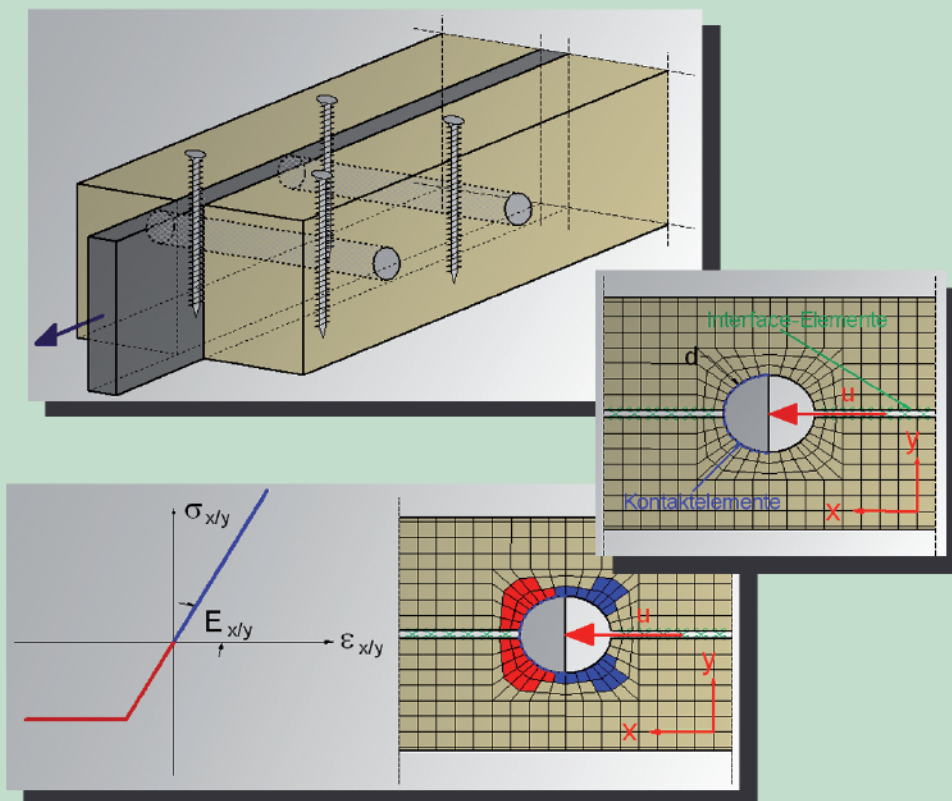


H. J. Blaß

I. Bejtka

# Numerische Berechnung der Tragfähigkeit und der Steifigkeit von querzugverstärkten Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln





H. J. Blaß, I. Bejtka

**Numerische Berechnung der Tragfähigkeit und  
der Steifigkeit von querzugverstärkten Verbindungen  
mit stiftförmigen Verbindungsmitteln**

Titelbild: Mit Vollgewindeschrauben verstärkte Verbindung und  
Finite-Elemente-Modellierung

**Band 10 der Reihe**  
**Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau**

**Herausgeber**

**Universität Karlsruhe (TH)**

**Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen**

**Univ.-Prof. Dr.-Ing. H. J. Blaß**

# **Numerische Berechnung der Tragfähigkeit und der Steifigkeit von querzugverstärkten Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln**

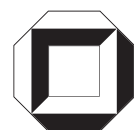
Die Arbeiten wurden gefördert aus Mitteln des Deutschen Instituts für Bautechnik.

von

H. J. Blaß

I. Bejtka

Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen  
Universität Karlsruhe (TH)



---

universitätsverlag karlsruhe

## Impressum

Universitätsverlag Karlsruhe  
c/o Universitätsbibliothek  
Straße am Forum 2  
D-76131 Karlsruhe  
www.uvka.de



Dieses Werk ist unter folgender Creative Commons-Lizenz  
lizenziert: <http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/2.0/de/>

Universitätsverlag Karlsruhe 2008  
Print on Demand

ISSN: 1860-093X  
ISBN: 978-3-86644-252-8

## Inhalt

1	Einleitung .....	1
2	Die Finite-Elemente-Methode im Holzbau – derzeitiger Kenntnisstand .....	9
3	Versuche mit Verbindungen .....	12
4	Berechnung von unverstärkten und verstärkten Verbindungen mittels der Finite-Elemente-Methode.....	21
4.1	Vorüberlegungen zum Modell	21
4.2	Kalibrierung der Interface-Elemente	28
4.3	Kalibrierung der Elemente zur Abbildung der Lochleibung	41
4.4	Berechnung unverstärkter Verbindungen	58
4.5	Berechnung von verstärkten Verbindungen	71
5	Zusammenfassung .....	79
6	Literatur.....	82
7	Anlagen.....	83
7.1	Anlagen zum Abschnitt 4.4	83
7.2	Anlagen zum Abschnitt 4.5	113





## 1 Einleitung

Die Tragfähigkeit von Verbindungen mit auf Abscheren beanspruchten stiftförmigen Verbindungsmitteln wird in der Regel nach der Theorie von Johansen (1949) berechnet. Hierbei ist die Tragfähigkeit in erster Linie von der Lochleibungsfestigkeit des Holzes bei Beanspruchung durch stiftförmige Verbindungsmittel, vom Biegegewiderstand der Verbindungsmittel (Fließmoment) sowie von der Geometrie der Verbindung und der Verbindungsmittel abhängig.

Maßgebend für diese Theorie ist die Annahme eines starr-plastischen Lochleibungsverhaltens des Holzes bei Beanspruchung durch stiftförmige Verbindungsmittel sowie eines starr-plastischen Materialverhaltens der Verbindungsmittel bei Biegebeanspruchung. Die Theorie von Johansen ist damit nur für Verbindungen gültig, welche ein ausgesprochen duktileres Last-Verformungsverhalten aufweisen.

Um hochtragfähige Verbindungen herstellen zu können, bedarf es in der Regel einer Vielzahl stiftförmiger Verbindungsmittel. Dabei werden die Verbindungsmittel unter Berücksichtigung der Mindestabstände untereinander, zum Rand sowie zum Hirnholzende eingebaut. Insbesondere in Verbindungen mit zahlreichen Verbindungsmitteln und gleichzeitig geringen Abständen der Verbindungsmittel untereinander neigt das Holz zum Spalten. Bei diesem spröden Versagensmechanismus kann kein plastisches Last-Verformungsverhalten mehr angenommen werden. Die Theorie von Johansen ist für derartig spröde Versagensformen nicht gültig.

Dennoch erlaubt DIN 1052:2004-08 für die Ermittlung der Tragfähigkeit von spaltgefährdeten Verbindungen die Theorie von Johansen anzuwenden. Dabei wird anstelle der tatsächlichen Verbindungsmittelanzahl eine wirksame, kleinere Verbindungsmittelanzahl zur Berechnung der Tragfähigkeit verwendet.

Die wirksame Anzahl  $n_{ef}$  wird nach folgender Gleichung ermittelt:

$$n_{ef} = \min \left( n ; n^{0,9} \cdot \sqrt[4]{\frac{a_1}{10 \cdot d}} \right) \quad (1)$$

Darin bedeuten:

- n tatsächliche Verbindungsmittelanzahl hintereinander in Kraft- und Faserrichtung angeordneter Verbindungsmittel
- $a_1$  Abstand der Verbindungsmittel untereinander in Faserrichtung des Holzes
- d Durchmesser der Verbindungsmittel

Gleichung (1) liegen umfangreiche empirische und analytische Untersuchungen von Jorissen (vgl. [3]) und Schmid (vgl. [2]) zugrunde.

Jorissen führte eine Vielzahl von Versuchen an Holz-Holz-Verbindungen mit Bolzen durch. Den Versuchsergebnissen passte er mit Hilfe statistischer Regressionsanalysen folgende Gleichungen zur Berechnung der Tragfähigkeit eines ganzen Anschlusses an:

$$F_n = 0,37 \cdot n^{0,9} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{0,3} \cdot \left(\frac{t_m}{d}\right)^{0,2} \cdot F_b \leq n \cdot F_b \quad (2)$$

$$F_n = 0,43 \cdot n^{0,9} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{0,3} \cdot \left(\frac{t_m}{d}\right)^{0,1} \cdot F_c \leq n \cdot F_c \quad (3)$$

Neben den bisher verwendeten Symbolen bedeuten hier:

- $F_n$  Tragfähigkeit des ganzen Anschlusses
- $t_m$  Dicke des Mittelholzes
- $F_b$  Tragfähigkeit eines Verbindungsmittels nach der Theorie von Johansen, als Rohdichte wird  $450 \text{ kg/m}^3$  angenommen
- $F_c$  Kleinstwert der Tragfähigkeit eines Verbindungsmittels nach der Theorie von Johansen oder der Tragfähigkeit, die durch Querkzug oder Schubspannungen im Bereich des Verbindungsmittels bestimmt wird

Schmid ermittelte den Zusammenhang zwischen der wirksamen Anzahl  $n_{\text{ef}}$  und der tatsächlichen Anzahl  $n$  hintereinander angeordneter Verbindungsmittel analytisch unter Verwendung der linear-elastischen Bruchmechanik sowie eines einfachen Modells auf der Grundlage des elastisch gebetteten Balkens. Die Tragfähigkeit von spaltgefährdeten Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln wird nach Schmid wie folgt berechnet:

$$F_{Jo\_red\_1} = \sqrt{\frac{G_c \cdot (0,082 \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \cdot d)^2 \cdot t^2}{1,275 \cdot 10^{-6} \cdot n^{0,155} \cdot d^{0,639} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{-0,710} \cdot \left(\frac{a_3}{d}\right)^{-0,302} \cdot \left(\frac{a_4}{d}\right)^{-0,074}} \quad (4)$$

für  $n > 1$

$$F_{Jo\_red\_2} = \sqrt{\frac{G_c \cdot (0,082 \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \cdot d)^2 \cdot t^2}{0,331 \cdot 10^{-6} \cdot n^{0,248} \cdot d^{0,634} \cdot \left(\frac{a_3}{d}\right)^{-0,290} \cdot \left(\frac{a_4}{d}\right)^{-0,210}}} \quad \text{für } n \geq 1 \quad (5)$$

Neben den bisher verwendeten Symbolen bedeuten hier:

$F_{Jo\_red}$	Tragfähigkeit je Verbindungsmittel
$G_c$	materialspezifische kritische Energiefreisetzungsrate
$t$	Dicke des angeschlossenen Holzes
$a_3$	Hirnholzabstand des Verbindungsmittels
$a_4$	Randabstand der Verbindungsmittel

Auf den ersten Blick unterscheiden sich die Ergebnisse von Jorissen und Schmid, bei genauer Betrachtung ist jedoch ein deutlicher Zusammenhang zu erkennen. Unter Berücksichtigung der Gleichungen (2) und (3) lässt sich folgender Zusammenhang zwischen der wirksamen Anzahl  $n_{ef}$  und der tatsächlichen Anzahl  $n$  hintereinander angeordneter Verbindungsmittel formulieren:

$$n_{ef} \sim n^{0,9} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{0,3} \quad (6)$$

Der Zusammenhang zwischen der wirksamen Anzahl  $n_{ef}$  und der tatsächlichen Anzahl  $n$  hintereinander angeordneter Verbindungsmittel unter Berücksichtigung von Gleichung (4) lautet wie folgt:

$$n_{ef} \sim n^{0,9225} \cdot \left(\frac{a_1}{d}\right)^{0,355} \quad (7)$$

Die Gleichungen (6) und (7) zeigen, dass der in der DIN 1052:2004-08 angegebene Zusammenhang zwischen der wirksamen und der tatsächlichen Anzahl hintereinander angeordneter Verbindungsmittel nach Gleichung (1) zu den Untersuchungen von Jorissen und Schmid äquivalent ist.

Obwohl das Spalten des Holzes in Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln mit Hilfe von Gleichung (1) rechnerisch erfasst werden kann, wird in der

Praxis von der Herstellung spaltgefährdeter Verbindungen abgeraten. Spalten ist eine spröde Versagensform. Im Gegensatz zu nicht spaltgefährdeten Verbindungen mit plastischem Last-Verformungsverhalten tritt bei spaltgefährdeten Verbindungen ein Versagen bereits bei sehr kleinen Verformungen und damit unangekündigt auf. Ein eventuelles Versagen von Bauwerksteilen oder des gesamten Bauwerkes könnte damit nicht mehr rechtzeitig erkannt werden.

Mittlerweile können hochtragfähige Verbindungen mit zahlreichen Verbindungsmitteln sowie geringen Abständen verstärkt werden, so dass das Spalten des Holzes verhindert wird. Bei einer ausreichenden Verstärkung erlaubt DIN 1052:2004-08 mit einer wirksamen Anzahl  $n_{ef}$  zu rechnen, die der tatsächlichen Verbindungsmittelanzahl  $n$  entspricht. Rechnerisch tritt damit kein Spalten des Holzes auf. Verstärkte Verbindungen weisen demzufolge ein plastisches Last-Verformungsverhalten auf.

In DIN 1052:2004-08 sind jedoch keine Hinweise zur Verstärkungsmethode angegeben. So ist zum Beispiel nicht geregelt, welche Verstärkungen zulässig sind, wie diese in das spaltgefährdete Holz einzubauen und schließlich wie diese zu dimensionieren sind.

In den Erläuterungen zur DIN 1052:2004-08 (vgl. [1]) wird jedoch eine mögliche Verstärkungsmethode und deren Bemessung an einem Bemessungsbeispiel erläutert. Hierbei wird eine zweischnittige Stahlblech-Holz-Verbindung mit einem innen liegenden Stahlblech sowie mit zwei Stabdübelreihen mit Hilfe von selbstbohrenden Vollgewindeschrauben verstärkt. Ohne die verstärkenden Vollgewindeschrauben würde eine geometrisch identische Verbindung zum Spalten neigen. Die wirksame Anzahl der Verbindungsmittel wäre mit  $n_{ef} = 3,58$  geringer als die tatsächliche Anzahl in Faserrichtung des Holzes hintereinander angeordneter Verbindungsmittel ( $n = 5$ ). Spalten kann jedoch verhindert werden, wenn rechtwinklig zur Krafrichtung sowie rechtwinklig zur Achse der Stabdübel Vollgewindeschrauben eingedreht werden. Hierbei müssen diese Vollgewindeschrauben für eine axiale Kraftkomponente  $F_{ax}$  dimensioniert werden, die 30% der Kraftkomponente je Stabdübel und Scherfuge entspricht. Unabhängig von der Anzahl der zu verstärkenden Stabdübel, der Geometrie der Verbindung und unabhängig von den Materialeigenschaften berechnet sich die axiale Kraftkomponente in jeder Verstärkungsschraube zu  $F_{ax} = 0,3 \cdot R_{SDü}$ .

Dieses Berechnungsmodell für verstärkte Verbindungen beruht auf den Untersuchungen von Schmid ([2]). Werden Holzschrauben rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes sowie rechtwinklig zur Achse der Stabdübel eingedreht, kann Spalten verhindert werden. Die axiale Kraftkomponente in der Schraube wird nach Schmid

in Abhängigkeit von der Kraftkomponente parallel zur Holzfaser eines Stabdübels berechnet. Eine spaltgefährdete Verbindung ist ausreichend verstärkt, wenn die axiale Kraftkomponente  $F_{ax}$  geringer als die axiale Tragfähigkeit  $R_{ax}$  der Schraube ist. Die axiale Tragfähigkeit einer Schraube ist der kleinere Wert aus dem Auszieh Widerstand und der Zugtragfähigkeit. Das Modell einer verstärkten Verbindung nach Schmid ist in Bild 1-1 dargestellt.

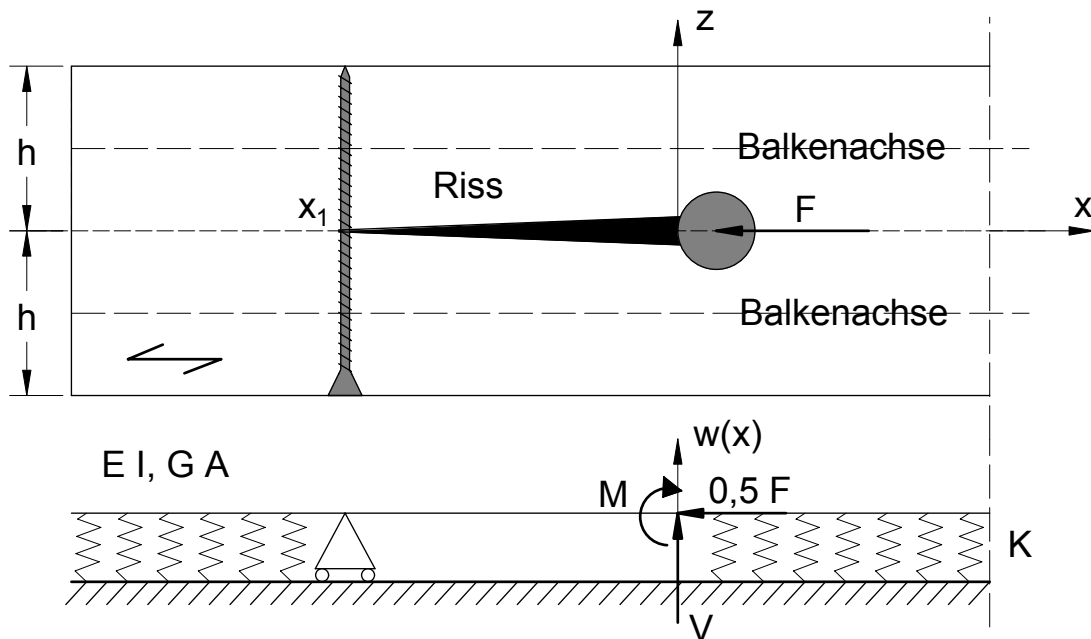


Bild 1-1 Modell einer verstärkten Verbindung nach Schmid

Schmids Berechnungsmodell für verstärkte spaltgefährdete Verbindungen gilt unter der Annahme, dass ein Spaltriss nur zwischen dem Stabdübel und der benachbarten Verstärkungsschraube entstehen kann. Werden spaltgefährdete Verbindungen mit mehreren hintereinander angeordneten Stabdübeln mit jeweils einer Schraube pro Stabdübel verstärkt, können nach Schmid die Spaltrisse nur zwischen den Stabdübeln und den zugehörigen Schrauben auftreten. Wird dagegen nur eine Schraube zwischen dem belasteten Hirnholz und dem ersten Stabdübel angeordnet, entsteht ein durchgehender Riss zwischen dem letzten Stabdübel und der Verstärkungsschraube. Schmid nimmt für sein Berechnungsmodell an, dass ausgehend von der Verstärkungsschraube in Richtung des beanspruchten Bauteilendes kein Riss entstehen kann.

Diesem Modell zur Berechnung der Verstärkung liegt ein elastisch gebetteter Balken zugrunde (siehe unten in Bild 1-1). Die Quersteifigkeit des Holzes wird durch die elastische Bettung mit der Balkenbettungszahl  $K$  berücksichtigt. Die Höhe  $h$  des elastisch gebetteten Balkens entspricht der halben Höhe der Verbindung.

Durch die Ausmitte der Balkenachse des elastisch gebetteten Balkens zur Achse des gesamten Balkens ( $x$ -Achse) entsteht ein Moment  $M = F/2 \cdot h/2$  an jedem Stabdübel. In Abhängigkeit von der Reibung zwischen der Oberfläche des Stabdübels und der Lochwand erzeugt die Kraftkomponente  $F$  parallel zur Faser eine Querkraft  $V$ . Diese Querkraft kann zum Beispiel nach Jorissen (vgl. [3]) in Abhängigkeit von der Reibung zwischen dem Stabdübel und der Lochwand berechnet werden. Für einen Reibungswinkel zwischen dem Verbindungsmittel und der Lochwand von  $\varphi = 30^\circ$  ergibt sich eine Querkraft von  $V = F / 10$ . Mit abnehmendem Reibungswinkel und damit mit abnehmender Reibung steigt der Anteil der Querkraft gemessen an der Kraftkomponente  $F$ .

Schmid hat in seinem Modell angenommen, dass ein Risswachstum nur zwischen den Stabdübeln und den benachbarten Verstärkungsschrauben möglich ist und dass damit keine Verschiebung  $w(x)$  des elastisch gebetteten Balkens in Richtung der  $z$ -Achse an der Stelle der Verstärkung möglich ist. Das Berechnungsmodell gilt somit streng genommen nur für starr wirkende Verstärkungen. Selbstbohrende Vollgewindeschrauben mit nachgiebigem Verhalten bei Beanspruchung auf Herausziehen werden damit nicht genau abgebildet.

Hinsichtlich dieser Einschränkung schlägt Bejtka in [4] ein weiteres Modell zur Dimensionierung der Vollgewindeschrauben in verstärkten Verbindungen vor. In diesem Modell wird das nachgiebige Last-Verschiebungsverhalten der Verstärkungsschrauben bei Beanspruchung auf Herausziehen berücksichtigt. Damit die Tragfähigkeit erreicht werden kann, muss die Verstärkungsschraube vollständig aus dem Holz herausgezogen werden. Der Grenzzustand der Tragfähigkeit einer verstärkten Verbindung wird demnach durch die Grenzverschiebung der Verstärkungsschraube bei Beanspruchung auf Herausziehen bestimmt. Ein Herausziehen der Verstärkungsschrauben ist jedoch nur möglich, wenn ein Spaltriss entsteht, dessen Länge größer als der faserparallele Abstand der Verstärkungsschraube zum benachbarten Stabdübel ist. Da jedoch die tatsächliche Länge des Spaltrisses in verstärkten Verbindungen mit einfachen rechnerischen Hilfsmitteln nicht zu ermitteln ist, wird bei dem Modell nach Bejtka vereinfachend ein durchgehender Riss zwischen dem letzten Stabdübel und dem beanspruchten Bauteilende angenommen. Als letzter Stabdübel ist derjenige Stabdübel mit dem größten Abstand zum beanspruchten Bauteilende gemeint. In den folgenden Bildern sind die unterschiedlichen Berechnungsmodelle für spaltverstärkte Verbindungen, welche mit Vollgewindeschrauben verstärkt werden, dargestellt. In Bild 1-2 ist das Modell nach Schmid abgebildet. Hierbei wird für die Verstärkungsschraube eine starre Lagerung ( $K_{ax} = 0$ ) angenommen.

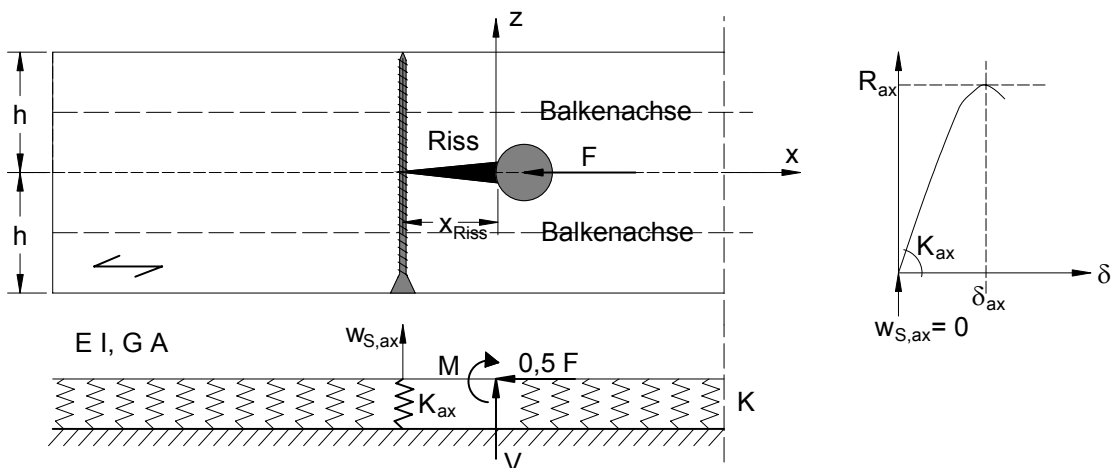


Bild 1-2 Berechnungsmodell nach Schmid

Bild 1-3 zeigt das Modell nach Bejtka. Bei diesem Modell wird das Last-Verschiebungsverhalten der Verstärkungsschraube berücksichtigt. Der nach Bejtka als zu konservativ angenommene Spaltriss vom ersten Stabdübel bis hin zum beanspruchten Bauteilende muss sich in einer spaltgefährdeten, jedoch verstärkten Verbindung nicht zwangsläufig ausbilden.

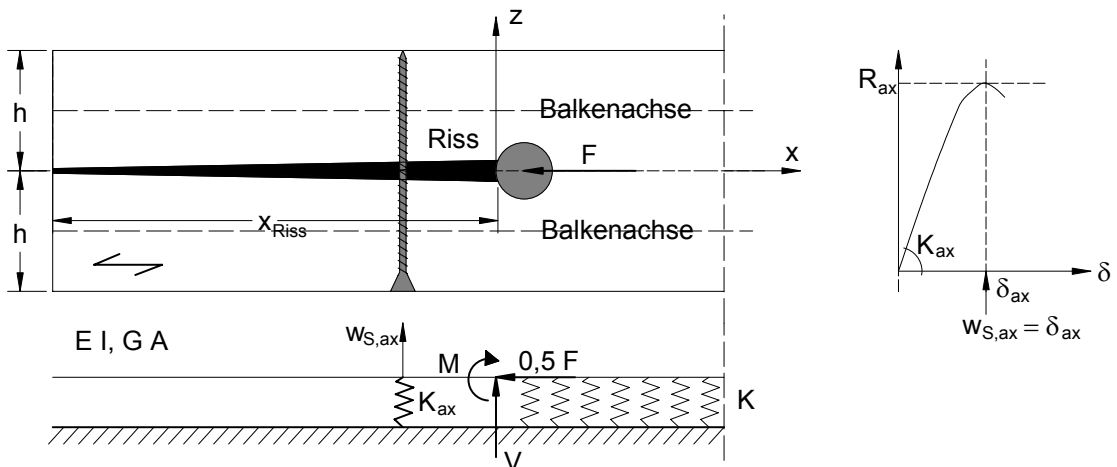


Bild 1-3 Berechnungsmodell in Anlehnung an Bejtka

In Wirklichkeit stellt sich bei verstärkten spaltgefährdeten Verbindungen ein Zustand nach Bild 1-4 ein. Damit unter Berücksichtigung des Last-Verschiebungsverhaltens auf Herausziehen beanspruchter Schrauben der Auszieh Widerstand der Verstärkungsschraube erreicht werden kann, muss sich ein Spaltriss ausbilden, dessen Länge größer als der faserparallele Abstand zwischen dem Stabdübel und der Verstärkungsschraube ist. Für dieses wirklichkeitsnähere Modell wurde bislang kein Berechnungsmodell erstellt.

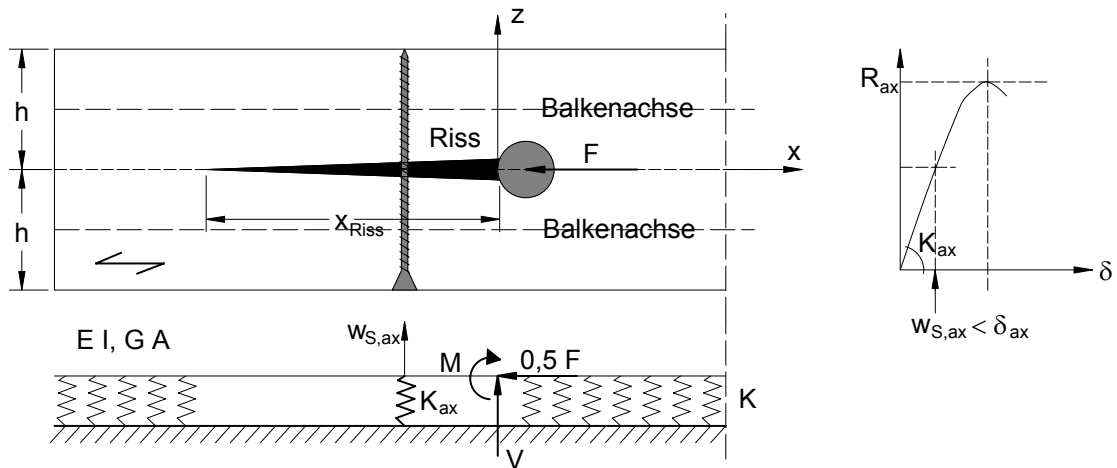


Bild 1-4 Wirklichkeitsnäheres Modell

Das Ziel dieses Forschungsvorhabens, das durch das Deutsche Institut für Bau-technik (DIBt) in Berlin finanziert wurde, ist daher, auf der Grundlage von Finite-Elemente-Berechnungen ein Berechnungsverfahren zur realitätsnahen Beschreibung des Trag- und Verformungsverhaltens von spaltgefährdeten Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln, insbesondere von Stabdübel- und Passbolzenverbindungen, die mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkt werden, zu entwickeln. Dadurch könnten zahlreiche, bisher notwendige Versuche zur Bestimmung des Trag- und Verformungsverhaltens entfallen und der Versuchsaufwand auf ein Minimum reduziert werden.



## 2 Die Finite-Elemente-Methode im Holzbau – derzeitiger Kenntnisstand

Die Finite-Elemente-Methode bietet gegenwärtig sehr gute Möglichkeiten, rechnerisch das Trag- und Verformungsverhalten von Festkörpern möglichst wirklichkeitsnah zu beschreiben. Nahezu jede beliebige Struktur, die durch äußere und innere Lasten beansprucht wird, kann mit Hilfe dieser Methode hinsichtlich ihrer Verformungen und Verzerrungen berechnet werden.

Die Modellierung und Berechnung von Strukturen mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode erfolgt in drei Schritten. Zunächst wird die abzubildende Struktur modelliert. Die Geometrie kann dabei entweder als Volumenmodell und in der Regel mit hohem Aufwand oder je nach Problem einfacher als Scheibenmodell erstellt werden. Bei einer wirklichkeitsnahen, dreidimensionalen Abbildung wird die Struktur mit möglichst vielen Details abgebildet und erfordert auf Grund einer Vielzahl von Elementen sehr lange Rechenzeiten. Diese Art der Modellierung wird bevorzugt angewendet, wenn nicht bekannt ist, auf welche wesentlichen Elemente ein Finite-Elemente-Modell reduziert werden kann. Ist jedoch von vornherein bekannt, welche Elemente und Details das Trag- und Verformungsverhalten eines Finite-Elemente-Modells von untergeordneter Bedeutung sind, kann die Geometrie auf ein erforderliches Minimum reduziert werden. Der Vorteil dieser Vereinfachung liegt in erster Linie in der Reduzierung der computergestützten Berechnungszeit. Dies ist dann von Vorteil, wenn Finite-Elemente-Modelle mit nichtlinearen Eigenschaften und damit hohen Berechnungszeiten erstellt werden.

Im zweiten Schritt werden den Elementen die erforderlichen Materialeigenschaften zugewiesen und für die Struktur die Randbedingungen, wie zum Beispiel Auflagerungen und Lasten definiert. Der letzte Schritt einer Finite-Elemente-Untersuchung besteht in der Berechnung und der Auswertung der Ergebnisse.

