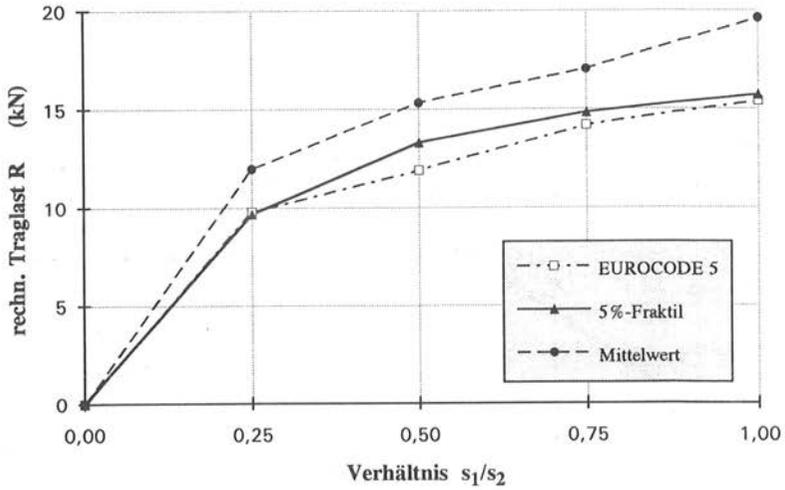
$$\beta = 1$$

ingezeichnet.

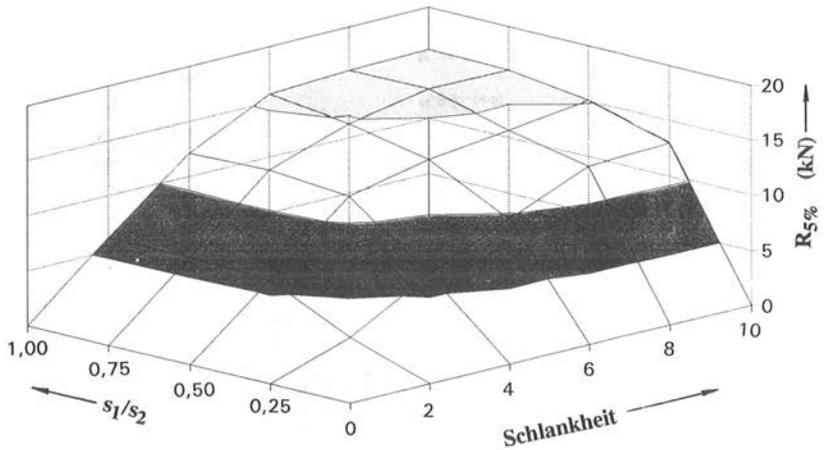


**Bild 4.4.2:** Traglasten pro Scherfläche eines Verbindungsmittels und prozentualer Anteil der Bruchursachen in Abhängigkeit von der Schlankheit

(Stabdübel aus St 37 K;  $d = 8 \text{ mm}$ ;  $s_1/s_2 = 0,75$ )



**Bild 4.4.3:** Traglasten pro Scherfläche eines Verbindungsmittels in Abhängigkeit vom Verhältnis Seitenholzdicke/Mittelholzdicke (Stabdübel aus St 37 K;  $d = 16$  mm;  $\lambda = 6$ )



**Bild 4.4.4:** 5%-Fraktilewerte der Traglasten pro Scherfläche eines Verbindungsmittels in Abhängigkeit von  $\lambda$  und  $s_1/s_2$  (Stabdübel aus St 37 K;  $d = 16$  mm)

Zusammenfassend sind in **Bild 4.4.4** die 5%-Fraktile der berechneten Traglasten (12000 Einzelwerte) in Abhängigkeit von  $\lambda$  und  $s_1/s_2$  für den Stabdübeldurchmesser  $d = 16$  mm dargestellt.

Bei dem letzten Entwurf zu EUROCODE 5 wurde empirisch ein Systemfaktor von  $k_{\text{sys}} = 1,1$  bei allen Bruchursachen mit Fließgelenken eingeführt, welcher die Reibungseinflüsse usw. berücksichtigen soll. Für die Bruchursachen 3, 4, 5-S und 6-S (siehe Abschnitt 3) gilt nach EUROCODE 5 also:

$$R_{k,EC5} = k_{\text{sys}} \cdot R_{k,\text{Joh}} = 1,1 \cdot R_{k,\text{Joh}} \quad (4.4.3)$$

$R_{k,EC5}$ : charakteristische Tragfähigkeit nach EUROCODE 5  
 $R_{k,\text{Joh}}$ : charakteristische Tragfähigkeit nach der "Johansen"-Theorie  
 $k_{\text{sys}}$ : Systemfaktor

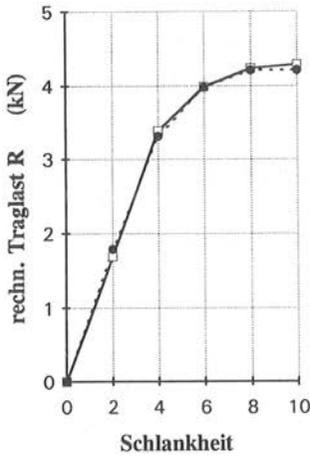
Ein Nachweis auf Grundlage des probabilistischen Sicherheitskonzepts konnte bisher jedoch noch nicht erbracht werden. Der Vergleich der berechneten Traglastkurven mit den Tragfähigkeiten nach EUROCODE 5 - Entwurf würde unter Beibehaltung der Eingangsgrößen einen Systemfaktor von

$$k_{\text{sys}} = 1,15 \quad (4.4.4)$$

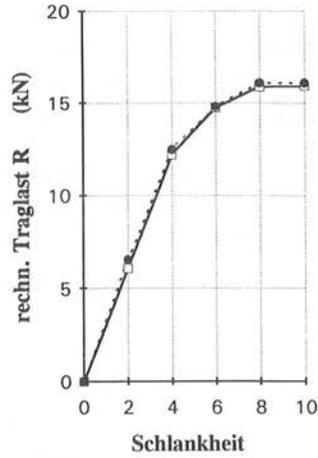
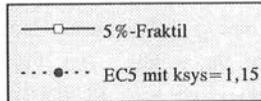
rechtfertigen. **Bild 4.4.5** verdeutlicht diese Aussage. Bei kleinen Schlankheiten liegt die berechnete Traglast auf Grund des Spalteffektes etwas unter den Werten nach EUROCODE 5.

#### 4.4.1.2 Traglasten von einschnittigen Holz-Holz-Verbindungen mit Verbindungsmittelabständen nach EUROCODE 5

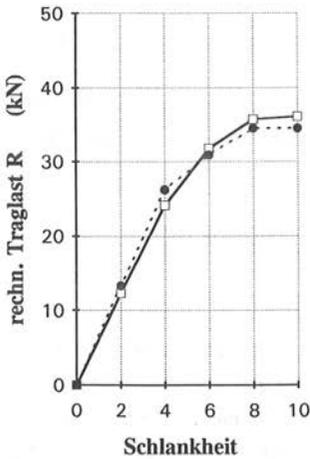
Das 5%-Fraktile der rechnerischen Tragfähigkeit pro Scherfläche von einschnittigen Holz-Holz-Verbindungen ist kleiner als bei zweischnittigen Verbindungen. Dies ist damit zu erklären, daß statistisch gesehen die Traglast, die pro Scherfläche bei zweischnittigen Verbindungen übertragen wird, nicht gleich groß ist. Wie **Bild 4.4.6** zeigt, darf für diesen Fall nur ein Systemfaktor von  $k_{\text{sys}} = 1,10$ , wie in EUROCODE 5 angegeben, angesetzt werden.



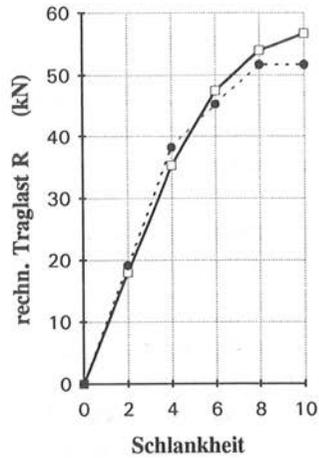
d = 8 mm



d = 16 mm

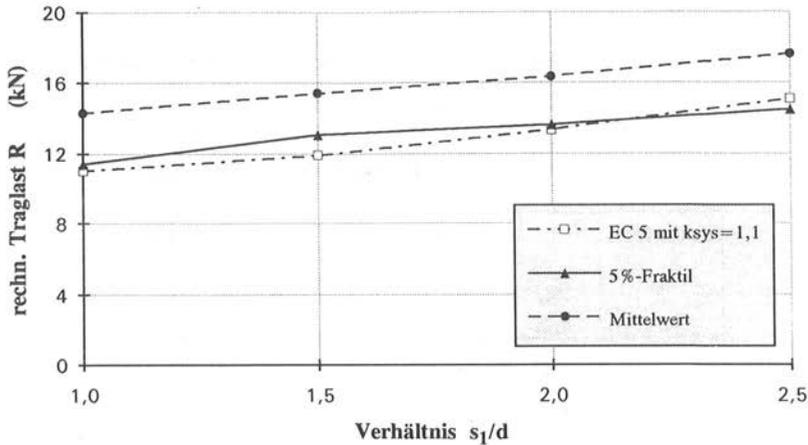


d = 24 mm



d = 30 mm

**Bild 4.4.5:** Vergleich der 5%-Fraktilwerte der berechneten Traglasten mit den Tragfähigkeiten nach EUROCODE 5, jedoch mit  $k_{sys} = 1,15$



**Bild 4.4.6:** Vergleich der berechneten Traglasten von einschnittigen Holz-Holz-Verbindungen mit den charakteristischen Tragfähigkeiten nach EUROCODE 5  
(Stabdübel aus St 37 K;  $d = 16 \text{ mm}$ ;  $s_1/s_2 = 1,00$ )

#### 4.4.1.3 Traglastkurven von zweischnittigen Holz-Holz-Verbindungen mit Verbindungsmittelabständen nach DIN 1052

Zum Vergleich wurden auch die Traglastkurven für Verbindungen mit Mindestabständen nach DIN 1052 (Fall b) entsprechend **Bild 4.4.1b** berechnet. Ein Mindestabstand  $a_{3,t} = 6d$  vom beanspruchten Hirnholende ist in der europäischen Vornorm nicht vorgesehen. Daher ist ein direkter Vergleich nicht möglich. Kleinere Abstände der Verbindungsmittel untereinander werden im EUROCODE 5 durch Abminderung der Lochleibungsfestigkeit mit dem Faktor

$$k_a = \sqrt{\frac{a_1}{(3 + 4|\cos \alpha|) \cdot d}} \quad (4.4.5)$$

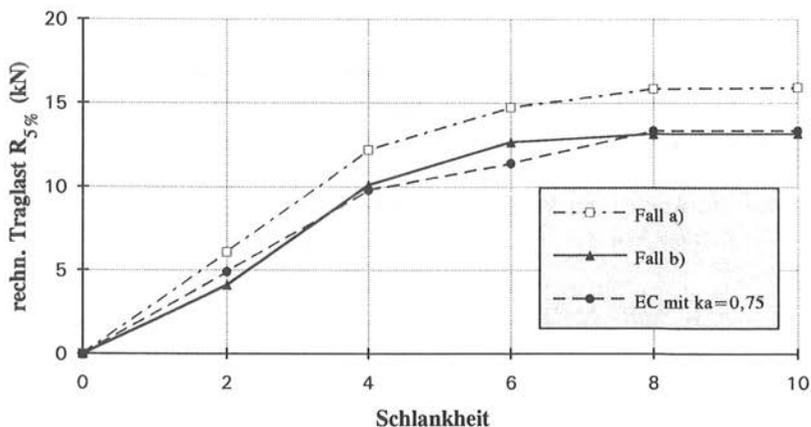
berücksichtigt. Für  $\alpha = 0^\circ$  und  $a_1 = 5d$  ergibt sich ein Wert von 0,85.

In **Tabelle 4.4.1** sind die Ergebnisse der Berechnungen von Fall a) und b) für eine Verbindung mit Stabdübeln  $d = 16 \text{ mm}$  zusammengestellt. Die Mittelwerte der Traglasten unterscheiden sich dabei weniger als die 5%-Fraktile.

**Tabelle 4.4.1:** Mittelwert, Variationskoeffizient und nichtparametrischer 5%-Fraktilwert der Traglasten pro Scherfläche eines Verbindungsmittels für Fall a) und Fall b)  
(Verbindungen mit Stabdübeln  $d = 16$  mm aus St 37 K)

Schlankheit $\lambda$	Fall a)			Fall b)		
	$R_m$ (kN)	$v$ (%)	$R_{5\%}$ (kN)	$R_m$ (kN)	$v$ (%)	$R_{5\%}$ (kN)
2	8,00	15,2	6,06	7,23	23,7	4,09
4	14,9	9,84	12,2	13,2	12,6	10,1
6	17,0	9,12	14,7	15,4	11,6	12,7
8	19,2	9,51	15,9	17,0	14,0	13,1
10	19,8	9,73	15,9	17,7	14,5	13,2

In Bild 4.4.7 sind die 5%-Fraktilwerte der Traglasten von Fall a) mit denen von Fall b) verglichen. Die charakteristische Lochleibungsfestigkeit müßte demnach mit dem Faktor  $k_a = 0,75$  multipliziert werden, um den Fall b) mit den Gleichungen in EUROCODE 5 (ENV 1995-1-1) zu beschreiben.



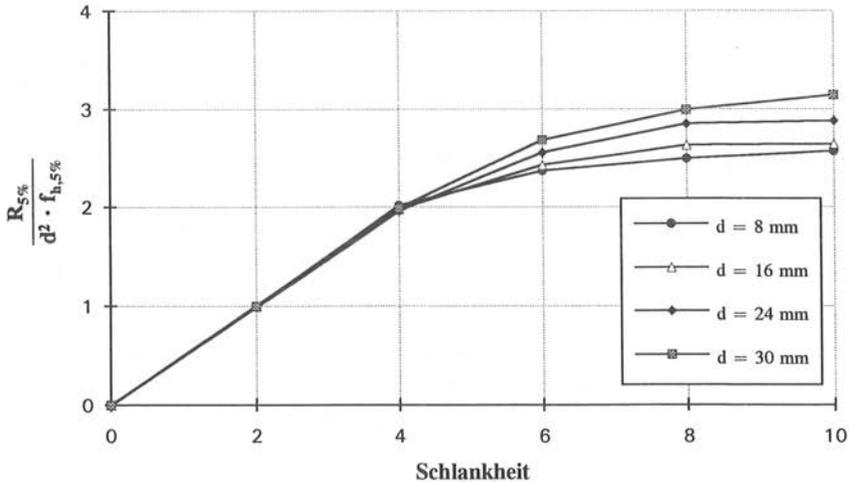
**Bild 4.4.7:** Vergleich der 5%-Fraktilwerte der Traglasten pro Scherfläche eines Verbindungsmittel für Fall a) und Fall b)  
(Stabdübel aus St 37 K;  $d = 16$  mm;  $s_1/s_2 = 0,75$ )

#### 4.4.1.4 Überslägige Bemessungsgleichung für zweischnittige Holz-Holz-Verbindungen mit Fichtenholz und Stabdübeln aus St 37 K

Mit Handrechnung ist es sehr zeitaufwendig alle möglichen Bruchursachen zu überprüfen, um die Tragfähigkeit einer Verbindung zu erhalten. Es wäre daher von Vorteil, wenn man mit einer einfachen Näherungsgleichung eine in der Praxis häufig vorkommende Verbindung überslägig bemessen könnte. Für eine zweischnittige Holz-Holz-Verbindung mit Fichtenholz und Stabdübeln aus St 37 K wird eine solche überslägige Bemessungsgleichung gesucht, die das Tragverhalten vereinfachend beschreibt.

Durch eine Dimensionsanalyse wurde zuerst die Anzahl der Einflußparameter reduziert. Als Kennzahl ergibt sich daraus die normierte Traglast  $R_{\text{nom}}$  zu:

$$R_{\text{nom}} = \frac{R}{d^2 \cdot f_h} \quad (4.4.6)$$



**Bild 4.4.8:** Normierte Traglast in Abhängigkeit von der Schlankheit

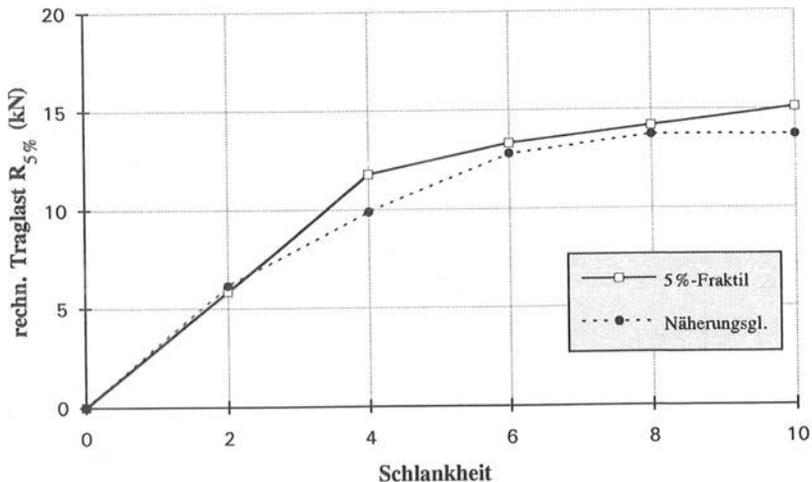
Zeichnet man diese normierte Traglast für verschiedene Durchmesser und Schlankheiten in ein Diagramm (**Bild 4.4.8**), so zeigt sich für große Schlankheiten eine nicht zu vernachlässigende Abhängigkeit der Traglast vom Stabdübeldurchmesser.

Eine mit der vorhandenen Datenmenge durchgeführte nichtlineare Regressionsanalyse ergibt als beste Anpassung folgende Näherungsgleichung:

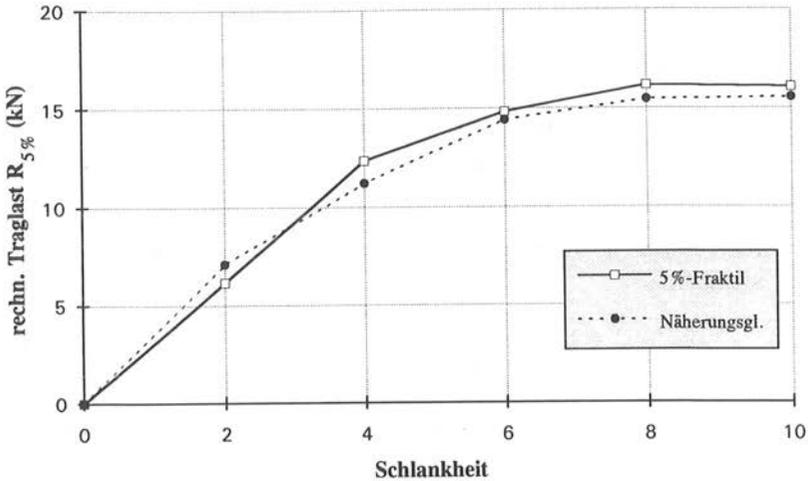
$$R_{5\%} = \frac{2}{3} \cdot d^{1,4} \cdot f_{h,5\%} \cdot \sqrt[3]{s_1 \cdot s_2} \leq 2,15 \cdot d^{2,1} \cdot f_{h,5\%} \cdot \sqrt[3]{\frac{s_1}{s_2}} \quad (4.4.7)$$

mit  $f_{h,5\%} = 0,077 \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \cdot \rho_{5\%}$

Das Verhältnis  $s_1/s_2$  sollte dabei, wie in der Praxis üblich, zwischen 0,4 und 0,9 liegen. In **Bild 4.4.9** und **4.4.10** sind die berechneten 5%-Fraktilwerte der Traglast mit der Näherungsgleichung verglichen. Diese Gleichung wurde für Mindestabstände nach EUROCODE 5 entwickelt.



**Bild 4.4.9:** Vergleich der 5%-Fraktilwerte der Traglasten mit der gefundenen Näherungsgleichung  
(Stabdübel aus St 37 K;  $d = 16 \text{ mm}$ ;  $s_1/s_2 = 0,50$ )



**Bild 4.4.10:** Vergleich der 5%-Fraktilwerte der Traglasten mit der gefundenen Näherungsgleichung (Stabdübel aus St 37 K;  $d = 16 \text{ mm}$ ;  $s_1/s_2 = 0,75$ )

#### 4.4.2 Holz-Holz-Verbindungen mit Gewindestangen

Die Auswertung der simulierten Daten von zweischnittigen Fichtenholz-Verbindungen entsprechend **Bild 4.4.1a** mit metrischen Gewindestangen als Verbindungsmittel zeigt, daß sich bei kleineren Durchmessern und größeren Schlankheiten die Tragfähigkeit gegenüber Stabdübelverbindungen erhöht. In Anhang D (**Bild D.11 - D.13**) sind die Ergebnisse in Diagrammen dargestellt. Stellt man die Rechenergebnisse von Verbindungen mit Gewindestangen der Güte 8.8 denen von Verbindungen mit Stabdübeln aus St 37 K gegenüber (**Bild 4.4.11**), wird die Traglaststeigerung durch den Einhängeeffekt verdeutlicht.

Berechnet man die charakteristischen Tragfähigkeiten nach der "Johansen"-Theorie (EC 5 - Bemessungsgleichungen ohne  $k_{\text{sys}}$ ) mit folgenden Eingangsgrößen

$$f_{h,k} = 0,082 \cdot \rho_k \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \quad (\text{N/mm}^2) \quad (4.4.8)$$

$$M_{y,k} = 0,8 \cdot f_{u,k} \cdot d_{\text{sp}}^3 / 6 \quad (\text{Nmm}) \quad (4.4.9)$$

$$\rho_k = 370 \text{ kg/m}^3$$

$$f_{u,k} = 800 \text{ N/mm}^2$$

$$\beta = 1,$$

d: Nenndurchmesser in mm

$d_{sp}$ : Spannungsdurchmesser in mm

so lassen sich die 5%-Fraktilewerte der Traglasten bei allen Bruchursachen mit Fließgelenken in Anlehnung an EUROCODE 5 durch Multiplikation mit dem Systemfaktor

$$k_{sys,Gew.} = 1,55 \cdot d^{-0,1} \quad (4.4.10)$$

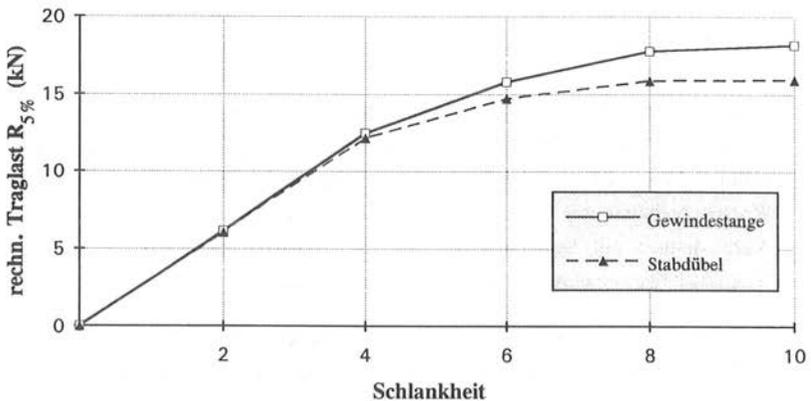
$$R_{k,Gew.} = k_{sys,Gew.} \cdot R_{k,Joh} \quad (4.4.11)$$

$R_{k,Gew.}$ : charakteristische Tragfähigkeit von Verbindungen mit metrischen Gewindestangen

$R_{k,Joh}$ : charakteristische Tragfähigkeit nach der "Johansen"-Theorie

$k_{sys,Gew.}$ : Systemfaktor für Verbindungen mit Gewindestangen

anpassen. In den Diagrammen (siehe Anhang D) sind die mit diesen Angaben berechneten Werte eingezeichnet.



**Bild 4.4.11:** Vergleich der 5%-Fraktilewerte der Traglasten von Verbindungen mit Gewindestangen der Güte 8.8 und Stabdübeln aus St 37 K (Nenndurchmesser  $d = 16$  mm, Verhältnis  $s_1/s_2 = 0,75$ )

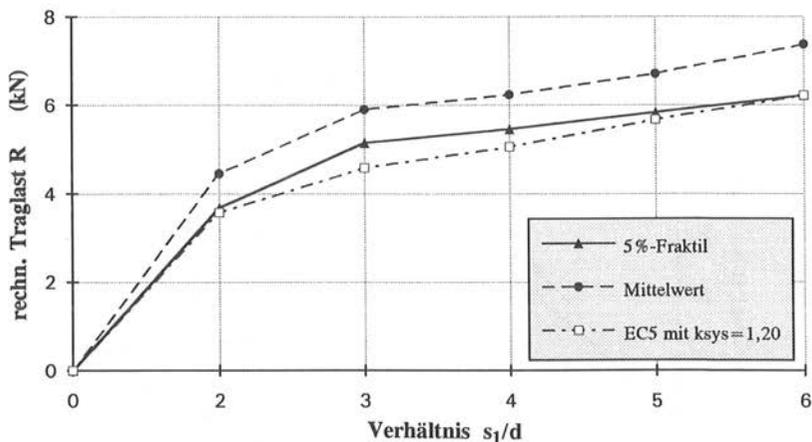
#### 4.4.3 Stahlblech-Holz-Verbindungen mit innenliegenden Blechen und Stabdübeln

Stahlblech-Holz-Verbindungen mit innenliegenden Blechen und Stabdübeln gehören im Ingenieurholzbau zu den wirtschaftlichsten Verbindungen. Mit Hilfe des Rechenmodells wurden die Traglasten dieser Verbindungsart berechnet. In **Bild 4.4.12** und **4.4.13** sind die Ergebnisse für die Stabdübeldurchmesser  $d = 8; 12; 16$  und  $20$  mm in Abhängigkeit vom Verhältnis  $s_1/d$  angegeben.

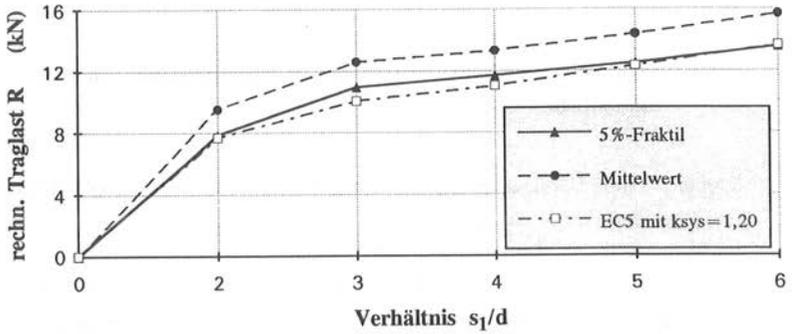
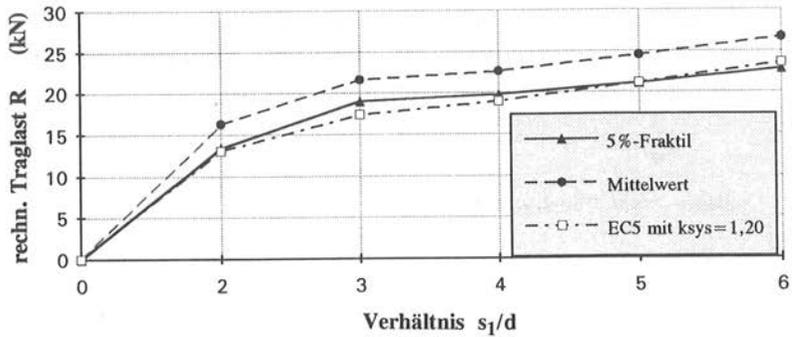
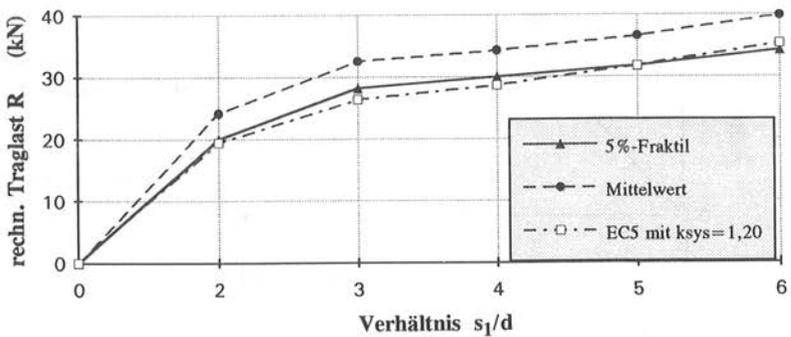
Im Entwurf zu EUROCODE 5 wurde ein Systemfaktor von  $k_{\text{sys}} = 1,1$  bei allen Bruchursachen mit Fließgelenken eingeführt. Berechnungen auf Grundlage des probabilistischen Sicherheitskonzepts würden unter Beibehaltung der Eingangsgrößen für diese Verbindungsart einen Systemfaktor von

$$k_{\text{sys}} = 1,20 \quad (4.4.12)$$

zulassen (siehe **Bild 4.4.12** und **4.4.13**).



**Bild 4.4.12:** Traglast pro Scherfläche eines Verbindungsmittels in Abhängigkeit vom Verhältnis  $s_1/d$  und Vergleich mit den Tragfähigkeiten nach EUROCODE 5, jedoch mit  $k_{\text{sys}} = 1,20$  (Stabdübel  $d = 8$  mm)

(Stabdübel  $d = 12$  mm)(Stabdübel  $d = 16$  mm)(Stabdübel  $d = 20$  mm)

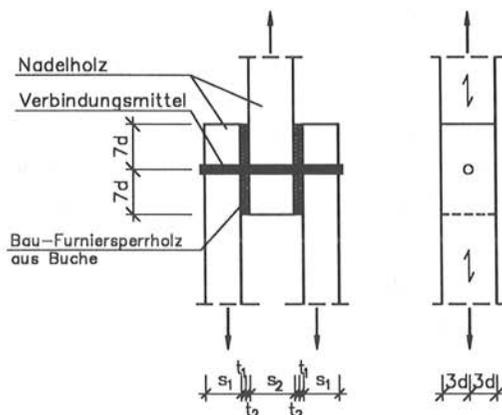
**Bild 4.4.13:** Traglast pro Scherfläche eines Verbindungsmittels in Abhängigkeit vom Verhältnis  $s_1/d$  und Vergleich mit den Tragfähigkeiten nach EUROCODE 5, jedoch mit  $k_{sys} = 1,20$

#### 4.4.4 Buche-Furniersperrholz verstärkte Holz-Holz-Verbindungen mit Stabdübeln

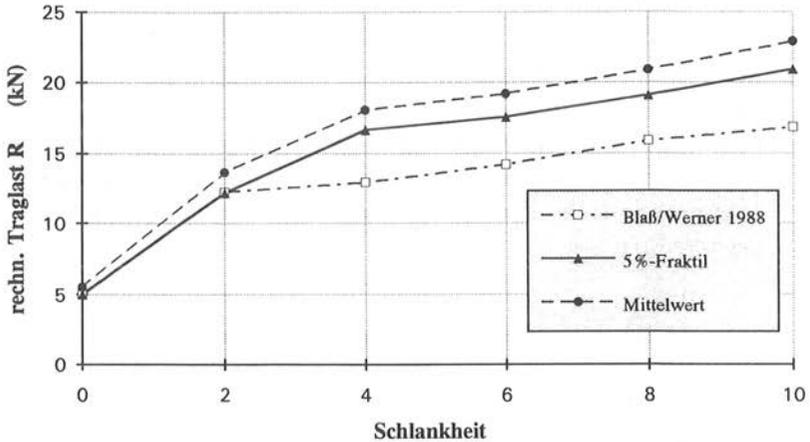
Zur Bestimmung des 5%-Fraktilwertes der Tragfähigkeit von mit Bau-Furniersperrholz aus Buche verstärkten Stabdübelverbindungen wurden die streuenden Einflußgrößen der in **Bild 4.4.14** dargestellten Verbindung simuliert und die Traglasten mit Hilfe des Rechenmodells berechnet. In **Bild 4.4.15** sind die Traglasten in Abhängigkeit von der Schlankheit aufgezeichnet, die für eine Verbindung mit folgenden Kenndaten

Holzart:	Fichte
Verstärkungswerkstoff:	Bau-Furniersperrholz aus Buche
Verbindungsmittel:	Stabdübel aus Rundstahl St 37 K
Durchmesser:	$d = 16 \text{ mm}$
Dicke der Verstärkung:	$t_1 = t_2 = 6 \text{ mm}$
Verhältnis:	$s_1/s_2 = 0,50$

berechnet wurden. Weitere Ergebnisse der Traglastberechnungen sind in Anhang E (**Bild E.1 - E.5**) angegeben.



**Bild 4.4.14:** Buche-Furniersperrholz verstärkte Holz-Holz-Verbindung mit Stabdübeln



**Bild 4.4.15:** Traglast pro Scherfläche eines Stabdübels in Abhängigkeit von der Schlankheit

( $d = 16 \text{ mm}$ ;  $s_1/s_2 = 0,50$ ;  $t_1 = t_2 = 6 \text{ mm}$ )

BLAß, WERNER 1988b leiteten ausgehend von der Theorie von "Johansen" ein vereinfachtes Rechenmodell für zweischnittige Holz-Holz-Verbindungen mit verstärkten Anschlußbereichen unter der Bedingung her, daß die Dicke und die Lochleibungsfestigkeit des Verstärkungswerkstoffs überall gleich groß sind. Für die Berechnung der Tragfähigkeit geben sie folgende Gleichungen an:

$$R = \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{(f_{h,1} \cdot s_1 + f_{h,t} \cdot t) \cdot d}{2 + \beta} \cdot \left[ \sqrt{(s_1 + 4t)^2 + \frac{2 + \beta}{\beta} \left( s_1^2 - 4\eta t^2 + \frac{4M_y}{d \cdot f_{s1}} \right)} - (s_1 + 4t) \right] + f_{h,t} \cdot t \cdot d \\ \frac{2 \cdot \beta \cdot f_{h,1} \cdot d}{1 + \beta} \cdot \left[ \sqrt{t^2 \frac{1 + \beta}{2\beta} \left( \eta t^2 - \frac{2M_y}{d \cdot f_{s1}} \right)} - t \right] + f_{h,t} \cdot t \cdot d \end{array} \right. \quad (4.4.13)$$

mit

$$\beta = \frac{f_{h,2}}{f_{h,1}} \quad \text{und} \quad \eta = \frac{f_{h,t}}{f_{h,1}}$$

Dabei wird vorausgesetzt, daß sich die Fließgelenke jeweils in den Hölzern und nicht in den dünnen Holzwerkstoffplatten ausbilden.