In Forschungsvorhaben des Ingenieurholzbaus ist die Methode der Finiten-Elemente weit verbreitet. Grund hierfür sind in erster Linie die streuenden Steifigkeits- und Festigkeitseigenschaften des Holzes. Wegen dieser streuenden Einflussgrößen sind für gewöhnlich zahlreiche Traglastversuche erforderlich, um analytische Berechnungsmodelle bestätigen zu können. Die Methode der Finiten-Elemente bietet dabei die Möglichkeit, auf die zahlreichen Traglastversuche ganz oder teilweise zu verzichten. Unter Berücksichtigung weniger Traglastversuche wird für ein zu untersuchendes „Problem“ ein Finite-Elemente-Modell erstellt und anhand der wenigen vorhandenen Traglastversuche kalibriert. Nach erfolgreicher Kalibrierung

kann das Finite-Elemente-Modell zur Ermittlung des Trag- und Verformungsverhaltens unter Berücksichtigung streuender Einflussgrößen verwendet werden.

So wurde zum Beispiel ein numerisches Berechnungsmodell entwickelt, mit dessen Hilfe die Tragfähigkeit von Brettschichtholzträgern aus Brettern aus Fichtenholz in Abhängigkeit von festigkeitsrelevanten Einflussgrößen ermittelt wurde (vgl. [5]). Ein ähnliches numerisches Modell wurde später von Frese [6] erstellt. Frese konnte mit Hilfe seines numerischen Modells die Tragfähigkeit von Brettschichtholzträgern aus visuell oder maschinell sortierten Brettern aus Buche ermitteln. Bei einer auf ein notwendiges Minimum reduzierten Anzahl von Traglastversuchen konnte Frese unter Verwendung seines Finite-Elemente-Modells alle festigkeitsrelevanten Einflussgrößen berücksichtigen und so die charakteristischen Tragfähigkeiten von Brettschichtholzträgern aus Buche ermitteln. Diese Ergebnisse wurden schließlich zur Erstellung von Festigkeitsklassen für Brettschichtholz aus Buche verwendet.

Darüber hinaus wurde die Methode der Finiten-Elemente verwendet, um Berechnungsmodelle für querzugbeanspruchte Holzbauteile zu entwickeln. Insbesondere für Satteldachträger, ausgeklinkte Trägerauflager, Queranschlüsse und Trägerdurchbrüche, die rechtwinklig zur Holzfaser auf Zug beansprucht werden, wurden unter Verwendung von Ergebnissen aus Traglastversuchen und aus Finite-Elemente-Berechnungen Bemessungsmodelle erstellt. Damit war es möglich, auf zahlreiche Traglastversuche zu verzichten, die anderenfalls erforderlich wären, um alle festigkeitsrelevanten Einflussgrößen und deren Streuungen zu erfassen.

In der Zwischenzeit können auch Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln mit der Methode der Finiten-Elemente berechnet werden. Verbindungen gehören hinsichtlich der numerischen Modellierung und Berechnung zu sehr komplexen Strukturen. Die Schwierigkeiten werden durch folgende Eigenschaften verursacht: Holz ist ein orthotroper Werkstoff mit richtungsabhängigen sowie unterschiedlichen Steifigkeits- und Festigkeitseigenschaften. Darüber hinaus weist das Holz im Bereich der Verbindungsmittel ein nichtlineares Last-Verformungsverhalten bei Lochleibungsbeanspruchung auf, das ebenfalls richtungsabhängig ist. Die stiftförmigen metallischen Verbindungsmittel verhalten sich bei Biegebeanspruchung ebenfalls nichtlinear. Die Übertragung der Kräfte zwischen den stiftförmigen Verbindungsmitteln und der Oberfläche des Holzes muss mit Hilfe von Kontaktelementen erfasst werden. Die Kontaktelemente haben darüber hinaus die Aufgabe, Reibungskräfte zwischen der Oberfläche der Verbindungsmittel und der Oberfläche des Holzes zu übertragen. Die numerische Modellierung und Berechnung wird umso schwieriger, wenn außer dem nichtlinearen Last-Verformungsverhalten

spröde Versagensmechanismen, wie zum Beispiel das Spalten des Holzes, das Ausscheren einzelner Holzblöcke oder das Zugversagen des Holzes mitberücksichtigt werden müssen. Gegenwärtig bietet keines der kommerziell verfügbaren Finite-Elemente-Programme eine sinnvolle Möglichkeit, alle genannten Eigenschaften in einer Verbindung gemeinsam und damit möglichst wirklichkeitsnah abzubilden. Das Trag- und Verformungsverhalten von Verbindungen unter Berücksichtigung nichtlinearer Holzeigenschaften bei Lochleibungsbeanspruchung und der Stifte bei Biegebeanspruchung kann wie beschrieben numerisch nur erfasst werden, wenn spröde Versagensmechanismen nicht berücksichtigt werden. Auf der anderen Seite können spröde Versagensmechanismen, wie zum Beispiel das Spalten des Holzes oder das Ausscheren einzelner Holzblöcke nur erfasst werden, wenn die nichtlinearen Eigenschaften vereinfacht modelliert werden.

Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens war mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode ein Berechnungsverfahren zur wirklichkeitsnahen Beschreibung des Trag- und Verformungsverhaltens von spaltgefährdeten Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln, die mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkt werden, zu entwickeln. Hinsichtlich der beschriebenen Schwierigkeit bei der numerischen Modellierung und Berechnung von klassischen Verbindungen ohne Verstärkungselemente, wird bei dieser Arbeit mehr Wert auf die allgemeine Erstellung von Finite-Elemente-Modellen für Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln gelegt. Diese Arbeit soll insbesondere für zukünftige Arbeiten eine Grundlage hinsichtlich der numerischen Berechnung von Verbindungen darstellen.

### 3 Versuche mit Verbindungen

Im Rahmen dieser Arbeit wurden Versuche an unverstärkten sowie verstärkten spaltgefährdeten Verbindungen durchgeführt. Diese Versuche dienen in erster Linie zur Beurteilung der Versagensmechanismen unverstärkter, nicht ausreichend verstärkter sowie ausreichend verstärkter spaltgefährdeter Verbindungen. Anhand dieser Beobachtungen wurde ein Finite-Elemente-Modell erstellt, mit dessen Hilfe diese Verbindungen berechnet werden können.

Geprüft wurden zweischnittige Stahlblech-Holz-Verbindungen mit innen liegenden Stahlblechen. Als Verbindungsmittel wurden Stabdübel mit einem Durchmesser von  $d = 16$  mm und  $d = 24$  mm in einer Reihe parallel zur Holzfaser in die Prüfkörper eingebracht. Verbindungen mit mehr als einer Verbindungsmittelreihe wurden im Rahmen dieser Untersuchungen nicht geprüft. Die Höhe der Bauteile betrug bei allen Versuchen konstant  $h = 200$  mm. Ebenso war die Stahlblechdicke mit  $t = 10$  mm bei allen Versuchskörpern konstant. Für die Versuchskörper wurde Brett-schichtholz der Festigkeitsklasse GL28h mit einer durchschnittlichen Holzfeuchte von etwa 12% verwendet. Der Abstand der Verbindungsmittel zum beanspruchten Bauteilende betrug stets  $a_{1,t} = 170$  mm.

Folgende Parameter wurden im Rahmen der Versuche variiert:

- n Anzahl der Verbindungsmittel in Faserrichtung des Holzes,  $n = 3, 4, 5$
- d Durchmesser der Verbindungsmittel,  $d = 16$  mm und  $d = 24$  mm
- $a_1$  Abstand der Verbindungsmittel untereinander,  $a_1 = 3,3 \cdot d$  und  $a_1 = 5 \cdot d$
- $f_u$  Zugfestigkeit der Stabdübel,  $f_u = 360$  N/mm<sup>2</sup> und  $f_u = 800$  N/mm<sup>2</sup>
- b Dicke der Seitenhölzer,  $b = 50$  mm und  $b = 100$  mm

Der Abstand der Verbindungsmittel untereinander war mit  $a_1 = 3,3 \cdot d$  deutlich kleiner als der in der DIN 1052:2004-08 angegebene Mindestabstand von  $a_1 = 5 \cdot d$ . Mit dem geringeren Abstand sollte ein sprödes Versagen erzwungen werden.

Zur Beurteilung der Verstärkungsart wurden unterschiedliche Anordnungen der Verstärkungsschrauben untersucht. Für diesen Zweck wurde die Bezeichnung „i-m“ mit folgenden Parametern gewählt:

- m Anzahl der Schrauben rechtwinklig zur Holzfaser im Bereich i

Für die Bezeichnung der Bereiche i gilt:

- i = A Gleiche Anordnung der Verstärkungsschrauben in allen Bereichen

$i = \text{HSD}$  Anordnung der Verstärkungsschrauben im Bereich zwischen dem beanspruchten Bauteilende und dem benachbarten Stabdübel

$i = 1/2\text{SD}$  Anordnung der Verstärkungsschrauben zwischen dem ersten und dem zweiten Stabdübel

Der Abstand der Verstärkungsschrauben zum benachbarten Stabdübel in Faserrichtung des Holzes wurde zwischen  $a_{1,v} = 0, 10, 40$  und  $60$  mm variiert. In Faserrichtung des Holzes wurde in jedem Bereich zwischen den Stabdübeln höchstens eine Schraube angeordnet.

Die Verstärkungsschrauben wurden rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes sowie rechtwinklig zur Achse der Stabdübel in beide Seitenhölzer eingedreht. Als Verstärkungsschrauben wurden stets selbstbohrende Vollgewindeschrauben  $7,5 \times 180$  mm mit einem durchgehendem Gewinde verwendet.

Aufgrund der Vielzahl der Parameter wurden für jede Parameterkombination lediglich bis zu vier Versuchskörper hergestellt und geprüft.

In Bild 3-1 sind beispielhaft drei mögliche Anordnungen der Verstärkungsschrauben abgebildet.

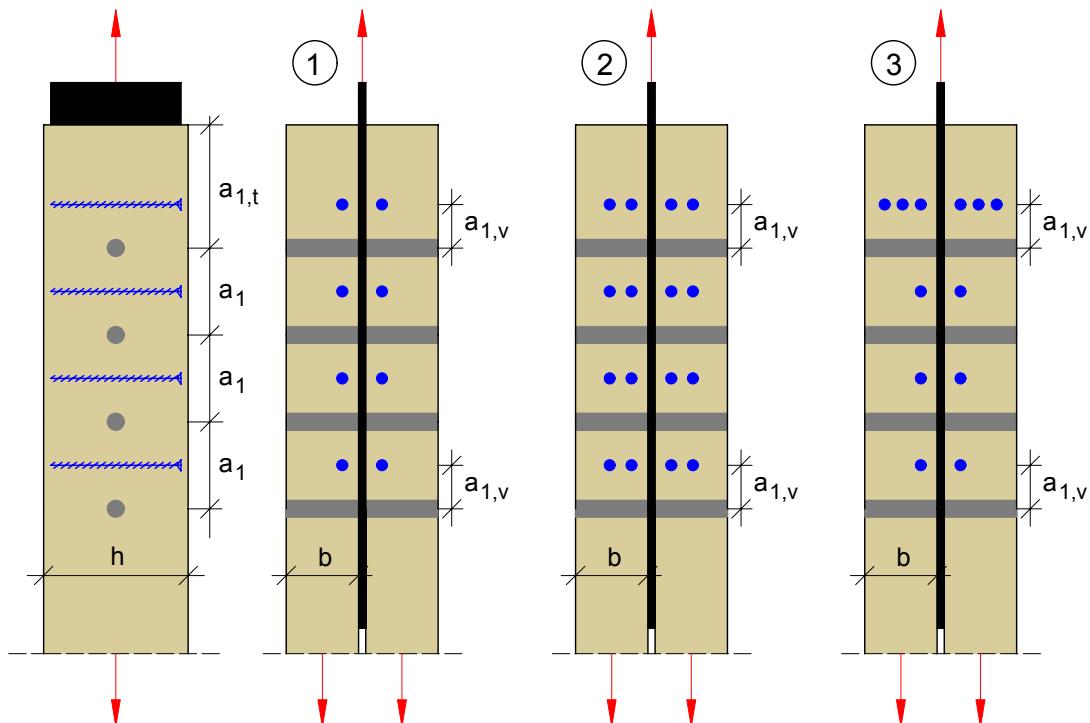


Bild 3-1 Mögliche Anordnungs-konfigurationen

Die Anordnung 1 trägt die Bezeichnung „A-1“. Bei dieser Anordnung ist in jedem Feld zwischen zwei benachbarten Stabdübeln jeweils eine Schraube rechtwinklig

zur Holzfaser und zur Stabdübelachse angeordnet. Die Anordnung 2 trägt die Bezeichnung „A–2“. Im Vergleich zu Anordnung 1 wurden hier  $n = 2$  Holzschrauben in jedes Feld zwischen zwei benachbarten Stabdübeln eingeschraubt. Die dritte Anordnung trägt die Bezeichnung „A–1 / HSD–3“. Bei dieser kombinierten Anordnung ist in jedem Feld jeweils eine Schraube angeordnet. Zwischen dem beanspruchten Bauteilende und dem benachbarten Stabdübel (Bereich  $i = \text{HSD}$ ) wurden jeweils drei Schrauben nebeneinander angeordnet.

Die wichtigsten Eigenschaften der 50 Prüfkörper sowie die erreichten Höchstlasten bezogen auf eine Scherfuge und einen Stabdübel sind in Tabelle 3-1 zusammengestellt.

Tabelle 3-1 Ergebnisse der Zugscherversuche

Probe	n	d	a <sub>1</sub> /d	f <sub>u</sub>	b	ρ	Verstärkung	a <sub>1,v</sub>	R <sub>SDü u. SF</sub>	Versagen
	[-]	[mm]	[-]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[mm]	[kg/m <sup>3</sup> ]	i - m	[mm]	[kN]	
M01	5	24	5	360	100	421	-		32,3	Spalten
M02	5	24	5	360	100	422	-		28,2	Spalten
M03	5	24	5	360	100	428	-		33,7	Spalten
M04	5	24	5	360	100	423	-		29,5	Spalten
M05	5	24	5	360	100	411	A - 1	60	34,1	Riss, dann BS
M06	5	24	5	360	100	430	A - 1	60	34,6	Riss, dann BS
M07	5	24	5	360	100	428	A - 2	60	36,5	Blockscheren
M08	5	24	5	360	100	408	A - 2	60	36,1	Blockscheren
M09	5	24	5	360	100	420	A - 2	60	36,1	Blockscheren
M10	5	24	5	360	100	410	A - 2	60	39,2	Blockscheren
V01	5	24	3,3	800	50	438	A - 1	40	21,7	Blockscheren
V02	5	24	3,3	800	50	444	A - 1	0	21,9	Blockscheren
V03	5	24	5	800	50	464	A - 1	60	27,5	Blockscheren
V04	5	24	5	360	100	450	A - 1	0	40,0	Spalten und Schrauben
V05	4	24	5	360	100	450	A - 1	0	49,7	Riss, dann BS
V06	3	24	5	800	100	451	A - 1	60	53,0	Blockscheren
V07	3	24	5	800	100	459	HSD - 1	60	46,7	Blockscheren
V08	3	24	5	800	100	463	1/2SD - 1	60	46,6	Spalten und Schrauben
V09	3	24	5	800	100	470	HSD - 2	60	56,8	Blockscheren
V10	3	24	5	800	100	480	-		53,9	Spalten
V11	3	24	5	800	100	496	HSD - 4	60	48,5	BS zw. SDü
V12	3	24	5	800	100	475	HSD - 4	60	54,4	BS zw. SDü
V13	3	24	5	360	100	470	HSD - 4	60	47,8	plastisch
V14	3	24	5	360	50	470	HSD - 2	60	31,6	Blockscheren
V15	3	24	5	360	100	504	HSD - 2	0	57,9	plastisch
V16	3	24	5	360	50	478	HSD - 2	0	34,6	Blockscheren
V17	3	24	5	800	100	460	A - 2	0	57,9	Blockscheren
V18	3	24	5	360	100	479	A - 2	10	49,0	plastisch
V19	4	24	5	360	100	487	A - 4	10	50,0	plastisch
V20	3	24	5	360	100	465	A - 2	10	55,7	plastisch
V21	4	24	5	360	100	451	HSD - 2, A - 1	10	50,0	plastisch
V22	3	24	3,3	360	100	463	A - 2	10	40,6	plastisch m. BS zw. SDü
V23	3	24	3,3	360	100	459	A - 3	10	45,7	plastisch
V24	3	24	3,3	360	100	446	A - 2	10	41,7	plastisch m. BS zw. SDü
V25	4	24	3,3	360	100	460	A - 2	10	35,9	Blockscheren
V26	4	24	3,3	360	100	475	A - 3	10	44,3	plastisch m. BS zw. SDü
V27	4	24	3,3	360	100	469	HSD - 3, A - 1	10	41,7	Blockscheren
V28	4	24	3,3	360	50	511	HSD - 1, A - 2	10	22,4	Blockscheren
V29	4	24	3,3	360	50	501	A - 2	10	24,9	Blockscheren
V30	5	16	5	360	100	462	-		21,3	Spalten
V31	5	16	5	360	100	447	A - 1	10	22,2	Spalten und Schrauben
V32	5	16	5	360	100	467	A - 2	10	29,2	plastisch
V33	5	16	5	360	100	463	HSD - 2	10	21,2	Riss zw. SDü
V34	5	16	5	360	100	473	HSD - 2	10	21,2	Riss zw. SDü
V35	5	16	5	360	100	473	HSD - 2	10	22,2	Riss zw. SDü
V36	5	16	5	360	100	443	A - 1	10	26,2	plastisch
V37	5	16	5	360	100	448	A - 1	10	27,3	plastisch
V38	5	16	5	360	100	459	A - 2	10	28,0	plastisch
V39	5	16	5	360	100	486	A - 2	10	29,3	plastisch
V40	5	16	5	360	100	492	-		20,7	Spalten

Unter Berücksichtigung dieser Ergebnisse lassen sich folgende Rückschlüsse hinsichtlich der Anordnung der Verstärkungsschrauben ableiten:

Bei den sieben Versuchskörpern mit einer Seitenholzdicke von  $b = 50$  mm war Blockscheren stets die Versagensursache. Dieser Versagensmechanismus ist gekennzeichnet durch das Ausscheren eines Blockes bzw. mehrerer einzelner Blöcke zwischen den hintereinander angeordneten Verbindungsmitteln und/oder zwi-

schen dem beanspruchten Bauteilende und dem benachbarten Stabdübel. Die Breite der Blöcke entspricht in etwa dem Durchmesser der Stabdübel. Dieses spröde Versagen tritt ein, wenn die Scherspannung entlang der Blockfuge die Scherfestigkeit des Holzes erreicht.

Rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes und zur Stabdübelachse eingedrehte Vollgewindeschrauben können dieses spröde Blockscherversagen nicht verhindern. Grund hierfür ist zum einen die zu geringe Einschraubtiefe der Schrauben in dem zum Ausscheren neigenden Block und zum anderen die zu geringe Steifigkeit der Schrauben bei Beanspruchung rechtwinklig zu ihrer Achse. Entsprechend Bild 3-1 angeordnete Vollgewindeschrauben können daher das Blockscheren nicht verhindern. Bild 3-2 zeigt dieses spröde Blockscherversagen am Beispiel des Versuchskörpers V02.

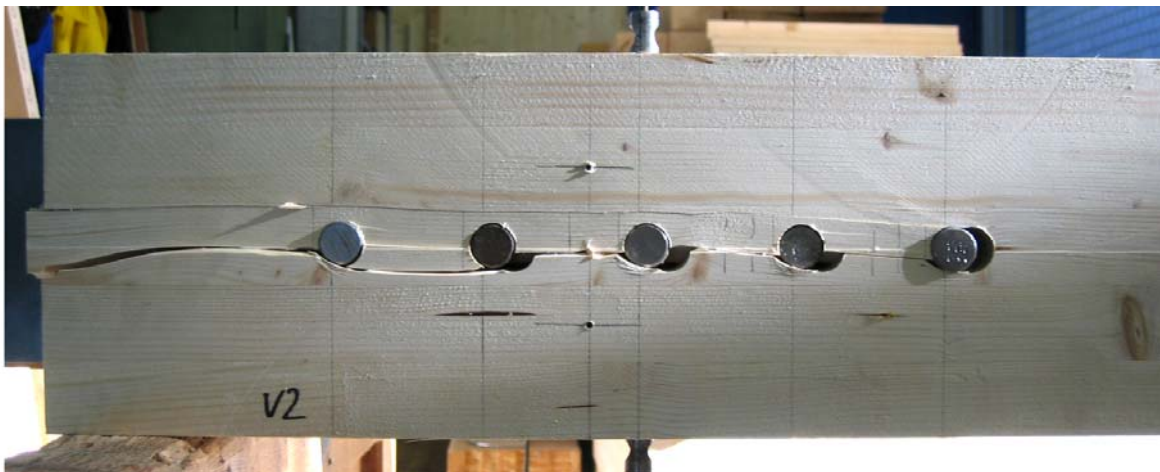


Bild 3-2 Blockscheren bei Versuchskörper V02

Um dem Blockscheren entgegenzuwirken, wurden an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Universität Karlsruhe (TH) weitere Tastversuche mit gekreuzt angeordneten Schrauben durchgeführt. Hierzu wurde jedes Feld zwischen zwei benachbarten Stabdübeln sowie der Bereich zwischen dem beanspruchten Bauteilende und dem benachbarten Stabdübel mit jeweils einem Schraubenkreuz verstärkt. Der Kreuzungspunkt der Schrauben war stets auf der Balkenachse der Seitenhölzer angeordnet. Der Einschraubwinkel zwischen der Schraubenachse und der Faserrichtung des Holzes betrug  $45^\circ$ . Auch bei dieser geneigten Anordnung, bei der ein größerer Verstärkungseffekt gegenüber der rechtwinklig Anordnung der Schrauben zu erwarten war, konnte die Traglast nicht signifikant gesteigert werden. Aus diesem Grund wurden keine weiteren Versuche zur Verstärkung des Holzes hinsichtlich des Blockscherens durchgeführt.



In weiteren Versuchen mit spaltgefährdeten Verbindungen wurde die Dicke der Seitenhölzer von  $b = 50$  mm auf  $b = 100$  mm vergrößert. Von 43 Versuchskörpern trat bei 12 Versuchskörpern ebenfalls Blockscheren auf. Dabei konnte bei 10 Versuchen Blockscheren entlang der gesamten Verbindungsmittelreihe beobachtet werden. Bei 2 Versuchskörpern (V11 und V12) trat Blockscheren jedoch nur zwischen den Stabdübeln auf. Der mit insgesamt vier Vollgewindeschrauben verstärkte Bereich zwischen dem beanspruchten Bauteilende und dem benachbarten Stabdübel erwies sich als ausreichend gegen das Blockscheren verstärkt. Eine derartig umfangreiche Verstärkung ist jedoch nicht wirtschaftlich.

Bei den restlichen 31 Versuchskörpern trat als primäres Versagen entweder Spalten auf oder die Versuchskörper erreichten wegen einer ausreichenden Verstärkung ihre Höchstlast im Bereich einer Gesamtverschiebung von 15 mm.

Unter Berücksichtigung dieser 31 Versuchsergebnisse lassen sich folgende Rückschlüsse hinsichtlich der Spaltverstärkung ableiten:

1. Unverstärkte Verbindungen mit mehreren hintereinander angeordneten Verbindungsmitteln sowie mit geringen Abständen der Verbindungsmittel untereinander neigen zum Spalten. Dies wurde bei allen unverstärkten Versuchskörpern M01-M04, V10, V30 und V40 beobachtet. Das Verhältnis zwischen der wirksamen Anzahl hintereinander angeordneter Stabdübel  $n_{ef}$  und der tatsächlichen Anzahl  $n$  wird nach Gleichung (1) berechnet. Für die Versuchskörper M01-M04, V30 und V40 beträgt das Verhältnis  $n_{ef} / n = 0,72$ . Für den Versuchskörper V10 berechnet sich das Verhältnis  $n_{ef} / n$  zu 0,75.
2. Der Abstand  $a_{1,v}$  der Schrauben zum benachbarten Stabdübel hat offensichtlich keinen signifikanten Einfluss auf den Verstärkungseffekt. Einzige Ausnahme bildet der Abstand  $a_{1,v} = 0$ . Werden die Verstärkungsschrauben in unmittelbarer Nähe zu den Stabdübeln angeordnet, kann die Last im Vergleich zu einer Anordnung der Verstärkungsschrauben mit  $a_{1,v} \gg 0$  weiter gesteigert werden. Die Verstärkungsschrauben werden dabei zur Aufnahme der Querkraft auf Zug und darüber hinaus wegen ihrer Auflagerwirkung für die Stabdübel auf Abscheren beansprucht. In direktem Kontakt zu den Stabdübeln stützen sich die Stabdübel auf den Schrauben ab. Ist die Steifigkeit der Verstärkungsschrauben bei Beanspruchung auf Abscheren deutlich kleiner als die Steifigkeit der zu verstärkenden Stabdübel, können sich die Verstärkungsschrauben in Krafrichtung mit verschieben. Die Schrauben wirken dagegen wie unverschiebbliche Auflager, falls deren Steifigkeit bei Beanspruchung auf Abscheren im Vergleich zur Steifigkeit der Stabdübel groß ist. Für diesen Spezialfall der Verstärkung von Verbindungen mit Vollgewindeschrauben wurde aufbauend

auf der Theorie von Johansen ein Berechnungsmodell hergeleitet. Das vollständige Berechnungsmodell ist in [4] und [7] zusammengestellt. Der Effekt einer Anordnung der Verstärkungsschrauben im direkten Kontakt zu den benachbarten Stabdübeln wird durch den Vergleich der Traglasten für die Versuchskörper V13 und V15 verdeutlicht. Bei Versuchskörper V13 mit vier nebeneinander angeordneten Vollgewindeschrauben zwischen dem beanspruchten Bauteilende und dem benachbarten Stabdübel wurde eine Traglast von 47,8 kN erreicht. Der Abstand der Schrauben zum benachbarten Stabdübel betrug  $a_{1,v} = 60$  mm. Bei einem vergleichbaren Versuchskörper V15 konnte die Last auf 57,9 kN um 21% gesteigert werden. Hier betrug der Abstand der Schrauben zum benachbarten Stabdübel  $a_{1,v} = 0$  mm. Ferner wurden bei dem Versuchskörper V15 lediglich zwei Schrauben zwischen dem beanspruchten Bauteilende und dem benachbarten Stabdübel je Seitenholz nebeneinander angeordnet. Der Effekt der Auflagerwirkung der Verstärkungsschrauben wird darüber hinaus in Bild 3-3 deutlich. In diesem Bild ist die Last-Verformungskurve für den Versuchskörper V36 dargestellt. Deutlich zu erkennen ist der Zuwachs der Last ab einer Verschiebung von etwa 10 mm. Der Anstieg der Last-Verschiebungskurve wird mit der Abstützung der Stabdübel auf den Verstärkungsschrauben verursacht. Der Abstand der Schrauben zu den benachbarten Stabdübeln betrug bei diesem Versuchskörper  $a_{1,v} = 10$  mm. Der extrapolierte Bereich der Last-Verschiebungskurve stellt den Verlauf dar, der sich ohne die Verstärkungsschrauben ergeben hätte. Werden Verstärkungsschrauben im direkten Kontakt zu den Stabdübeln eingebaut, ist ein Zuwachs der Last bereits ab dem Ursprung der Last-Verschiebungskurve zu beobachten.

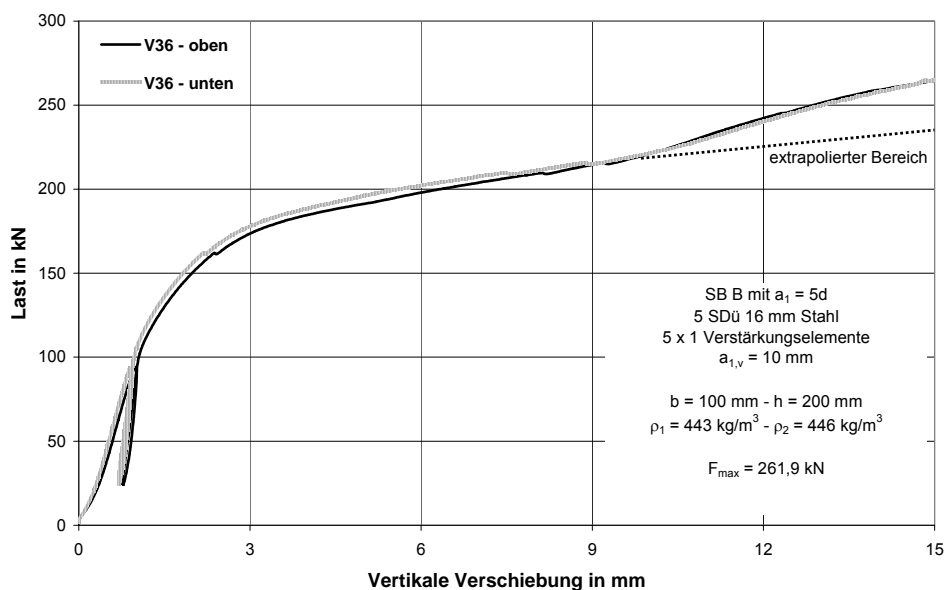


Bild 3-3 Last-Verschiebungskurve für  $a_{1,v} = 10$  mm

3. Die Schrauben sind mit dem kleinstmöglichen Abstand zur Bauteilfuge anzuordnen. Die größten Verformungen der Stabdübel finden in unmittelbarer Nähe der Fuge statt. Ausgehend von der Bauteilfuge und damit an der Stelle der größten Eindrückung der Stabdübel ins Holz beginnt in der Regel auch das Spalten. Bei einigen Versuchskörpern, die nicht vollständig durchgerissen sind, wurden die Spaltrisse lediglich auf der dem Stahlblech zugewandten Holzseite festgestellt. Auf der anderen Seite wurden dagegen keine Spaltrisse festgestellt. Ferner wurde festgestellt, dass der Verstärkungseffekt mit abnehmendem Abstand der Verstärkungsschrauben zur Bauteilfuge steigt. Ein geringer Abstand der Verstärkungsschrauben zur Bauteilfuge ist ferner erforderlich, wenn Stabdübel durch die Auflagerwirkung der Schrauben entsprechend der erweiterten Theorie von Johansen nach [4] und [7] verstärkt werden. In [4] und [7] empfehlen die Autoren für den Mindestabstand von selbstbohrenden Verstärkungsschrauben zur Bauteilfuge einen Abstand von  $a_S = 2,5 \cdot d_S$ .
4. Es ist jeder Bereich zwischen zwei Stabdübeln sowie der Bereich zwischen dem beanspruchten Bauteilende und dem ersten Stabdübel gleichmäßig mit Vollgewindeschrauben zu verstärken. Nur dann kann die axiale Kraftkomponente  $F_{ax}$  in den Verstärkungsschrauben nach Schmid näherungsweise zu  $F_{ax} = 0,3 \cdot R_{SDü}$  berechnet werden. Eine Verstärkung nur zwischen dem beanspruchten Bauteilende und dem ersten Stabdübel ist nicht wirkungsvoll. Bei dieser Anordnung steigt nach Schmid mit zunehmender Anzahl hintereinander angeordneter Verbindungsmittel das Verhältnis zwischen der axialen Kraftkomponente  $F_{ax}$  in der Schraube und der Kraftkomponente  $R_{SDü}$  je Stabdübel. Für eine Verbindung mit fünf hintereinander angeordneten Stabdübeln und einer Verstärkung nur am beanspruchten Bauteilende berechnet sich die axiale Kraftkomponente  $F_{ax}$  zu  $F_{ax} = 0,8 \cdot R_{SDü}$ . Bei den Versuchskörpern V33, V34 und V35 wurde ein vollständiges Aufspalten des Holzes verhindert, weil die Verstärkungsschrauben nach Schmid für eine Kraftkomponente von  $F_{ax} > 0,8 \cdot R_{SDü}$  und damit ausreichend dimensioniert wurden. Dennoch ist diese lokale Verstärkung nicht zu empfehlen, weil durch den Riss zwischen den Stabdübeln die Lochleibungsfestigkeit verringert wird. Eine derartig ungünstige Verstärkung mit jeweils zwei Verstärkungsschrauben zwischen dem beanspruchten Bauteilende und dem ersten Stabdübel ist in Bild 3-4 dargestellt.