In den **Bildern 4.4.15** und **E.1 - E.5** sind zum Vergleich die charakteristischen Tragfähigkeiten berechnet mit Gl. 4.4.13 und den folgenden Eingangsgrößen

$$f_{h,1,k} = f_{h,2,k} = 0,09 \cdot \rho_k \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \quad (\text{N/mm}^2) \quad (4.4.14)$$

$$f_{h,t,k} = (0,79 + 3,8/\sqrt{d}) \cdot 30 \quad (\text{N/mm}^2) \quad (4.4.15)$$

$$M_{y,k} = 0,8 \cdot f_{u,k} \cdot d^3/6 \quad (\text{Nmm}) \quad (4.4.16)$$

$$\rho_k = 370 \text{ kg/m}^3$$

$$f_{u,k} = 440 \text{ N/mm}^2$$

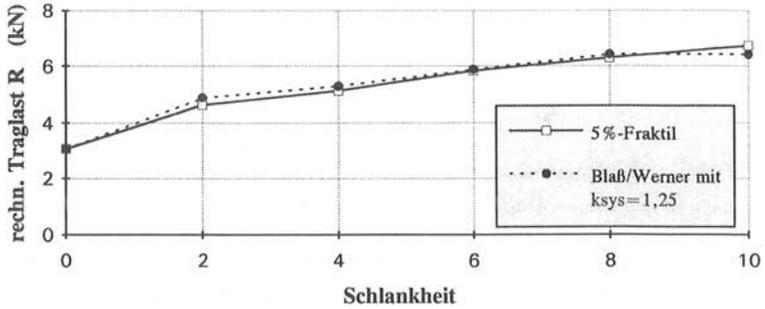
eingezeichnet. Die Erhöhung der charakteristischen Lochleibungsfestigkeit der Fichtenhölzer ergab sich auf Grund der Untersuchungen in Abschnitt 2 infolge der Querbehinderung durch die aufgeleimten Holzwerkstoffplatten. Der charakteristische Wert der Lochleibungsfestigkeit, vgl. Gl. 4.4.15, von Bau-Furniersperrholz aus Buche wurde von DRÖGE, KRAMER 1989 ermittelt.

Analog dem Vorgehen im Entwurf zu EUROCODE 5 würde ein Systemfaktor von

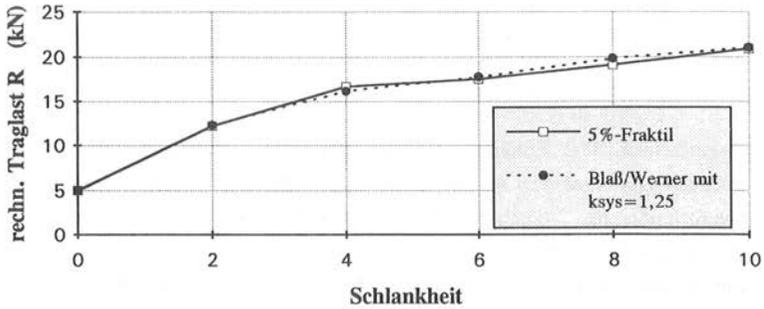
$$k_{\text{sys}} = 1,25 \quad (4.4.17)$$

die 5%-Fraktilwerte der Traglasten, die mit den simulierten Daten berechnet wurden, am besten anpassen. Darin ist auch die geringe Streubreite der Traglasten enthalten. In **Bild 4.4.16** ist dieser Systemfaktor berücksichtigt.

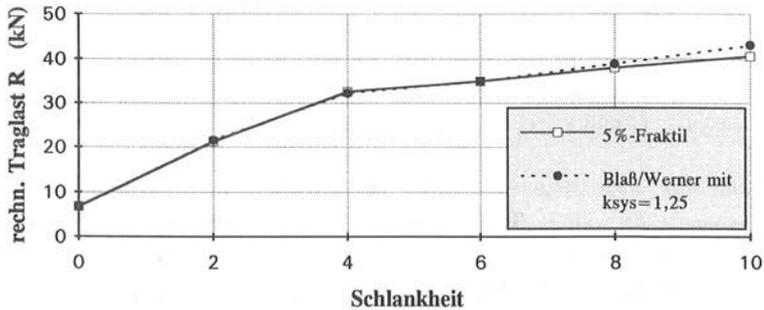
Um den traglaststeigernden Effekt der aufgeleimten Holzwerkstoffplatten zu verdeutlichen wird in **Tabelle 4.4.2** die Traglast eines verstärkten Stabdübelanschlusses mit der eines nicht verstärkten Anschlusses verglichen. Die Verbindungen unterscheiden sich nur durch das Aufleimen von jeweils 6 mm dicken Bau-Furniersperrholzplatten im Bereich der Scherflächen. Je geringer die Stabdübelabstände (vgl. Fall a) und Fall b) entsprechend Bild 4.4.1) sind, desto ausgeprägter wird dieser Unterschied. Durch diese einfache Verstärkungsmaßnahme lassen sich bei bestimmten geometrischen Verhältnissen die Traglasten um über 100% steigern.



(Stabdübel  $d = 8 \text{ mm}$ )



(Stabdübel  $d = 16 \text{ mm}$ )



(Stabdübel  $d = 24 \text{ mm}$ )

**Bild 4.4.16:** Vergleich der 5%-Fraktilewerte der berechneten Traglasten mit den Tragfähigkeiten nach BLAß, WERNER 1988b, jedoch mit  $k_{sys} = 1,25$  (Stabdübel St 37 K;  $s_1/s_2 = 0,5$ ; Verstärkung BFU-BU  $t = 6 \text{ mm}$ )

**Tabelle 4.4.2:** Vergleich der 5%-Fraktilwerte der Traglasten von Verbindungen mit verstärkten (v) und nicht verstärkten (nv) Anschlußbereichen (Stabdübel aus St 37 K  $d = 16$  mm)

			<b>Fall a)</b> Mindestabstände nach EUROCODE 5		<b>Fall b)</b> Mindestabstände nach DIN 1052	
$\lambda = \frac{s_2}{d}$	$\frac{s_1}{s_2}$	t (mm)	$R_{5\%}$ (kN)	$\frac{R_{5\%,v}}{R_{5\%,nv}}$	$R_{5\%}$ (kN)	$\frac{R_{5\%,v}}{R_{5\%,nv}}$
2	0,75	6	12,3	2,03	12,3	3,01
2	0,75	0	6,06		4,09	
4	0,75	6	17,4	1,43	17,4	1,72
4	0,75	0	12,2		10,1	
6	0,75	6	20,0	1,36	20,0	1,59
6	0,75	0	14,7		12,6	
8	0,75	6	21,9	1,38	21,9	1,67
8	0,75	0	15,9		13,1	
10	0,75	6	22,1	1,39	22,1	1,67
10	0,75	0	15,9		13,2	



## 5 Folgerungen und Empfehlungen für die Bemessung von Verbindungen mit Bolzen, Stabdübeln und Gewindestangen

Eine Holzverbindung ist ein komplexes System, in dem verschiedene Hölzer, Holzwerkstoffe und Verbindungsmittel zusammenwirken. Dabei wird der natürliche, anisotrope Baustoff Holz mehraxial beansprucht. Durch die Berücksichtigung der zufallsbedingten Streuungen der maßgebenden Einflußgrößen konnten in den vorherigen Abschnitten Aussagen über die Tragfähigkeit von unterschiedlichen Verbindungsarten gemacht werden.

Um die statistische Variabilität von Material- und Konstruktionseigenschaften bei der Bemessung wirklichkeitsnah zu berücksichtigen, muß das System als Ganzes betrachtet werden. Insbesondere muß davon ausgegangen werden, daß die Hölzer aufspalten können. Einen traglaststeigernden Einfluß hat dabei

- die Berücksichtigung der Verankerung der Verbindungsmittel im Holz,
- die geringe Wahrscheinlichkeit, daß eine Verbindung nur aus Hölzern mit charakteristischen Materialeigenschaften entsprechend dem 5%-Fraktile zusammengesetzt ist,
- die Berücksichtigung des tatsächlichen Fließmomentes der Verbindungsmittel
- und das Aufleimen einer Holzwerkstoffplatte als Absperrung.

Traglastmindernd wirken sich dagegen folgende Faktoren aus:

- die Spaltempfindlichkeit der Hölzer;
- die größere Streuung der Lochleibungsfestigkeiten im Vergleich zur Rohdichte;
- reduzierte Verbindungsmittelabstände untereinander und von den Rändern.

Zur Bemessung von Verbindungen müssen jedoch handhabbare Gleichungen angegeben werden. Wie die vorherigen Untersuchungen zeigen, kann man bei Zugrundelegung der "Johansen"-Theorie die zusätzlichen Systemeigenschaften einer Verbindungsart in einem Systemfaktor  $k_{sys}$  zusammenfassen. Bei Bruchursachen, bei denen nur das Lochleibungsversagen die Tragfähigkeit der Verbindung bestimmt, entfällt dieser Faktor. Im folgenden werden Bemessungsgleichungen für Verbindungen mit verstärkten Anschlußbereichen angegeben. Zur Vereinfachung wird vorausgesetzt, daß die Dicke und die Lochleibungsfestigkeit der jeweils an den Scherflächen aufgeleimten Holzwerkstoffplatten gleich groß ist.

## 5.1 Bemessungsgleichungen

### 5.1.1 Holz-Holz-Verbindungen mit verstärkten Anschlußbereichen

- (1) Der Bemessungswert der Tragfähigkeit pro Verbindungsmittel und Scherfläche für Holz-Holz-Verbindungen mit verstärkten Anschlußbereichen, hergestellt mit stiftförmigen Verbindungsmitteln, ergibt sich als kleinster Wert aus den folgenden Gleichungen.

Bemessungswert der Tragfähigkeit von *einschnittigen* Verbindungen:

$$R_d = \min \left\{ \begin{array}{l} (f_{b,1,d} \cdot s_1 + f_{b,2,d} \cdot t) \cdot d \quad (5.1.1a) \\ (f_{b,2,d} \cdot s_2 + f_{b,1,d} \cdot t) \cdot d \quad (5.1.1b) \\ \frac{f_{b,1,d} \cdot s_1 \cdot d}{1 + \beta} \cdot \sqrt{\beta \left( 1 - 4\eta \left( \frac{t}{s_1} \right)^2 \right) + 2\beta^2 \left( 1 + \left( \frac{s_2}{s_1} \right) + \left( \frac{s_2}{s_1} \right)^2 + 4 \left( \frac{t}{s_1} \right) + 8 \left( \frac{t}{s_1} \right)^2 + 4 \left( \frac{t}{s_1} \right) \left( \frac{s_2}{s_1} \right) - 2\eta \left( \frac{t}{s_1} \right)^2 \right) + \beta^3 \left( \frac{s_2}{s_1} \right)^2} - \frac{\beta \cdot f_{b,1,d} \cdot s_1 \cdot d}{1 + \beta} \cdot \left[ 1 + 4 \left( \frac{t}{s_1} \right) + \left( \frac{s_2}{s_1} \right) \right] + f_{b,1,d} \cdot d \cdot t \quad (5.1.1c) \\ k_{sys} \cdot \frac{\beta \cdot f_{b,1,d} \cdot d}{2 + \beta} \cdot \left[ \sqrt{(s_1 + 4t)^2 + \frac{2 + \beta}{\beta} \left( s_1^2 - 4\eta t^2 + \frac{4 M_{y,d}}{d \cdot f_{b,1,d}} \right)} - (s_1 + 4t) \right] + f_{b,1,d} \cdot t \cdot d \quad (5.1.1d) \\ k_{sys} \cdot \frac{\beta \cdot f_{b,1,d} \cdot d}{1 + 2\beta} \cdot \left[ \sqrt{(s_2 + 4t)^2 + (1 + 2\beta) \left( s_2^2 - 4\eta t^2 + \frac{4 M_{y,d}}{\beta \cdot d \cdot f_{b,1,d}} \right)} - (s_2 + 4t) \right] + f_{b,1,d} \cdot t \cdot d \quad (5.1.1e) \\ k_{sys} \cdot \frac{2 \cdot \beta \cdot f_{b,1,d} \cdot d}{1 + \beta} \cdot \left[ \sqrt{t^2 - \frac{1 + \beta}{2\beta} \left( \eta t^2 - \frac{2 M_{y,d}}{d \cdot f_{b,1,d}} \right)} - t \right] + f_{b,1,d} \cdot t \cdot d \quad (5.1.1f) \end{array} \right.$$

Bemessungswert der Tragfähigkeit von *zweischchnittigen* Verbindungen:

$$R_d = \min \left\{ \begin{array}{l} (f_{b,1,d} \cdot s_1 + f_{b,1,d} \cdot t) \cdot d \quad (5.1.1g) \\ (0,5 \cdot f_{b,2,d} \cdot s_2 + f_{b,1,d} \cdot t) \cdot d \quad (5.1.1h) \\ k_{sys} \cdot \frac{\beta \cdot f_{b,1,d} \cdot d}{2 + \beta} \cdot \left[ \sqrt{(s_1 + 4t)^2 + \frac{2 + \beta}{\beta} \left( s_1^2 - 4\eta t^2 + \frac{4 M_{y,d}}{d \cdot f_{b,1,d}} \right)} - (s_1 + 4t) \right] + f_{b,1,d} \cdot t \cdot d \quad (5.1.1j) \\ k_{sys} \cdot \frac{2 \cdot \beta \cdot f_{b,1,d} \cdot d}{1 + \beta} \cdot \left[ \sqrt{t^2 - \frac{1 + \beta}{2\beta} \left( \eta t^2 - \frac{2 M_{y,d}}{d \cdot f_{b,1,d}} \right)} - t \right] + f_{b,1,d} \cdot t \cdot d \quad (5.1.1k) \end{array} \right.$$

Der Wert in den eckigen Klammern muß immer größer gleich Null sein.

Ergibt sich der Wert in einer eckigen Klammer kleiner Null, so sind die Voraussetzungen für die Herleitung der Gleichungen verletzt, und es müssen andere Bemessungsverfahren verwendet werden.

$s_1$ und $s_2$	Dicke der Hölzer oder Eindringtiefe
$t$	Dicke der aufgeleimten Holzwerkstoffplatten
$f_{h,1}$ und $f_{h,2}$	Lochleibungsfestigkeiten der Hölzer in $s_1$ bzw. $s_2$
$f_{h,t}$	Lochleibungsfestigkeit der aufgeleimten Holzwerkstoffplatten
$M_y$	Fließmomentes des Verbindungsmittels
$d$	Durchmesser des Verbindungsmittels
$k_{sys}$	Systemfaktor

$$\beta \quad \text{Verhältnis} \quad \frac{f_{h,2,d}}{f_{h,1,d}}$$

$$\eta \quad \text{Verhältnis} \quad \frac{f_{h,t,d}}{f_{h,1,d}}$$

- (2) Die Bemessungswerte der Lochleibungsfestigkeiten  $f_{h,1,d}$ ,  $f_{h,2,d}$  und  $f_{h,t,d}$  berechnen sich wie folgt:

$$f_{h,1,d} = \frac{k_{mod,1} \cdot f_{h,1,k}}{\gamma_M} \quad \text{bzw.} \quad f_{h,2,d} = \frac{k_{mod,2} \cdot f_{h,2,k}}{\gamma_M} \quad (5.1.1.l)$$

$$f_{h,t,d} = \frac{k_{mod,t} \cdot f_{h,t,k}}{\gamma_M} \quad (5.1.1.m)$$

$k_{mod}$	Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung der Holzfeuchte und der Lasteinwirkungsdauer
$\gamma_M$	Teilsicherheitsbeiwert für die Baustoffeigenschaften der Hölzer bzw. der Holzwerkstoffe

- (3) Der Bemessungswert des Fließmomentes  $M_{y,d}$  der Verbindungsmittel ergibt sich aus folgender Gleichung:

$$M_{y,d} = \frac{M_{y,k}}{\gamma_M} \quad (5.1.1.n)$$

$\gamma_M$	Teilsicherheitsbeiwert für die Baustoffeigenschaften der Verbindungsmittel
------------	--

Setzt man die Dicke  $t$  der aufgeleimten Holzwerkstoffplatten in den oben angegebenen Bemessungsgleichungen zu Null, dann entsprechen sie den Gl. (6.2.1a-k) im Entwurf zu EUROCODE 5 (ENV 1995-1-1).

### 5.1.2 Stahlblech-Holz-Verbindungen

- (1) Der Bemessungswert der Tragfähigkeit pro Verbindungsmittel von *einschnittigen* Stahlblech-Holz-Verbindungen mit dünnen Stahlblechen (d.h. für eine Stahlblechdicke  $t_{\text{Blech}} \leq 0,5d$ ) und verstärkten Anschlußbereichen ergibt sich als kleinster Wert aus den folgenden Gleichungen:

$$R_d = \min \left\{ \begin{array}{l} f_{b,1,d} \cdot d \cdot \left[ \sqrt{2s_1^2 + 2(2-\eta)t^2 + 4ts_1} - (s_1 + 2t) \right] + f_{b,1,d} \cdot t \cdot d \quad (5.1.2a) \\ k_{\text{sys}} \cdot f_{b,1,d} \cdot d \cdot \left[ \sqrt{(4-\eta)t^2 + \frac{2M_{y,d}}{d \cdot f_{b,1,d}}} - 2t \right] + f_{b,1,d} \cdot t \cdot d \quad (5.1.2b) \end{array} \right.$$

Für Verbindungen mit dicken Stahlblechen (d.h. für eine Stahlblechdicke  $t_{\text{Blech}} \geq d$ ) und verstärkten Anschlußbereichen ergibt sich der Bemessungswert der Tragfähigkeit als kleinster Wert aus den folgenden Gleichungen:

$$R_d = \min \left\{ \begin{array}{l} (f_{b,1,d} \cdot s_1 + f_{b,1,d} \cdot t) \cdot d \quad (5.1.2c) \\ k_{\text{sys}} \cdot f_{b,1,d} \cdot d \cdot \left[ \sqrt{2s_1^2 + 2(2-\eta)t^2 + 4ts_1 + \frac{4M_{y,d}}{d \cdot f_{b,1,d}}} - (s_1 + 2t) \right] + f_{b,1,d} \cdot t \cdot d \quad (5.1.2d) \\ k_{\text{sys}} \cdot f_{b,1,d} \cdot d \cdot \left[ \sqrt{(4-\eta)t^2 + \frac{4M_{y,d}}{d \cdot f_{b,1,d}}} - 2t \right] + f_{b,1,d} \cdot t \cdot d \quad (5.1.2e) \end{array} \right.$$

Für  $0,5d < t_{\text{Blech}} < d$  könnte man lineare Interpolation empfehlen. Die Symbole sind in Abschnitt 5.1.1 definiert. Der Wert in den eckigen Klammern muß immer größer gleich Null sein.