Bild 3-4 Verstärktes Bauteilende mit Rissen im Bereich der Stabdübel

5. Eine Verstärkung muss stets ausreichend dimensioniert sein, damit Spalten wirkungsvoll verhindert werden kann. Bei nicht ausreichender Verstärkung ( $R_{ax} < F_{ax}$ ), ist wie bei vergleichbaren Verbindungen ohne Verstärkungselemente kein Verstärkungseffekt zu beobachten. Bei einer unzureichenden Verstärkung darf damit auch nicht der vor dem Versagen wirkende Verstärkungsanteil in Rechnung gestellt werden.

Unter Betrachtung dieser Gesichtspunkte wurde ein Finite-Elemente-Modell zur Ermittlung der Tragfähigkeit von verstärkten und unverstärkten spaltgefährdeten Verbindungen erstellt.

## 4 Berechnung von unverstärkten und verstärkten Verbindungen mittels der Finite-Elemente-Methode

### 4.1 Vorüberlegungen zum Modell

Die Steifigkeits- und Festigkeitseigenschaften des Holzes unterscheiden sich aufgrund des anatomischen Aufbaus in den verschiedenen Richtungen. So weist Holz bei Druckbeanspruchung plastisches Last-Verformungsverhalten auf. Bei Beanspruchung auf Zug ist Holz jedoch sehr spröde. Darüber hinaus sind die Steifigkeits- und Festigkeitskennwerte bei Beanspruchung in Faserrichtung deutlich größer als bei Beanspruchung rechtwinklig zur Faser.

Übliche Finite-Elemente-Programme können orthotropes Materialverhalten abbilden. Das orthotrope Materialverhalten kann dabei entweder mit linear-elastischem bzw. mit nichtlinearem Last-Verformungsverhalten kombiniert werden. Finite-Elemente-Programme wie z.B. ANSYS oder ABACUS erlauben gegenwärtig jedoch nicht, orthotropes Materialverhalten gleichzeitig mit linear-elastischem sowie nichtlinearem Materialverhalten zu kombinieren. Damit ist es nicht möglich, mit der Finite-Elemente-Methode das orthotrope Materialverhalten des Holzes unter Berücksichtigung linear-elastischer Eigenschaften bei Beanspruchung auf Zug sowie nichtlinearer Eigenschaften bei Beanspruchung auf Druck realitätsnah abzubilden.

Diese Einschränkung sowie die sich daraus ergebende Forderung, Vereinfachungen für das Materialgesetz des Holzes zu finden, führten dazu, das Modell der unverstärkten sowie verstärkten spaltgefährdeten Verbindung vereinfachend als Scheibe zu modellieren. Das Scheibenmodell der verstärkten Verbindung ist schematisch in Bild 4-1 dargestellt. Der Nahbereich um einen Stabdübel ist detailliert in Bild 4-2 abgebildet.

Bei einem Scheibenmodell mit drei Freiheitsgraden können gegenüber einem Volumenmodell mit neun Freiheitsgraden tragfähigkeitsrelevante Parameter, wie z.B. die Verformungsfigur der Stabdübel und der daraus resultierende Versagensmechanismus und der Abstand der Verstärkungsschrauben zur Bauteilfuge nicht näher untersucht werden. Streng genommen kann bei dem Scheibenmodell nach Bild 4-1 lediglich derjenige Versagensmechanismus nach Johansen abgebildet werden, bei dem das Verbindungsmittel ohne plastische Verformung entlang der gesamten Stiftachse in das Holz eingedrückt wird. Der Einfluss weiterer Versagensmechanismen auf das Trag- und Verformungsverhalten mit bis zu zwei Fließgelenken je Verbindungsmittel bleibt dabei unberücksichtigt. Hinsichtlich der Spaltneigung muss jedoch erwähnt werden, dass der erste Versagensmechanis-

mus ohne Fließgelenke im Verbindungsmittel sowie mit einer konstanten Verteilung der Lochleibungsspannung entlang der Stiftachse den ungünstigsten Fall darstellt. Bei diesem Versagensmechanismus wird das Holz entlang des gesamten Verbindungsmittels auf Querzug beansprucht. In Bezug auf den Einfluss weiterer möglicher Versagensmechanismen ist aus oben genannten Gründen das Scheibenmodell daher stets als konservativ zu betrachten.

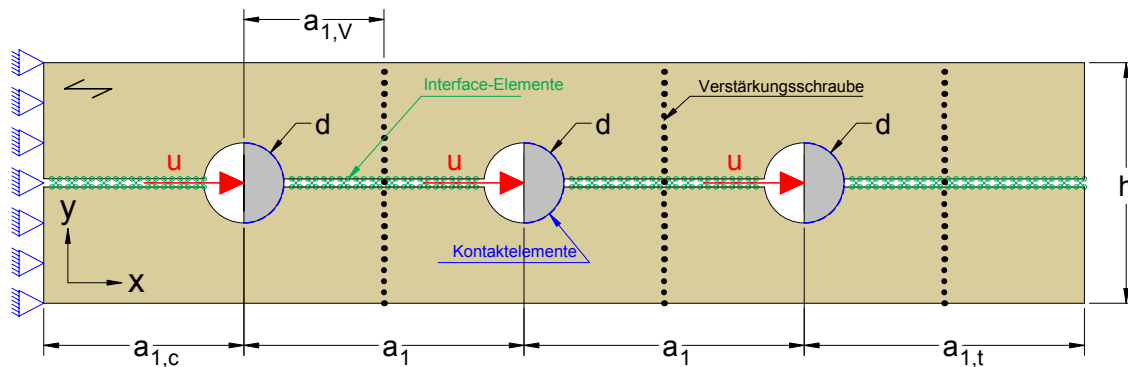


Bild 4-1 Modell einer verstärkten spaltgefährdeten Verbindung

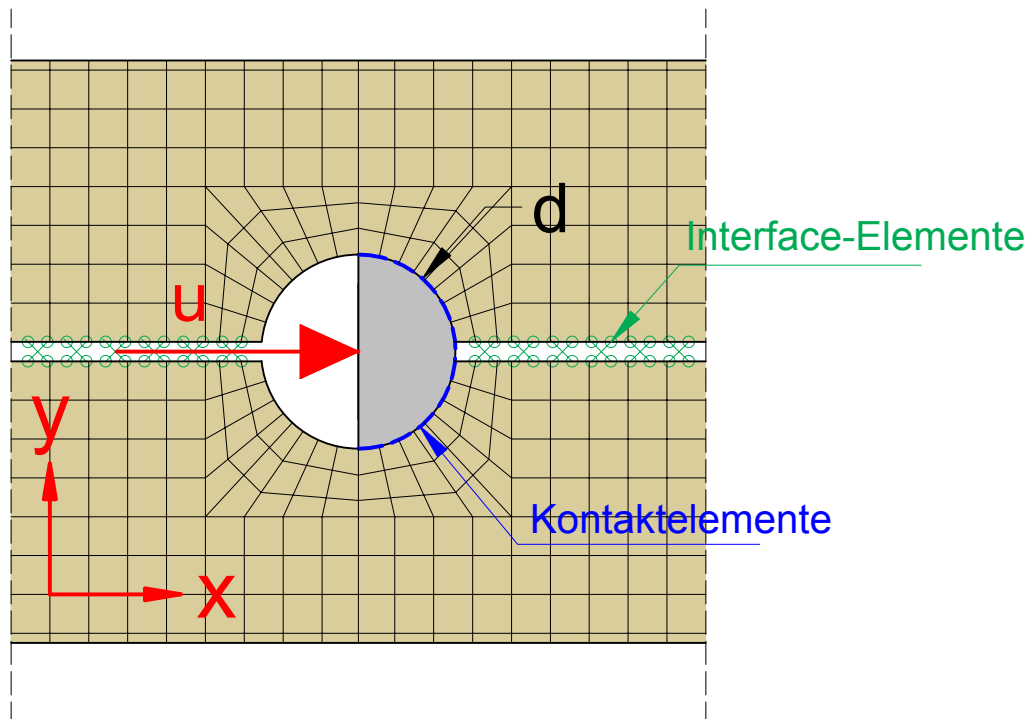


Bild 4-2 Bereich um das Verbindungsmittel in Bild 4-1

Ferner kann mit einem Scheibenmodell der Einfluss des Abstandes der Verstärkungsschrauben zur Bauteilfuge nicht erfasst werden. Versuche mit verstärkten Verbindungen haben jedoch gezeigt, dass die Verstärkungsschrauben mit dem geringsten Abstand zur Bauteilfuge einzudrehen sind. Unter Berücksichtigung aller

möglichen Versagensmechanismen nach Johansen sind im Bereich der Bauteilfuge die Verformungen der Stabdübel und folglich die Spaltneigung des Holzes am größten.

Wie erwähnt, wurden die spaltgefährdeten Verbindungen entsprechend Bild 4-1 modelliert und berechnet. Entsprechend den Beobachtungen aus den durchgeführten Versuchen mit spaltgefährdeten Verbindungen wurde der Spaltriss parallel zur Holzfaser sowie entlang der Verbindungsmittelreihe angenommen. Aus diesem Grund wurde das Scheibenmodell in zwei Hälften aufgeteilt. Der untere Rand der oberen Hälfte wurde mit dem oberen Rand der unteren Hälfte mit Hilfe von Interface-Elementen verbunden. Interface-Elemente werden erst ab Version 10 des Finite-Elemente-Programms ANSYS angeboten. Mit Hilfe dieser Elemente kann ein Rissfortschritt entlang einer definierten Risslinie im Hinblick auf Qualität und Quantität betrachtet werden. Das nichtlineare Materialgesetz dieser Interface-Elemente folgt einem exponentiellen Ansatz nach Xu und Needleman (1994) und wird bestimmt durch eine Zugfestigkeit sowie eine Grenzverschiebung. Bei Zugspannungen unterhalb der Zugfestigkeit ist das Interface-Element intakt und verbindet zwei oder vier benachbarte Knoten zweier benachbarter Elemente. Sobald die Zugfestigkeit und damit die zugehörige Grenzverschiebung erreicht oder überschritten werden, ist kein Verbund zwischen den angrenzenden Elementen mehr vorhanden. Interface-Elemente sind hinsichtlich ihres Materialgesetzes äquivalent zu Federelementen mit nichtlinearen Materialeigenschaften. Im Rahmen dieser Untersuchungen wurden zur Abbildung des Spaltrisses jedoch Interface-Elemente verwendet, weil der exponentielle Ansatz nach Xu und Needleman auf das Materialverhalten des Holzes bei Beanspruchung rechtwinklig zur Holzfaser übertragen werden kann.

Die Lasten werden wie bei reellen Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln über Stifte mit einem runden Querschnitt in das Holz eingeleitet. Der Durchmesser sowie die Materialeigenschaften der Stifte entsprechen den Werten der verwendeten Stabdübel. Zwischen der Oberfläche der runden Stifte und der Oberfläche des umgebenden Holzes werden Kontaktelemente angeordnet. Kontaktelemente dienen zur Übertragung von Lasten zwischen benachbarten Knoten von nicht miteinander verbundenen Elementen. Kontaktelemente werden ferner zur Übertragung von Haft- bzw. Reibkräften zwischen zwei benachbarten Oberflächen verwendet. Die gegenseitige Verschiebung von Oberflächen, die durch Kontaktelemente miteinander verbunden werden, wird in erster Linie durch den Reibbeiwert beeinflusst. Die in Holzfaserrichtung durch die Stabdübel ins Holz eingeleitete Kraft kann in eine Kraftkomponente parallel sowie rechtwinklig zur Holzfaser aufgeteilt werden. Das Verhältnis zwischen diesen beiden Kraftkomponenten ist in

erster Linie vom Reib- oder Haftbeiwert zwischen der Oberfläche des Stabdübels und der Lochwand und somit von den Eigenschaften der Kontaktelemente abhängig.

Die Berechnung des Scheibenmodells erfolgt weggesteuert. Alle Stabdübel in einer Verbindung werden gleichmäßig in das Holz parallel zur Holzfaser eingedrückt. Die Verschiebung wird schrittweise von 0 mm bis zum Versagen der Verbindung, jedoch bis höchstens 15 mm aufgebracht. Zu jedem Lastschritt wird die Beanspruchung jedes Stabdübels und folglich die gesamte Beanspruchung der Verbindung ermittelt. Ein Versagen tritt auf, wenn die Zugfestigkeit der Interface-Elemente erreicht wird und sich entlang der Risslinie ein Spaltriss ausgebildet hat. Nach dem Erreichen der Zugfestigkeit der Interface-Elemente und damit der Querkzugfestigkeit des Holzes nimmt die Last mit zunehmender Verschiebung überproportional ab. Zu diesem Zeitpunkt ist mindestens ein Bereich zwischen zwei benachbarten Stabdübeln fast vollständig durchgerissen. Die Lage und Länge der Spaltrisse zum Zeitpunkt der Höchstlast sowie des daraus resultierende Versagen werden im späteren Teil des Berichtes erläutert.

Eine weggesteuerte Berechnung ist gegenüber einer kraftgesteuerten Berechnung vorteilhafter, weil zu jeder Verschiebung die zugehörige Last und damit unter Verwendung aller Wertepaare vollständige Last-Verschiebungskurven erstellt werden können. Ein weiterer Vorteil der weggesteuerten gegenüber der kraftgesteuerten Berechnung liegt in der wirklichkeitsnahen Abbildung der Lastverteilung entlang der Stabdübelreihe. Bei einer kraftgesteuerten Berechnung werden die Stabdübel stets mit der gleichen Kraft beansprucht. Bei einer weggesteuerten Berechnung ist die auf jeden Stabdübel aufgebrachte Verschiebung stets gleich groß. Im linear-elastischen Bereich der Last-Verschiebungskurve verteilt sich die Last entlang der Stabdübelreihe aufgrund der geringen Dehnsteifigkeit des Holzes sowie des Verschiebungsmoduls der Verbindungsmittel ungleichmäßig. Dabei werden die äußeren Verbindungsmittel in einer Verbindung mit einer größeren Last beansprucht als die inneren Verbindungsmittel. Im plastischen Bereich der Last-Verschiebungskurve wird die Lastverteilung zwischen den Verbindungsmitteln jedoch wieder gleichmäßig. Grund hierfür ist die Lastumlagerung von den äußeren auf die inneren, weniger beanspruchten Verbindungsmittel einer Verbindungsmittelreihe.

Damit entspricht bei einer weggesteuerten Berechnung spaltgefährdeter Verbindungen mit mehreren hintereinander angeordneten Stabdübeln die Lastverteilung entlang der Verbindungsmittelreihe in jedem Bereich der Last-Verschiebungskurve derjenigen in einer realen Verbindung. Der Einfluss der Dehnsteifigkeit der angeschlossenen Bauteile sowie des Verschiebungsmoduls auf die Lastverteilung kann



[8] (Lantos, 1969) entnommen werden. Bei Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln tritt Spaltversagen bereits bei sehr kleinen Verschiebungen und somit im linear-elastischen Bereich der Last-Verschiebungskurve auf. Aus diesem Grund war es sinnvoller, die Finite-Elemente-Berechnungen nicht kraft- sondern weggesteuert durchzuführen.

Die größte Schwierigkeit bei der Finite-Elemente-Berechnung von verstärkten sowie unverstärkten spaltgefährdeten Verbindungen liegt zweifelsohne in der Wahl des richtigen Materialgesetzes für den Werkstoff Holz. Wie bereits erwähnt, unterstützen kommerzielle Finite-Elemente-Programme orthotrope, isotrope und anisotrope Materialeigenschaften. Jede dieser Materialeigenschaften kann entweder mit nichtlinearem bzw. mit linear-elastischem Last-Verformungsverhalten kombiniert werden. Leider ist es nicht möglich, alle Eigenschaften des Holzes, d.h. linear-elastisches Materialverhalten bei Beanspruchung auf Zug und nichtlineares Materialverhalten bei Beanspruchung auf Druck unter Berücksichtigung der Orthotropie mit einem einzigen Materialgesetz abzubilden.

Um die Berechnungen dennoch durchführen zu können, muss vor der Berechnung das Vorzeichen der Spannung für jedes Element bekannt sein. Elementen mit Zugspannungen werden die Materialeigenschaften bei Beanspruchung auf Zug und Elementen mit Druckspannungen dagegen die Materialeigenschaften bei Beanspruchung auf Druck zugewiesen. Dies ist insofern möglich, solange die Spannungen in allen Elementen bereits vor der Durchführung einer Berechnung bekannt sind.

In unmittelbarer Nähe zum Verbindungsmittel werden bekanntlich die Elemente auf der Kraftzugewandten Seite auf Druck beansprucht (Lochleibung). Diesen Elementen ist das nichtlineare Materialverhalten bei Beanspruchung auf Druck zuzuweisen. Auf der Kraftabgewandten Seite werden hingegen die Elemente vorwiegend auf Zug beansprucht. Diesen Elementen ist das linear-elastische Materialverhalten bei Beanspruchung auf Zug zuzuweisen (vgl. Bild 4-3).

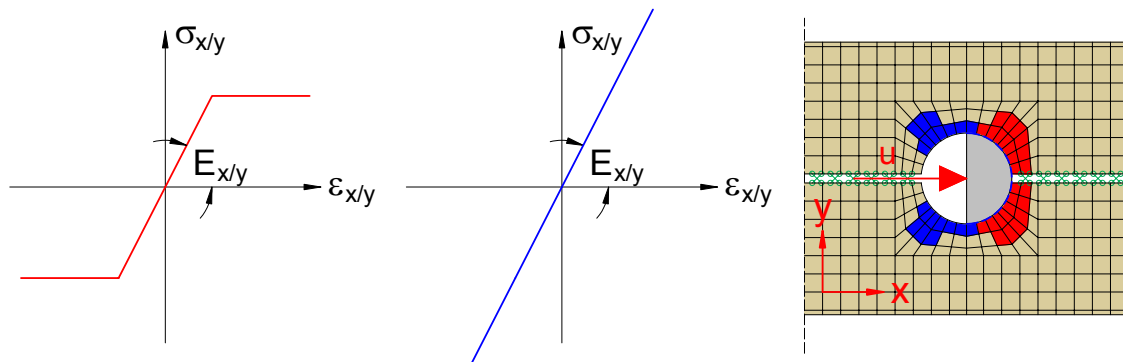


Bild 4-3 Elemente mit nichtlinearem (links) und linear-elastischem (rechts) Last-Verformungsverhalten sowie mögliche Verteilung in Stabdübelnähe

In den übrigen Bereichen in einer Verbindung ist jedoch nicht bekannt, welche der Elemente auf Zug oder Druck beansprucht werden. Eine eindeutige Zuordnung des Materialgesetzes ist daher vorab nicht möglich.

Infolge dieser Problematik wurden im Rahmen dieser Arbeit für spaltgefährdete Verbindungen zwei Modelle erstellt. Da nicht bekannt ist, welchen Elementen in einer Verbindung welches Materialverhalten zuzuordnen ist, wurden alle Elemente mit gleichen Materialeigenschaften erstellt. Für die einzelnen Elemente des ersten Berechnungsmodells wurde ein nichtlineares Materialverhalten in Anlehnung an Bild 4-4 zugrunde gelegt. Die Parameter zur Beschreibung dieses nichtlinearen Materialverhaltens wurden unter Verwendung von Lochleibungsversuchen kalibriert. Das Materialverhalten ist vereinfacht durch ein bilineares Last-Verformungsverhalten mit einem linear-elastischen sowie einem ideal plastischen Teil gekennzeichnet. Bis zum Erreichen der Lochleibungsfestigkeit des Holzes ist das Verhalten linear-elastisch. Nach dem Erreichen der Lochleibungsfestigkeit des Holzes ist mit der Zunahme der Stauchung kein Lastzuwachs mehr zu verzeichnen. Die Elastizitätsmoduln bei Beanspruchung auf Zug und Druck sind gleich.

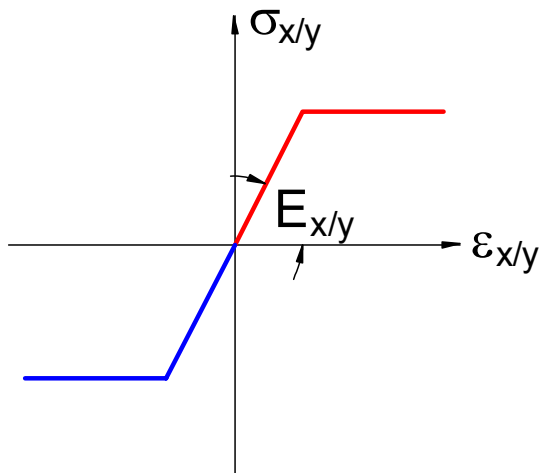


Bild 4-4 Angenommenes Materialgesetz des Holzes für das erste Modell

Solange die Zugspannungen in den auf Zug beanspruchten Elementen geringer sind als die Zug- oder die Druckfestigkeit, können die Ergebnisse aus der Finite-Elemente-Berechnung als richtig angesehen werden. Wird jedoch in mindestens einem der auf Zug beanspruchten Elemente die Zugfestigkeit erreicht oder überschritten, kann die Last im Element nicht weiter gesteigert werden. Das Element dehnt sich überproportional bei gleich bleibender Beanspruchung (Fließen). Die Ergebnisse sind nicht weiter zu verwenden. Unter Berücksichtigung dieser Annahmen ist Modell 1 zur Berechnung von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln nur begrenzt anwendbar.

Das zweite Modell stellt eine Erweiterung des ersten Modells dar. Dabei werden beim ersten Lastschritt alle Elemente mit gleichen Materialeigenschaften erzeugt. Hierbei werden allen Elementen zunächst die bilinearen Materialeigenschaften entsprechend Bild 4-4 zugewiesen. Im Gegensatz zum ersten Modell erfolgt nun nach jedem Berechnungsschritt und bei jedem Element eine Spannungsabfrage. Jeder Berechnungsschritt entspricht hierbei einem Verschiebungsschritt. Auf Druck beanspruchte Elemente werden dabei nicht verändert. Auf Zug beanspruchte Elemente werden einer weiteren Kontrolle unterzogen. Ist die vorhandene Zugspannung in dem Element kleiner als ein festgelegter Grenzwert, bleiben die Materialeigenschaften auch bei diesem Element unverändert. Wird jedoch bei einem der Elemente der Grenzwert der Zugspannung überschritten, wird diesen Elementen ein linear-elastisches Materialverhalten in Anlehnung an das Materialgesetz rechts in Bild 4-5 zugewiesen. In weiteren Belastungsschritten ist infolgedessen diesen Elementen ein Materialverhalten bei Beanspruchung auf Zug zugeordnet. Die Abfrage der Spannungen ist jedoch nicht reversibel. Es kann jedoch angenommen werden, dass die geänderten Elemente in darauf folgenden Berech-

nungsschritten nicht mehr auf Druck beansprucht werden. Der nächste Berechnungsschritt erfolgt dann mit den neu generierten Materialeigenschaften für die auf Zug beanspruchten Elemente.

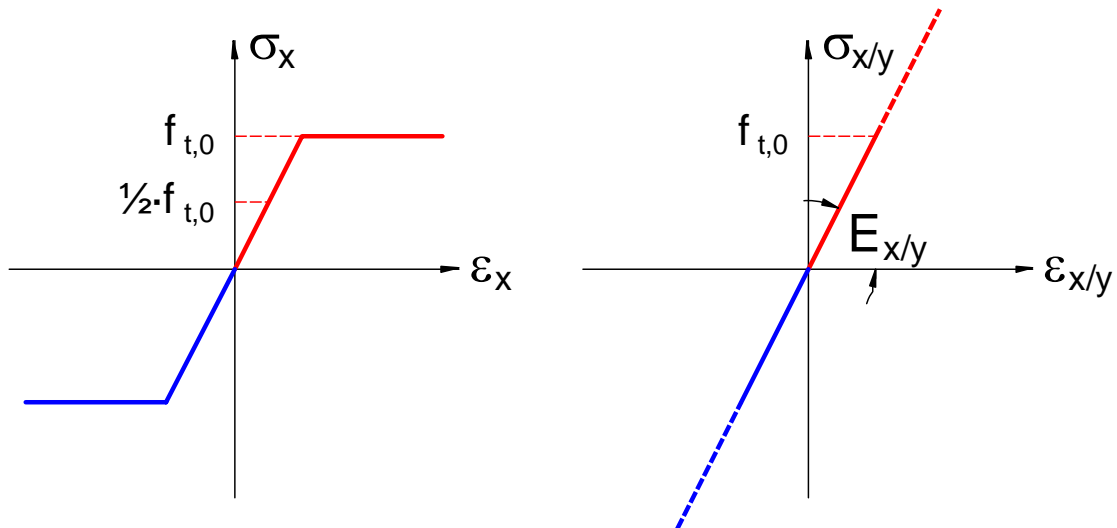


Bild 4-5 Angenommenes Materialgesetz für das zweite Modell. Links: Materialgesetz für auf Druck beanspruchte Elemente. Rechts: Materialeigenschaften für auf Zug beanspruchte Elemente

Der Vorteil dieser Methode liegt darin, dass auf Zug beanspruchte Elemente nach Überschreiten ihrer Festigkeit nicht zu fließen beginnen. Mit Fließen ist der Übergang vom linear-elastischen zum ideal-plastischen Last-Verformungsverhalten gemeint. Das zweite Modell findet bei jedem Berechnungsschritt selbstständig auf Zug und auf Druck beanspruchte Elemente und passt die Materialeigenschaften entsprechend den Vorgaben an. Mit dieser Methode können die beschriebenen Einschränkungen hinsichtlich der Materialwahl für den Werkstoff Holz umgangen werden.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden die Berechnungen an unverstärkten spaltgefährdeten Verbindungen entsprechend der Methode 1 und 2 durchgeführt. Verstärkte Verbindungen wurden dagegen nur mit der Methode 2 berechnet.

In den folgenden Abschnitten wird die für die Finite-Elemente-Berechnung erforderliche Kalibrierung der Parameter dargestellt.

## 4.2 Kalibrierung der Interface-Elemente

Spröde Versagensarten, wie zum Beispiel Spalten des Holzes oder Ausscheren einzelner Blöcke, werden bei der Finite-Elemente-Methode vorwiegend mit Hilfe der Bruchmechanik berechnet. In der Bruchmechanik wird die Untersuchung, ob

ein Riss wächst oder nicht, mit Hilfe von Widerstandsgrößen geführt, die bei klassischen Versagenshypothesen nicht verwendet werden. In der linear-elastischen Bruchmechanik wird das Rissverhalten von zwei Widerstandsgrößen, dem Spannungsintensitätsfaktor und der kritischen Energiefreisetzungsrate beschrieben. Die kritische Energiefreisetzungsrate wird anschaulicher auch als Risswiderstandskraft bezeichnet. Beide Konzepte untersuchen lediglich, ob in einer Struktur ein Risswachstum möglich ist oder nicht. Mit der linear-elastischen Bruchmechanik kann jedoch keine Aussage über die Risslänge gemacht werden, die in der Regel als bekannt angenommen bzw. zur Lösung eines Problems nicht verwendet wird.

Die Tragfähigkeit spaltgefährdeter Verbindungen, die mit Vollgewindeschrauben verstärkt sind, ist jedoch signifikant von der Risslänge abhängig. Bei verstärkten Verbindungen muss ein Riss überhaupt erst vorhanden sein, damit die Verstärkungsschrauben auf Herausziehen beansprucht werden können. Damit ist die Methode der linear-elastischen Bruchmechanik zur Ermittlung des Trag- und Verformungsverhaltens von spaltgefährdeten Verbindungen, die mit Vollgewindeschrauben verstärkt werden, nicht geeignet.

Durch das Spalten des Holzes verursachtes Risswachstum kann bei der Finite-Elemente-Methode mit so genannten Verbundelementen qualitativ und quantitativ modelliert werden. Im Finite-Elemente-Programm ANSYS werden ab der Version 10 derartige Elemente unter der Bezeichnung Interface-Elemente zur Verfügung gestellt. Ein Riss und dessen Wachstum wird damit entlang einer genau definierten Risslinie untersucht. Dazu müssen die Interface-Elemente vorab entlang dieser definierten Risslinie zwischen zwei Flächen- oder Volumenelementen angeordnet werden. Interface-Elemente stehen als Scheibenelemente mit 4 und 6 Knoten sowie als Volumenelemente mit 8 und 16 Knoten zur Verfügung. Ihr Materialgesetz folgt einer Exponentialfunktion und ist in normaler und tangentialer Richtung durch vier Parameter definiert. Bei einer Beanspruchung rechtwinklig zur Elementebene (Modus I, Querkzug) stehen als Widerstandsgrößen die Festigkeit  $f_n$  rechtwinklig zur Elementebene sowie die Grenzverschiebung  $\Delta_n$ . Bei einer Beanspruchung parallel zur Elementebene (Modus II, Schub) sind die Materialeigenschaften der Interface-Elemente durch die Festigkeit  $f_t$  parallel zur Elementebene sowie durch die Grenzverschiebung  $\Delta_t$  bestimmt. Bild 4-6 zeigt schematisch ein Interface-Element.

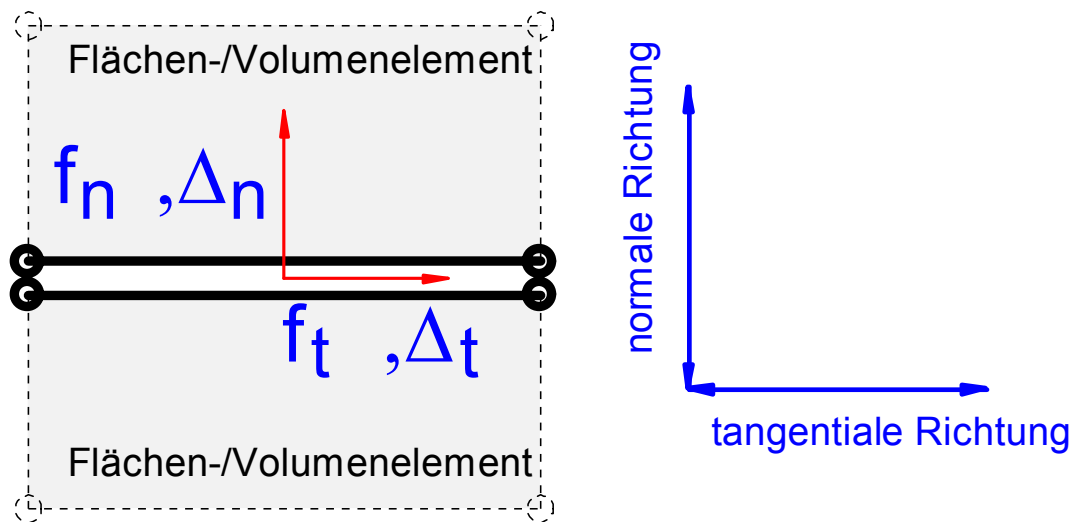


Bild 4-6 Interface-Element zwischen zwei Flächen- oder Volumenelementen

Aufgrund des natürlichen Faserverlaufs des Holzes sowie der Anordnung der Stabdübel in einer Reihe ist in einer Verbindung die Lage eines Spaltrisses vorab bekannt. Hölzer in Verbindungen mit stoffförmigen Verbindungsmitteln spalten entlang der Verbindungsmittelreihe. Die Interface-Elemente sind daher stets entlang dieser Risslinie anzuordnen.