- (2) Der Bemessungswert der Tragfähigkeit pro Verbindungsmittel und Scherfläche von *zweischnittigen* Stahlblech-Holz-Verbindungen mit *innenliegenden* Stahlblechen und verstärkten Anschlußbereichen ergibt sich als kleinster Wert aus den folgenden Gleichungen.

$$R_d = \min \left\{ \begin{array}{l} (f_{h,1,d} \cdot s_1 + f_{h,t,d} \cdot t) \cdot d \quad (5.1.2f) \\ k_{\text{sys}} \cdot f_{h,1,d} \cdot d \cdot \left[ \sqrt{2 s_1^2 + 2(2 - \eta) t^2 + 4 t s_1 + \frac{4 M_{y,d}}{d \cdot f_{h,1,d}}} - (s_1 + 2t) \right] + f_{h,t,d} \cdot t \cdot d \quad (5.1.2g) \\ k_{\text{sys}} \cdot f_{h,1,d} \cdot d \cdot \left[ \sqrt{(4 - \eta) t^2 + \frac{4 M_{y,d}}{d \cdot f_{h,1,d}}} - 2 t \right] + f_{h,t,d} \cdot t \cdot d \quad (5.1.2h) \end{array} \right.$$

Die Symbole sind in Abschnitt 5.1.1 definiert. Der Wert in den eckigen Klammern muß immer größer gleich Null sein.

- (3) Der Bemessungswert der Tragfähigkeit pro Verbindungsmittel und Scherfläche von zweischmittigen Stahlblech-Holz-Verbindungen mit außenliegenden dünnen Stahlblechen (d.h. für eine Stahlblechdicke  $t_{\text{Blech}} \leq 0,5d$ ) und verstärkten Anschlußbereichen ergibt sich als kleinster Wert aus den folgenden Gleichungen.

$$R_d = \min \left\{ \begin{array}{l} 0,5 \cdot f_{h,2,d} \cdot s_2 \cdot d + f_{h,t,d} \cdot t \cdot d \quad (5.1.2j) \\ k_{\text{sys}} \cdot f_{h,2,d} \cdot d \cdot \left[ \sqrt{4 \frac{f_{h,t,d}}{f_{h,2,d}} t^2 + \frac{2 M_{y,d}}{d \cdot f_{h,2,d}}} - 2 t \right] + f_{h,t,d} \cdot t \cdot d \quad (5.1.2k) \end{array} \right.$$

Für Verbindungen mit außenliegenden dicken Stahlblechen (d.h. für eine Stahlblechdicke  $t_{\text{Blech}} \geq d$ ) und verstärkten Anschlußbereichen ergibt sich der Bemessungswert der Tragfähigkeit als kleinster Wert aus den folgenden Gleichungen.

$$R_d = \min \left\{ \begin{array}{l} 0,5 \cdot f_{h,2,d} \cdot s_2 \cdot d + f_{h,t,d} \cdot t \cdot d \quad (5.1.2l) \\ k_{\text{sys}} \cdot f_{h,2,d} \cdot d \cdot \left[ \sqrt{4 \frac{f_{h,t,d}}{f_{h,2,d}} t^2 + \frac{4 M_{y,d}}{d \cdot f_{h,2,d}}} - 2 t \right] + f_{h,t,d} \cdot t \cdot d \quad (5.1.2m) \end{array} \right.$$

Für  $0,5d < t_{\text{Blech}} < d$  könnte man lineare Interpolation empfehlen. Die Symbole sind in Abschnitt 5.1.1 definiert. Der Wert in den eckigen Klammern muß immer größer gleich Null sein.

- (4) Die Tragfähigkeit der Stahlbleche ist stets zusätzlich zu überprüfen.

Bei den praktisch vorkommenden Fällen ist die Forderung, daß die Werte in den eckigen Klammern größer gleich Null sein müssen, in der Regel erfüllt. Sie folgt aus der Annahme, daß die Fließgelenke nicht in den dünnen Holzwerkstoffplatten auftreten.

## 5.2 Verbindungen mit Bolzen, Stabdübeln und Gewindestangen

Im folgenden werden Empfehlungen für die Bemessung von Verbindungen mit Bolzen, Stabdübeln und Gewindestangen angegeben. Die hier gemachten Aussagen gelten für Verbindungsmittelabstände nach EUROCODE 5 (ENV 1995-1-1) Tabelle 6.5.1.2 und 6.6.

Aus den experimentellen Untersuchungen und den Simulationsrechnungen ergibt sich unter Berücksichtigung des Spaltversagens die charakteristische Lochleibungsfestigkeit von Fichtenholz für eine Belastung unter einem Winkel  $\alpha$  zur Faserrichtung zu:

$$f_{h,\alpha,k} = \frac{f_{h,0,k}}{k_{90} \cdot \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad (5.2.1)$$

$$f_{h,0,k} = 0,077 \cdot \rho_k \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \quad (5.2.2)$$

$$k_{90} = 1,35 + 0,015 \cdot d \quad (5.2.3)$$

mit  $f_{h,\alpha,k}$ ,  $f_{h,0,k}$  in  $\text{N/mm}^2$ ,  $\rho_k$  in  $\text{kg/m}^3$  und  $d$  in  $\text{mm}$

Werden Holzwerkstoffplatten auf die Hölzer geklebt, so darf die charakteristische Lochleibungsfestigkeit der Fichtenhölzer um 15% erhöht werden. Die Dicke von nicht abgesperrten Hölzern sollte wegen der erhöhten Sprödbruchgefahr mindestens  $2d$  betragen.

Die charakteristische Lochleibungsfestigkeit von Bau-Furniersperrholz aus Buche kann wie folgt angenommen werden:

$$f_{h,t,k} = \left(0,79 + \frac{3,8}{\sqrt{d}}\right) \cdot 30 \quad (5.2.4)$$

mit  $f_{h,t,k}$  in  $\text{N/mm}^2$  und  $d$  in  $\text{mm}$

Unter der Voraussetzung, daß der charakteristische Wert des Fließmomentes der o.g. Verbindungsmittel mit der Gleichung

$$M_{y,k} = 0,8 \cdot f_{u,k} \cdot \frac{d_{sp}^3}{6} \quad (5.2.5)$$

$f_{u,k}$  charakteristische Zugfestigkeit des Verbindungsmittels

$d_{sp}$  Spannungsdurchmesser

in Ansatz gebracht wird, werden für die untersuchten Verbindungsarten folgende Systemfaktoren  $k_{sys}$  vorgeschlagen:

Einschnittige Holz-Holz-Verbindungen mit Stabdübeln und Bolzen

ohne verstärkten Anschlußbereich  $k_{sys} = 1,10$

Zweischchnittige Holz-Holz-Verbindungen mit Stabdübeln und Bolzen

ohne verstärkte Anschlußbereiche  $k_{sys} = 1,15$

Einschnittige Stahlblech-Holz-Verbindungen mit Stabdübeln und Bolzen

ohne verstärkten Anschlußbereich  $k_{sys} = 1,15$

Zweischchnittige Stahlblech-Holz-Verbindungen mit Stabdübeln und Bolzen

ohne verstärkte Anschlußbereiche  $k_{sys} = 1,20$

Zweischchnittige Holz-Holz-Verbindungen mit metrischen Gewindestangen

ohne verstärkte Anschlußbereiche  $k_{sys} = 1,55 d^{0,1}$

Zweischchnittige Holz-Holz-Verbindungen mit Stabdübeln und Bolzen

sowie verstärkten Anschlußbereichen  $k_{sys} = 1,25$

Liegen für andere Verbindungsarten die notwendigen Eingangsdaten vor, so lassen sich mit Hilfe des Rechenprogramms unter Berücksichtigung der streuenden Einflußgrößen weitere Systemfaktoren bestimmen.

Die Einführung eines Systemfaktors für Bruchursachen mit Fließgelenken im EUROCODE 5 - Entwurf 1993 hat sich auf Grund der Simulationsrechnungen als sinnvoll erwiesen. Jedoch ist dieser Wert keine Konstante, sondern von der Art der Verbindung abhängig. Er berücksichtigt die Verankerung des Verbindungsmittels im Holz und die geringe Wahrscheinlichkeit, daß sämtliche Teile einer Verbindung genau die charakteristischen Baustoffeigenschaften besitzen. Insbesondere durch die Berücksichtigung des möglichen Spaltversagens der Hölzer konnten wirklichkeitsnahe Aussagen gemacht werden.



## 6 Zusammenfassung

Um die Tragfähigkeit von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln aus Stahl unter der Berücksichtigung streuender Einflußgrößen zu untersuchen, wurden Traglastberechnungen für verschiedene Verbindungsarten durchgeführt. Dazu wurden ein theoretisches Rechenmodell und ein Computerprogramm entwickelt, die die Berechnung der Traglast unter Berücksichtigung aller wesentlichen Einflußgrößen nach Art der Monte-Carlo-Simulation ermöglichen. Die Tragfähigkeiten bei verschiedenen Bruchursachen wurden auf der Grundlage von Energiemethoden hergeleitet. Mit Hilfe einer idealisierten Verformungsfigur des Verbindungsmittels wird iterativ die Gesamtverschiebung der Verbindung berechnet, bis entweder eine Verschiebung von 15 mm erreicht ist oder ein Holz durch Aufspalten versagt. Dadurch kann auch die Last-Verschiebungskurve einer Verbindung mit *einem* Verbindungsmittel nachgebildet werden.

Zur Beschreibung des Spaltversagens der Hölzer wurde ein theoretischer Ansatz unter Verwendung der linear-elastischen Bruchmechanik verwendet. Zur Beschreibung der Spaltempfindlichkeit dient der bruchmechanische Werkstoffkennwert Bruchzähigkeit. Dieser Kennwert wurde mit Hilfe der Spaltkraft aus vorhandenen Lochleibungsversuchen berechnet. Die experimentelle Bestimmung der Spaltkraft von in Faserrichtung beanspruchten Verbindungen ist sehr schwierig. Um die Spaltbeanspruchung rechtwinklig zur Faser zu bestimmen, wurde daher eine sogenannte Verdrängungstheorie erweitert und auf dieses Problem angewandt. Die Spaltbruchzähigkeit ist von der Probengeometrie, der Rohdichte, der Lage der Jahrringe, der Ausbildung der Rißspitze und der Holzfeuchte abhängig. Da derzeit nur Versuchsergebnisse unter Belastung in Faserrichtung mit runden glattschaftigen Verbindungsmitteln und metrischen Gewindestangen in vorgebohrten Löchern vorliegen, muß vorläufig die Anwendung des gefundenen Spaltbruchkriteriums auf diese Fälle beschränkt bleiben.

Im Hinblick auf die Tragfähigkeitssteigerung von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln wurde das theoretische Rechenmodell so hergeleitet, daß die Ermittlung der Traglast unter Berücksichtigung von aufgeleimten Holzwerkstoffplatten im Anschlußbereich möglich ist.

Anhand von Versuchen wurde das Rechenmodell überprüft. Die gemessenen Lasten und Verschiebungen beim Versagen von verschiedenen Verbindungsarten wurden mit den Rechenergebnissen verglichen. Dabei zeigte sich eine gute Übereinstimmung. Auch konnte das Spaltversagen auf rechnerischem Wege vorhergesagt werden.

Das stochastische Modell umfaßt die statistische Verteilung der Einflußgrößen, ihre Korrelationsstruktur und deren Auswirkung auf den Aufbau der Verbindung. Als Modellparameter wurden die Geometrie der Verbindung, die Kennwerte der Arbeitslinie unter Lochleibungsbeanspruchung, der Biege- und Torsionswiderstand des Verbindungsmittels, die Haftfestigkeit der Verbindungsmittel im Holz und die Spaltbruchzähigkeit der Hölzer berücksichtigt. Zur Simulation der vielfach korrelierten Kennwerte der Last-Verformungsbeziehung unter Lochleibungsbeanspruchung wird ein Verfahren verwendet, das auf der Transformation der multivariaten Normalverteilung beruht.

Zur Bestimmung der Wahrscheinlichkeitsverteilung des Bauteilwiderstandes wurden mit einem dafür entwickelten Computerprogramm für jede gewählte Verbindungsart und Anschlußgeometrie 600 Verbindungen simuliert und deren Traglast berechnet. Von jeder Stichprobe wurde der nichtparametrische 5%-Fraktilwert bestimmt.

Als Ergebnis erhält man die charakteristische Tragfähigkeit eines Verbindungsmittels in einer Verbindung. Diese Größe ist wichtigster Bestandteil der Bemessungsregeln auf der Grundlage des neuen Sicherheitskonzeptes und sie gilt definitionsgemäß für eine Lasteinwirkungsdauer von 10-15 Minuten bei einer Temperatur von 20°C und einer relativen Luftfeuchte von 65%. Die gegenseitige Beeinflussung der Verbindungsmittel, die in erster Linie von der Anzahl der Verbindungsmittel hintereinander und deren Abständen abhängt, wurde hier nicht behandelt und muß als gesondertes Problem betrachtet werden.

Für Holz-Holz-Verbindungen mit Stabdübeln bzw. mit Gewindestangen sowie für Stahlblech-Holz-Verbindungen mit innenliegenden Blechen und Stabdübeln wurden die Traglastkurven berechnet. Auch wurden Buche-Furniersperrholz verstärkte Holz-Holz-Verbindungen mit Stabdübeln als Verbindungsmittel unter Berücksichtigung streuender Einflußgrößen untersucht.

Die Berechnungen haben den Nachweis erbracht, daß man die statistische Variabilität von Material- und Konstruktionseigenschaften bei der Bemessung berücksichtigen kann. Diese Systemeigenschaften einer Verbindungsart kann man vereinfacht in einem Systemfaktor  $k_{\text{sys}}$  zusammenfassen. Bei Bruchursachen, bei denen nur das Lochleibungsversagen die Tragfähigkeit der Verbindung bestimmt, entfällt dieser Faktor. Der Systemfaktor ist keine Konstante, sondern ist von der Art der Verbindung abhängig. Er berücksichtigt die Verankerung des Verbindungsmittels im Holz und die Streuung der Baustoffeigenschaften der einzelnen Verbindungsteile, d.h. die geringe Wahrscheinlichkeit, daß eine Verbindung gerade aus Teilen mit den charakteristischen Baustoffeigenschaften (5%-Fraktilen) besteht. Insbesondere durch Berücksichtigung des Spaltversagens konnten wirklichkeitsnahe Aussagen gemacht werden.

Zur Vordimensionierung von zweischnittigen Holz-Holz-Verbindungen mit Fichtenholz und Stabdübeln aus St 37 K wurde eine einfache Bemessungsgleichung gefunden, welche die in der Praxis üblichen geometrischen Verhältnisse erfaßt.

Zur Bemessung von Verbindungen mit verstärkten Anschlußbereichen sind handhabbare Gleichungen angegeben. Setzt man die Dicke  $t$  der aufgeleimten Holzwerkstoffplatten in diesen Gleichungen zu Null, dann entsprechen sie den Angaben im Entwurf zu EUROCODE 5 (ENV 1995-1-1).

Die Versuche und Anwendungsbeispiele haben gezeigt, daß die Tragfähigkeit der Verbindung überproportional zunimmt, wenn an den Scherflächen hochwertige Holzwerkstoffplatten angeordnet werden. Durch den Vergütungseffekt wird auch die Streubreite der Tragfähigkeit wesentlich reduziert. Die Verstärkung der Anschlußbereiche kann daher zu einer beträchtlichen Holzersparnis führen, die den Aufwand, der durch das Aufleimen der Holzwerkstoffplatten bedingt ist, mehr als ausgleicht.

Die begrenzte Tragfähigkeit der Anschlüsse erfordert z.B. bei Holz-Fachwerkkonstruktionen häufig eine Überdimensionierung der Fachwerkstäbe. Durch die rechnerische Berücksichtigung von Verstärkungsmaßnahmen eröffnen sich Möglichkeiten, filigrane und architektonisch ansprechende Holzkonstruktionen herzustellen.



## 7 Bezeichnungen

### 7.1 Hauptzeiger

#### 7.1.1 Geometrische Größen

a	Abstand, Rißlänge
A	Fläche
b	Breite
d	Nenndurchmesser des Verbindungsmittels
e	Hebelarm
e', e*	Länge der schrägen Bereiche
ef t	effektive Dicke
h	Höhe
l	Länge
R	Radius
s', s*	Länge der horizontalen Bereiche
s, s <sub>1</sub> , s <sub>2</sub>	Holzdicke, Strecke, Weg
t, t <sub>1</sub> , t <sub>2</sub>	Dicke, Plattendicke
x, x <sub>1</sub>	Bereichslänge
x, y, z	Koordinaten
$\alpha$	Winkel zwischen Kraft- und Faserrichtung
$\alpha, \beta$	Geometriefaktoren
$\vartheta$	Winkel zwischen Faserrichtung und Segmentmittelachse
$\theta$	Umlenkwinkel, Knickwinkel
$\lambda$	Schlankheit bezogen auf das Mittelholz
$\xi$	Laufvariable

### 7.1.2 Kraftgrößen

$\Delta N, \Delta N_1, \Delta N_2$	Normalkraftänderung
F	Kraft, Last, Einwirkung
M	Moment
N	Normalkraft
R	Bauteilwiderstand, rechnerische Tragfähigkeit
T	Schubfluß
V	Querkraft

### 7.1.3 Spannungsgrößen

f	Festigkeit
$\sigma$	Spannung
$\tau$	Haftspannung, Schubspannung, Scherspannung, Haftfestigkeit
$\beta$	Verhältnis Lochleibungsfestigkeit des 2. Holzes zu Lochleibungsfestigkeit des 1. Holzes
$\eta$	Verhältnis Lochleibungsfestigkeit der Verstärkung zu Lochleibungsfestigkeit des 1. Holzes

### 7.1.4 Verschiebungsgrößen

h	Horizonttalverschiebung
$K_1$	Steigung der Tangente im Ursprung
$K_2$	Achsenabschnitt der Endtangente
$K_3$	Steigung der Endtangente
v	Verschiebung
w	Verformung
$\varepsilon$	Dehnung
$\gamma$	Schubverzerrung
x	Verkrümmung

## 7.1.5 Andere Größen

A	Steigungsbeiwert
E	Elastizitätsmodul
$E_0, E_x$ $L_0, L_x, L_{x2}$ $S_0, S_x, S_{x2}$	Substitutionsvariablen
G	Schubmodul, Energiefreisetzungsrate
h	Elastizitätskoeffizient
k	Faktor, Steifigkeitskoeffizient
K	Spannungsintensitätsfaktor
n	Anzahl
r	Korrelationskoeffizient
s	Standardabweichung
U	Formänderungsenergie
u	Holzfeuchte
v	Variationskoeffizient
W	Arbeit, Bruchenergie
X, Y, Z	Faktoren
$\sqrt{W \cdot E}$	Bruchzähigkeit, Spaltbruchzähigkeit
$\nu$	Querdehnzahl
$\mu$	Reibungsbeiwert, Reibungskoeffizient
$\Phi$	Reibungswinkel
$\rho$	Rohdichte, Normalrohddichte
$\Gamma$	spezifische Oberflächenenergie

Spezielle Formelzeichen werden an den Stellen des Textes definiert, wo sie benötigt werden.