Ein weiterer Vorteil der Interface-Elemente ist das nichtlineare Materialgesetz, welches einem exponentiellen Ansatz nach Xu und Needleman (1994) folgt, und näherungsweise demjenigen des Holzes bei Beanspruchung auf Querschnitt entspricht. Unter Vernachlässigung von Modus II wird das Materialgesetz der Interface-Elemente durch Gleichung (8) beschrieben. Für Modus I ist das Materialgesetz durch die Zugfestigkeit  $f_n$  sowie durch die zugehörige Grenzverschiebung  $\Delta_n$  definiert. Die Grenzverschiebung  $\Delta_n$  gibt die Verschiebung an, bei der das Element seine Zugfestigkeit  $f_n$  erreicht. Im Vergleich zu den Materialgesetzen mit spröden Eigenschaften berücksichtigt das Materialgesetz der Interface-Elemente nach Gleichung (8) eine Resttragfähigkeit nach Überschreiten der Festigkeit, die jedoch mit zunehmender Rissöffnung exponentiell abnimmt.

$$\sigma_n = e \cdot f_n \cdot \frac{\delta_n}{\Delta_n} \cdot e^{-\frac{\delta_n}{\Delta_n}} \quad (8)$$

Damit die Interface-Elemente zur Beschreibung des Querschnittsverhaltens des Holzes angepasst werden können, bedarf es der Kalibrierung ihrer Zugfestigkeit  $f_n$

und der Grenzverschiebung  $\Delta_n$ . Die Querkzugfestigkeit des Holzes ist eine bekannte Widerstandsgröße. Die Grenzverschiebung dagegen ist als Werkstoffeigenschaft mit Werten von weniger als 1 mm nicht genau bekannt. Aufgrund von Messungenauigkeiten kann die Grenzverschiebung direkt aus Querkzugversuchen nicht ermittelt werden.

Die Grenzverschiebung wurde daher unter Verwendung der Versuchsergebnisse mit CT-Proben ermittelt. Hierzu wurden 50 Versuche mit CT-Proben aus Fichtenholz, welche an der Universität Karlsruhe (TH), Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, durchgeführt wurden, ausgewertet. Diese Versuche wurden ursprünglich zur Ermittlung der kritischen Energiefreisetzungsrate von Holz bei Querkzugbeanspruchung durchgeführt. In Bild 4-7 ist als Beispiel ein Prüfkörper in der typischen „Compact Tension“ CT -Form abgebildet.

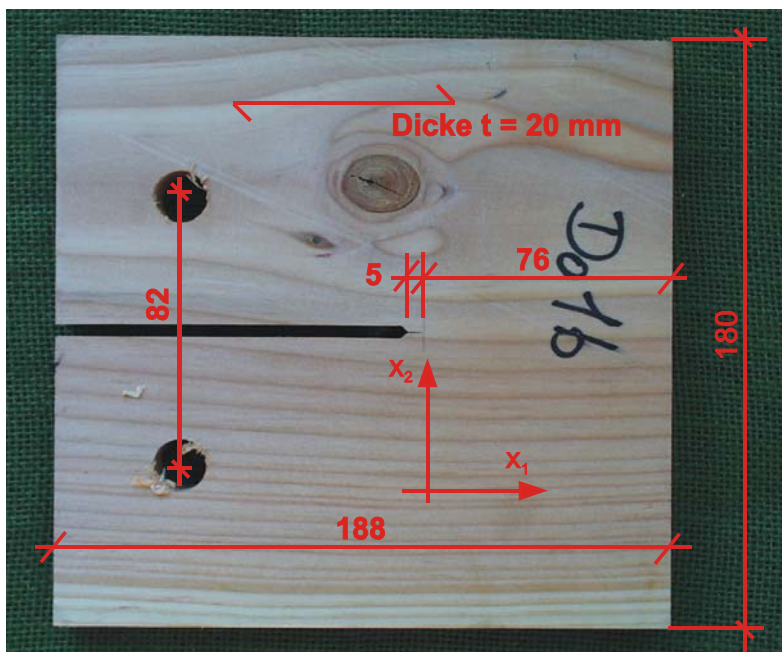


Bild 4-7 CT-Probe aus Fichtenholz

Bei den Versuchen war die Geometrie aller Prüfkörper identisch. Alle wichtigen Maße sind in Bild 4-7 sowie in der Zeichnung in Bild 4-8 angegeben. Die CT-Proben wurden auf einer Länge von 107 mm parallel zur Faser eingeschnitten. An der Stelle der Risspitze wurde darüber hinaus ein 5 mm langer Riss eingeschlizt. Die ungerissene Restlänge parallel zur Faser betrug demnach 76 mm. Die CT-Proben wurden in eine Universalzugmaschine eingehängt und rechtwinklig zur Holzfaser beansprucht. Die Lastangriffsstellen befanden sich an der Stelle der runden Löcher. Zu jedem Lastschritt  $F_{90}$  wurden die Relativverschiebung  $u_{F,90}$  zwischen den Lastangriffspunkten sowie die Verschiebung  $u_{E,90}$  an der Stirnseite jeder CT-Proben aufgezeichnet. Aus den gewonnenen Daten wurden für jede CT-

Probe zwei Last-Verschiebungskurven erstellt sowie die Höchstlasten ermittelt. Nach der Durchführung der Versuche wurde für jede CT-Probe die zugehörige Rohdichte ermittelt. Die Häufigkeitsverteilung der Rohdichte aller 50 CT-Proben ist in Bild 4-9 dargestellt.

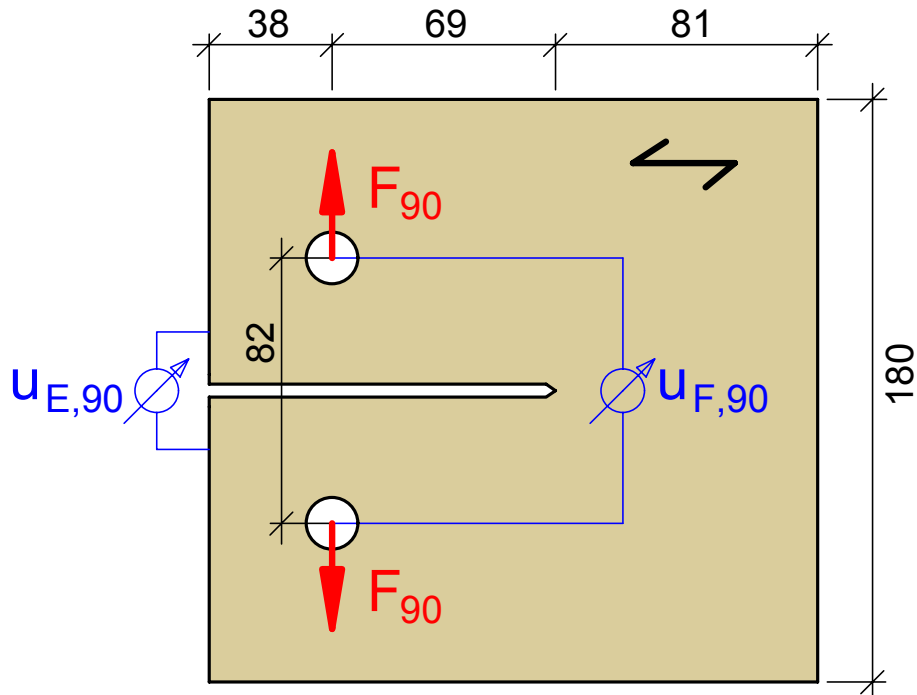


Bild 4-8 Abmessungen der CT-Proben und Anordnungen der Wegaufnehmer

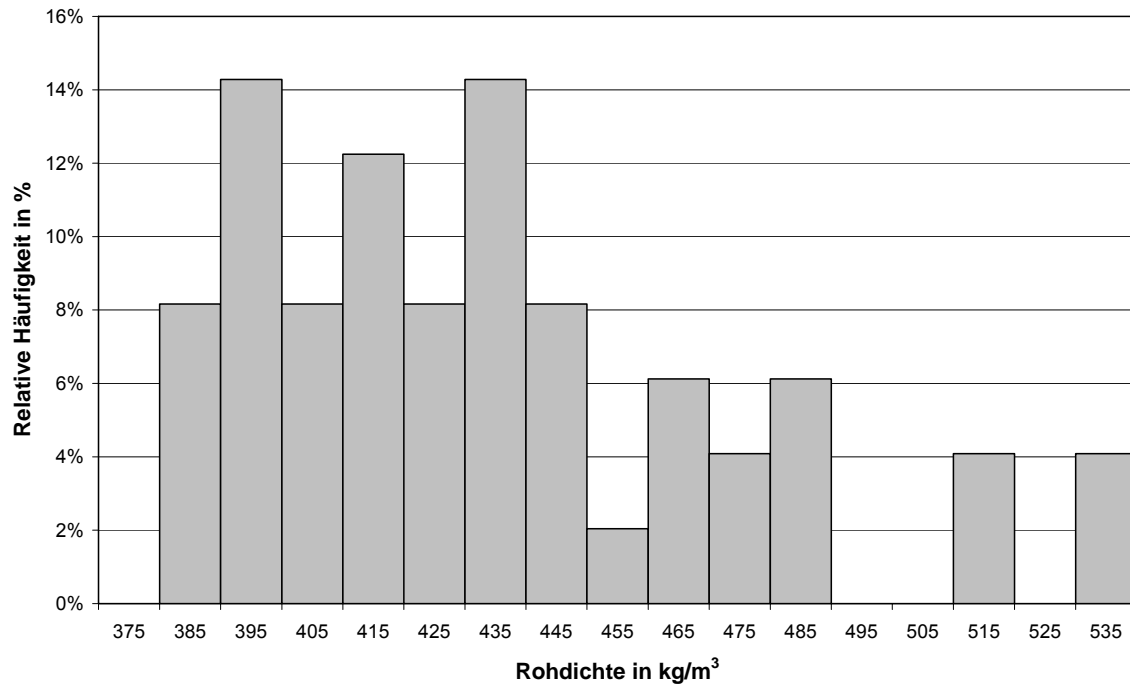


Bild 4-9 Häufigkeitsverteilung der Rohdichte des Holzes für die CT-Proben



Die wichtigsten Ergebnisse der Versuche mit CT-Proben sind in Bild 4-10 und Bild 4-11 dargestellt. In Bild 4-10 ist der Zusammenhang zwischen der Höchstlast und der Rohdichte der Versuchskörper dargestellt. Ferner sind in diesem Bild die Regressionsgerade sowie der Zusammenhang zwischen der Höchstlast und der Rohdichte angegeben. In dem untersuchten Bereich ist zu erkennen, dass die Rohdichte keinen Einfluss auf die Traglasten der CT-Proben hat. Unabhängig von der Rohdichte des Holzes beträgt die aus der linearen Regressionsanalyse berechnete mittlere Höchstlast etwa  $F_{90,max} = 220$  N.

Der Zusammenhang zwischen der Verschiebung am Lastangriffspunkt  $u_{F,90,max}$  an der Stelle der Höchstlast und der Rohdichte des Holzes ist in Bild 4-11 dargestellt. In diesem Bild ist deutlich zu erkennen, dass mit zunehmender Rohdichte die gemessene Verschiebung  $u_{F,90,max}$  abnimmt. Ferner ist in diesem Bild das Ergebnis der linearen Regressionsanalyse als Gerade abgebildet.

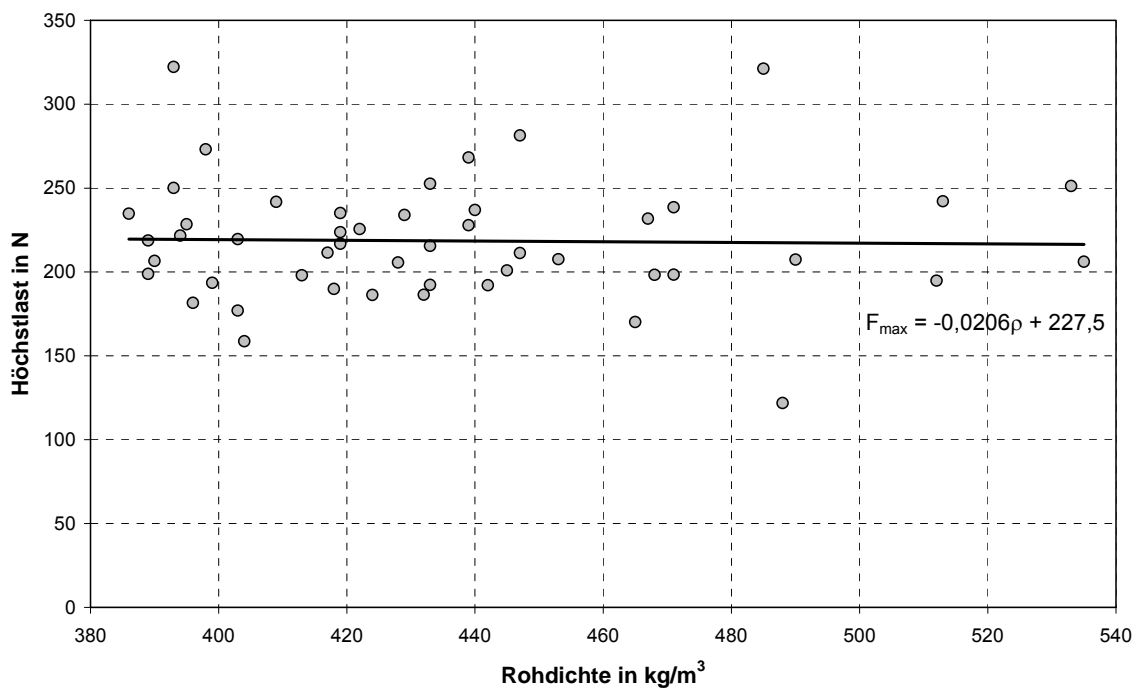


Bild 4-10 Zusammenhang zwischen der Höchstlast und der Rohdichte

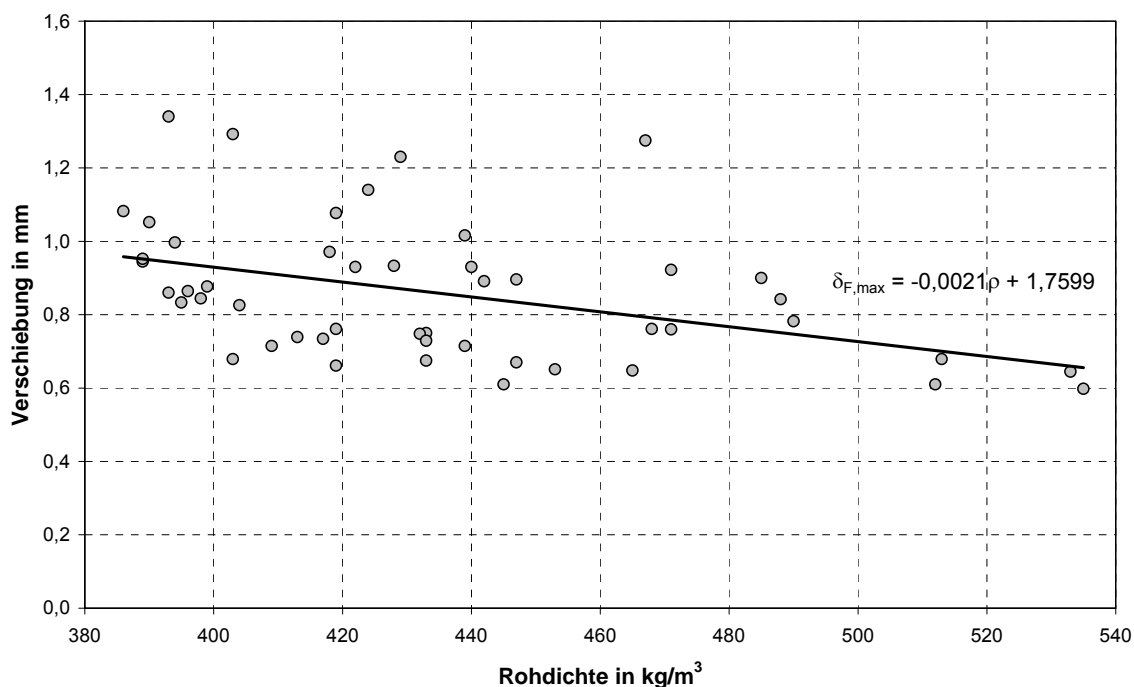


Bild 4-11 Zusammenhang zwischen  $u_{F,90,max}$  und der Rohdichte

Zur Kalibrierung der Parameter Querkzugfestigkeit und Grenzverschiebung wurden im weiteren Teil der Untersuchungen mit Hilfe des Finite-Elemente-Programms ANSYS 10, CT-Proben modelliert und berechnet. Die Geometrie dieser CT-Proben entsprach derjenigen aus den Versuchen. Entlang der Risslinie auf einer Länge von 76 mm wurden zweidimensionale Interface-Elemente vom Typ „Inter202“ angeordnet. Die CT-Probe wurde als Scheibenmodell aus „Plane42“-Elementen erzeugt. Für die „Plane42“-Elemente wurde orthotropes Materialverhalten mit einer Steifigkeitsmatrix nach Gleichung (9) zugrunde gelegt.

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 1/E_1 & -\nu_{21}/E_2 & -\nu_{31}/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{12}/E_1 & 1/E_2 & -\nu_{32}/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{13}/E_1 & -\nu_{23}/E_2 & 1/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{23} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{13} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{12} \end{Bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix} \quad (9)$$

Bei den Versuchen mit CT-Proben wurden keine Steifigkeitswerte ermittelt. Die Finite-Elemente-Berechnungen wurden unter Verwendung der Steifigkeitsmatrix nach Gleichung (9) mit folgenden Steifigkeitseigenschaften durchgeführt.

$$E_1 = 12800 \text{ N/mm}^2, \quad E_2 = E_3 = 275 \text{ N/mm}^2$$

$$G_{23} = 55 \text{ N/mm}^2, \quad G_{13} = G_{12} = 550 \text{ N/mm}^2$$

$$v_{12} = v_{13} = 0,511, \quad v_{21} = v_{31} = 0,011, \quad v_{23} = v_{32} = 0,203$$

Die Berechnungen wurden lediglich mit den oben genannten Steifigkeitswerten durchgeführt, da Voruntersuchungen ergeben haben, dass der Einfluss der Steifigkeitskennwerte auf die Tragfähigkeit der CT-Proben zu vernachlässigen ist. Bei einer Querkzugfestigkeit von  $f_n = 0,9 \text{ N/mm}^2$  und einer Grenzverschiebung von  $\Delta_n = 0,15 \text{ mm}$  berechnet sich die Höchstlast einer CT-Probe unter Verwendung obiger Steifigkeitswerte zu 228 N. Werden die oben angegebenen Steifigkeiten halbiert, berechnet sich bei sonst unveränderten Parametern die Höchstlast einer identischen CT-Probe zu 198 N. Bei einer Halbierung der Steifigkeitswerte sinkt der Wert der Tragfähigkeit um lediglich 13%.

Insgesamt 168 Finite-Elemente-Berechnungen mit CT-Proben wurden durchgeführt. Variiert wurden hierbei beide Parameter der Interface-Elemente, die Querkzugfestigkeit  $f_n$  zwischen  $0,30 \text{ N/mm}^2$  und  $1,30 \text{ N/mm}^2$  in  $0,05 \text{ N/mm}^2$ -Schritten sowie die Grenzverschiebung  $\Delta_n$  zwischen  $0,05 \text{ mm}$  und  $0,40 \text{ mm}$  in  $0,05 \text{ mm}$ -Schritten. Zu jeder Variation wurde eine Last-Verschiebungskurve erstellt.

Anschließend wurden alle 168 numerisch ermittelten Last-Verschiebungskurven mit jeder Last-Verschiebungskurve aus allen 50 Traglastversuchen verglichen. Die Kurven mit der besten Übereinstimmung im gesamten Verlauf der Last-Verschiebungskurve ergaben die zugehörigen beiden Parameter der Interface-Elemente für die jeweilige geprüfte CT-Probe. So konnten die Querkzugfestigkeit und die Grenzverschiebung jeder CT-Probe und damit jedem Wert der Rohdichte des Holzes zugeordnet werden.

Die Ergebnisse dieser Kalibrierung sind in Tabelle 4-1 zusammengestellt. In der ersten Spalte ist die Bezeichnung der geprüften CT-Probe angegeben. In der zweiten Spalte sind die in den Versuchen ermittelten Höchstlasten zusammengestellt. Die Relativverschiebung  $u_{F,90,\max}$  sowie die gemessene Verschiebung an der Stirnseite der CT-Proben sind in den Spalten drei und vier dargestellt. Die zugehörige Rohdichte des Holzes ist in der letzten Spalte angegeben. In den Spalten fünf und sechs sind die Parameter für die Interface-Elemente zusammengestellt, mit deren Hilfe eine näherungsweise identische Last-Verformungskurve zur derjenigen aus dem Versuch berechnet wurde.

Unter Berücksichtigung aller 50 Versuche beträgt der Mittelwert der kalibrierten Querkzugfestigkeit  $f_n = 0,995 \text{ N/mm}^2$  bei einer gemittelten Grenzverschiebung von  $\Delta_n = 0,111 \text{ mm}$ . Der Mittelwert der Rohdichte des Holzes beträgt dabei  $435 \text{ kg/m}^3$ .

Tabelle 4-1 Ergebnisse aus der Kalibrierung

Prüfkörper CT-Probe	Versuchsergebnisse			ANSYS-Berechnung		$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	
	$F_{90,max}$ [N]	$u_{F,90,max}$ [mm]	$u_{E,90,max}$ [mm]	$f_n$ oder $f_{t,90}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\Delta_n$ oder $\Delta_{t,90}$ [mm]		
1	b	220	1,292	1,718	0,820	0,210	403
1	c	237	0,930	1,159	1,000	0,120	440
2	a	182	0,864	1,175	0,750	0,100	396
2	b	212	0,734	0,977	1,050	0,070	417
2	c	268	0,715	0,911	1,700	0,050	439
3	a	322	0,860	1,046	2,150	0,050	393
3	b	250	1,340	1,764	0,940	0,230	393
3	c	194	0,877	1,114	0,810	0,110	399
4	a	219	0,945	1,279	0,900	0,130	389
4	b	235	1,077	1,367	0,950	0,150	419
4	c	216	0,750	0,905	0,900	0,100	433
5	a	198	0,739	0,970	0,850	0,100	413
5	b	186	0,748	0,976	0,780	0,100	432
5	c	242	0,679	0,892	1,400	0,050	513
6	a	104	1,239	1,703	0,350	0,250	
6	b	239	0,922	1,195	1,050	0,100	471
7	a	273	0,844	1,044	1,400	0,070	398
7	b	207	1,052	1,373	0,800	0,150	390
7	c	186	1,140	1,570	0,680	0,200	424
8	a	190	0,971	1,307	0,730	0,150	418
8	b	201	0,610	0,809	1,070	0,050	445
8	c	195	0,610	0,775	1,050	0,050	512
9	a	234	1,230	1,670	0,900	0,200	429
9	b	198	0,760	0,985	0,850	0,100	471
9	c	206	0,598	0,777	1,100	0,050	535
10	a	228	0,833	1,055	1,000	0,100	395
10	b	199	0,952	1,253	0,770	0,150	389
10	c	159	0,826	1,108	0,650	0,100	404
11	a	226	0,930	1,244	0,900	0,150	422
11	b	122	0,842	1,134	0,430	0,150	488
11	c	251	0,645	0,810	1,500	0,050	533
12	a	253	0,729	0,969	1,150	0,100	433
12	b	192	0,675	0,896	1,000	0,050	433
12	c	207	0,782	1,035	0,880	0,100	490
13	a	235	1,082	1,531	0,950	0,150	386
13	b	177	0,679	0,891	0,920	0,050	403
13	c	217	0,661	0,847	1,200	0,050	419
14	a	242	0,715	0,857	1,400	0,050	409
14	b	192	0,891	1,229	0,800	0,100	442
14	c	170	0,648	0,834	0,900	0,050	465
15	a	281	0,896	1,088	1,300	0,100	447
15	b	232	1,275	1,741	0,850	0,250	467
15	c	321	0,900	1,180	1,530	0,100	485
16	b	206	0,933	1,364	0,800	0,150	428
16	c	208	0,651	0,809	1,100	0,050	453
17	a	198	0,761	1,009	0,850	0,100	468
17	b	228	1,016	1,384	0,900	0,150	439
18	a	222	0,997	1,379	0,870	0,150	394
18	b	224	0,761	1,099	0,950	0,100	419
18	c	211	0,670	0,853	1,150	0,050	447
Mittelwerte				0,995	0,111	435	

Unter Berücksichtigung der Regressionsanalysen in Bild 4-10 sowie in Bild 4-11 errechnen sich für eine Rohdichte des Holzes von  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  eine mittlere Höchstlast von  $F_{90,\text{max}} = 220 \text{ N}$  sowie eine Relativverschiebung an der Stelle der Höchstlast von  $u_{F,90,\text{max}} = 1,025 \text{ mm}$ . Beide Werte wurden aus den linearen Regressionsanalysen extrapoliert. Eine Last-Verschiebungskurve, welche diesen Werten zugeordnet werden kann, muss mit einer Querkzugfestigkeit  $f_n = 0,87 \text{ N/mm}^2$  sowie mit einer Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,15 \text{ mm}$  numerisch erzeugt werden.

Für eine Rohdichte des Holzes von  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  errechnen sich aus den linearen Regressionsanalysen eine mittlere Höchstlast von  $F_{90,\text{max}} = 218 \text{ N}$  sowie eine Relativverschiebung an der Stelle der Höchstlast von  $u_{F,90,\text{max}} = 0,815 \text{ mm}$ . Die entsprechende Last-Verschiebungskurve muss mit einer Querkzugfestigkeit  $f_n = 0,95 \text{ N/mm}^2$  sowie mit einer Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,10 \text{ mm}$  erzeugt werden. Diese Parameter können nun für Interface-Elemente verwendet werden, mit deren Hilfe das Querkzugverhalten des Holzes mit einer Rohdichte von  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  sowie  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  untersucht werden soll. Für zwei CT-Proben mit  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  sowie mit  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  sind in Bild 4-12 die zugehörigen Last-Verschiebungskurven aus der Finite-Elemente-Berechnung dargestellt.

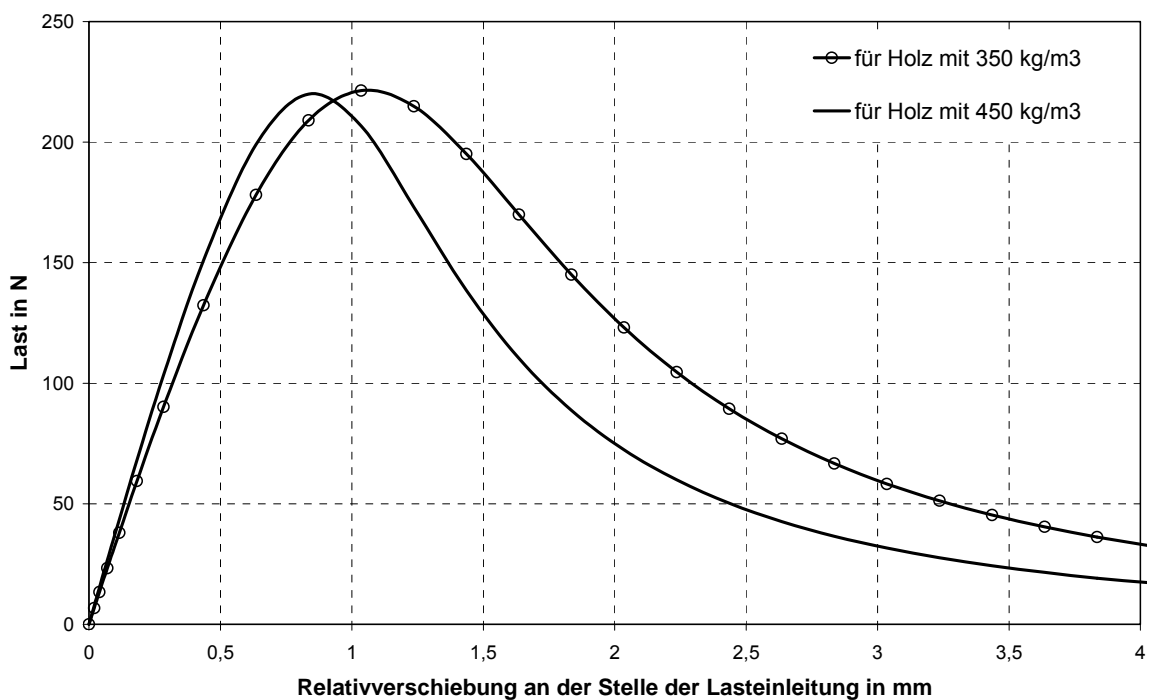


Bild 4-12 Mit ANSYS berechnete Last-Verschiebungskurven ( $F_{90} - u_{F,90}$ ) für Holz mit einer Rohdichte von  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$

Das gute Ergebnis der Kalibrierung ist in folgenden beiden Bildern dargestellt. Am Beispiel der CT-Probe 2c mit einer Rohdichte von  $439 \text{ kg/m}^3$  sind in Bild 4-13 die Last-Verschiebungskurven aus dem Versuch sowie aus der Finite-Elemente-

Berechnung abgebildet. Auf der Abszisse ist die Relativverschiebung zwischen den Lastangriffspunkten aufgetragen. Auf der Ordinate ist die gemessene oder berechnete Last angegeben.

In Bild 4-14 sind ebenfalls eine Last-Verschiebungskurve aus dem Versuch sowie aus der Finite-Elemente-Berechnung für die CT-Probe 2c dargestellt. Hierbei ist jedoch auf der Abszisse die Verschiebung aufgetragen, welche an der Stirnseite der CT-Probe gemessen wurde.

Die Schlaufen in den Versuchskurven wurden ursprünglich zur Ermittlung der kritischen Energiefreisetzungsrate erzeugt und sind hinsichtlich der Kalibrierung der Parameter ohne Bedeutung.

In diesem Abschnitt wurde dargestellt, wie die Querkzugfestigkeit sowie die Grenzverschiebung aus Versuchen mit CT-Proben ermittelt werden können. Dieses Verfahren eignet sich insbesondere für die Ermittlung der Grenzverschiebung. Die Grenzverschiebung kann aufgrund ihrer geringen Größe nicht direkt aus Zugversuchen rechtwinklig zur Holzfaser ermittelt werden.