## 7.2 Fußzeiger

a	äußere, Abstands-
c	Druck-, kritisch
D	Drehpunkt
d	Durchmesser, Grenz-, Bemessungs-
ges	gesamt
Gew.	Gewindestange
H	Horizontal, Holz - Holz - Verbindung
h	Lochleibung, Haft
i	innere
I	Mode I
II	Mode II
ist	Ist-
k	charakteristisch
L	Lochleibungskräfte
L, R, T	Ebenen
M	Material (Baustoff)
m	Mittel
max	Höchst-
mod	Modifikations
n	netto
nv	nicht verstärkt
N	Normal-
nom	normiert
p	plastisch
R	Auszieh-, Residuum (Reststreuung), Reibung, Riß
s	Schlupf, Spalt
S	Stahlblech - Holz - Verbindung
s1	Seitenholz, 1. Holz
s2	Mittelholz, 2. Holz
seg	Segment

soll	Soll-
sp	Spannungs-
st	Stabdübel
sys	System-
t	Zug, Verstärkung
t1	Verstärkung auf 1. Holz
t2	Verstärkung auf 2. Holz
u	Bruch-, Holzfeuchte
v	Vertikal, verstärkt
y	Fließ-, Streck-
$\alpha$	unter einem Winkel zur Faserrichtung
$\tau$	Haft-
0	in Faserrichtung
12%	12% Holzfeuchte
5%	5% - Fraktile
90	rechtwinklig zur Faserrichtung



## 8 Literatur

- AUNE, P.; PATTON-MALLORY, M. 1986** : Lateral load-bearing capacity of nailed joints based on the yield theory - Theoretical development - and - Experimental verification -. Madison (Wi.): United States Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, USA.  
-Research Paper FPL 469 and 470
- BLAB, H.J. 1991a** : Untersuchungen zur Lastverteilung in Nagelverbindungen. In: Holz als Roh- und Werkstoff 49(1991), S.21-26
- BLAB, H.J. 1991b** : Traglastberechnung von Nagelverbindungen. In: Holz als Roh- und Werkstoff 49(1991), S.91-98
- BLAB, H.J.; WERNER, H. 1988a** : Lochleibungsfestigkeit von Furnierschichtholz aus Fichte. In: Holz als Roh- und Werkstoff 46(1988), S. 472
- BLAB, H.J.; WERNER, H. 1988b** : Stabdübelverbindungen mit verstärkten Anschlußbereichen. In: bauen mit holz 90(1988), S. 601-607
- BOSTRÖM, L. 1990** : The compact tension test used on wood - an analysis of a testing method. In: IUFRO 5.02 proceedings, Saint John, New Brunswick, Kanada
- CIB (CONSEIL INTERNATIONAL DU BÂTIMENT) 1983** : CIB Structural Timber Design Code. CIB-W18 "Holzbauwerke", Publ. No. 66. -Report
- COLLING, F.; GÖRLACHER, R. 1989** : Eigenschaften des in Leimbaubetrieben verarbeiteten Schnittholzes. In: bauen mit holz 91(1989), S. 327-331
- DRÖGE, G.; KRAMER, S. 1989** : Die Lochleibungsbruchspannungen von Bau - Furniersperrholz nach DIN 68705, T.5. In: Holzbau - Statik - Aktuell, 10/1989, S. 10 - 13
- EHLBECK, J. 1976** : Versuche mit Sondernägeln für den Holzbau. In: Holz als Roh- und Werkstoff 34(1976), S. 205-211

- EHLBECK, J.; BLAß, H.J. 1987** : Zuverlässigkeit von Holzdruckstäben. Karlsruhe: Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Ingenieurholzbau, Universität Karlsruhe(TH). -Forschungsbericht
- EHLBECK, J.; EBERHART, O. 1988** : Untersuchungen von Stahlblech - Holz - Nagelverbindungen mit nicht vorgebohrten Stahlblechen von mindestens 2 mm Dicke unter Verwendung von Stahlnägeln. Karlsruhe: Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Ingenieurholzbau, Universität Karlsruhe(TH). -Forschungsbericht
- EHLBECK, J.; GÖRLACHER, R.; WERNER, H. 1989** : Determination of perpendicular - to - grain tensile stresses in joints with dowel - type fasteners. In: CIB-W18A - proceedings, Berlin, Paper 22-7-2
- EHLBECK, J.; GÖRLACHER, R.; WERNER, H. 1991** : Empfehlungen zum einheitlichen, genaueren Quersugnachweis für Anschlüsse mit mechanischen Verbindungsmitteln. In: bauen mit holz 93(1991), S.825-828
- EHLBECK, J.; HEMMER, K. 1986** : Erfassung, systematische Auswertung und Ermittlung von Grundlagen über das Zusammenwirken von Längs-, Quer- und Schubspannungen bei fehlerfreiem und fehlerbehaftetem Nadelholz. Karlsruhe: Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen, Universität Karlsruhe(TH). -Forschungsbericht
- EHLBECK, J.; KÜRTH, J. 1991** : Entwicklung und Prüfung neuer Verbindungsmittel aus Hartholz, Preßschichtholz und ähnlichen holzhaltigen Werkstoffen für tragende Verbindungen im Holzbau, Teil 3: Optimierung des Anschlußbildes und Entwicklung von Bemessungsgrundlagen. Karlsruhe: Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Ingenieurholzbau, Universität Karlsruhe(TH). -Forschungsbericht
- EHLBECK, J.; WERNER, H. 1989** : Tragverhalten von Stabdübeln in Brett-schicht-holz und Vollholz verschiedener Holzarten bei unterschiedlichen Rißlinienanordnungen. Karlsruhe: Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Ingenieurholzbau, Universität Karlsruhe(TH). -Forschungsbericht

- EHLBECK, J.; WERNER, H. 1991** : Biegegerät zur Prüfung von stabförmigen Verbindungsmitteln. Karlsruhe: Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Ingenieurholzbau, Universität Karlsruhe(TH). -Forschungsbericht
- EHLBECK, J.; WERNER, H. 1992** : Tragfähigkeit von Laubholzverbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln. Karlsruhe: Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Ingenieurholzbau, Universität Karlsruhe(TH). -Forschungsbericht
- EHLBECK, J.; WERNER, H. 1992b** : Embedding strength of densified veneer wood for dowel-type fastener. Karlsruhe: Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Ingenieurholzbau, Universität Karlsruhe(TH). -Forschungsbericht
- EHLBECK, J.; WERNER, H. 1994** : Möglichkeiten zur Leistungssteigerung von Anschlüssen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln. Karlsruhe: Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Ingenieurholzbau, Universität Karlsruhe(TH). -Forschungsbericht (noch nicht veröffentlicht)
- EWING, P.D.; WILLIAMS, J.G. 1979** : Thickness and moisture content effect in the fracture toughness of scots pine. In: Journal of Materials Science, Vol. 14, S.2959-2966
- FAHLBUSCH, H. 1949** : Ein Beitrag zur Frage der Tragfähigkeit von Bolzen in Holz bei statischer Belastung. Braunschweig: Institut für Maschinenkonstruktion und Leichtbau, Technische Hochschule Braunschweig. -Bericht-Nr. 49-9
- FOSCHI, R.O.; BONAC, T. 1977** : Load-slip characteristics for connections with common nails. In: Wood Science 9(1977), Nr.3, S.118-123
- GABER, E. 1935** : Statische und dynamische Versuche mit Nagelverbindungen. Karlsruhe: Versuchsanstalt für Holz, Stein und Eisen, Technische Hochschule Karlsruhe, Heft 3. -Forschungsbericht
- GLOS, P. 1978** : Zur Bestimmung des Festigkeitsverhaltens von Brettschichtholz bei Druckbeanspruchung aus Werkstoff- und Einwirkungskenngrößen. München: Technische Universität München. -Dissertation

- GUSTAFSSON P.J. 1985** : Fracture mechanics studies of non-yielding materials like concrete. Lund: Lund Institute of Technologie, Schweden.  
-Technical report TVBM-1007,
- HILSON, B.O.; WHALE, L.R.J.; POPE, D.J.; SMITH, I. 1987** : Characteristic properties of nailed and bolted joints under short-term lateral load: Part 3 - Analysis and interpretation of embedment test data in terms of density related trends. In: Journal of the Institute of Wood Science, Vol. 11, Nr. 2, S.65-71
- IRWIN, G.R. 1948**: Fracture Dynamics. In: American Society for Metals (1948), S. 147-166
- JOHANSEN, K. W. 1949** : Theory of timber connections. In: International Association for Bridge and Structural Engineering, Vol. 9, S.249-262
- JOHANSEN, M. 1988** : Bending strength of nails - Testing of proposal for Nordtest-method. Hørsholm: Danish Building Research Institute, Dänemark  
-Documentation of SBI - project R13-78 : 'Nails in wood: Bending Strength'
- KUIPERS, J.; VERMEYDEN, P. 1965** : The ratio between strength and allowable loads on timber joints. In: Proceedings of International Symposium on Joints in Timber Structures, London, England
- KUIPERS, J.; VAN DER PUT, T.A.C.M. 1982** : Betrachtungen zum Bruchmechanismus von Nagelverbindungen. In: Ingenieurholzbau in Forschung und Praxis, Hrsg. Ehlbeck, J.; Steck, G., Bruderverlag Karlsruhe
- KOPONEN, S. 1991** : Embedding characteristics of wood in the grain direction. Espoo: Laboratory of Structural Engineering and Building Physics, Helsinki University of Technology, Finland. -Report 25
- LARSEN, H.J.; GUSTAFSSON P.J. 1989** : Design of end - notched beams. In: CIB-W18A - proceedings, Berlin, Paper 22-10-1
- LARSEN, H.J. 1973** : The yield load of bolted and nailed joints. In: IUFRO 5 - proceedings, Pretoria, Südafrika, S. 646-654

- LARSEN, H.J.; GUSTAFSSON, P.J. 1990** : The fracture energy of wood in tension perpendicular to the grain. In: CIB-W18 A- proceedings, Lissabon, Portugal, Paper 23-19-2
- LOGEMANN, M. 1991** : Abschätzung der Tragfähigkeit von Holzbauteilen mit Ausklinkungen und Durchbrüchen. Düsseldorf: Fortschr. Ber. VDI Reihe 4, Nr. 102, VDI - Verlag
- MACK, J.J. 1960**: The strength of nailed timber joints. Melbourne: I. CSIRO, Division of Forest Products, Australien -Technological Paper No.9
- MARTEN, G. 1940** : Über die Kraftübertragung in Nagelverbindungen. In: Forschungsberichte Holz, Heft 6(1940), Berlin
- MEYER, A. 1955** : Die Tragfähigkeit von Nagelverbindungen bei statischer Belastung. Braunschweig: Technische Hochschule Braunschweig. -Habilitationsschrift
- MEYER, A. 1957** : Die Tragfähigkeit von Nagelverbindungen bei statischer Belastung. In: Holz als Roh- und Werkstoff 15(1957), Nr.2, S.96-109
- MLYNEK, F. 1952** : Die Tragfähigkeit von Holz-Nagel-Verbindungen bei Verwendung von hochwertigem Stahl. Braunschweig: Technische Hochschule Braunschweig. - Dissertation
- MÖHLER, K.; BUDIANTO, T.; EHLBECK, J. 1978** : Bestimmung der Lochleibungs- festigkeit und des Kraft - Eindrückungsverhaltens von Holzspanplatten. In: Holz als Roh- und Werkstoff 36(1978), S. 475 - 484
- MÖHLER, K.; MISTLER, H.L. 1978** : Untersuchungen über den Einfluß von Ausklinkungen im Auflagerbereich von Holzbiegeträgern auf die Trag- fähigkeit. Karlsruhe: Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Ingenieurholzbau, Universität Karlsruhe(TH). -Untersuchungsbericht
- MÖLLER, T. 1951** : En ny metod för beräkning av spikförband. Göteborg: Chalmers Tekniska Hoegskola Handlingar, Nr. 117, Schweden
- NEUHAUS, F.H. 1981** : Elastizitätszahlen von Fichtenholz in Abhängigkeit von der Holzfeuchte. Bochum: Universität Bochum. - Dissertation

- NORDTEST 1981** : Nails in wood - Embedding strength - NT Build 135.  
Stockholm: Nordtest, Box 5103, S-102 43, Schweden
- NORÉN, B. 1968** : Nailed joints - Their strength and rigidity under short term and long term loading. Stockholm: The National Swedish Institute for Building Research. -Report No. 22
- PETERSON, R.W.; BODIG, J. 1981** : Predictions of fracture toughness of conifers. In: Wood and Fiber Science Vol. 15, Nr. 4, S.302-316
- PETERSSON, H. 1992** : On design criteria for tension perpendicular to grain. In: CIB-W18 A- proceedings, Åhus, Schweden, Paper 25-6-4
- PIZIO, S. 1991** : Die Anwendung der Bruchmechanik zur Bemessung von Holzbauteilen, untersucht am durchbrochenen und am ausgeklinkten Träger. Zürich: Eidgenössische Technische Hochschule Zürich.  
-Publikation Nr. 91-1
- PORTER, A.W. 1964** : On the mechanics of fracture in wood. In: Forest Products Journal, Vol.8, S.325-331
- PUT VAN DER, T.A.C.M. 1992** : Fracture mechanics of joints loading the beam perpendicular to the grain. Delft: University of Technologie, Timber Structures. -Report 25.4-92-03/C/HE-28
- RAHMAN, M.U.; CHIANG, Y.J.; ROWLANDS, R.E. 1991** : Stress and failure analysis of double-bolted joints in douglas-fir and sitka spruce. In: Wood and Fiber Science 23(1991), S.567-589
- RILEM RECOMMENDATION TT-1B 1987** : Testing methods for joints with mechanical fasteners in load-bearing timber structures - Annex B "Nails". Joint Committee RILEM / CIB-3TT: Testing Methods for Timber
- RODD, P. D. 1973** : The analysis of timber joints made with circular dowel connectors. Sussex: University of Sussex. -Dissertation
- RODD, P.D. 1988** : Timber joints made with improved circular dowel fasteners. In: Proceedings of the International Conference on Timber Engineering, Seattle, USA, Vol. 1, S. 26-37

- RODD, P.D.; ANDERSON, C.; WHALE, L.R.J.; SMITH, I. 1987** : Characteristic properties of nailed and bolted joints under short-term lateral load: Part 2 - Embedment test apparatus for wood and wood-based sheet material. In: Journal of the Institute of Wood Science, Vol. 11, Nr. 2, S. 60-64
- SCHEER, J.; PEIL, U.; NÖLLE, H. 1988** : Schrauben mit planmäßiger Biegebeanspruchung. In: Der Stahlbau 57(1988), Nr.8, S.237-245
- SIH, G.C.; PARIS, P.C.; IRWIN, G.R. 1965** : On cracks in rectilinear anisotropic bodies. In: Int. Journal of Fracture Mechanics, Vol. 1, S.189-203
- SIIMES, F.E.; JOHANSON, P.E.; NISKANEN 1954** : Investigations on the ultimate embedding stress and nail holding power of finnish pine (*Pinus silvestris*). Helsinki: The State Institute for Technical Research, Tiedoitus 122
- SMITH, I.; WHALE, L.R.J. 1985** : Mechanical properties of nails and their influence on mechanical properties of nailed timber joints subjected to lateral load. Part 1 and 2. High Wycombe (Bucks.): Timber Research and Development Association, England. -Research Report 4/85 and 9/85
- SMITH, I.; WHALE, L.R.J. 1987** : Characteristic properties of nailed and bolted joints under short-term lateral load: Part 1 - Research philosophy and test programme. In: Journal of the Institute of Wood Science, Vol. 11, Nr. 2, S.53-59
- SOBUE, N.; KOMATSU, K. 1989** : Crack propagation along rows of bolts, cracks of nail plate jointed members. Tsukuba: Paper for the 2<sup>nd</sup> meeting of RILEM TC-110-TFM, Japan
- STOY, W. 1930** : Über Versuche mit Drahtstiften als Holzverbindungsmittel. In: Deutsche Bauzeitschrift 64(1930), S.141-146
- TAYLOR, S.E.; BENDER, D.A. 1988** : Simulating correlated lumber properties using a modified multivariate normal approach. In: Transactions of the American Society of Agricultural Engineers 31(1988), S.182-186
- WEHRLI, M. 1970** : Zur Stichprobenreduktion bei Monte Carlo Simulation. In: Unternehmensforschung (1970), Heft 2, Zürich, Schweiz

- WERNER, H.; SIEBERT, W. 1991** : Neue Untersuchungen mit Nägeln für den Holzbau. In: Holz als Roh- und Werkstoff 49(1991), S.191-198
- WHALE, L.R.J.; SMITH, I. 1986a** : Mechanical joints in structural timber - Information for probabilistic design. High Wycombe (Bucks.): Timber Research and Development Association, England.  
-Research Report 17/86
- WHALE, L.R.J.; SMITH, I. 1986b** : Mechanical timber joints. High Wycombe (Bucks.): Timber Research and Development Association, England.  
-Research Report 18/86
- WHALE, L.R.J.; SMITH, I. 1989** : A method for measuring the embedding characteristics of wood and wood-based materials. In: Materials and Structures 22(1989), S.403-410
- WHALE, L.R.J.; SMITH, I.; HILSON, B.O. 1989** : Characteristic properties of nailed and bolted joints under short-term lateral load: Part 4 - Influence of testing mode and fastener diameter upon embedment test data. In: Journal of the Institute of Wood Science, Vol. 11, Nr. 5, S.156-161
- WILKINSON, T.L. 1986** : Load distribution among bolts parallel to load. In: Journal of Structural Engineering 112(1986), S.835-852
- WILKINSON, T.L.; ROWLANDS, R.E. 1981** : Analysis of mechanical joints in wood. In: Experimental Mechanics 11(1981), S.408-414
- WILSON, D.W.; BYRON PIPES, R. 1981** : Analysis of shearout failure mode in composite bolted joints. In: Proceedings of 1<sup>st</sup> International Conference on Composite Structures, Paisley College of Technologie, Schottland, Paper 3, S.34-39

**Zitierte Normen, Vornormen und Normentwürfe**

DIN 1052 Teil 1-3	Holzbauwerke
DIN 1151	Drahtstifte, rund - Flachkopf, Senkkopf
DIN 1652 Teil 1-4	Blankstahl - Technische Lieferbedingungen
DIN 4078	Sperrholz; Vorzugsmaße
DIN 50014	Klimate und ihre technische Anwendung; Normalklimate
DIN 50145	Prüfung metallischer Werkstoffe; Zugversuch
DIN 68705 Teil 3	Sperrholz; Bau-Furnierplatten; Gütebedingungen
DIN 68705 Teil 5	Sperrholz; Bau-Furniersperrholz aus Buche
DIN EN 26891	Holzbauwerke - Verbindungen mit mechanischen Verbindungsmitteln - Allgemeine Grundsätze für die Ermittlung der Tragfähigkeit und des Verformungsverhaltens (ISO 6891:1983)
ENV 1995-1-1 : 1993 (EUROCODE 5)	Design of Timber Structures - Part 1-1: General Rules and Rules for Buildings
prEN 338 : 1990	Bauholz - Festigkeitsklassen
prEN 384 : 1990	Holzbauwerke - Prüfverfahren - Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit
prEN 409 : 1990	Holzbauwerke - Prüfverfahren - Bestimmung des Fließmoments von stiftförmigen Verbindungsmitteln - Nägel



# Anhang

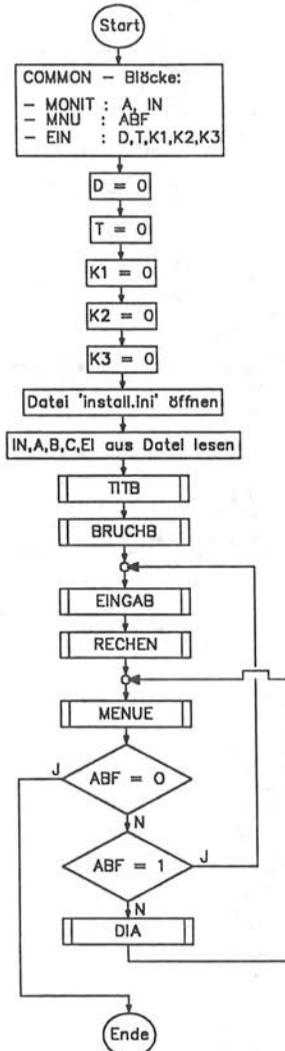


## Anhang A

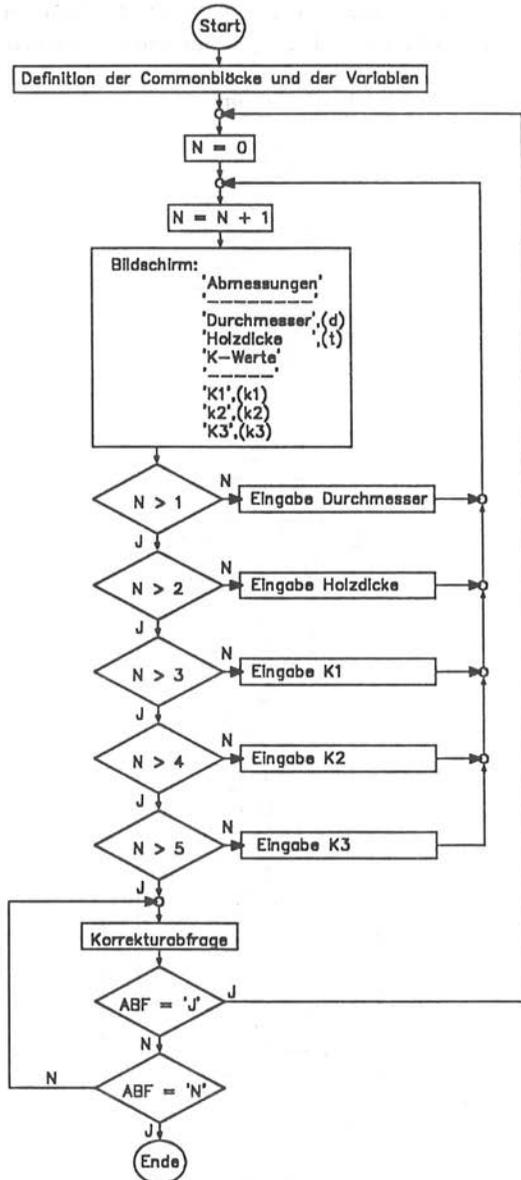
Programm zur Berechnung der Spaltbeanspruchung von in Faser-  
richtung beanspruchten Verbindungen mit dünnen Hölzern

Flußdiagramm

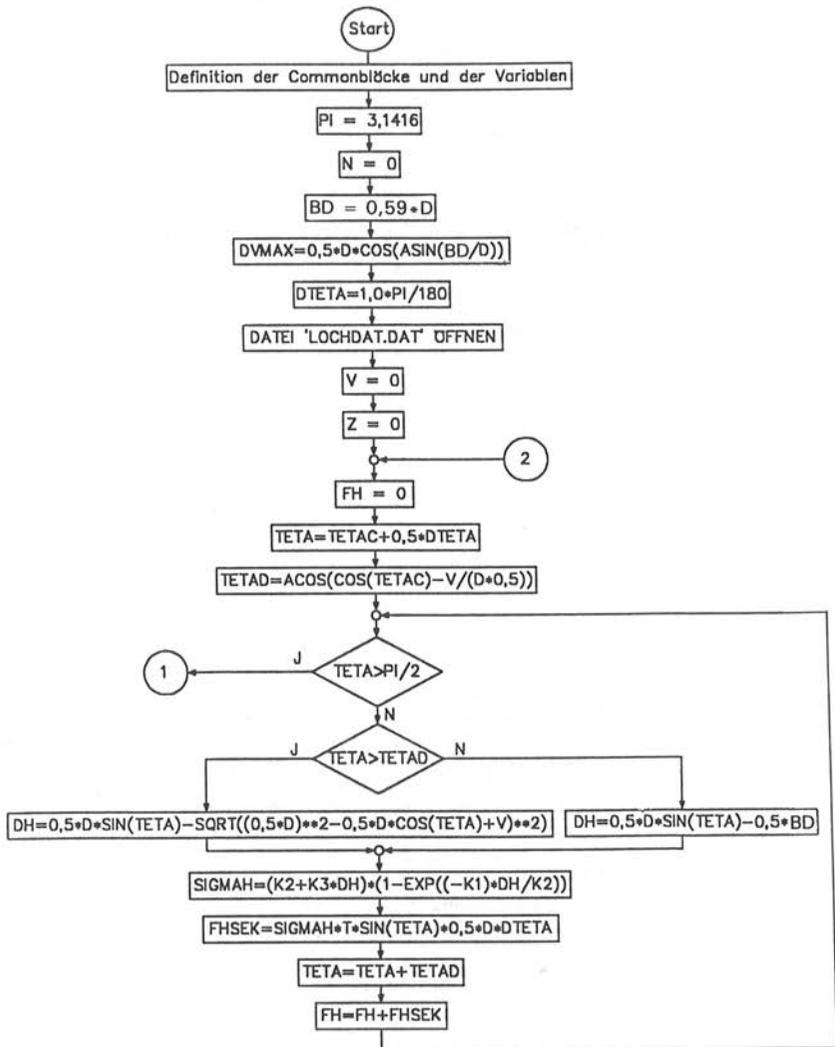
Hauptprogramm

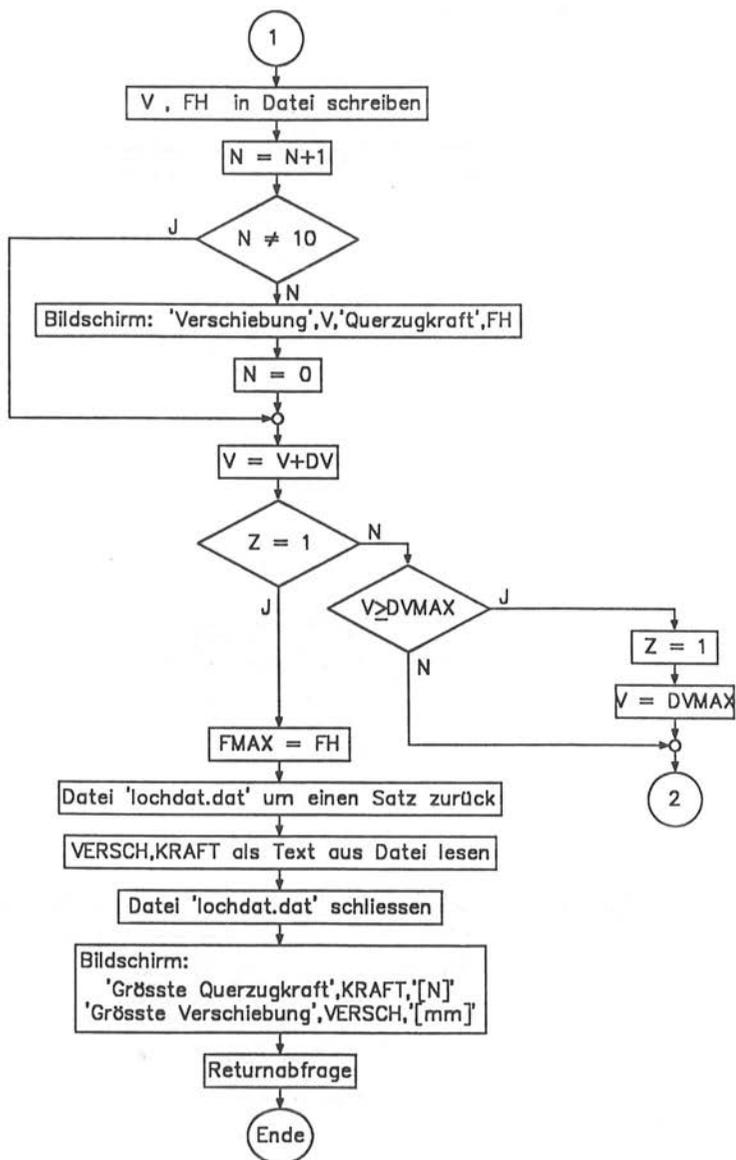


## Unterprogramm EINGAB



## Unterprogramm RECHEN



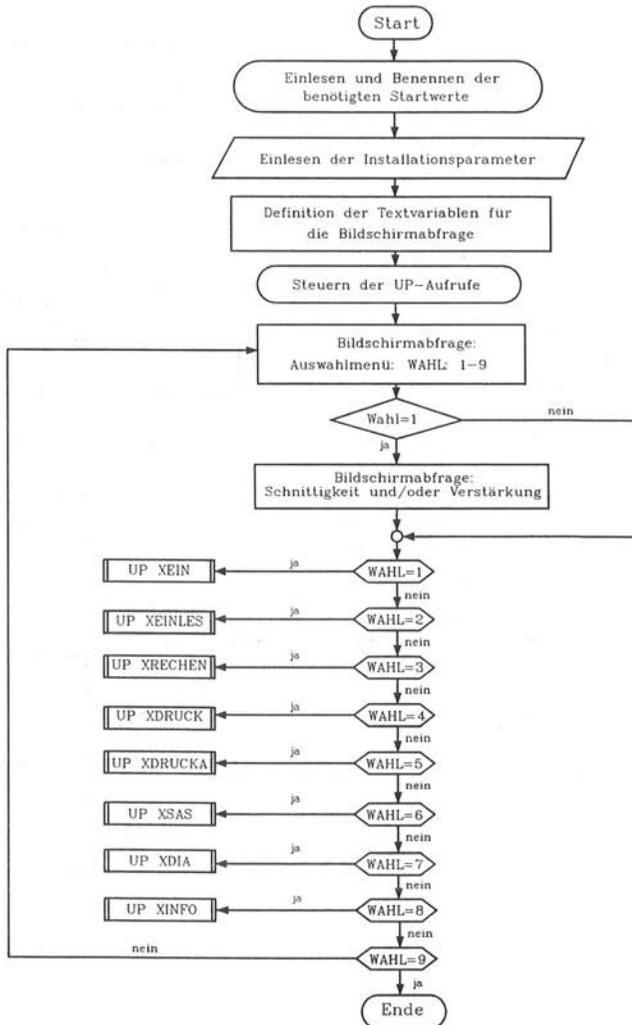


## Anhang B

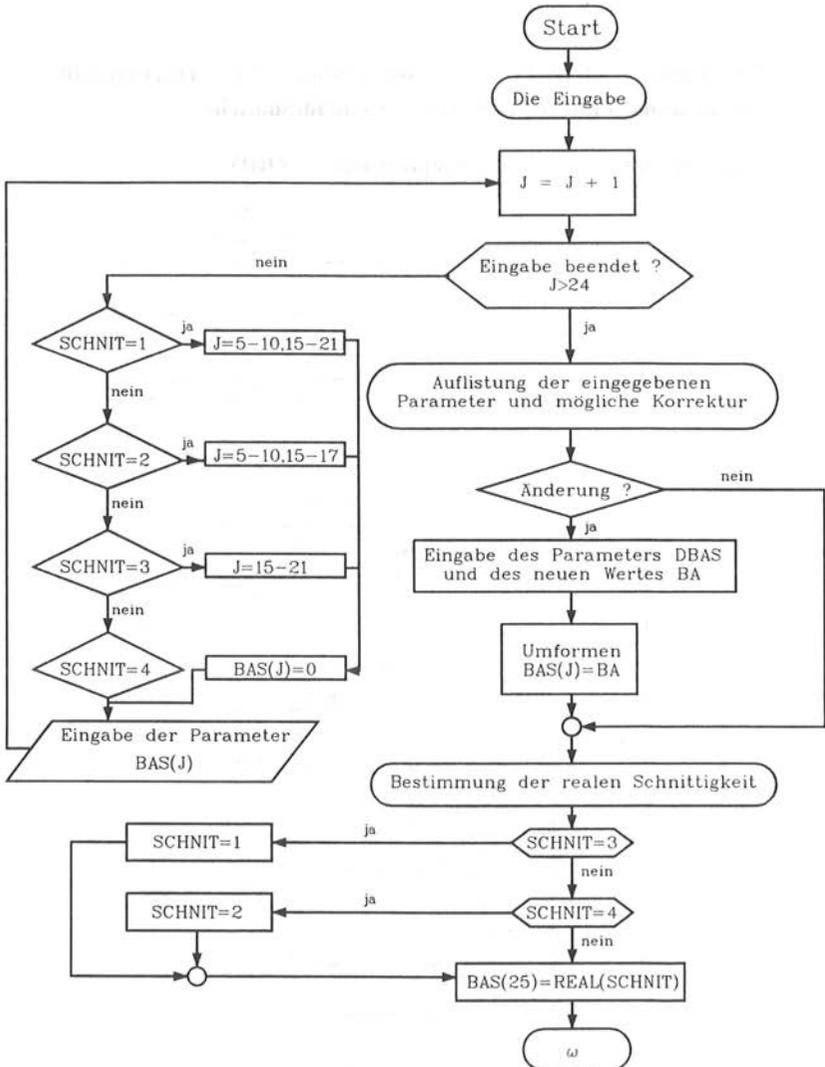
### Programm XJOINT zur Berechnung der Tragfähigkeit von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln