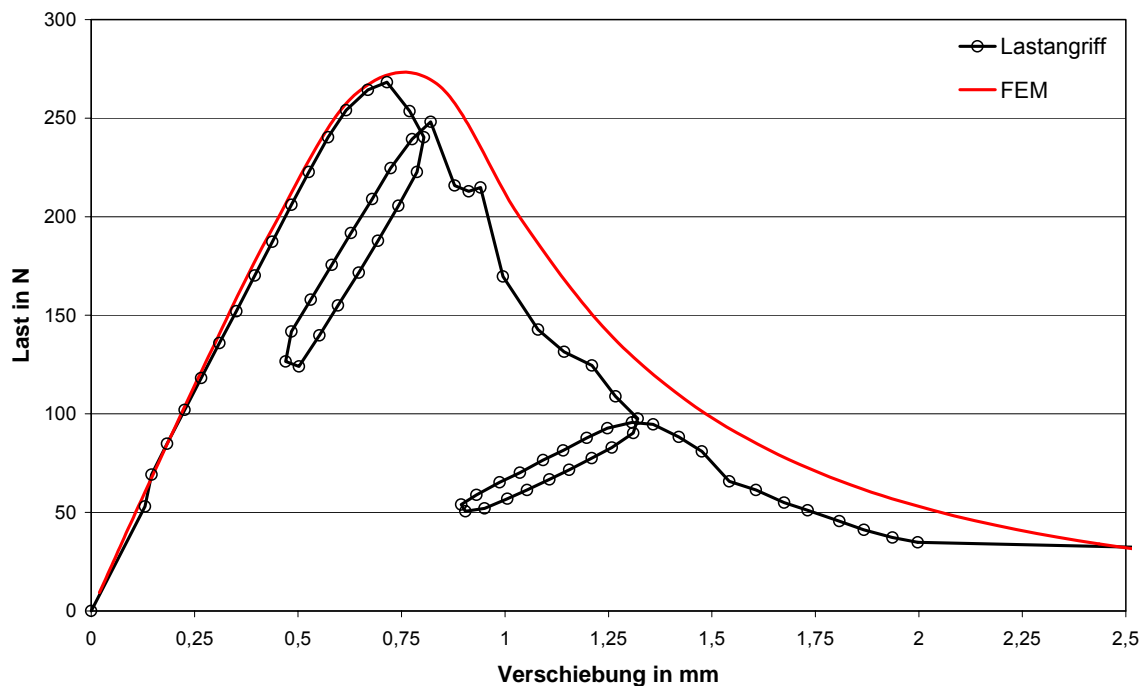


Bild 4-13 Last-Verschiebungskurve ( $F_{90} - u_{F,90}$ ) für Verschiebung am Lastangriffspunkt

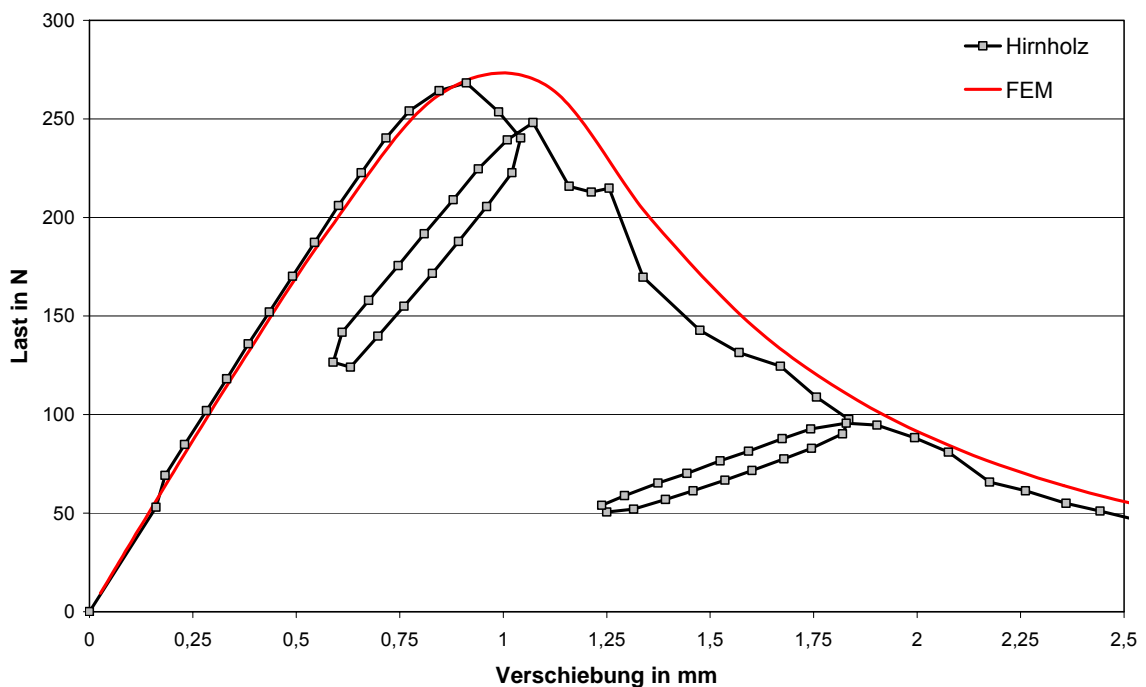


Bild 4-14 Last-Verschiebungskurve ( $F_{90} - u_{E,90}$ ) für Verschiebung an der Stirnseite der CT-Proben

Die aus dieser Kalibrierung gewonnenen Werte der Querkzugfestigkeit und der Grenzverschiebung können als Parameter für die Interface-Elemente verwendet werden. Unter Verwendung der Versuchsergebnisse mit CT-Proben wurden für Fichtenholz folgende Parameter kalibriert:

Fichtenholz mit  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$ :  $f_n = 0,87 \text{ N/mm}^2$  und  $\Delta_n = 0,15 \text{ mm}$

Fichtenholz mit  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$ :  $f_n = 0,95 \text{ N/mm}^2$  und  $\Delta_n = 0,10 \text{ mm}$

Im weiteren Teil dieser Untersuchungen werden diese Parameter zur Berechnung spaltgefährdeter unverstärkter und verstärkter Verbindungen verwendet.

Der allgemeine Einfluss der Querkzugfestigkeit und der Grenzverschiebung auf die Höchstlasten der CT-Proben ist im folgendem Bild 4-15 dargestellt. Wie erwartet, ist eine Zunahme der Höchstlast mit zunehmender Querkzugfestigkeit zu verzeichnen. Der Einfluss der Grenzverschiebung ist dagegen für kleine Werte der Querkzugfestigkeit eher gering. Mit steigender Querkzugfestigkeit nimmt der Einfluss der Grenzverschiebung auf die Höchstlasten der CT-Proben dagegen zu.

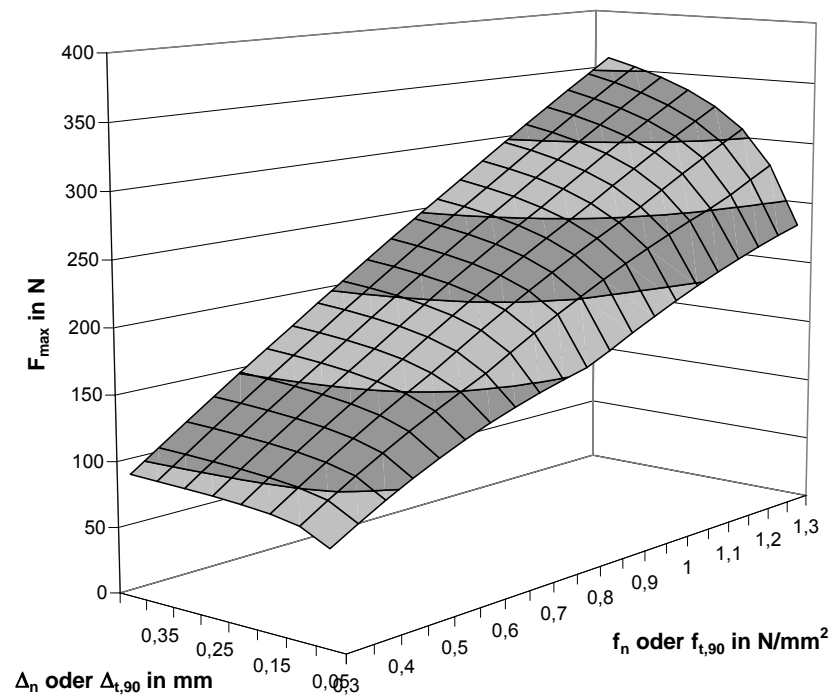


Bild 4-15  $F_{\max}$  in Abhängigkeit von  $\Delta_n$  und  $f_n$  aus der ANSYS Berechnung



### 4.3 Kalibrierung der Elemente zur Abbildung der Lochleibung

Wie in Abschnitt 4.1 beschrieben, werden bei dem hier gewählten Finite-Elemente-Modell die Stabdübel als Kreissegmente mit einem Öffnungswinkel von  $180^\circ$  sowie mit einem Durchmesser modelliert, der dem Durchmesser der Stabdübel und des Holzloches entspricht. Sowohl die Kreissegmente als auch das umgebende Holz werden als Scheibe dargestellt. Zwischen dem Kreisbogen und der Oberfläche des Holzes werden Kontaktelemente angeordnet. Die Kreissehne wird zur Einleitung äußerer Lasten bzw. in diesem Fall der Verschiebung verwendet.

Damit das Finite-Elemente-Modell das Lochleibungsverhalten des Holzes im Bereich der Stabdübel abbilden kann, müssen die Kontaktelemente sowie die Scheibenelemente in unmittelbarer Nähe zu den Kreissegmenten kalibriert werden.

Bei der Eindrückung von stiftförmigen Verbindungsmitteln wird ein Bereich des Holzes in Faserrichtung gequetscht und ein weiterer Bereich rechtwinklig zur Faserrichtung seitlich verdrängt. Aus der in Holzfaserrichtung eingeleiteten Kraftkomponente entsteht dabei eine Kraftkomponente parallel sowie rechtwinklig zur Faser. Das Verhältnis zwischen beiden Kraftkomponenten ist signifikant von der Reibung zwischen der Oberfläche des Verbindungsmittels und der Lochwand abhängig. Damit beeinflusst die Reibung auch die Spaltneigung und damit das Tragverhalten einer spaltgefährdeten Verbindung.

Die Elemente des Holzes in unmittelbarer Nähe zu den Stabdübeln müssen das nichtlineare Lochleibungsverhalten des Holzes bei Beanspruchung durch stiftförmige Verbindungsmittel abbilden. Das Lochleibungsverhalten ist gekennzeichnet durch ein näherungsweise linear-elastisches Verhalten bis zum Erreichen der Lochleibungsfestigkeit. Anschließend geht es in ein nahezu ideal-plastisches Verhalten über.

Die erste Kalibrierung der Kontaktelemente und der Scheibenelemente zur Abbildung des Lochleibungsverhaltens erfolgte an einem einfachen Finite-Elemente-Modell mit einem Verbindungsmittel entsprechend dem System in Bild 4-16. Der Abstand des Verbindungsmittels zum unbeanspruchten Bauteilende ist  $a_{1,c}$  und zum belasteten Bauteilende  $a_{1,t}$ . Das Modell wird am beanspruchten Bauteilende unverschieblich gelagert. Diese Art der Lagerung entspricht der Lagerungsart von Proben zur experimentellen Ermittlung der Lochleibungsfestigkeit des Holzes bei Beanspruchung durch stiftförmige Verbindungsmittel. Alle Finite-Elemente-Modelle wurden weggesteuert beansprucht. Dabei wurde schrittweise eine Verschiebung auf die Kreissehne des Kreissegmentes zur Abbildung des Stabdübels aufgebracht. Zu jeder Verschiebung wurde die zugehörige Last berechnet. Aus den er-

mittelten Wertepaaren wurden für jedes Finite-Elemente-Modell bis zu einer Verschiebung von 5 mm die Last-Verschiebungskurven erzeugt. Die Berechnungen wurden mit der Steifigkeitsmatrix nach Gleichung (9) durchgeführt.

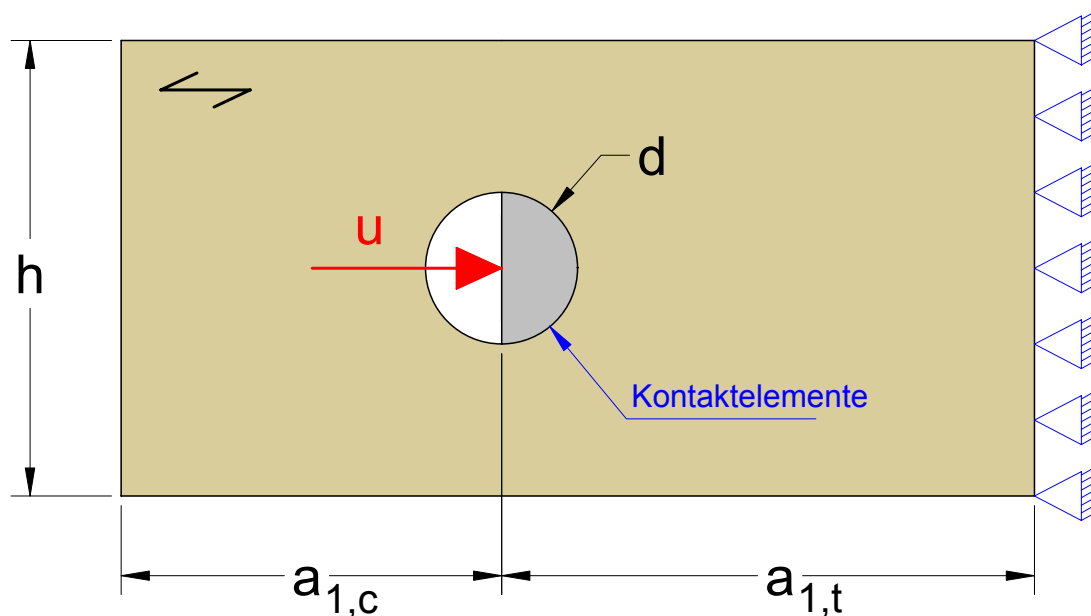


Bild 4-16 FE-Modell mit Lagerung am belasteten Bauteilende

Die Ergebnisse aus der Finite-Elemente-Berechnung wurden mit den Untersuchungen von Werner (vgl. [9]) verglichen. Werner hat im Rahmen seiner Untersuchungen das Verhältnis zwischen der Kraftkomponente parallel und rechtwinklig zur Holzfaser sowie zahlreiche Lochleibungskurven für Stabdübelverbindungen experimentell ermittelt und dafür Näherungsfunktionen angegeben. Das Lochleibungsverhalten des Holzes bei Beanspruchung durch Stabdübel kann durch eine 3-parametrische Exponentialfunktion angegeben werden. Der Verlauf dieser Näherungsfunktion wird durch Gleichung (10) beschrieben.

$$\frac{\sigma_h(w)}{\rho \cdot (1 - 0,01 \cdot d)} = [0,069 + 0,010 \cdot (w - 0,140)] \cdot \left[ 1 - e^{\left( \frac{-0,148 \cdot (w - 0,140)}{0,069} \right)} \right] \leq 0,082 \quad (10)$$

Ziel dieser Finite-Elemente-Berechnungen war, durch einen Vergleich der Näherungsfunktion nach Werner mit den Last-Verschiebungskurven aus den Finite-Elemente-Berechnung alle erforderlichen Parameter für die Kontaktelemente sowie das Materialgesetz für die Scheibenelemente zur Abbildung des Lochleibungsverhaltens abzuleiten.

Die bestmögliche Übereinstimmung zwischen den numerisch ermittelten Last-Verformungskurven und der Näherungsfunktion nach Werner wird erreicht, wenn für die Kontaktelemente und für die Elemente zur Abbildung des Lochleibungsverhaltens des Holzes folgende Parameter angenommen werden.

Für die Elemente zur Abbildung des Kontaktes werden folgende ANSYS Elemente und zugehörige Elementparameter gewählt:

„Keyoptions“ für das Element „Target169“ an der Oberfläche des Stabdübels:

KO 2 = KO 3 = 0

„Keyoptions“ für das Element „Conta171“ an der Oberfläche des Holzes:

KO 2 = KO 3 = KO 4 = KO 7 = KO 8 = KO 9 = KO 11 = KO 12 = 0

KO 5 = 4, KO 10 = 2

Der Reibbeiwert für die Kontaktelemente wurde zu  $\mu = 0,35$  angenommen.

Die „Realkonstants“ wurden wie folgt gewählt.

FKN = 1, FTOLN = 0.1, ICONT = 0, TAUMAX =  $1.0 \cdot 10^{20}$ , CNOF = 0, FKOP = 1

COHE = 0, TCC = 0, FHTG = 1, RDVF = 1, FWGT = 0.5

ECC = 0, FHEG = 1, FACT = 1, DC = 0, TNOP = 1

TOLS = 2

Für die Elemente zur Abbildung des Holzes werden folgende ANSYS Elemente und zugehörige Elementparameter gewählt:

„Keyoptions“ für das Element „Plane182“:

KO 1 = KO 6 = KO 10 = 0, KO 3 = 3

Die „Realkonstant“ entsprach der Dicke des Holzes

Die Materialkurve für die Elemente zur Abbildung des Holzes wurde mit folgenden Parametern kalibriert:

Rohdichte des Holzes  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$   $f_{h,0} = 18,0 \text{ N/mm}^2$

Rohdichte des Holzes  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$   $f_{h,0} = 25,7 \text{ N/mm}^2$

Bis zur Lochleibungsfestigkeit  $f_{h,0}$  ist die Materialkurve der Elemente durch ein linear-elastisches Last-Verformungsverhalten gekennzeichnet. Nach dem Erreichen der Lochleibungsfestigkeit bei einer Elementstauchung von  $\varepsilon_0 = f_{h,0} / E_0$  sind die Kurven durch einen linearen Abstieg der Spannung gekennzeichnet. Bei einer Stauchung von 100%, welche mit einer vollständigen Quetschung eines Elementes verbunden ist, beträgt die Spannung  $0 \text{ N/mm}^2$ .

Mit den oben genannten Parametern wurden Finite-Elemente-Berechnungen durchgeführt, die Last-Verschiebungskurven generiert und den Näherungskurven nach Werner gegenübergestellt (siehe Bild 4-17). Hierbei wurden die Kurven für Proben mit stiftförmigen Verbindungsmitteln mit Durchmessern zwischen 12 und 32 mm in 4 mm – Schritten sowie für Holz mit einer Rohdichte von  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  erzeugt. Der Abstand des Stabdübels zum beanspruchten Bauteilende betrug  $a_{1,t} = 7 \cdot d$  und zum unbeanspruchten Bauteilende  $a_{1,c} = 5 \cdot d$ . Die Probendicke betrug  $t = 100 \text{ mm}$  und die Höhe  $h = 6 \cdot d$ . Für den Reibbeiwert zwischen der Oberfläche der Stabdübel und der Lochwand wurde  $\mu = 0,35$  angenommen.

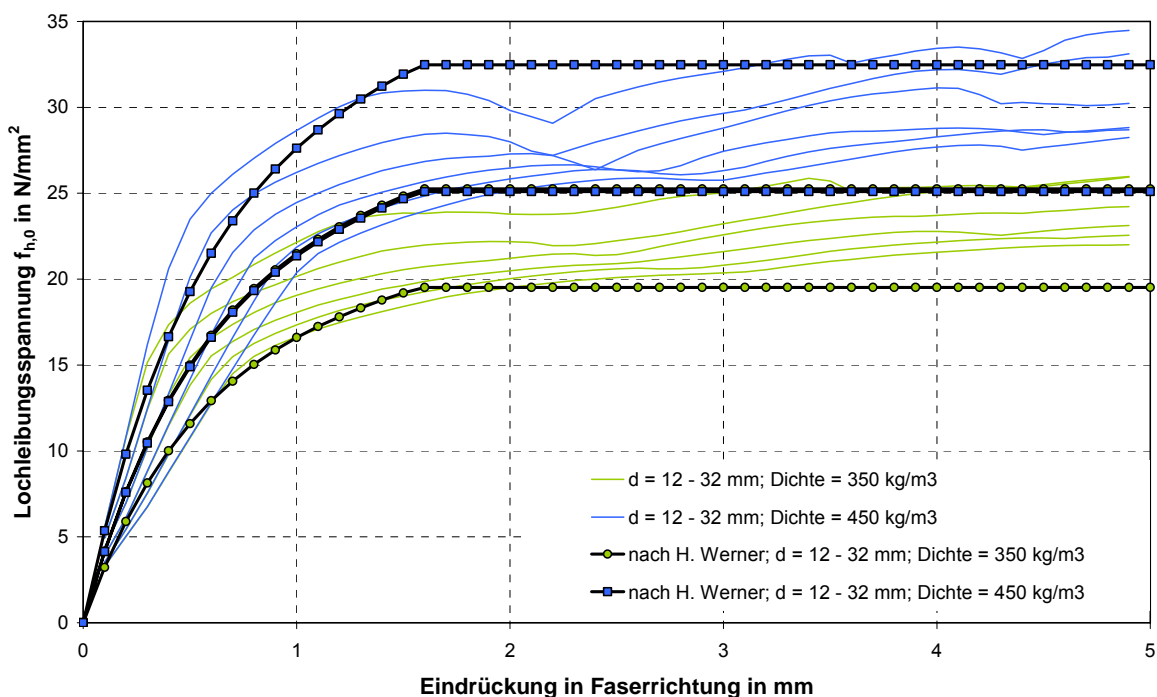


Bild 4-17 Lochleibungskurven nach Werner und aus der Finite-Elemente-Berechnung für Probentyp nach Bild 4-16

Die numerisch ermittelten Last-Verschiebungskurven für Stabdübel mit 12, 16, 20, 24, 28 und 32 mm Durchmesser sind als dünne Linien dargestellt. Die dickeren Linien stellen die Näherungskurven nach Werner für den kleinsten und größten Stabdübeldurchmesser ( $d = 12 \text{ mm}$  und  $d = 32 \text{ mm}$ ) dar. Zwischen den numerisch ermittelten Kurven und den Näherungskurven nach Werner ist trotz des „schlangenförmigen“ Verlaufes eine gute Übereinstimmung zu beobachten. Eine „Glättung“ der numerisch ermittelten Kurven ist nur möglich, wenn das Netz im Bereich der Kontaktelemente signifikant verfeinert wird. Mit zunehmender Netzverfeinerung steigt jedoch die Berechnungszeit überproportional an.

Darüber hinaus wurde für das Modell in Bild 4-16 das Verhältnis zwischen der Kraftkomponente  $F$  parallel zur Holzfaser und der Kraftkomponente  $V$  rechtwinklig

zur Holzfaser ermittelt. Die Verläufe von  $F/V$  in Abhängigkeit von der Eindrückung des Stabdübels in Faserrichtung des Holzes sind in Bild 4-18 dargestellt.

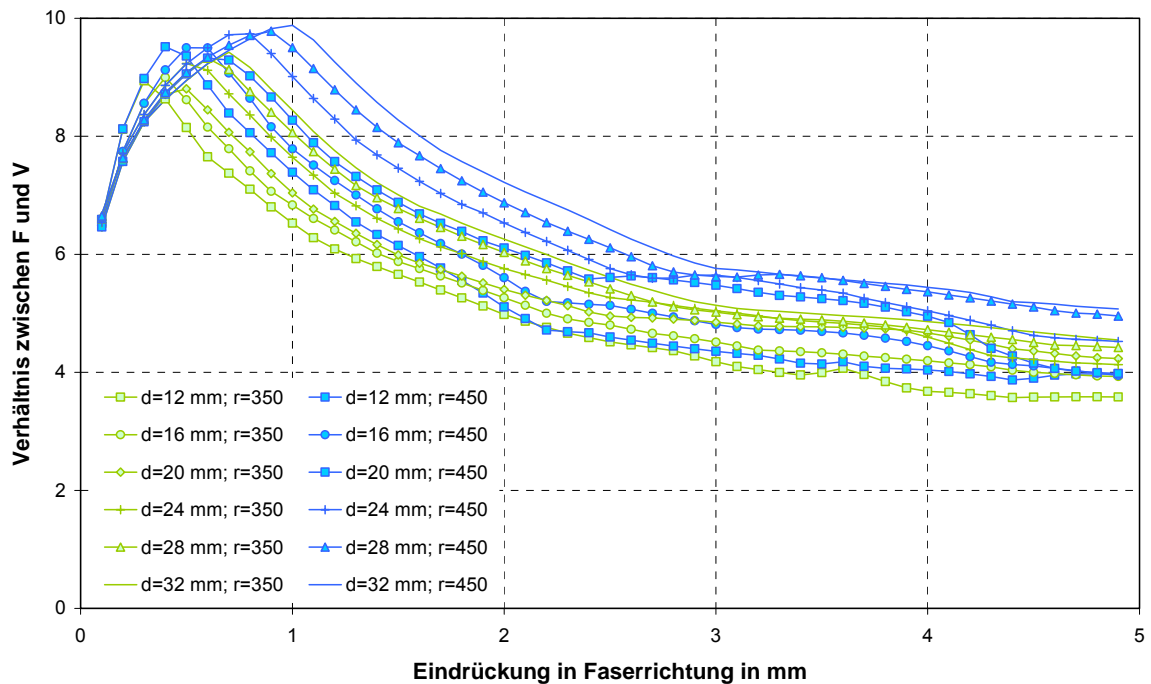


Bild 4-18  $F/V$  in Abhängigkeit von der Eindrückung für Probestyp nach Bild 4-16 mit einem Reibbeiwert von  $\mu = 0,35$

Im linear-elastischen Bereich der Lochleibungskurve kann das Verhältnis zwischen den Kraftkomponenten parallel und rechtwinklig zur Holzfaser nach Jorissen auch analytisch ermittelt werden. Jorissen gibt in [3] folgende Gleichung (11) zur Berechnung von  $F/V$  in Abhängigkeit von der Reibung zwischen der Oberfläche des Stiftes und der Lochwand an:

$$\frac{F}{V} = \frac{2 \cdot \cos \rho}{\frac{1 - \sin^2 \rho}{2} \cdot \cos \rho - \left( \frac{\pi}{4} - \frac{\rho}{2} - \frac{\sin 2 \cdot \rho}{4} \right) \cdot \sin \rho} \quad \text{mit} \quad \rho = \arctan \mu \quad (11)$$

Gleichung (11) gilt nur für den linear-elastischen Bereich der Lochleibungskurve. Für einen Reibbeiwert von  $\mu = 0,35$  berechnet sich das Verhältnis  $F/V$  zu  $F/V = 7$ .

Im linear-elastischen Bereich der Lochleibungskurve bei einer Eindrückung des Stabdübels von etwa  $u = 0$  mm wurde mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode ebenfalls ein Verhältnis  $F/V$  von etwa  $F/V = 7$  ermittelt. Mit zunehmender Eindrückung steigt jedoch das Verhältnis auf einen Wert von etwa 9 an. Ab einer Eindrückung des Stabdübels von etwa 1 mm nimmt das Verhältnis  $F/V$  mit zunehmender

Eindrückung des Stabdübels wieder stetig ab, bis es bei einer Eindrückung von etwa 5 mm nur noch etwa 4 bis 5 beträgt. Damit ist im plastischen Bereich der Lochleibungskurve die Kraftkomponente  $V$ , welche ein Maß für die Spaltneigung darstellt, größer als der entsprechende Wert der Kraftkomponente  $V$  im linear-elastischen Bereich.

In Bild 4-19 und Bild 4-20 sind die Ausgaben aus der Finite-Elemente-Berechnung zu Beginn der Eindrückung des Stabdübels ins Holz sowie bei einer Eindrückung von 5 mm dargestellt. Die Ausgaben wurden aus der Berechnung eines Modells nach Bild 4-16 mit einem Stabdübel mit 32 mm Durchmesser, mit einer Rohdichte des Holzes von  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  sowie mit einem Reibbeiwert  $\mu = 0,35$  zwischen der Oberfläche des Stabdübels und des Holzes entnommen. Folgende Zustände sind im Uhrzeigersinn (beginnend mit dem Bild links oben) in beiden Bildern dargestellt:

Bild links oben: Eindrückung des Stabdübels mit  $u = 0 \text{ mm}$  und  $u = 5 \text{ mm}$

Bild rechts oben: Spannungsverteilung  $\sigma_0$  parallel zur Holzfaser

Bild rechts unten: Verformungen rechtwinklig zur Holzfaser

Bild links unten: Verformungen parallel zur Holzfaser

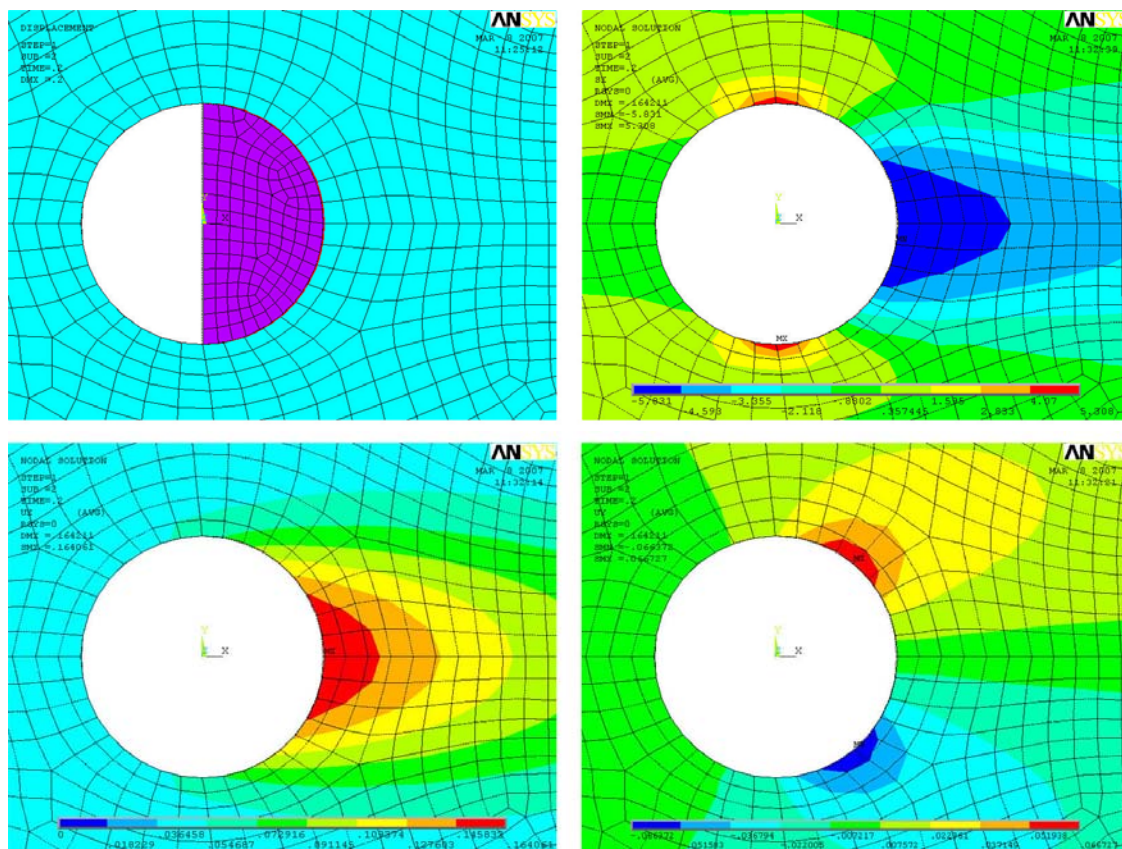


Bild 4-19 Zustand zu Beginn der Eindrückung des Stabdübels ins Holz ( $u = 0$ )



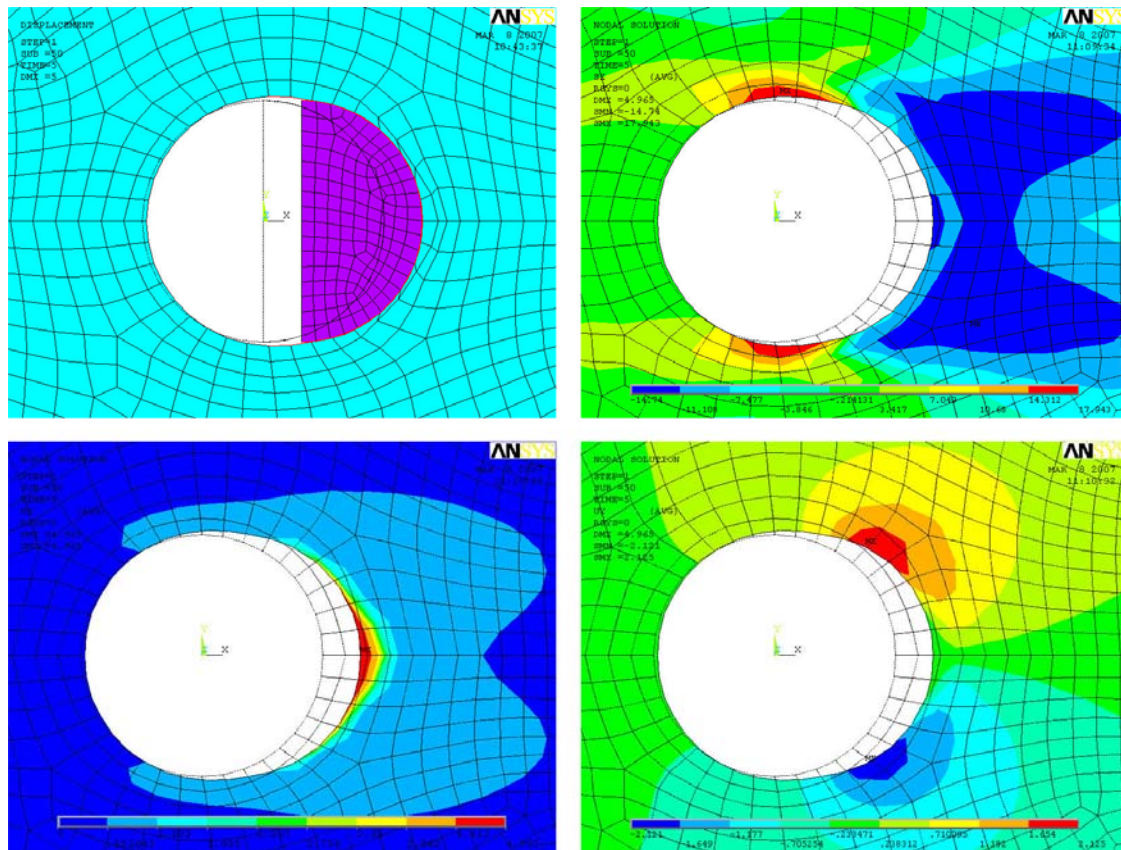


Bild 4-20 Zustand bei einer Eindrückung des Stabdübels ins Holz von  $u = 5$  mm

Ein besonderes Augenmerk sei dem verformten Zustand des Holzes bei einer Eindrückung des Stabdübels von 5 mm gewidmet (Bild 4-20). Hier ist zu erkennen, dass lediglich die Elemente in unmittelbarer Nähe zum Stabdübel vollständig gequetscht wurden. Elemente in der dritten und in weiteren Reihen erfahren lediglich Stauchungen im linear-elastischen Bereich ihrer Materialkurve. Eine derartige lokale Verformung des Holzes im Bereich der Stabdübel wird bei Lochleibungsversuchen und bei realen Verbindungen beobachtet. Grund für dieses lokale Versagen der Elemente ist das zugrunde gelegte Materialgesetz für die verwendeten Elemente. Bei einer Beanspruchung des Holzes parallel zur Faser weist das Holz ein linear-elastisches, ideal-plastisches Last-Verformungsverhalten auf. Für die einzelnen Elemente wurde jedoch ein bilineares Last-Verformungs-Verhalten mit linear-elastischem Anstieg bis zur Druckfestigkeit der Elemente und anschließendem linear-elastischen Abfall bis zu einer vollständigen Stauchung der Elemente ohne Resttragfähigkeit angenommen. Trotz dieses angenommenen Materialgesetzes für die einzelnen Elemente mit Abfall der Tragfähigkeit bis hin zur vollständigen Stauchung, verhalten sich hintereinander geschaltete Elemente hinsichtlich der Last-Verformungskurve jedoch wie Holz bei Beanspruchung auf Druck.