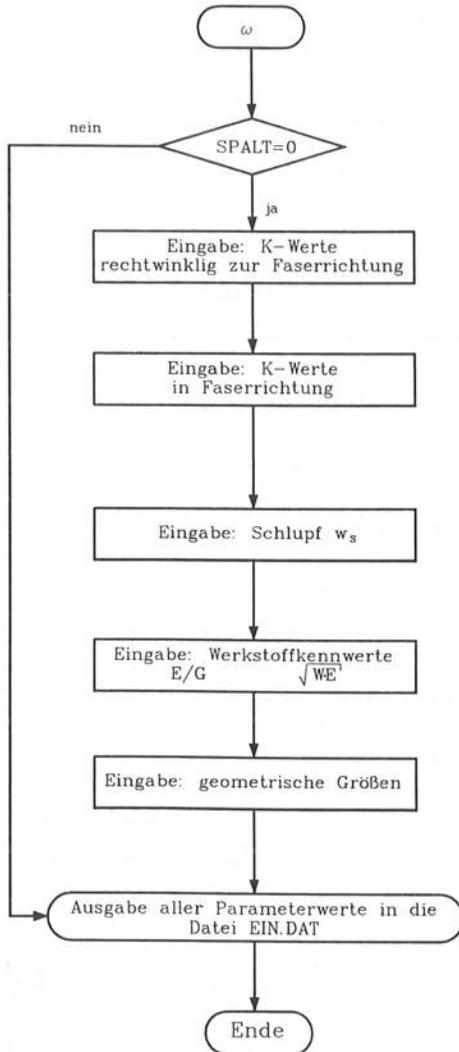
Flußdiagramm

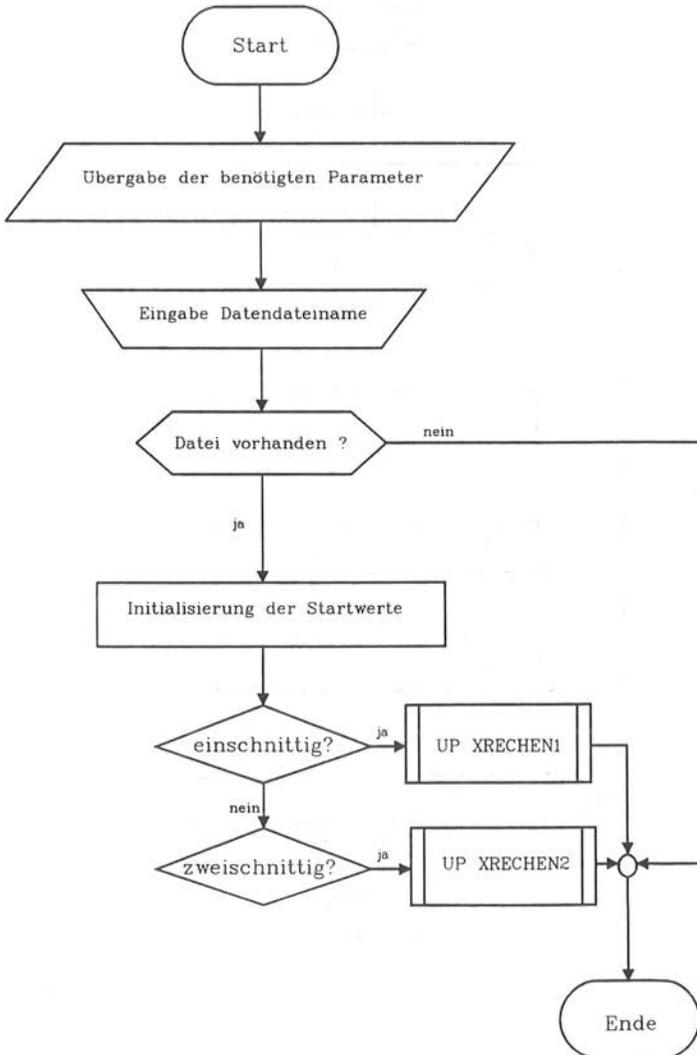
Hauptprogramm XJOINT



## Unterprogramm XEIN



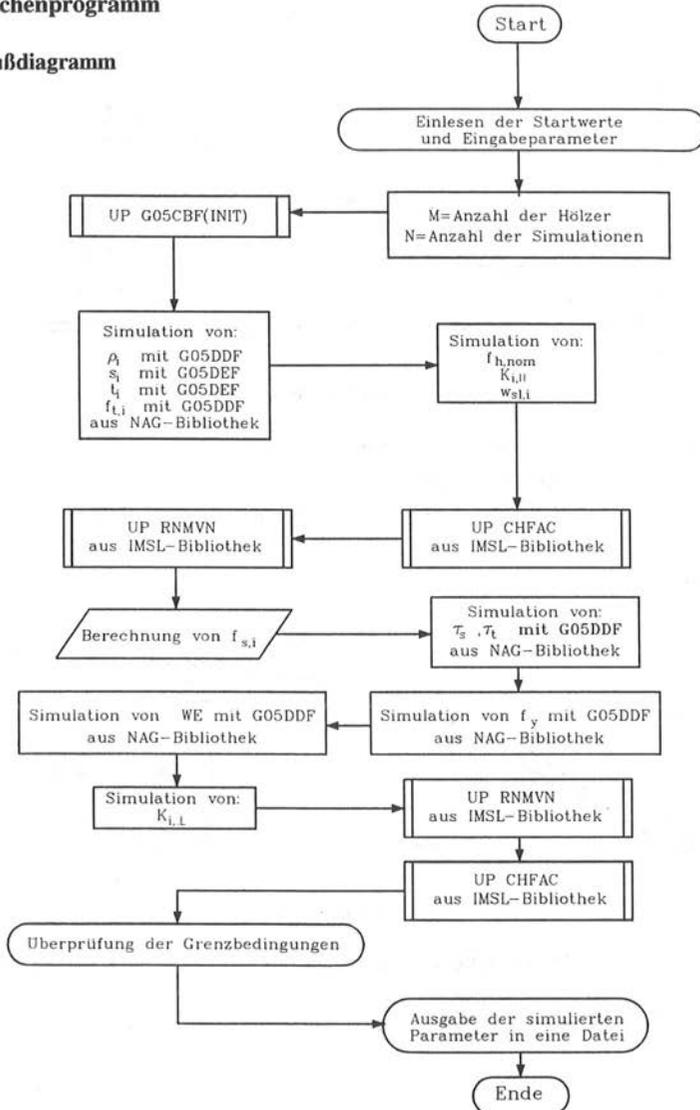


**Unterprogramm** XEINLES  
XRECHEN

## Anhang C

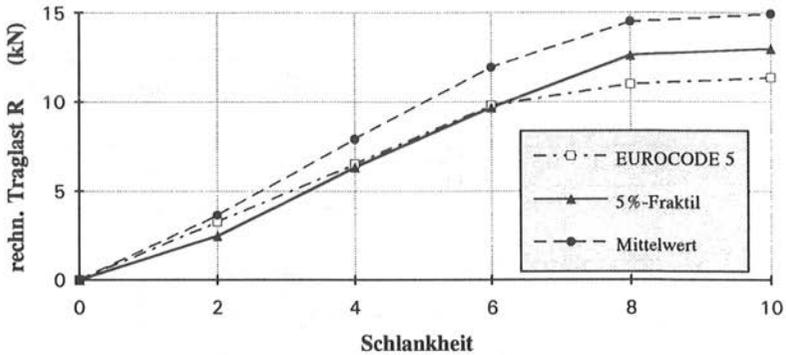
### Programm XDATSIM zur Simulation der Eingabeparameter für das Rechenprogramm

#### Flußdiagramm

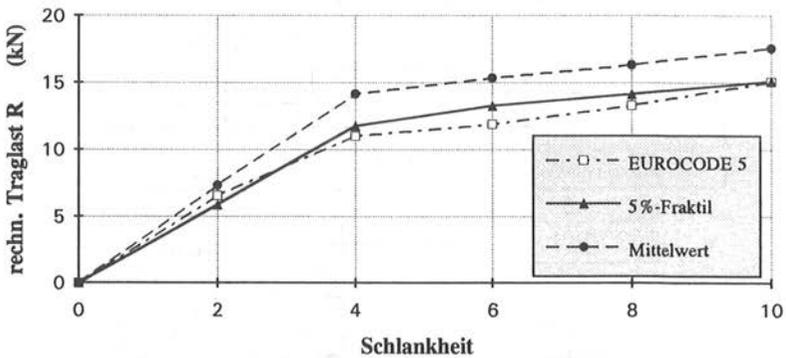


## Anhang D

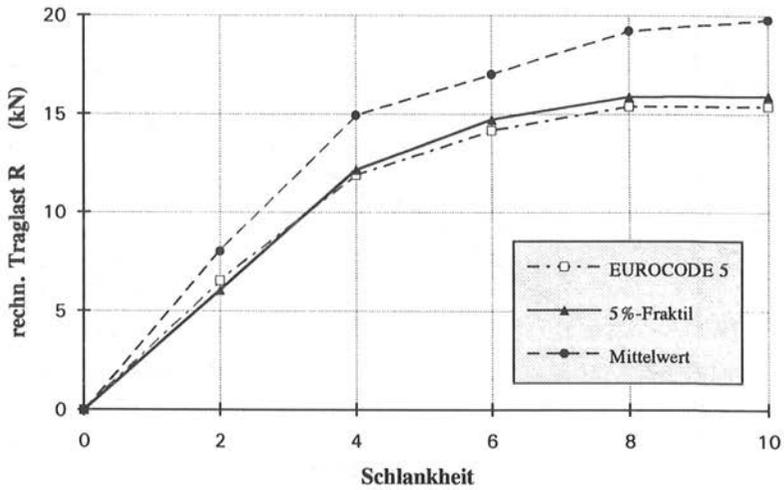
## Rechnerische Traglasten von zweischnittigen Holz-Holz-Verbindungen mit Fichtenholz unter einer Belastung in Faserrichtung



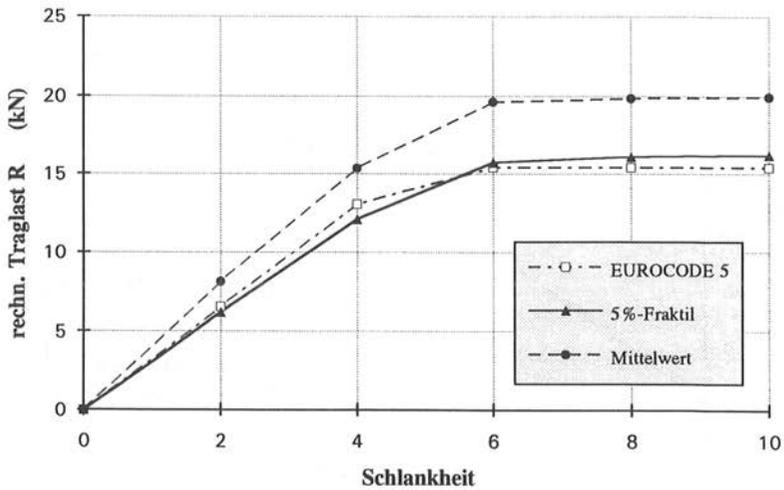
**Bild D.1:** Traglast eines Verbindungsmittels pro Scherfläche in Abhängigkeit von der Schlankheit  
(Stabdübel aus St 37K mit  $d = 16$  mm  $s_1/s_2 = 0,25$ )



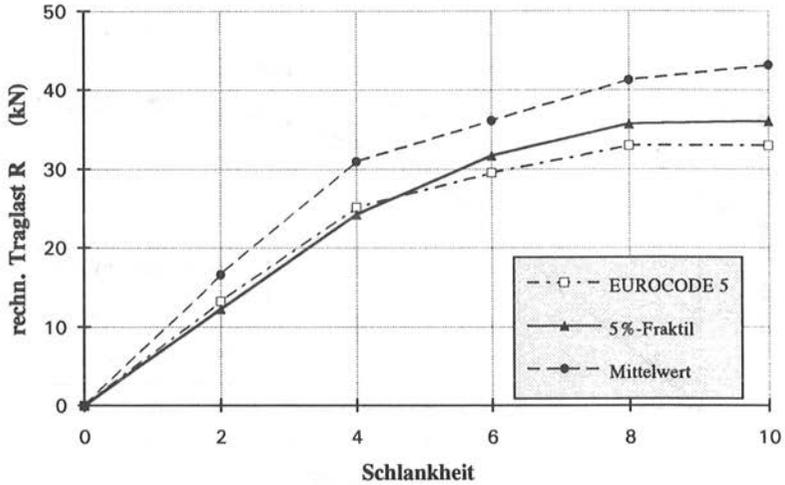
**Bild D.2:** Traglast eines Verbindungsmittels pro Scherfläche in Abhängigkeit von der Schlankheit  
(Stabdübel aus St 37K mit  $d = 16$  mm  $s_1/s_2 = 0,50$ )



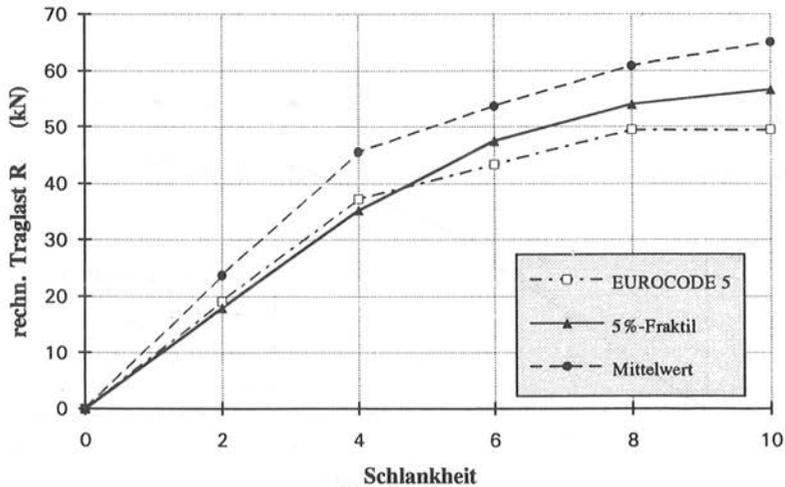
**Bild D.3:** Traglast eines Verbindungsmittels pro Scherfläche in Abhängigkeit von der Schlankheit  
(Stabdübel aus St 37K mit  $d = 16 \text{ mm}$   $s_1/s_2 = 0,75$ )



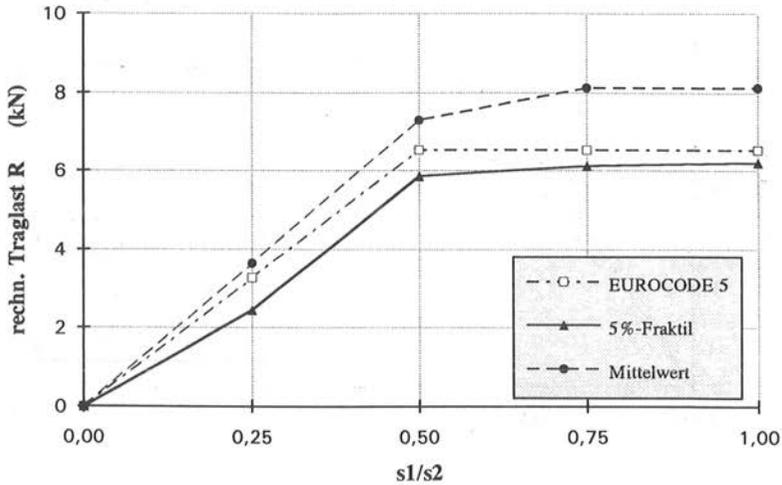
**Bild D.4:** Traglast eines Verbindungsmittels pro Scherfläche in Abhängigkeit von der Schlankheit  
(Stabdübel aus St 37K mit  $d = 16 \text{ mm}$   $s_1/s_2 = 1,00$ )



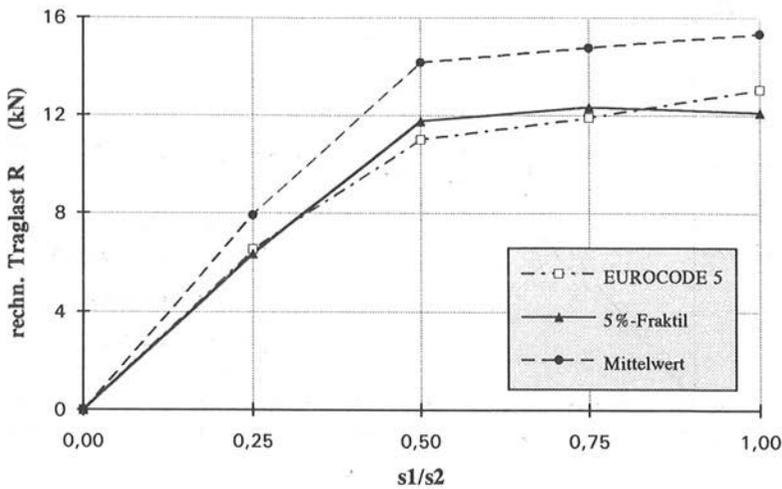
**Bild D.5:** Traglast eines Verbindungsmittels pro Scherfläche in Abhängigkeit von der Schlankheit  
(Stabdübel aus St 37K mit  $d = 24 \text{ mm}$   $s_1/s_2 = 0,75$ )



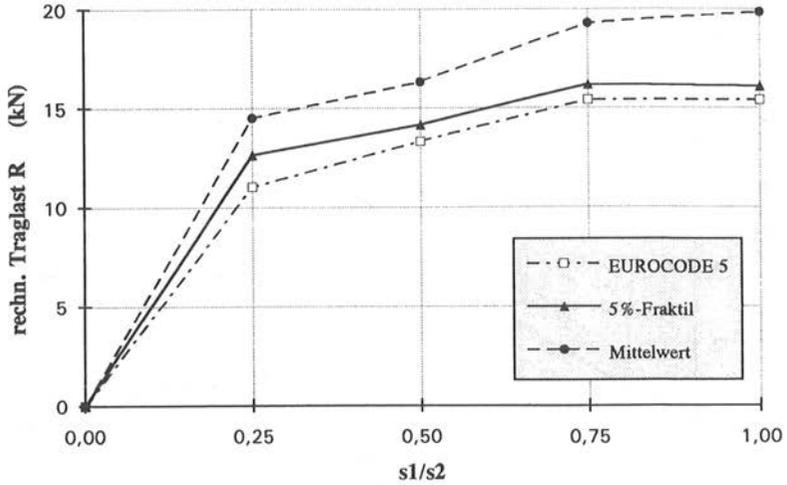
**Bild D.6:** Traglast eines Verbindungsmittels pro Scherfläche in Abhängigkeit von der Schlankheit  
(Stabdübel aus St 37K mit  $d = 30 \text{ mm}$   $s_1/s_2 = 0,75$ )



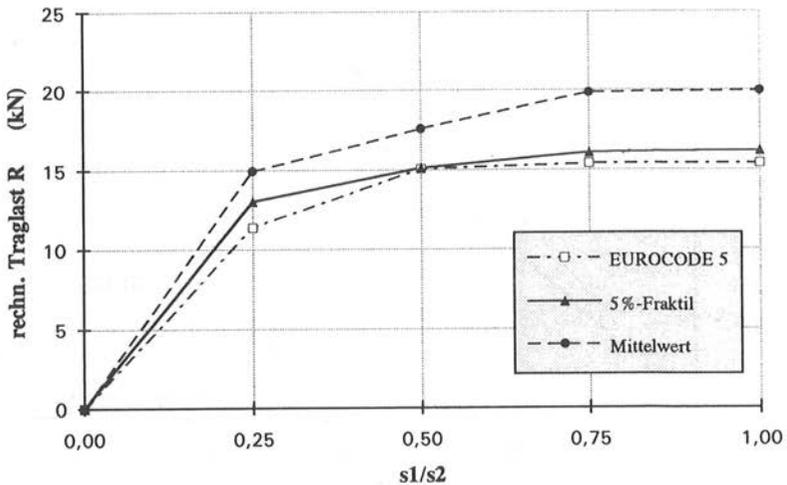
**Bild D.7:** Traglast eines Verbindungsmittels pro Scherfläche in Abhängigkeit vom Verhältnis Seitenholzdicke/Mittelholzdicke (Stabdübel aus St 37K mit  $d = 16$  mm Schlankeheit  $\lambda = 2$ )



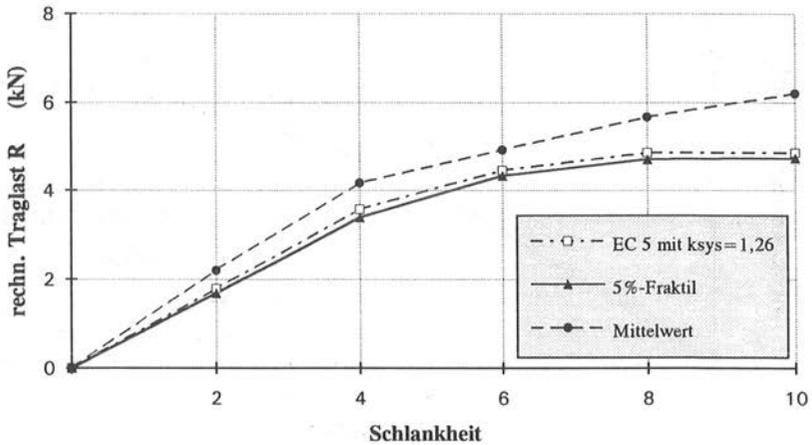
**Bild D.8:** Traglast eines Verbindungsmittels pro Scherfläche in Abhängigkeit vom Verhältnis Seitenholzdicke/Mittelholzdicke (Stabdübel aus St 37K mit  $d = 16$  mm Schlankeheit  $\lambda = 4$ )



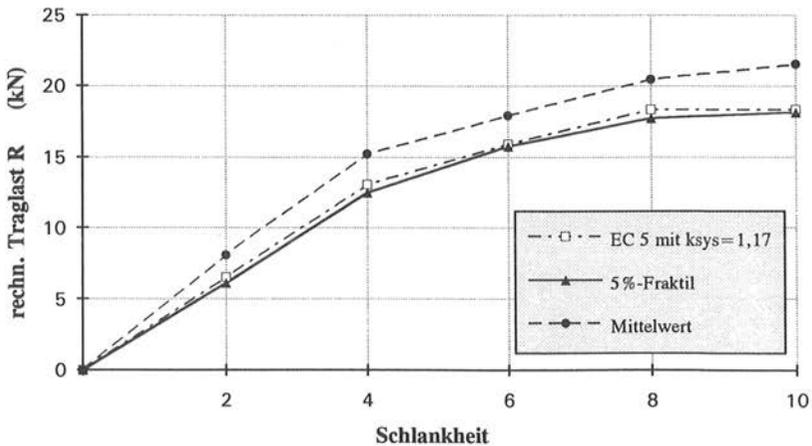
**Bild D.9:** Traglast eines Verbindungsmittels pro Scherfläche in Abhängigkeit vom Verhältnis Seitenholzdicke/Mittelholzdicke (Stabdübel aus St 37K mit  $d = 16$  mm Schlankheit  $\lambda = 8$ )



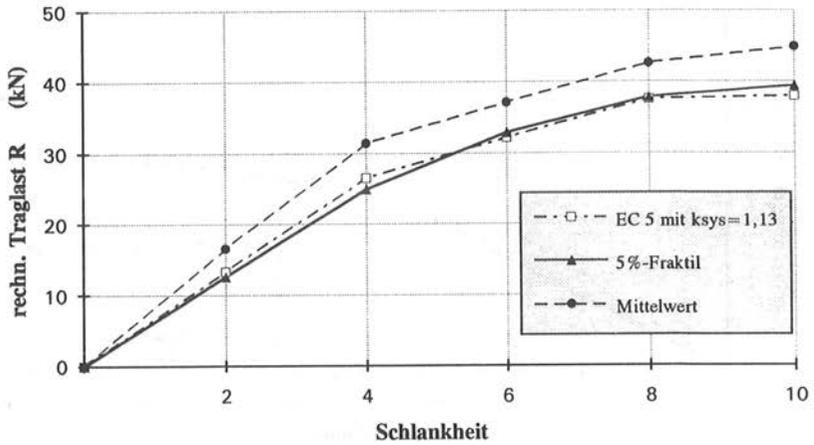
**Bild D.10:** Traglast eines Verbindungsmittels pro Scherfläche in Abhängigkeit vom Verhältnis Seitenholzdicke/Mittelholzdicke (Stabdübel aus St 37K mit  $d = 16$  mm Schlankheit  $\lambda = 10$ )



**Bild D.11:** Traglast eines Verbindungsmittels pro Scherfläche in Abhängigkeit von der Schlankheit  
(Gewindestangen M 8 der Güte 8.8  $s_1/s_2 = 0,75$ )



**Bild D.12:** Traglast eines Verbindungsmittels pro Scherfläche in Abhängigkeit von der Schlankheit  
(Gewindestangen M 16 der Güte 8.8  $s_1/s_2 = 0,75$ )

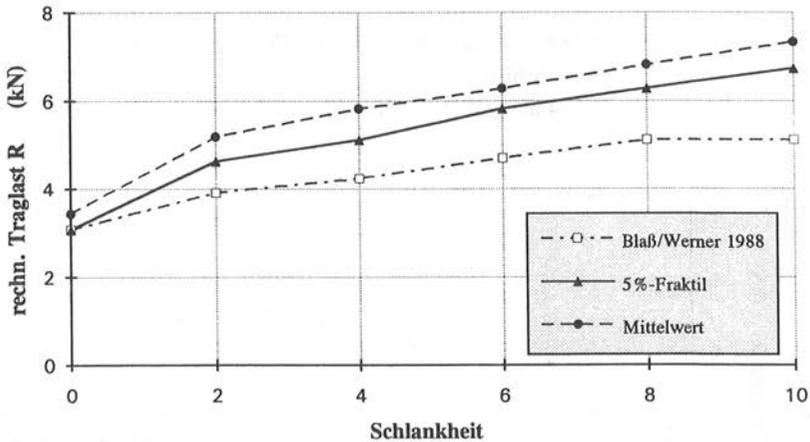


**Bild D.13:** Traglast eines Verbindungsmittels pro Scherfläche in Abhängigkeit von der Schlankheit  
 (Gewindestangen M 24 der Güte 8.8  $s_1/s_2 = 0,75$ )

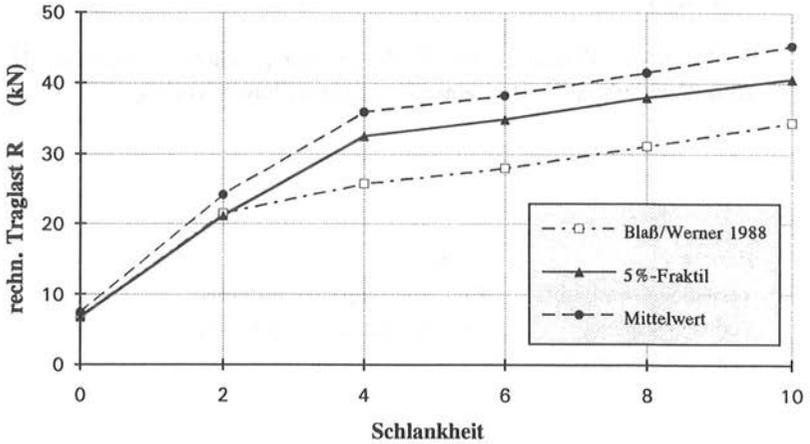
## Anhang E

**Rechnerische Traglasten von Buche-Furniersperrholz verstärkten Holz-Holz-Verbindungen unter einer Belastung in Faserrichtung**

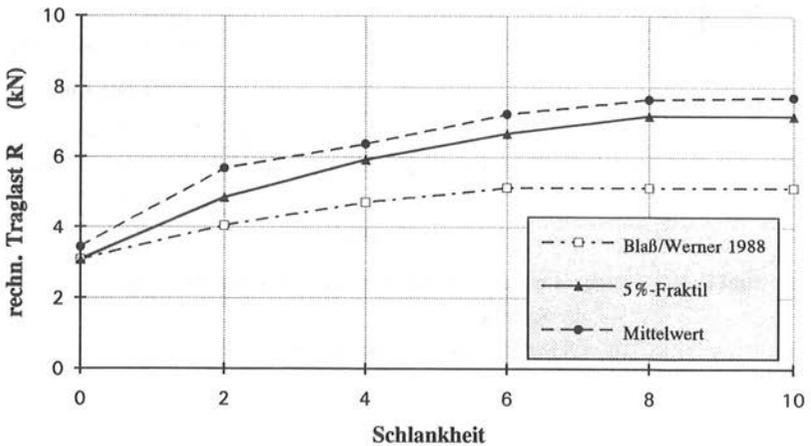
Holzart: Fichte  
 Verstärkungswerkstoff: Bau-Furniersperrholz aus Buche  
 Verbindungsmittel: Stabdübel aus Rundstahl St 37 K  
 Dicke der Verstärkung:  $t = t_1 = t_2 = 6 \text{ mm}$



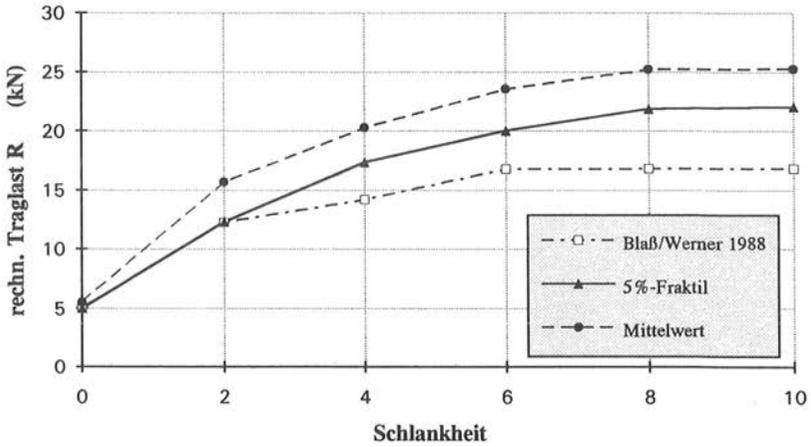
**Bild E.1:** Traglast eines Stabdübels pro Scherfläche in Abhängigkeit von der Schlankheit  
 ( $d = 8 \text{ mm}$ ;  $s_1/s_2 = 0,50$ ;  $t = 6 \text{ mm}$ )



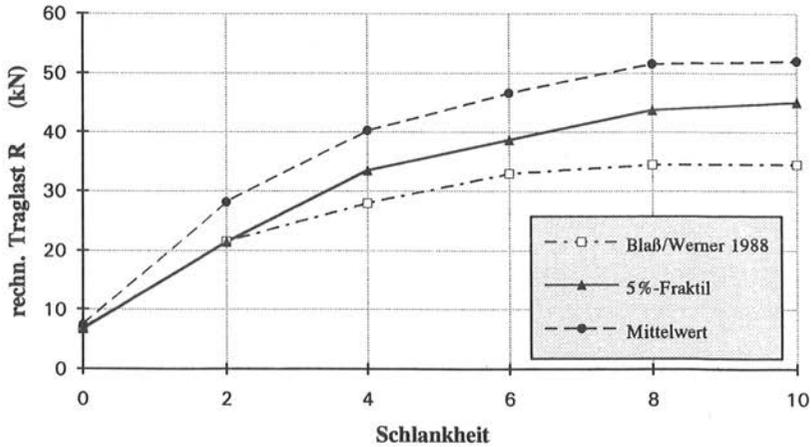
**Bild E.2:** Traglast eines Stabdübels pro Scherfläche in Abhängigkeit von der Schlankheit  
( $d = 24 \text{ mm}$ ;  $s_1/s_2 = 0,50$ ;  $t = 6 \text{ mm}$ )



**Bild E.3:** Traglast eines Stabdübels pro Scherfläche in Abhängigkeit von der Schlankheit  
( $d = 8 \text{ mm}$ ;  $s_1/s_2 = 0,75$ ;  $t = 6 \text{ mm}$ )



**Bild E.4:** Traglast eines Stabdübels pro Scherfläche in Abhängigkeit von der Schlankheit  
(d = 16 mm; s<sub>1</sub>/s<sub>2</sub> = 0,75; t = 6 mm)



**Bild E.5:** Traglast eines Stabdübels pro Scherfläche in Abhängigkeit von der Schlankheit  
(d = 24 mm; s<sub>1</sub>/s<sub>2</sub> = 0,75; t = 6 mm)



#### **Bisher erschienene VA - Hefte der 4. Folge:**

- Heft 1:** Fick, Karlfriedrich und Schulz, Ulrich: Untersuchungen an Membranwerkstoffen und ihren Verbindungen (1981)
- Heft 2:** Schulz, Ulrich: Der Stabilitätsnachweis bei Schalen (1981)
- Heft 3:** Versuchsanstalt 60 Jahre: Gegenwärtige und zukünftige Aufgaben in Lehre - Forschung - Praxis (1981)
- Heft 4:** Schulz, Ulrich: Das Tragverhalten von vorgespannten und nicht vorgespannten Schraubenverbindungen bei Fügeteilen aus glasfaserverstärktem Kunststoff (1982)
- Heft 5:** Pfeiffer, Michael: Praktische Beullasten orthotroper Kreiszyinderschalen in Theorie und Versuch (1982)
- Heft 6:** Steck, Günther: Die Zuverlässigkeit des Vollholzbalkens unter reiner Biegung (1982)
- Heft 7:** Baehre, Rolf und Fick, Karlfriedrich: Berechnung und Bemessung von Trapezprofilen mit Erläuterungen zur DIN 18807 (1982)
- Heft 8:** Valtinat, Günther und Frey, Peter: Abwürgungsuntersuchungen an hochfesten Schrauben der Festigkeitsklasse 12.9 in feuerverzinkter und schwarzer Ausführung (Bericht Nr. 89 des Gemeinschaftsausschusses Verzinken e.V.)
- Heft 9:** Schulz, Ulrich: Die Stabilität von Zylinderschalen im plastisch-elastischen Beulbereich (1984)
- Heft 10:** Burkhardt, Siegfried und Schulz, Ulrich: Das Tragverhalten von Dämmstoffen im Zusammenhang mit der Begehbarkeit von kaltgeformten dünnwandigen Profilen (1984)
- Heft 11:** Hemmer, Klaus: Versagensarten des Holzes der Weißtanne (*Abies alba*) unter mehrachsiger Beanspruchung (1985)

- Heft 12:** Knödel, Peter und Schulz, Ulrich: Das Beulverhalten von biegebeanspruchten Zylinderschalen mit großen Mantelöffnungen (1985)
- Heft 13:** Dangelmaier, Peter: Traglastberechnungen geschweißter räumlich belasteter Stäbe aus Aluminium (1985)
- Heft 14:** Schuler, Gerhard: Durchlaufträger mit elastischem Verbund bei abschnittsweise veränderlichen Steifigkeiten (1986)
- Heft 15:** Schmitt, Alex: Auswanderungserscheinungen eines parametererregten Rahmens aus elastisch-plastischem Werkstoff (1986)
- Heft 16:** Blaß, Hans Joachim: Tragfähigkeit von Druckstäben aus Brett-schichtholz unter Berücksichtigung streuender Einflußgrößen (1987)
- Heft 17:** Schulz, Ulrich: Einfluß der Freibewitterung bei Membranwerkstoffen und ihren Verbindungen (1987)
- Heft 18:** Fahmy, Ahmed-Shamel: Theoretische und experimentelle Untersuchungen zur Interaktion von Knicken und Beulen bei dünnwandigen kaltgeformten Bauteilen (1988)
- Heft 19:** Becker, Stefan: Tragverhalten biegebeanspruchter Stahl- und Aluminiumbauteile mit Rechteckquerschnitt im elasto-plastischen Bereich (1988)
- Heft 20:** Burkhardt, Siegfried: Zeitabhängiges Verhalten von Sandwich-elementen mit Metalldeckschichten und Stützkernen aus Polyurethanhartschaumstoffen (1988)
- Heft 21:** Görlacher, Rainer: Klassifizierung von Brett-schichtholzlamellen durch Messung von Longitudinal-schwingungen (1990)
- Heft 22:** Colling, François: Tragfähigkeit von Biegeträgern aus Brett-schichtholz in Abhängigkeit von den festigkeitsrelevanten Einflußgrößen (1990)
- Heft 23:** Käßlein, Rudolf: Zur Beurteilung des Tragverhaltens alter gußeisener Hohl-säulen (1991)

- Heft 24:** Nölle, Henning: Schwingungsverhalten abgespannter Masten in böigem Wind (1991)
- Heft 25:** Egner, Ralf: Zum Tragverhalten von Fassadenelementen aus Aluminium bei Windbelastung (1993)
- Heft 26:** Wittemann, Klaus: Traglastermittlung für Kaltprofile unter Berücksichtigung der Interaktion von lokalen und globalen Instabilitätserscheinungen (1993)
- Heft 27:** Hug, Gerhard: Das Konzept der wirksamen Breite bei Bauteilen aus elasto-plastischem Material (1993)
- Heft 28:** Werner, Hartmut: Tragfähigkeit von Holz-Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln unter Berücksichtigung streuender Einflußgrößen (1993)