Im Rahmen der bisherigen Kalibrierung der Parameter für das Lochleibungsverhalten des Holzes wurden lediglich der Stabdübeldurchmesser sowie die Rohdich-

te des Holzes variiert. Im weiteren Verlauf wurde untersucht, welchen Einfluss die Probenhöhe  $h$ , der Hirnholzabstand  $a_{1,t}$  sowie der Reibbeiwert auf das Lochleibungsverhalten haben.

Bild 4-21 und Bild 4-22 zeigen am Modell nach Bild 4-16 mit  $d = 24 \text{ mm}$ ,  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$ ,  $\mu = 0,35$ ,  $t = 100 \text{ mm}$  und  $a_{1,c} = 5 \cdot d$  den Einfluss der Probenhöhe  $h$  und des Hirnholzabstandes  $a_{1,t}$  auf den Verlauf der Lochleibungsspannung sowie auf das Verhältnis  $F/V$ . Für Proben mit einer Höhe von  $h \geq 4 \cdot d$  sowie mit einem Hirnholzabstand von  $a_{1,t} \geq 3 \cdot d$  (schwarze Linien) stimmen die Kurvenverläufe näherungsweise überein. Der Verlauf der Lochleibungsspannung sowie des Verhältnisses  $F/V$  in Abhängigkeit von der Stabdübeleindrückung sind von der Probenhöhe mit  $h \geq 4 \cdot d$  sowie vom Hirnholzabstand mit  $a_{1,t} \geq 3 \cdot d$  unabhängig. Bei einer Trägerhöhe von  $h = 2 \cdot d$  ist jedoch ein signifikanter Einfluss der Trägerhöhe  $h$  sowie des Hirnholzabstandes  $a_{1,t}$  auf das Lochleibungsverhalten zu erkennen. Verbindungen mit einer derartig geringen Trägerhöhe sind jedoch aufgrund nicht eingehaltener Randabstände entsprechend der DIN 1052:2004-08 ohnehin nicht zulässig.

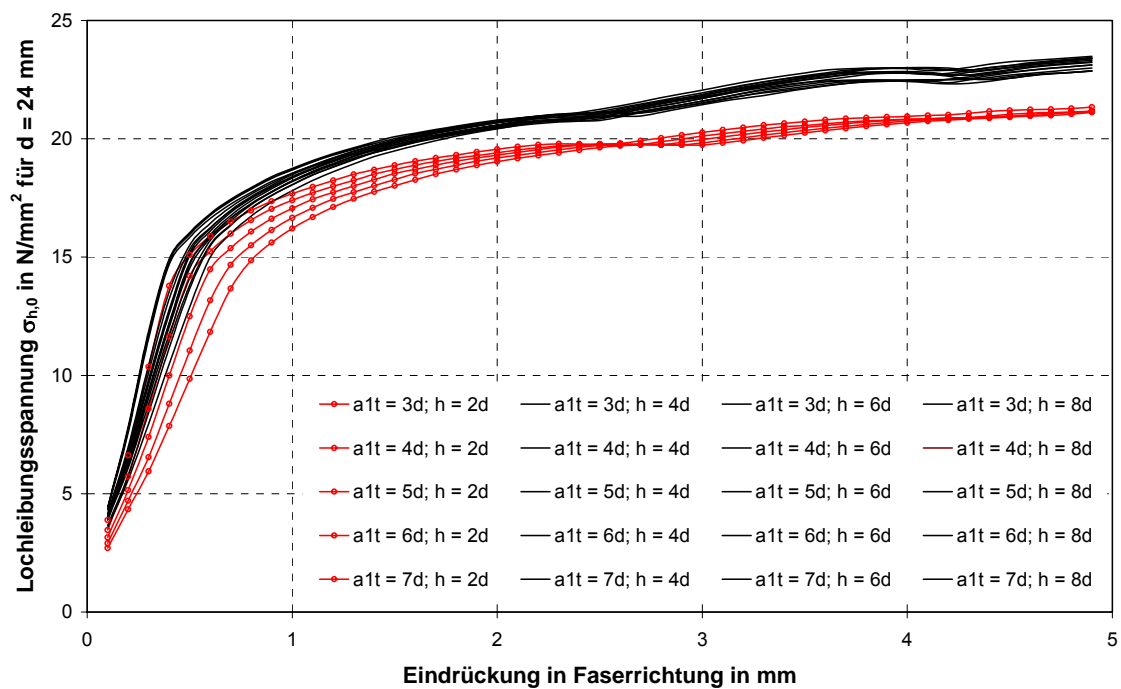


Bild 4-21 Variation der Probenhöhe  $h$  und des Hirnholzabstandes  $a_{1,t}$



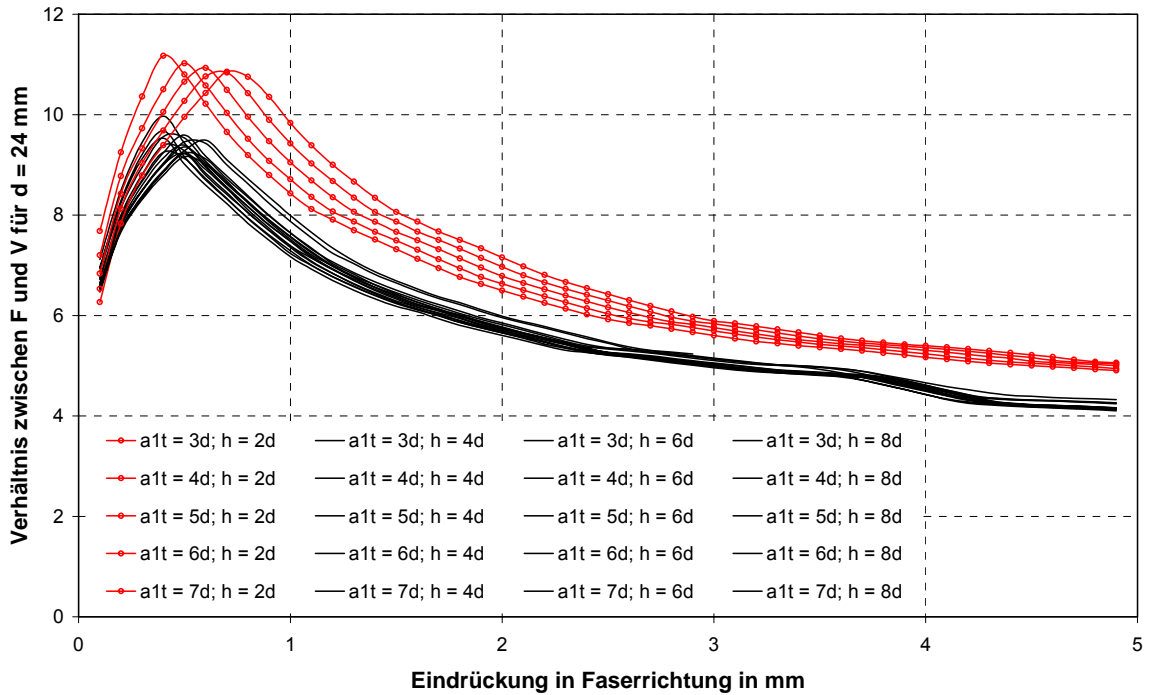


Bild 4-22 Variation der Probenhöhe  $h$  und des Hirnholzabstandes  $a_{1,t}$

Ferner wurde der Einfluss des Reibbeiwertes exemplarisch an einer Probe mit  $d = 24 \text{ mm}$ ,  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$ ,  $t = 100 \text{ mm}$ ,  $a_{1,c} = 5 \cdot d$ ,  $a_{1,t} = 7 \cdot d$  und  $h = 6 \cdot d$  untersucht. Die Verläufe der Lochleibungsspannung sind in Bild 4-23, die Verläufe des Verhältnisses  $F$  zu  $V$  in Abhängigkeit von der Eindrückung des Stabdübels sind in Bild 4-24 abgebildet.

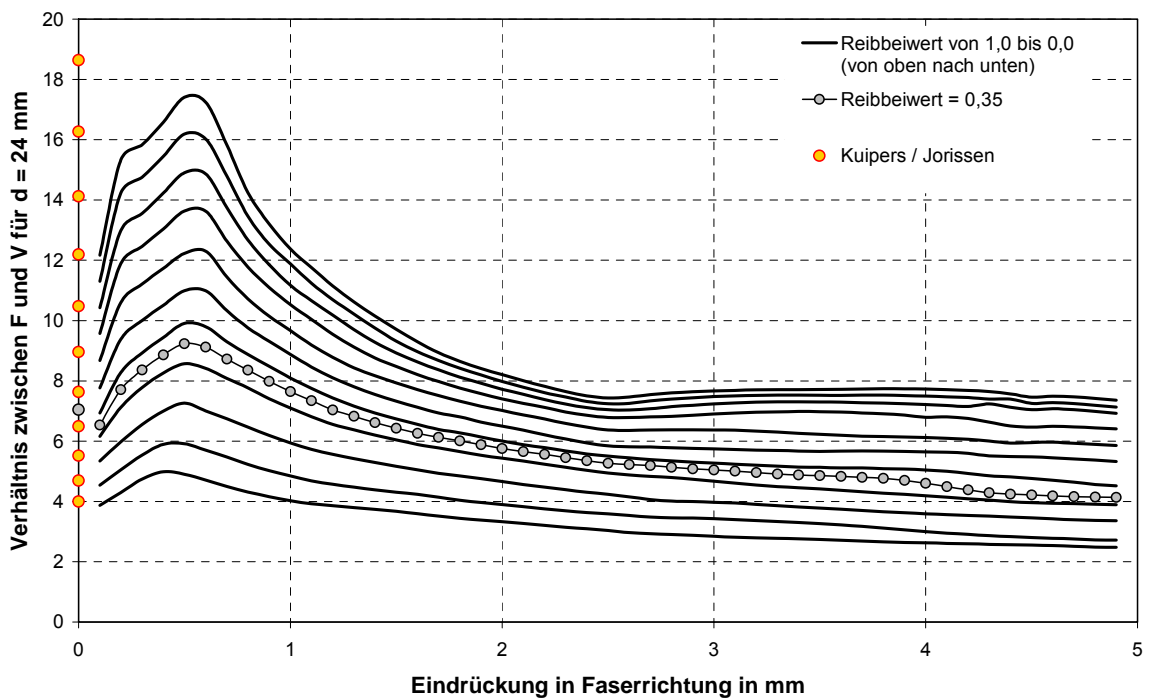


Bild 4-23 Variation des Reibbeiwertes

In Bild 4-23 sind ferner die nach Jorissen (vgl. Gleichung (11)) berechneten Werte  $F/V$  für den linear-elastischen Bereich angegeben. Der unterste Kurvenverlauf wurde mit einem Reibbeiwert  $\mu = 0$  erzeugt, der oberste Kurvenverlauf mit einem Reibbeiwert  $\mu = 1$ . Mit zunehmendem Reibbeiwert nimmt das Verhältnis  $F/V$  zu. Die Kraftkomponente rechtwinklig zur Holzfaser wird damit bei gleich bleibender Kraftkomponente parallel zur Holzfaser kleiner.

Ein zunehmender Reibbeiwert hat ferner zur Folge, dass bei sonst gleich bleibenden Parametern die Lochleibungsfestigkeit steigt (vgl. Bild 4-24).

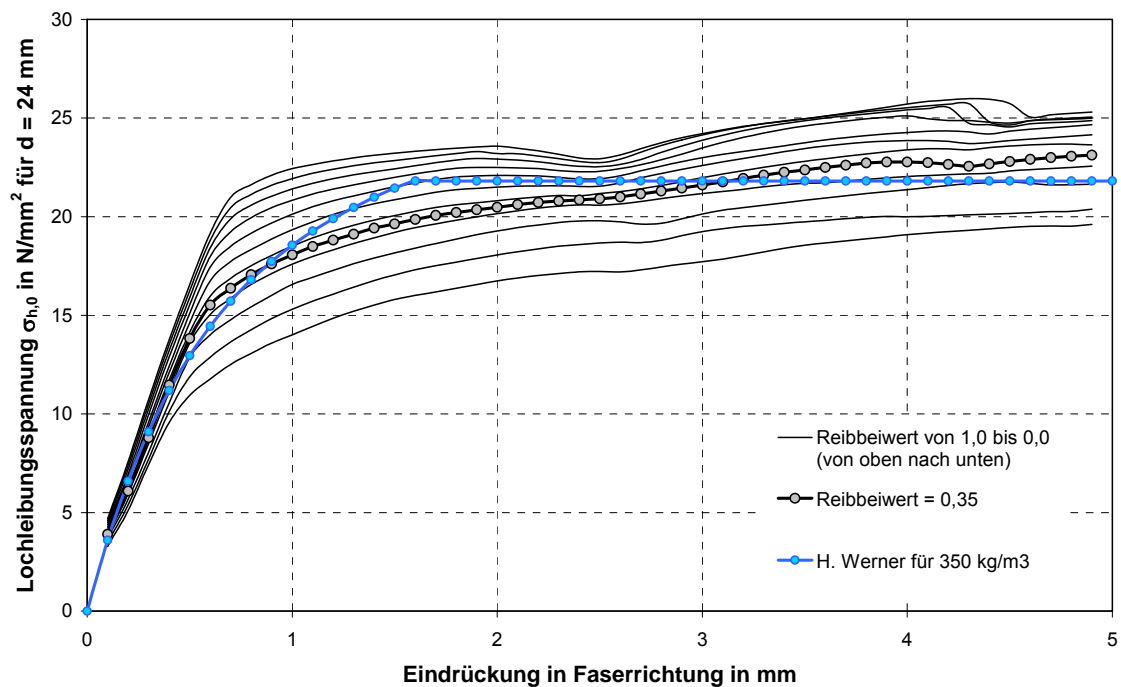


Bild 4-24 Variation des Reibbeiwertes

Die bisherigen Kalibrierungen der Lochleibungseigenschaften wurden an einem Modell entsprechend Bild 4-16 durchgeführt. Ähnlich wie bei der Versuchsdurchführung zur Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit nach der DIN EN 383 wurde bei diesem Modell das belastete Bauteilende gelagert.

Bei Zugscherverbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln werden in der Regel keine äußeren Lasten in das beanspruchte Bauteilende eingeleitet. Damit sind bei Zugscherverbindungen die beanspruchten Bauteilenden frei von äußeren Lasten. Zur Überprüfung der bisher angenommenen Parameter für die Kontaktelemente und die Elemente zur Abbildung des Lochleibungsverhaltens wurden alle bisher durchgeführten Berechnungen auch an einem Modell nach Bild 4-25 durchgeführt. Hierbei wurde jedoch nicht das belastete sondern das unbelastete Bauteilende unverschieblich gelagert. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind in den folgenden Bildern zusammengestellt.

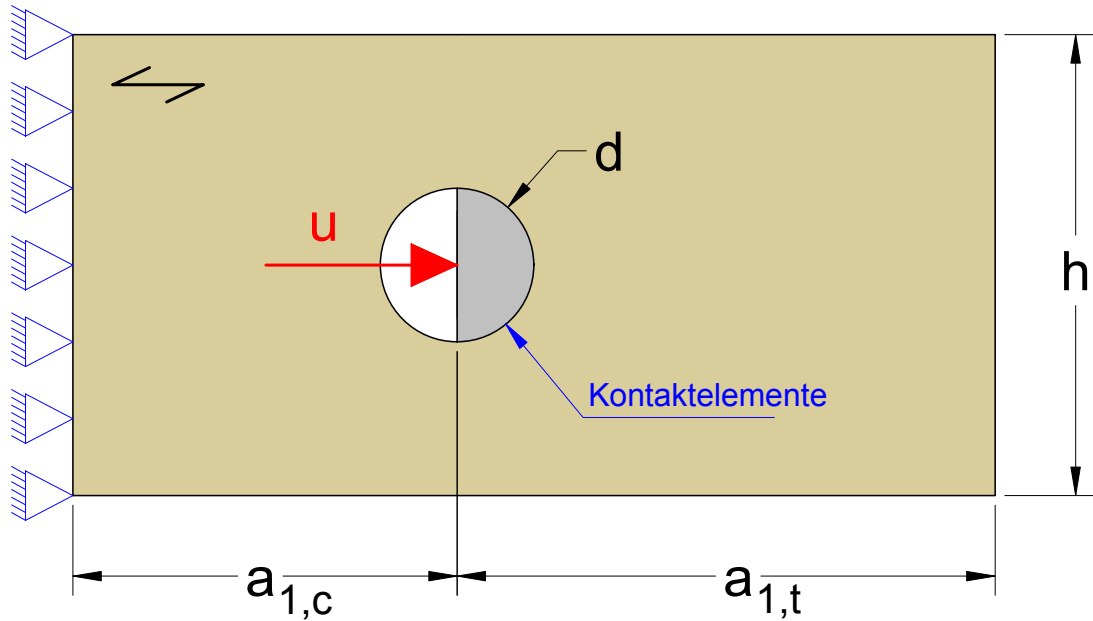


Bild 4-25 Finite-Elemente-Modell mit Lagerung am unbelasteten Bauteilende

In Bild 4-26 sind die nach Werner ermittelten Näherungskurven den Lochleibungskurven aus der Finite-Elemente-Berechnung gegenübergestellt. Desgleichen ist bei dieser Probenkonfiguration eine gute Übereinstimmung zwischen den Näherungskurven und den numerisch ermittelten Lochleibungskurven zu beobachten. Die numerisch ermittelten Lochleibungskurven sind praktisch identisch zu denjenigen, die für das Modell nach Bild 4-16 ermittelt wurden.

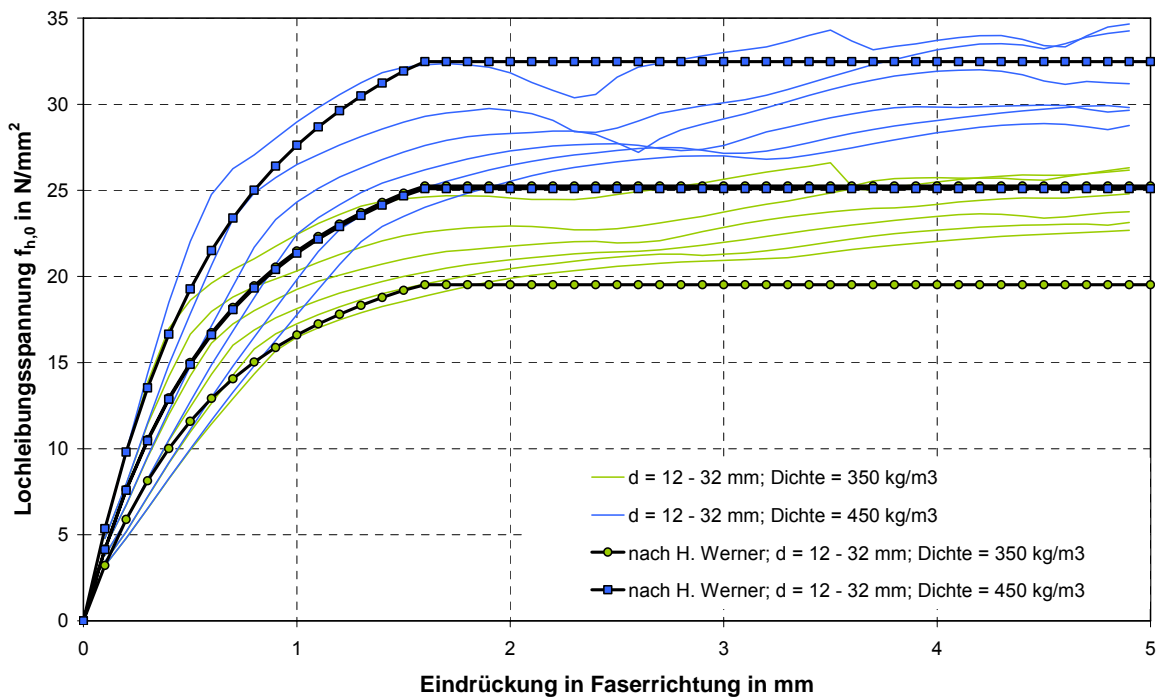


Bild 4-26 Lochleibungskurven nach Werner und aus der Finite-Elemente-Berechnung für Proben typ nach Bild 4-25

Die Verläufe des Verhältnisses der Kraftkomponenten  $F$  zu  $V$  in Abhängigkeit von der Eindrückung des Stabdübels sind in Bild 4-27 dargestellt. Im Vergleich zu den Verläufen in Bild 4-18 sind die Werte insgesamt etwas geringer. Dennoch liegt das Verhältnis von  $F/V$  im linear-elastischen Bereich sowie bei einem Reibbeiwert von  $\mu = 0,35$  im Bereich des nach Jorissen berechneten Wertes von  $F/V = 7$ .

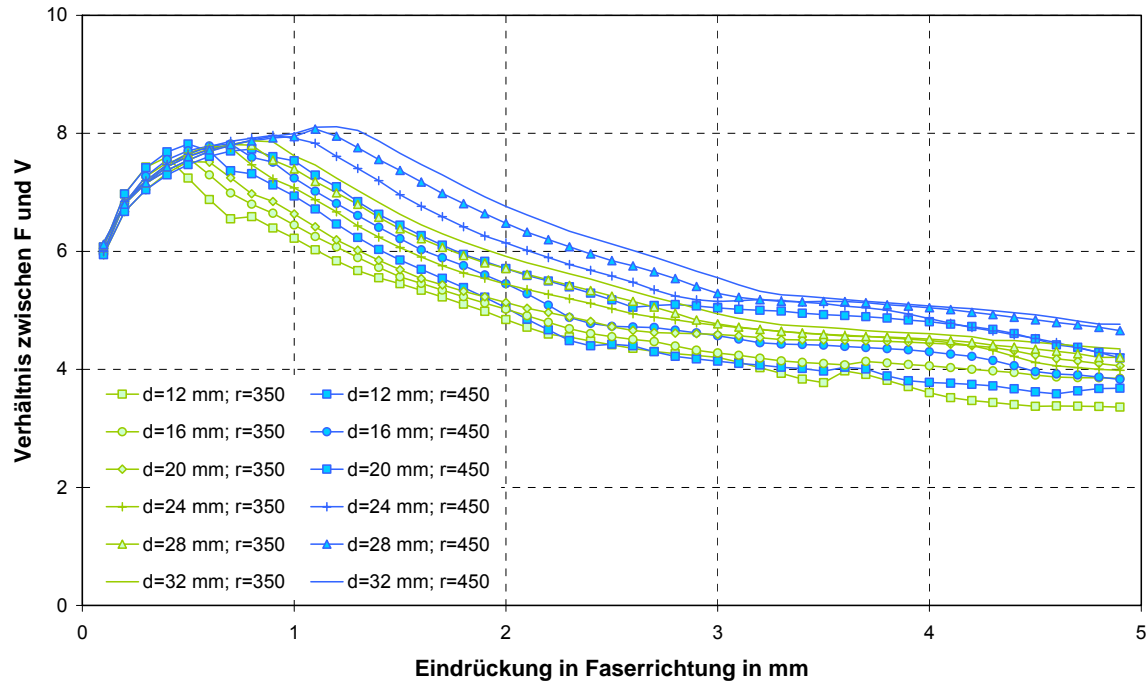
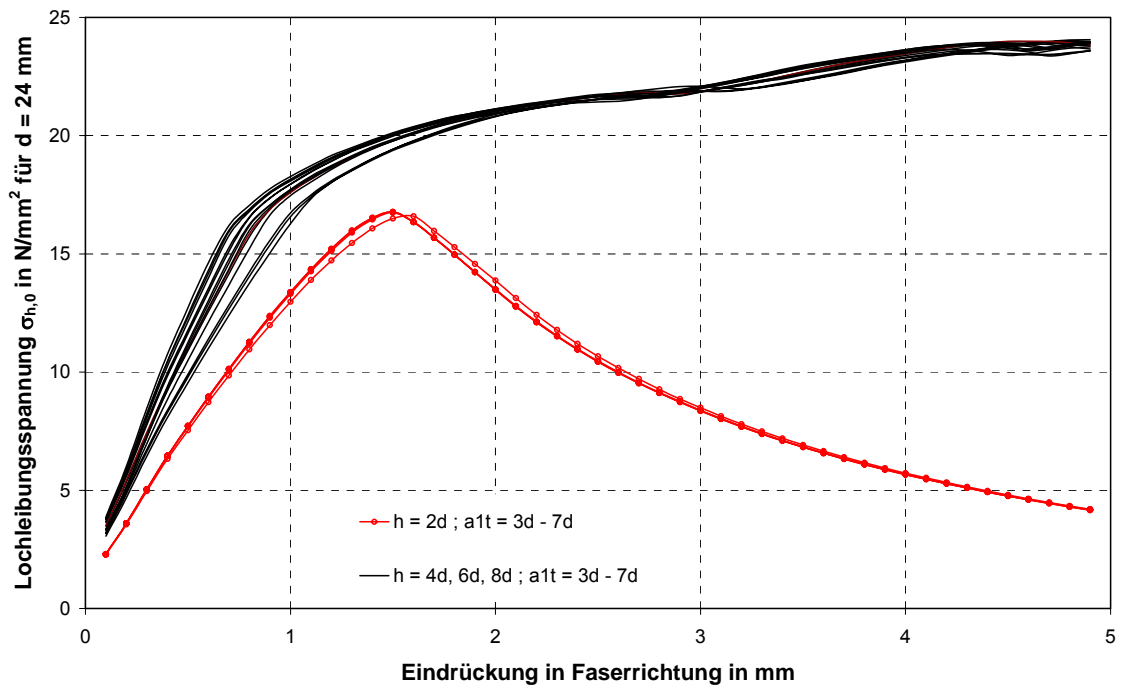
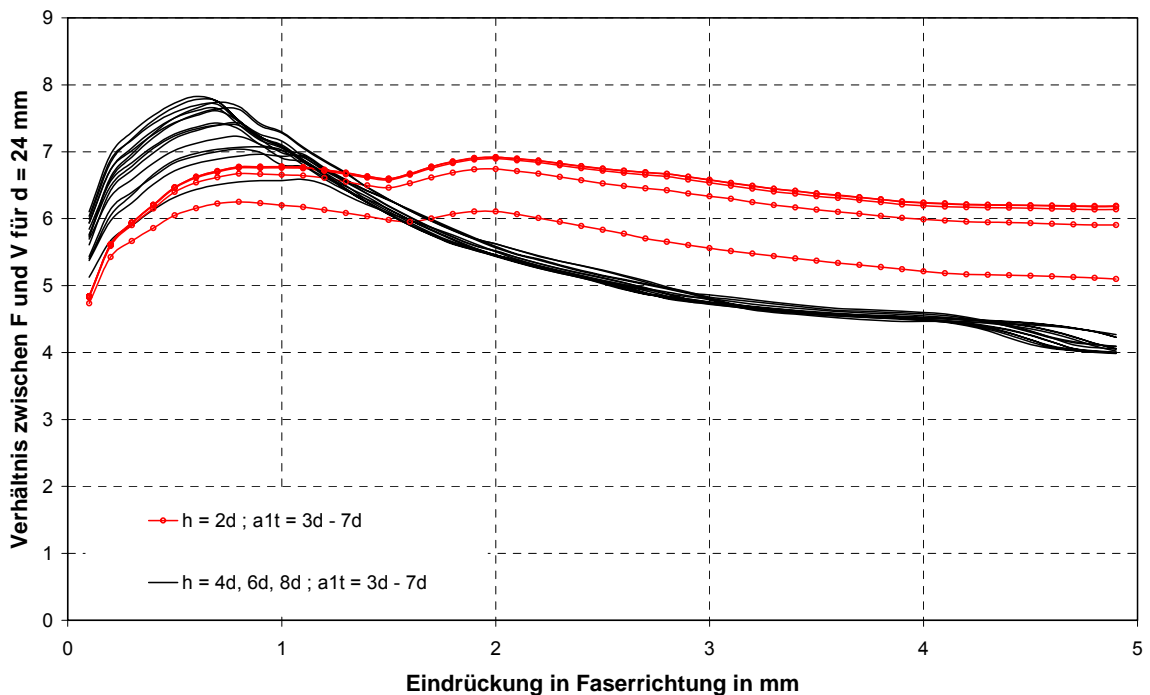


Bild 4-27  $F/V$  in Abhängigkeit von der Eindrückung für Proben typ nach Bild 4-25 mit einem Reibbeiwert von  $\mu = 0,35$

Auch für das Modell nach Bild 4-25 wurden die Probenhöhe  $h$  und der Hirnholzabstand  $a_{1,t}$  variiert. Die Berechnungen wurden beispielhaft an einem Modell mit  $d = 24$  mm,  $\rho = 350$  kg/m<sup>3</sup>,  $\mu = 0,35$ ,  $t = 100$  mm und  $a_{1,c} = 5 \cdot d$  durchgeführt. Der Verlauf der Lochleibungsspannung ist in Bild 4-28 dargestellt. Für Proben mit einer Probenhöhe von  $h \geq 4 \cdot d$  sind die Kurven (schwarze Linien) identisch zu denjenigen in Bild 4-21. Dagegen ist ein großer Unterschied zwischen dem Verlauf der Lochleibungskurven nach Bild 4-21 und denjenigen nach Bild 4-28 (rote Linien) für Proben mit einer Trägerhöhe von  $h = 2 \cdot d$  zu beobachten. Träger mit einer Höhe von  $h = 2 \cdot d$  sind entsprechend der Angaben der DIN 1052:2004-08 jedoch nicht zulässig.

Bild 4-28 Variation der Probenhöhe  $h$  und des Hirnholzabstandes  $a_{1,t}$ 

Der Verlauf des Verhältnisses  $F/V$  in Abhängigkeit von der Eindrückung des Stabdübels ist in folgendem Bild 4-29 dargestellt. Die Kurvenverläufe für Trägerhöhen mit  $h \geq 4 \cdot d$  sind identisch zu denjenigen in Bild 4-27. Damit haben auch bei einem Modell nach Bild 4-25 die Trägerhöhe sowie der Hirnholzabstand mit  $a_{1,t} \geq 3 \cdot d$  keinen Einfluss auf den Verlauf des Verhältnisses  $F/V$  in Abhängigkeit von der Eindrückung des Stabdübels.

Bild 4-29 Variation der Probenhöhe  $h$  und des Hirnholzabstandes  $a_{1,t}$

Am Modell mit unverschieblicher Lagerung am unbeanspruchten Bauteilende wurde der Einfluss des Reibbeiwertes ebenfalls untersucht. Hierbei wurde der Reibbeiwert im Bereich zwischen  $\mu = 0$  und  $\mu = 1$  in 0,1-Schritten variiert. Die Kurvenverläufe sind in Bild 4-30 und Bild 4-31 dargestellt. Die Berechnungen wurden beispielhaft an Proben mit  $d = 24 \text{ mm}$ ,  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$ ,  $t = 100 \text{ mm}$ ,  $a_{1,c} = 5 \cdot d$ ,  $a_{1,t} = 7 \cdot d$  und  $h = 6 \cdot d$  durchgeführt.

Die zusätzlich durchgeführten Untersuchungen an Lochleibungsproben mit einem beanspruchten Bauteilende, das frei von äußeren Lasten war, zeigen, dass der Ort der Lagerung (am unbeanspruchten oder beanspruchten Bauteilende) keinen signifikanten Einfluss auf das Lochleibungsverhalten hat. Lediglich der Verlauf des Verhältnisses  $F/V$  ist beim Modell nach Bild 4-25 geringfügig flacher als derjenige für das Modell nach Bild 4-16. Bei einer Eindrückung des Stabdübels von etwa  $u = 0,5 \text{ mm}$  sind die Unterschiede am größten. Dennoch liegt das Verhältnis  $F/V = 7$  im linear-elastischen Bereich für einen Reibbeiwert von  $\mu = 0,35$  für beide Modelle im Bereich des nach Gleichung (11) berechneten Wertes.

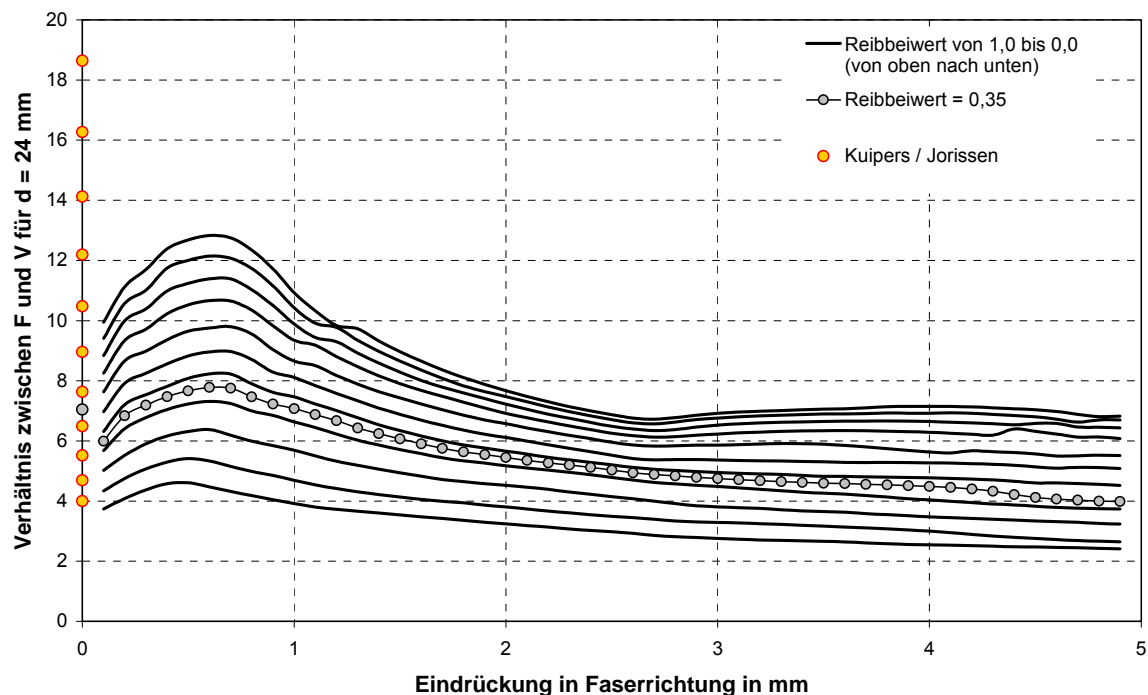


Bild 4-30 Variation des Reibbeiwertes

Das Lochleibungsverhalten wurde bisher nur an ungerissenen Modellen untersucht. Hierbei konnte gezeigt werden, dass der Ort der Lagerung keinen Einfluss auf das Lochleibungsverhalten hat, falls die Mindestabstände der Verbindungsmittel eingehalten werden. Im Rahmen dieser Arbeit sollten jedoch spaltgefährdete Verbindungen untersucht werden. Diese Verbindungen wurden mit Interface-Elementen entlang der Risslinie modelliert. Aus diesem Grund war zu überprüfen, ob auch bei Verwendung der Interface-Elemente das Lochleibungsverhalten des

Holzes wirklichkeitsnah abgebildet werden kann. Dazu wurde ein Finite-Elemente-Modell entsprechend Bild 4-32 mit Interface-Elementen entlang einer Risslinie parallel zur Holzfaser erstellt. Alle weiteren tragfähigkeitsrelevanten Parameter waren zu denjenigen des Modells nach Bild 4-25 identisch. Damit würde überprüft, ob die Interface-Elemente das Lochleibungsverhalten beeinflussen.

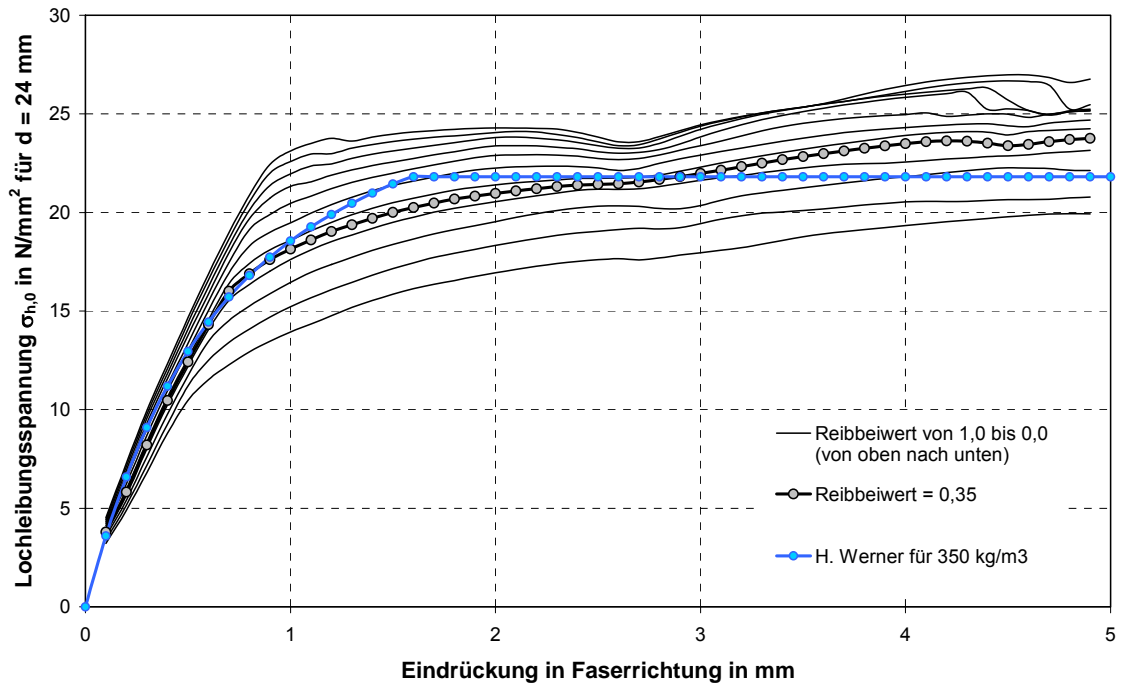


Bild 4-31 Variation des Reibbeiwertes

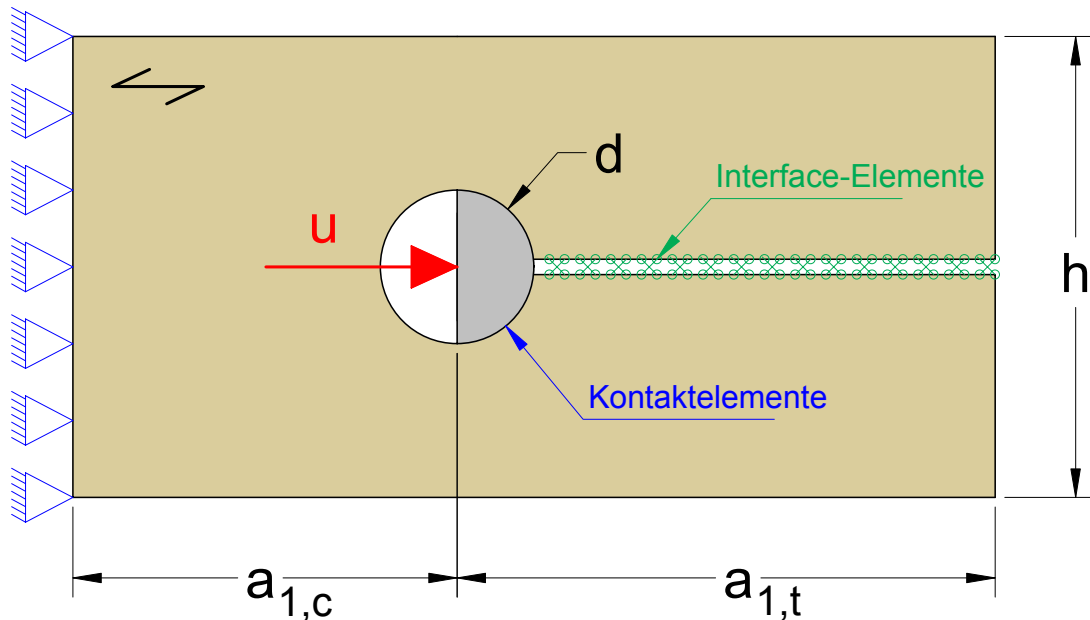


Bild 4-32 Finite-Elemente-Modell mit Lagerung am unbelasteten Bauteilende sowie mit Interface-Elementen zur Abbildung eines Spaltrisses

Im Rahmen dieser Untersuchungen wurde die Probenhöhe  $h$  zwischen  $h = 4 \cdot d$ ,  $h = 6 \cdot d$  und  $h = 8 \cdot d$  sowie der Hirnholzabstand zwischen  $a_{1,t} = 3 \cdot d$ ,  $a_{1,t} = 5 \cdot d$  und  $a_{1,t} = 7 \cdot d$  variiert. Die Berechnungen wurden beispielhaft an Proben mit  $d = 24$  mm,  $\rho = 350$  kg/m<sup>3</sup>,  $\mu = 0,35$ ,  $t = 100$  mm und  $a_{1,c} = 5 \cdot d$  durchgeführt (siehe Bild 4-33).

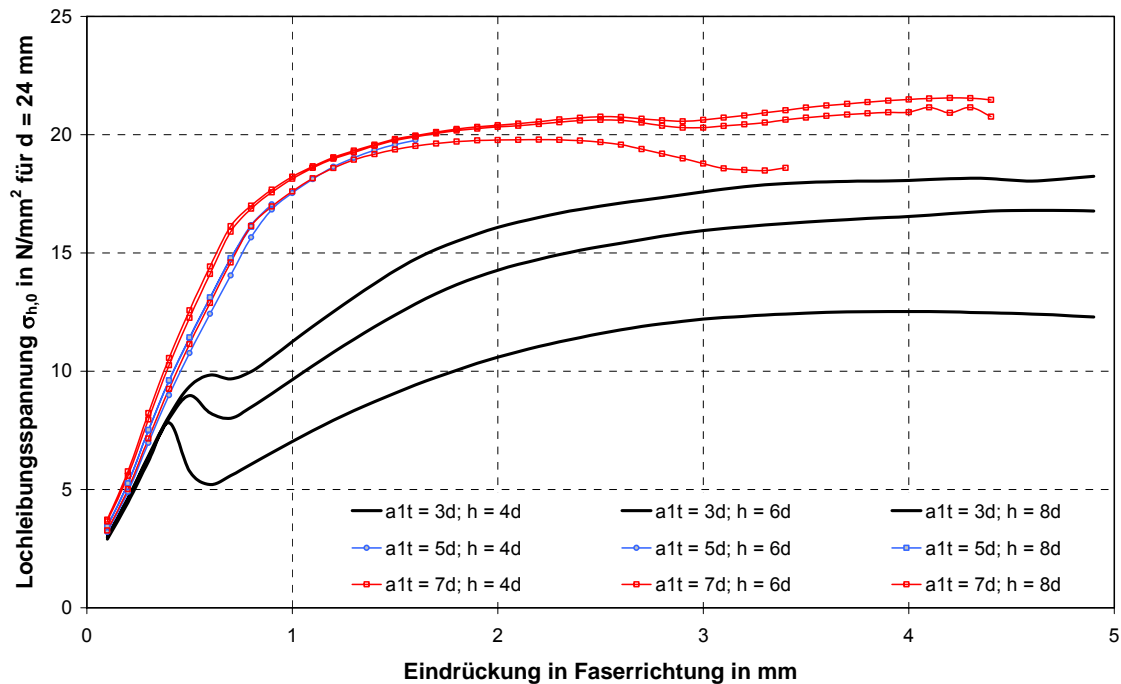


Bild 4-33 Variation der Probenhöhe  $h$  und des Hirnholzabstandes  $a_{1,t}$

Für einen Hirnholzabstand von  $a_{1,t} = 5 \cdot d$  und  $a_{1,t} = 7 \cdot d$  sind die Lochleibungsverläufe ähnlich denjenigen für ein gleiches Modell jedoch ohne Interface-Elemente (Bild 4-26). Im linear-elastischen Bereich sind die Kurvenverläufe identisch. Ab einer Verschiebung von  $u = 3$  mm ist beim Modell mit Interface-Elementen jedoch kein weiterer Anstieg der Lochleibungsspannung zu verzeichnen. Spalten tritt daher bereits bei einer Eindrückung von weniger als 5 mm auf. Bei einem Hirnholzabstand von  $a_{1,t} = 3 \cdot d$  tritt Spalten bereits bei einer Eindrückung von etwa 0,3 – 0,6 mm auf. Nach dem Abbauen der gespeicherten Energie, die das Spalten ausgelöst hat, kann die Last noch geringfügig gesteigert werden. Die ursprüngliche Lochleibungsfestigkeit wird jedoch nicht mehr erreicht. Erst ab einem Hirnholzabstand von  $a_{1,t} = 10 \cdot d$  wurde kein Spalten mehr beobachtet. Die Kurvenverläufe entsprachen denjenigen nicht spaltgefährdeter Lochleibungsproben (Modell ohne Interface-Elemente).

Der Einfluss des Reibbeiwertes auf Modelle mit Interface-Elementen und geringen Hirnholzabständen ist folgenden Bildern zu entnehmen. Auch hier wurden die Berechnungen an einem spaltgefährdeten Modell nach Bild 4-32 mit  $d = 24$  mm,  $\rho = 350$  kg/m<sup>3</sup>,  $t = 100$  mm,  $a_{1,c} = 5 \cdot d$  und  $h = 6 \cdot d$  durchgeführt.



Bei einem Reibbeiwert von  $\mu = 1$  sowie bei einem Hirnholzabstand von  $a_{1,t} = 7 \cdot d$  ist kein Spalten zu beobachten. Bei gleich bleibendem Hirnholzabstand nimmt jedoch mit abnehmendem Reibbeiwert die Tendenz zum Spalten zu. Bei einem Reibbeiwert von  $\mu = 0$  sowie bei einem Hirnholzabstand von  $a_{1,t} = 7 \cdot d$  spaltet eine sonst nicht spaltgefährdete Lochleibungsprobe bereits bei einer Stabdübeleindrückung von etwa 3,3 mm. Darüber hinaus ist zu erkennen, dass der Kurvenverlauf deutlich flacher ist als derjenige für eine geometrisch identische, jedoch nicht spaltgefährdete Probe.

Bei einem Hirnholzabstand von  $a_{1,t} = 3 \cdot d$  ist die Spaltneigung deutlich größer. Bereits bei kleinen Eindrückungen entsteht ein Spaltriss. Das Verhältnis zwischen  $F$  und  $V$  nimmt deutlich zu. Nachdem ein Spaltriss entstanden ist und sich die Energie entladen konnte, sinkt die Kraftkomponente  $V$  bei gleich bleibender Kraftkomponente  $F$ . Für einen Reibbeiwert von  $\mu = 0,35$  beträgt das Verhältnis zwischen  $F$  und  $V$  lediglich 17.

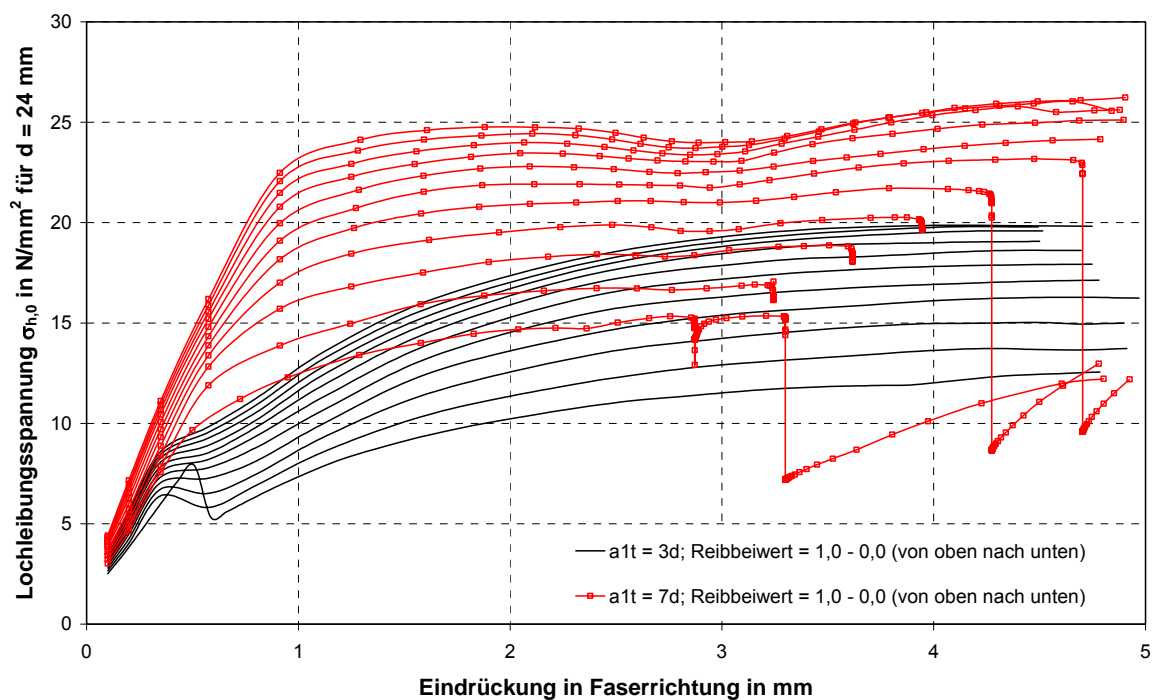


Bild 4-34 Variation des Reibbeiwertes  $\mu$  und des Hirnholzabstandes  $a_{1,t}$

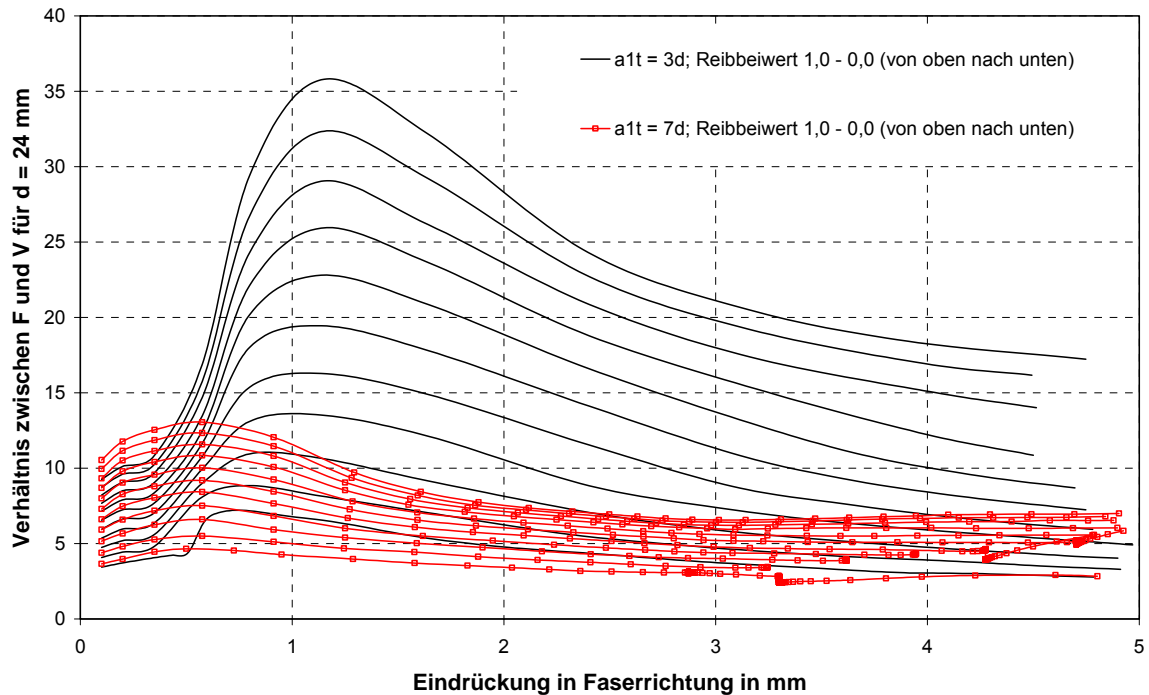


Bild 4-35 Variation des Reibbeiwertes  $\mu$  und des Hirnholzabstandes  $a_{1,t}$

Insbesondere die Ergebnisse aus den Berechnungen nicht spaltgefährdeter Lochleibungsproben belegen, dass die im Rahmen dieser Arbeit kalibrierten Parameter verwendet werden können, um das Lochleibungsverhalten des Holzes bei Beanspruchung durch stiftförmige Verbindungsmittel abzubilden.

#### 4.4 Berechnung unverstärkter Verbindungen

Mit den kalibrierten Interface-Elementen, Kontaktelementen sowie Elementen zur Abbildung des Lochleibungsverhaltens wurden unverstärkte Verbindungen modelliert, berechnet und ausgewertet. Dabei wurde untersucht, inwieweit die numerisch ermittelten Ergebnisse mit den Untersuchungen von Jorissen [3] und Schmid [2] und somit mit den Angaben der DIN 1052:2004-08 [1] übereinstimmen.

Im Rahmen dieser Untersuchungen wurden die Tragfähigkeiten unverstärkter Verbindungen unter Berücksichtigung der beiden in Abschnitt 4.1 beschriebenen Modelle ermittelt. Bei dem ersten Modell wurde allen Elementen ein bilineares Materialgesetz nach Bild 4-4 mit anfangs linear-elastischen und nach dem Erreichen der Festigkeit mit ideal-plastischen Eigenschaften zugeordnet. Hierbei ist die Festigkeit bei Zugbeanspruchung und Druckbeanspruchung gleich. Dieses erste Modell ist nur gültig, solange die Zugspannungen parallel zur Faser in den auf Zug beanspruchten Elementen geringer sind als die Lochleibungsfestigkeit des Holzes. Unter dieser Voraussetzung entspricht trotz dieses bilinearen Ansatzes das Materialgesetz bei Beanspruchung auf Zug näherungsweise demjenigen des Holzes.

Das zweite Modell wurde mit einem Materialgesetz nach Bild 4-5 erstellt. Im unbelasteten Zustand (Eindrückung der Stabdübel von 0 mm) wurde allen Elementen ebenfalls das bilineare Materialgesetz entsprechend dem Verlauf in Bild 4-5 links zugeordnet. Dieses bilineare Materialgesetz ist streng genommen nur für eine Druckbeanspruchung parallel zur Holzfaser gültig. Bei diesem zweiten Modell wurden nach jedem Belastungsschritt die Elementspannungen ermittelt. Elemente, die auf Druck beansprucht wurden, blieben unverändert. Für Elemente, die jedoch auf Zug mit einer Zugspannung von 50% der Elementfestigkeit beansprucht wurden, wurde das Materialgesetz entsprechend dem linear-elastischen Verlauf in Bild 4-5 rechts geändert. Mit diesen neuen Elementeigenschaften wurde der nächste Berechnungsschritt durchgeführt.

Die Finite-Elemente-Berechnungen wurden an beiden Modellen unter Berücksichtigung folgender tragfähigkeitsrelevanter Parameter durchgeführt:

Durchmesser der Stabdübel:	$d = 12 \text{ mm}, 24 \text{ mm und } 36 \text{ mm}$
Rohdichte des Holzes :	$\rho = 350 \text{ kg/m}^3 \text{ und } \rho = 450 \text{ kg/m}^3$
Abstand der Stabdübel untereinander:	$a_1 = 5 \cdot d, 7 \cdot d, 9 \cdot d \text{ und } 11 \cdot d$
Anzahl hintereinander angeordneter Stabdübel:	$n = 1, 2, 3, 4 \text{ und } 5$
Abstand des Stabdübels zum Hirnholz:	$a_{1,t} = 7 \cdot d$
Bauteilhöhe:	$h = 6 \cdot d$
Holzdicke:	$t = 100 \text{ mm}$

Die Holzdicke wurde mit  $t = 100 \text{ mm}$  lediglich als fiktive Dicke angenommen, da beim gewählten Scheibenmodell die Ergebnisse unabhängig von der Holzdicke sind.

Die Berechnungen wurden unter Berücksichtigung aller Parameter an insgesamt 240 Modellen durchgeführt. Für jedes Modell wurde die Last bei einer Eindrückung der Stabdübel ins Holz zwischen 0 und 10 mm in 0,1 mm Schritten bis zum Spaltversagen ermittelt. Bei den unverstärkten Verbindungen trat das Spaltversagen jedoch stets bei Verschiebungen von weniger als 10 mm auf. Für jeden Berechnungsschritt bis hin zum Spaltversagen wurden die Last in jedem Verbindungsmittel sowie die Gesamtlast der Verbindung ermittelt. Ermittelt wurden ferner in jedem Stabdübel die Verhältnisse zwischen der Kraftkomponente parallel und rechtwinklig zur Faser und die Rissöffnungen entlang der angenommenen Risslinie. Für das zweite Modell wurden darüber hinaus zu jedem Verschiebungsschritt die Elemente ermittelt und aufgezeichnet, bei denen das Materialgesetz geändert wurde.

Die wichtigsten Ergebnisse sind in den folgenden Bildern als Verläufe der Lochleibungsspannung in Abhängigkeit von der Anzahl hintereinander angeordneter Stabdübel dargestellt. In jedem Bild ist der Verlauf getrennt für Stabdübel mit 12, 24 und 36 mm dargestellt. Die Lochleibungsspannung  $\sigma_h$  wurde dabei als Mittelwert unter Berücksichtigung aller Stabdübel nach folgender Gleichung ermittelt:

$$\sigma_h = \frac{F_h}{t \cdot d} \quad (12)$$

Zur besseren Gegenüberstellung der Ergebnisse für Verbindungen mit unterschiedlichen Stabdübeldurchmessern wurde anstelle der mittleren Lastkomponente  $F_h$  die über alle Stabdübel gemittelte Lochleibungsspannung  $\sigma_h$  angegeben.

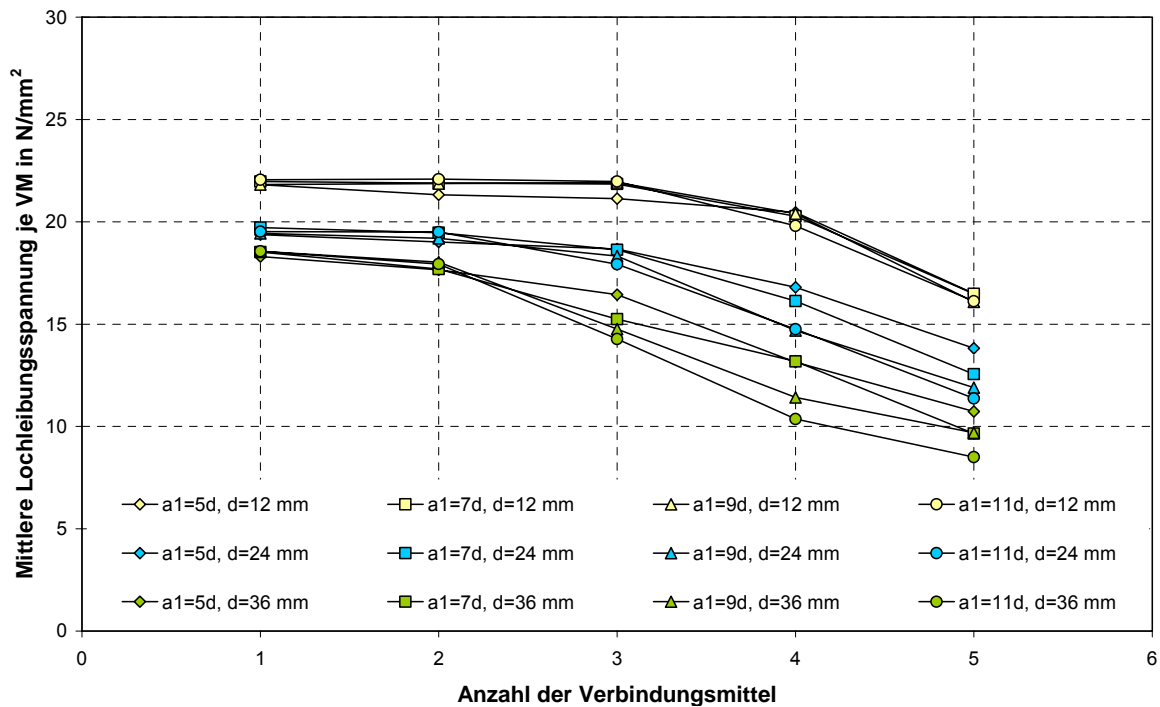


Bild 4-36 Ergebnisse für Modell 1 mit einer Rohdichte von  $350 \text{ kg/m}^3$

Bereits für das erste Modell mit einer Rohdichte des Holzes von  $350 \text{ kg/m}^3$  ist zu erkennen, dass mit zunehmender Anzahl hintereinander angeordneter Stabdübel die mittlere Traglast bzw. die zur Traglast zugeordnete Lochleibungsspannung des Holzes je Stabdübel abnimmt. Für Verbindungen nach Modell 1 mit einer Rohdichte des Holzes von  $350 \text{ kg/m}^3$  sowie mit einem Stabdübel mit 12 mm Durchmesser beträgt die zur Tragfähigkeit zugeordnete Lochleibungsspannung etwa  $\sigma_h = 22 \text{ N/mm}^2$ . Das entspricht einer mittleren Traglast je Stabdübel von  $F_h = \sigma_h \cdot t \cdot d = 22 \text{ N/mm}^2 \cdot 100 \text{ mm} \cdot 12 \text{ mm} = 26,4 \text{ kN}$ . Bei einer Verbindung mit fünf Stabdübeln und sonst identischen Parametern beträgt die zur Tragfähigkeit zugeordnete Lochlei-

Druckspannung etwa  $\sigma_h = 16 \text{ N/mm}^2$ . Das Spalten trat damit bei einer mittleren Last von  $F_h = \sigma_h \cdot t \cdot d = 16 \text{ N/mm}^2 \cdot 100 \text{ mm} \cdot 12 \text{ mm} = 19,2 \text{ kN}$  auf. Im Vergleich zu einer äquivalenten Verbindung, ebenfalls mit nur einem Stabdübel, war die Last somit um 27% geringer. Der Effekt der Abnahme der Tragfähigkeit oder der Abnahme der zur Tragfähigkeit bezogenen Lochleibungsspannung je Stabdübel mit zunehmender Verbindungsmittelanzahl ist auch bei Verbindungen mit Stabdübeln mit 24 und 36 mm Durchmesser zu beobachten.

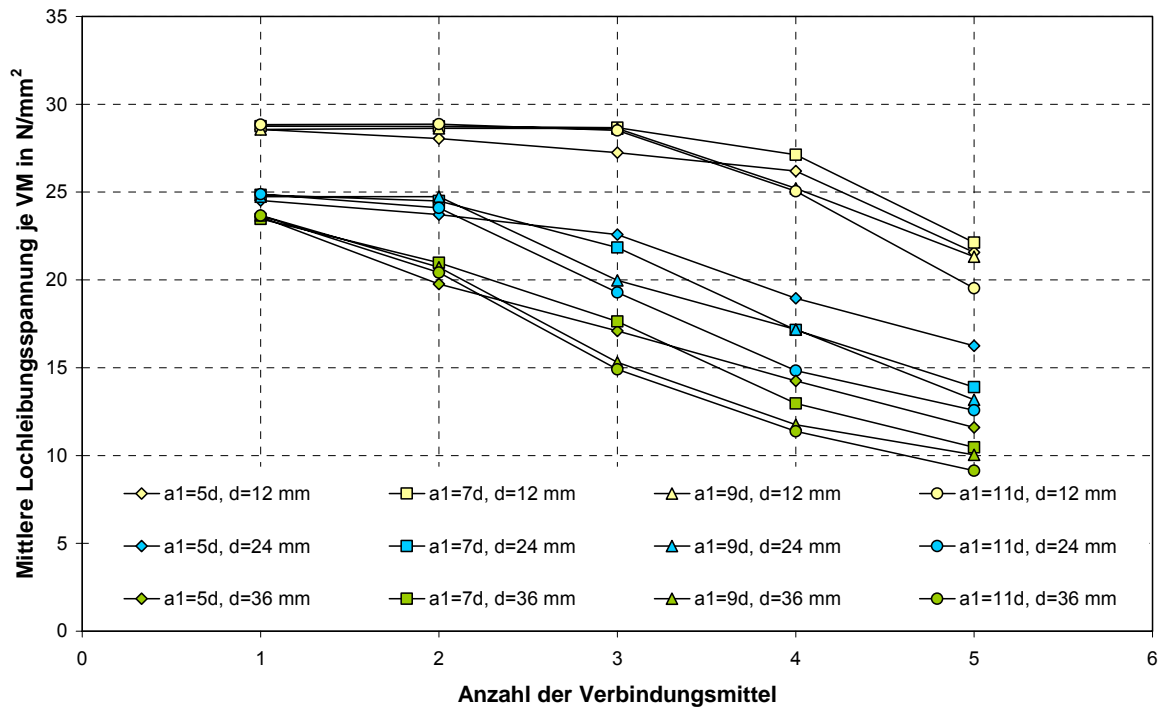


Bild 4-37 Ergebnisse für Modell 1 mit einer Rohdichte von  $450 \text{ kg/m}^3$

Darüber hinaus ist zu erkennen, dass die auf die Tragfähigkeit bezogene Lochleibungsspannung mit zunehmendem Stabdübeldurchmesser abnimmt. Dieser Effekt wurde durch zahlreiche Versuche mit stoffähnlichen Verbindungsmitteln bestätigt und ist darüber hinaus in der DIN 1052:2004-08 verankert. Zwischen der Lochleibungsfestigkeit des Holzes und dem Durchmesser eines Stiftes kann folgender Zusammenhang hergeleitet werden:

$$f_h \sim \text{Faktor} \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \quad (13)$$

Im Gegensatz zu den Beobachtungen von Schmid und Jorissen ist zu erkennen, dass sogar Verbindungen mit einem Stabdübel sowie mit einem Hirnholzabstand von  $a_{1,t} = 7 \cdot d$  zum Spalten neigen. Die auf die Höchstlast bezogene Lochleibungsspannung war bei allen Verbindungen mit Stabdübeln mit 12 und 24 mm Durch-

messer geringer als der Wert der angenommenen Lochleibungsfestigkeit des Holzes. Ferner wurden bei diesen Verbindungen mit nur einem Verbindungsmittel mit 12 und 24 mm Durchmesser die Höchstlasten bereits bei sehr geringen Eindrückungen von weniger als 2 mm erreicht. Für die Verbindung mit einem Stabdübel mit 12 mm Durchmesser wurde eine Lochleibungsfestigkeit von  $f_h = 25,3 \text{ N/mm}^2$  angenommen. Die Höchstlast lag jedoch bei 26,4 kN, was einer bezogenen Lochleibungsspannung von  $22 \text{ N/mm}^2$  entspricht. Unter Berücksichtigung der Näherungsfunktion für die Lochleibungsspannung nach Gleichung (10) entspricht eine Lochleibungsspannung von  $22 \text{ N/mm}^2$  etwa einer Eindrückung von  $u = 1 \text{ mm}$ .

Bei Verbindungen mit nur einem Stabdübel mit 36 mm Durchmesser trat rechnerisch kein Spalten des Holzes auf. Mit einer Vorholzlänge von  $a_{1,t} = 7 \cdot d = 252 \text{ mm}$  war die Länge des beanspruchten Vorholzes ausreichend groß, so dass die Spaltzugkräfte durch das Holz aufgenommen werden konnten. Bei der Verbindung mit einem Stabdübel mit 36 mm sowie Holz mit einer Rohdichte von  $350 \text{ kg/m}^3$  wurde eine Lochleibungsfestigkeit von  $18,4 \text{ N/mm}^2$  berechnet und für die Finite-Elemente-Berechnungen angenommen. Ohne Spalten wurde bei dieser Verbindung eine Traglast von etwa 67 kN erreicht. Diese Traglast entspricht einer rechnerischen Lochleibungsspannung von  $18,6 \text{ N/mm}^2$ .

Bei Verbindungen mit einem Stabdübel mit 12 und 24 mm Durchmesser war das Spalten bis zum Bauteilende die Versagensursache. Bei Verbindungen mit einem Stabdübel mit 36 mm Durchmesser wurde dagegen kein Spalten beobachtet.

Die Ergebnisse der auf die Tragfähigkeit bezogenen Lochleibungsspannung in Abhängigkeit von der Anzahl hintereinander angeordneter Stabdübel für Finite-Elemente-Berechnungen am Modell 2 sind ähnlich denjenigen im ersten Modell. In der Regel ist eine Abnahme der Lochleibungsspannung mit Zunahme hintereinander angeordneter Verbindungsmittel zu beobachten. Ferner nimmt die Lochleibungsspannung mit zunehmendem Stabdübeldurchmesser ab. Ebenso neigen Verbindungen nach Modell 2 mit einem Stabdübel mit 12 und 24 mm Durchmesser ebenso zum Spalten wie diejenigen, die nach Modell 1 berechnet wurden. Hierbei entsteht ein Riss zwischen dem Stabdübel und dem beanspruchten Bauteilende. Verbindungen mit einem Stabdübel mit 36 mm Durchmesser spalten dagegen auch bei Modell 2 nicht.

Unter Berücksichtigung beider Modelle 1 und 2 wurde dagegen kein signifikanter Einfluss des Abstandes  $a_1$  der Verbindungsmittel untereinander in Faserrichtung des Holzes auf die Spaltneigung festgestellt. Dies gilt jedoch nur, solange die Mindestabstände der Verbindungsmittel untereinander eingehalten werden ( $a_1 \geq 5 \cdot d$ ).

Die Verläufe der zur Höchstlast zugeordneten Lochleibungsspannung in Abhängigkeit von der Anzahl hintereinander angeordneter Stabdübel für das zweite Modell sind in den folgenden beiden Bildern dargestellt.

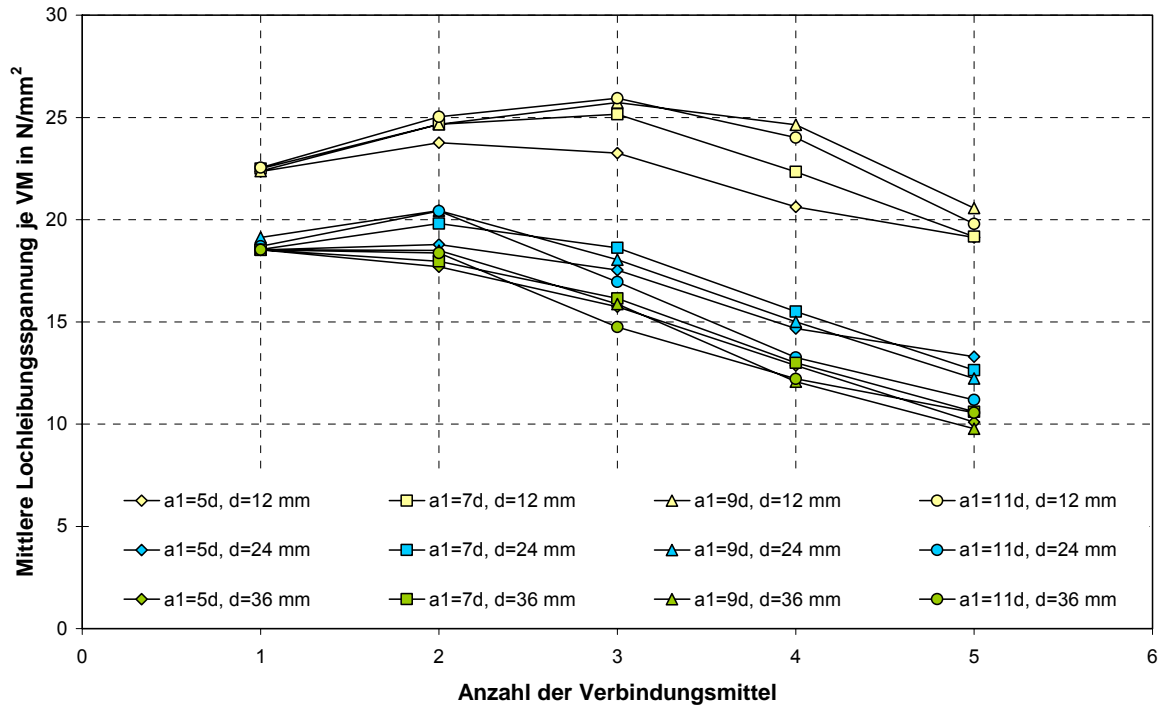


Bild 4-38 Ergebnisse für Modell 2 mit einer Rohdichte von 350 kg/m<sup>3</sup>

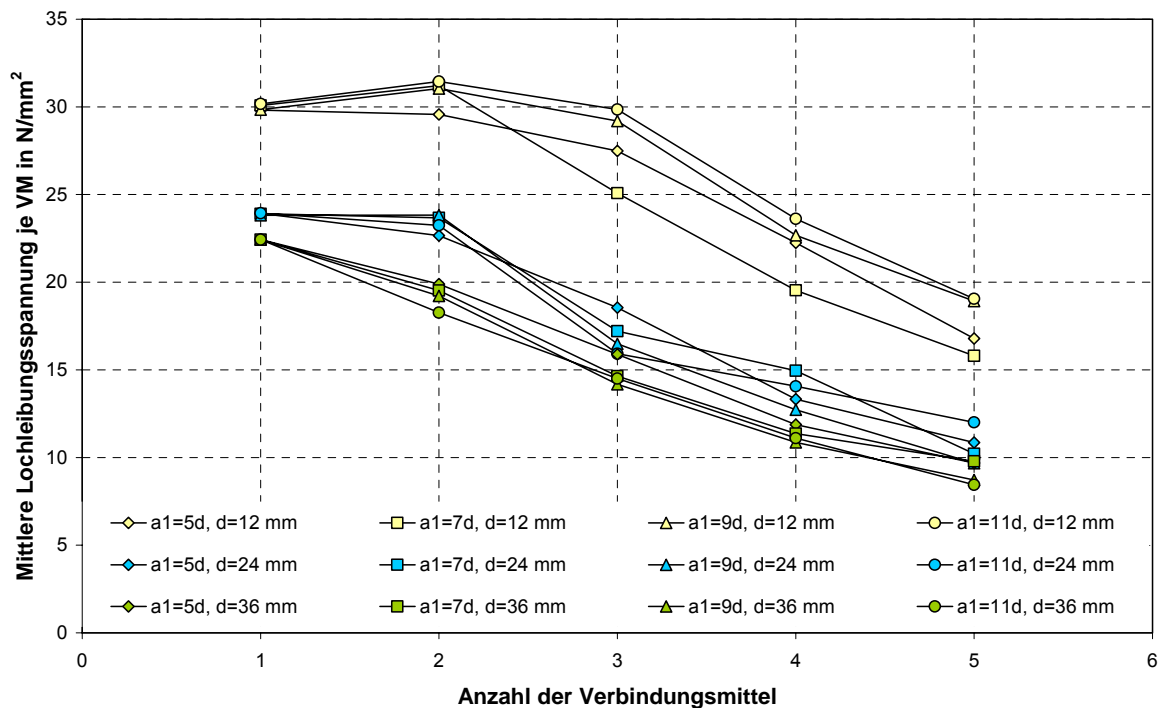


Bild 4-39 Ergebnisse für Modell 2 mit einer Rohdichte von 450 kg/m<sup>3</sup>

Zur Beurteilung der Ergebnisse hinsichtlich der wirksamen Anzahl  $n_{ef}$  hintereinander angeordneter Verbindungsmittel sind in der Anlage 7.1 für jedes untersuchte

Modell die wichtigsten Ergebnisse in tabellarischer sowie in grafischer Form zusammengestellt. In Tabelle 7-1 bis Tabelle 7-12 sind für beide Modelle sowie für jeden untersuchten Stabdübeldurchmesser die wichtigsten Ergebnisse aus der Finite-Elemente-Berechnung zusammengefasst. In den ersten vier Spalten sowie in den Spalten sieben und acht sind die wichtigsten tragfähigkeitsrelevanten Parameter angegeben. In Spalte sechs ist die ermittelte Höchstlast für die ganze Verbindung und in Spalte fünf die zugehörige Eindrückung der Stabdübel im Holz angegeben. In Spalte 9 bis 13 sind die Kraftkomponenten für die einzelnen Stabdübel zusammengestellt. Die Summe aller Kräfte ergibt die Höchstlast der Verbindung. Die Verhältnisse zwischen den Kraftkomponenten parallel und rechtwinklig zur Holzfaser für jeden Stabdübel in einer Verbindung sind in den Spalten 14 bis 18 dargestellt. In Spalte 19 ist der gemittelte Wert der Lochleibungsspannung je Stabdübel und Scherfuge angegeben, der aus dem gemittelten Wert der Höchstlast berechnet wurde. Die auf einen Stabdübel und Scherfuge bezogene gemittelte Höchstlast ist in Spalte 20 dargestellt. In Spalte 21 ist das nach Gleichung (1) berechnete Verhältnis zwischen der wirksamen Anzahl hintereinander angeordneter Stabdübel und der tatsächlichen Stabdübelanzahl angegeben. Der mit der Lochleibungsfestigkeit des Holzes nach Werner für den ersten Versagensmechanismus berechnete Wert der Tragfähigkeit je Stabdübel und Scherfuge unter Berücksichtigung von  $n_{ef}/n$  ist in Spalte 22 zusammengestellt.

Bei allen Verbindungen wurden die Höchstlasten bei sehr geringen Verschiebungen der Stabdübel und damit im linear-elastischen Bereich der Last-Verschiebungskurven erreicht. Dies ist das erste Anzeichen für ein sprödes Spaltversagen. Ferner war aufgrund des Versagens bereits im linear-elastischen Bereich der Last-Verschiebungskurven die Lastverteilung entlang jeder Stabdübelreihe nicht konstant. Die Lastverteilung entspricht näherungsweise derjenigen nach Lantos. Stabdübel in unmittelbarer Nähe zum beanspruchten Bauteilende wurden mit der geringsten Last beansprucht, Stabdübel mit dem größten Abstand zum beanspruchten Bauteilende am höchsten.

Die in den Tabellen angegebenen Verhältnisse  $F/V$  wurden zum Zeitpunkt des Spaltversagens erfasst. Dabei ist eine eindeutige Tendenz zu erkennen. In der Regel ist das Verhältnis  $F/V$  für den ersten Stabdübel mit dem größten Abstand zum beanspruchten Bauteilende am geringsten. Für den Stabdübel mit dem geringsten Abstand zum beanspruchten Bauteilende ist jedoch das Verhältnis  $F/V$  am größten. Große Verhältnisse zwischen den Kraftkomponenten parallel und rechtwinklig zur Holzfaser sind bei gleichen Reibbeiwerten oft ein Indikator für einen Riss in Stabdübelnähe. Risse in unmittelbarer Nähe zum Stabdübelloch „entlasten“ die Beanspruchung rechtwinklig zur Holzfaser.



Zur besseren Beurteilung der Ergebnisse hinsichtlich der wirksamen Anzahl  $n_{ef}$  hintereinander angeordneter Verbindungsmittel wurden Diagramme erstellt. In Bild 7-1 bis Bild 7-12 sind die Verläufe der Höchstlasten in Abhängigkeit von der Anzahl hintereinander angeordneter Stabdübel dargestellt. Die schwarzen Kurven stellen die Ergebnisse aus den Finite-Elemente Berechnungen dar. Aufgrund des zugrunde gelegten Scheibenmodells sind die Ergebnisse streng genommen nur für den ersten Versagensmechanismus nach Johansen gültig. Bei diesem Versagensmechanismus treten im stiftförmigen Verbindungsmittel keine Fließgelenke auf und die Lochleibungsspannung entlang des Verbindungsmittels ist konstant. Die nach DIN 1052:2004-08 berechneten Traglasten je Verbindungsmittel unter Berücksichtigung des ersten Versagensmechanismus nach Johansen sowie unter Berücksichtigung der wirksamen Anzahl hintereinander angeordneter Verbindungsmittel sind als blaue Kurven dargestellt. Die rote Linie markiert den Verlauf der Traglast nach Johansen ohne Berücksichtigung der wirksamen Anzahl  $n_{ef}$  hintereinander angeordneter Stabdübel. Diese Last wurde ebenfalls für den ersten Versagensmechanismus nach Johansen ohne Fließgelenke sowie mit einer konstanten Verteilung der Lochleibungsspannung entlang der Verbindungsmittelachse in Anlehnung an Gleichung (12) berechnet.

DIN 1052:2004-08 schreibt vor, die Traglast für Verbindungen mit mehreren hintereinander angeordneten Verbindungsmitteln abzumindern. An den blauen Kurvenverläufen ist zu erkennen, dass die Tragfähigkeit je Verbindungsmittel und Scherfuge mit zunehmender Verbindungsmittelanzahl sowie mit abnehmendem Abstand  $a_1$  der Verbindungsmittel untereinander kleiner ist als der entsprechende Wert der Tragfähigkeit ohne Abminderung (rote Linie). Für Verbindungen mit einem Verbindungsmittel ist entsprechend der DIN 1052:2004-08 keine Abminderung vorgesehen.

Bei beiden Finite-Elemente-Modellen ist darüber hinaus zu erkennen, dass die Kurvenverläufe aus der Berechnung nach DIN 1052:2004-08 (vgl. Gleichung (1)) sowie aus der Finite-Elemente-Berechnung unterschiedlich sind. Die Diskrepanz zwischen beiden Kurvenscharen steigt mit zunehmendem Stabdübeldurchmesser, mit zunehmender Anzahl hintereinander angeordneter Stabdübel sowie mit zunehmender Rohdichte des Holzes. Der größte Unterschied zwischen den Ergebnissen aus der Finite-Elemente-Berechnung und den Kurvenscharen entsprechend DIN 1052:2004-08 ist bei einer Verbindung mit fünf Stabdübeln mit 36 mm Durchmesser sowie mit einer Rohdichte des Holzes von  $450 \text{ kg/m}^3$  zu beobachten. Für diese Parameter berechnet sich die Traglast je Stabdübel und Scherfuge für den ersten Versagensmechanismus nach Johansen zu 85 kN (vgl. roter Verlauf in Bild 7-6 und Bild 7-12). Nach Gleichung (1) wird für eine derartige Verbin-

dung die wirksame Anzahl hintereinander liegender Verbindungsmittel zu  $n_{ef} = 3,58$  für  $a_1 = 5 \cdot d$  bzw. zu  $n_{ef} = 4,36$  für  $a_1 = 11 \cdot d$  berechnet. Das entspricht einer Abminderung der Traglast nach Johansen um 28% für  $a_1 = 5 \cdot d$  bzw. um 13% für  $a_1 = 11 \cdot d$  im Vergleich zu geometrisch identischen, nicht spaltgefährdeten Verbindungen. Aus den Finite-Elemente-Berechnungen mit Modell 1 ist jedoch zu entnehmen, dass die Last im Vergleich zur Traglast je Stabdübel und Scherfuge für den ersten Versagensmechanismus nach Johansen um bis zu 61% von 85 kN auf etwa 32,9 kN abzumindern ist. Die Abminderung für Modell 2 beträgt sogar 64% (von 85 kN auf 30,4 kN). Auch hier ist kein signifikanter Einfluss des Abstandes der Verbindungsmittel untereinander auf die wirksame Anzahl der Verbindungsmittel zu beobachten, falls der Abstand  $a_1$  größer als der fünffache Durchmesser des Verbindungsmittels ist. Unter Berücksichtigung aller Ergebnisse aus der Finite-Elemente-Berechnung ist die Tragfähigkeit von spaltgefährdeten Verbindungen deutlich geringer als der entsprechende Wert der Tragfähigkeit entsprechender nicht spaltgefährdeter Verbindungen. Die Finite-Elemente-Berechnungen zeigen, dass die Abminderung nach Gleichung (1) in der Regel nicht ausreichend ist.

Eine exakte Erklärung für die Diskrepanz zwischen den in Anlehnung an Gleichung (1) berechneten Tragfähigkeiten und den Tragfähigkeiten aus den Finite-Elemente-Berechnung wurde im Rahmen dieser Untersuchungen nicht gefunden.

Weitere Finite-Elemente-Berechnungen unter Berücksichtigung unterschiedlicher Reibbeiwerte für die Kontaktelemente zwischen der Oberfläche der Stabdübel und der Oberfläche des Holzes lassen darauf schließen, dass der Unterschied zwischen den nach Gleichung (1) berechneten Tragfähigkeiten und denjenigen aus den Finite-Elemente-Berechnungen durch den Reibbeiwert verursacht wird.

Üblicherweise werden für die Reibung von Stahl auf Holz Reibbeiwerte zwischen  $\mu = 0,2$  und  $\mu = 0,5$  angenommen. Diese Werte sind jedoch stark von der Oberflächenbeschaffenheit des Holzes sowie vom Feuchtegehalt des Holzes abhängig. Für gehobeltes und trockenes Holz ist der Reibbeiwert deutlich kleiner als für unbehandeltes oder sägerrauhes und feuchtes Holz. Für die durchgeführten Finite-Elemente-Berechnungen wurde ein Reibbeiwert von  $\mu = 0,35$  angenommen. Nach Gleichung (11) berechnet sich das Verhältnis zwischen  $F$  und  $V$  für diesen Reibbeiwert zu 7. Dieser Wert wurde ebenfalls von Werner (vgl. [9]) im Rahmen seiner Voruntersuchungen zur Ermittlung der Lochleibungsfestigkeit des Holzes bei Beanspruchung durch Stabdübel ermittelt. Der Einfluss des Reibbeiwertes ist in den folgenden beiden Bildern dargestellt. Am Modell 2 wurde exemplarisch für Verbindungen mit Stabdübeln mit 12 mm Durchmesser der Reibbeiwert variiert ( $\mu = 0,20$ ,  $\mu = 0,35$  und  $\mu = 0,50$ ). In Bild 4-40 ist der Verlauf der Traglast je Stabdübel und

Scherfuge in Abhängigkeit von der Anzahl hintereinander angeordneter Stabdübel für Verbindungen mit Holz mit einer Rohdichte von  $350 \text{ kg/m}^3$  dargestellt. Bild 4-41 zeigt die Ergebnisse für eine Holzrohddichte von  $450 \text{ kg/m}^3$ . In beiden Bildern ist zu erkennen, dass mit zunehmendem Reibbeiwert die mittleren Traglasten je Stabdübel und Scherfuge deutlich zunehmen. Dieser Sachverhalt wurde bereits bei mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode berechneten Verbindungen mit Stabdübeln mit 24 und 36 mm Durchmesser festgestellt.

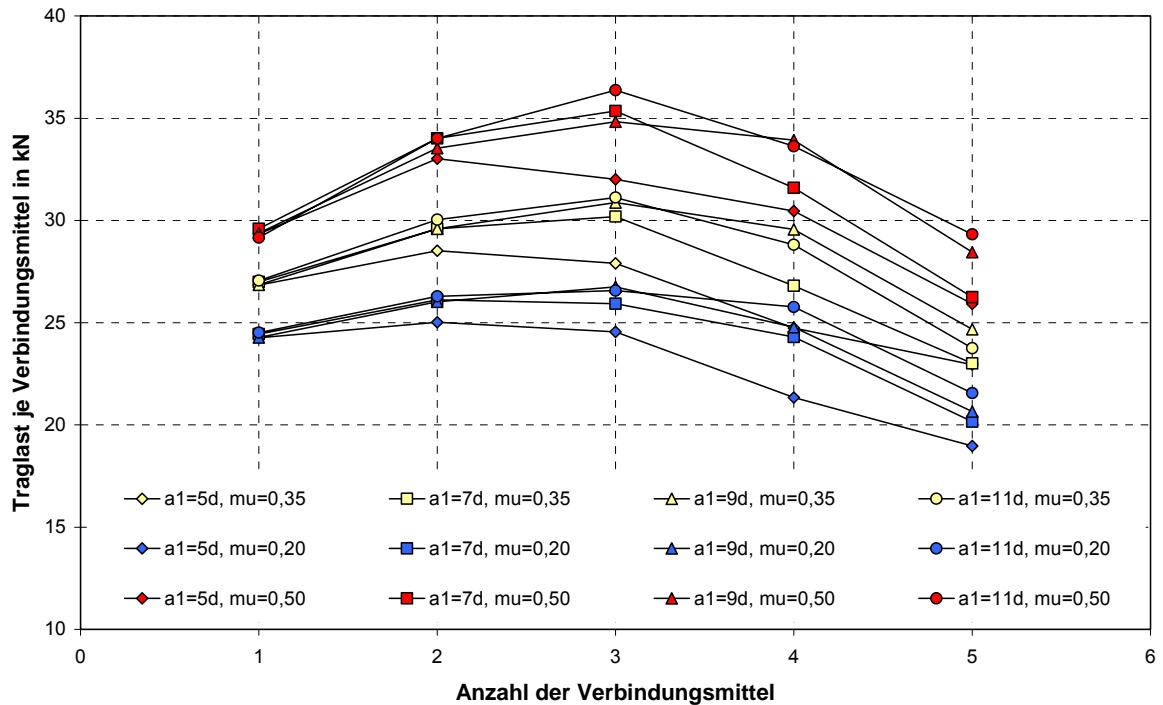


Bild 4-40 Modell 2 mit  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 12 \text{ mm}$  – Variation der Reibung

Diese Ergebnisse zeigen somit, dass die Ergebnisse von Jorissen [3], welche die Grundlage für die Erstellung der Gleichung zur Berechnung der wirksamen Anzahl  $n_{ef}$  hintereinander angeordneter Verbindungsmittel bildeten, mit den Finite-Elemente-Berechnungen nicht beurteilt werden können. Hierzu fehlen in [3] die Informationen hinsichtlich der Oberflächenbeschaffenheit des Holzes und demzufolge die Reibbeiwerte.

Obwohl die Ergebnisse aus der Finite-Elemente-Berechnung von den Untersuchungen von Jorissen [3] und Schmid [2] abweichen, können die Ergebnisse aus der Finite-Elemente-Berechnung zur Beurteilung von Rissen und deren Wachstum herangezogen werden.

Aus Versuchen mit spaltgefährdeten Verbindungen können Risse und deren Wachstum aufgrund des dynamischen Spaltversagens in der Regel nicht beurteilt werden. Hierzu bilden sich Spaltrisse viel zu schnell aus, sodass deren Entstehungsort nicht eindeutig bestimmt werden kann. Die Finite-Elemente-Berech-

nungen erlauben es jedoch, zu jedem Belastungsschritt die Rissöffnung entlang der Interface-Elemente zu ermitteln. Von Interesse sind insbesondere die Rissöffnungen zum Zeitpunkt des Spaltversagens.

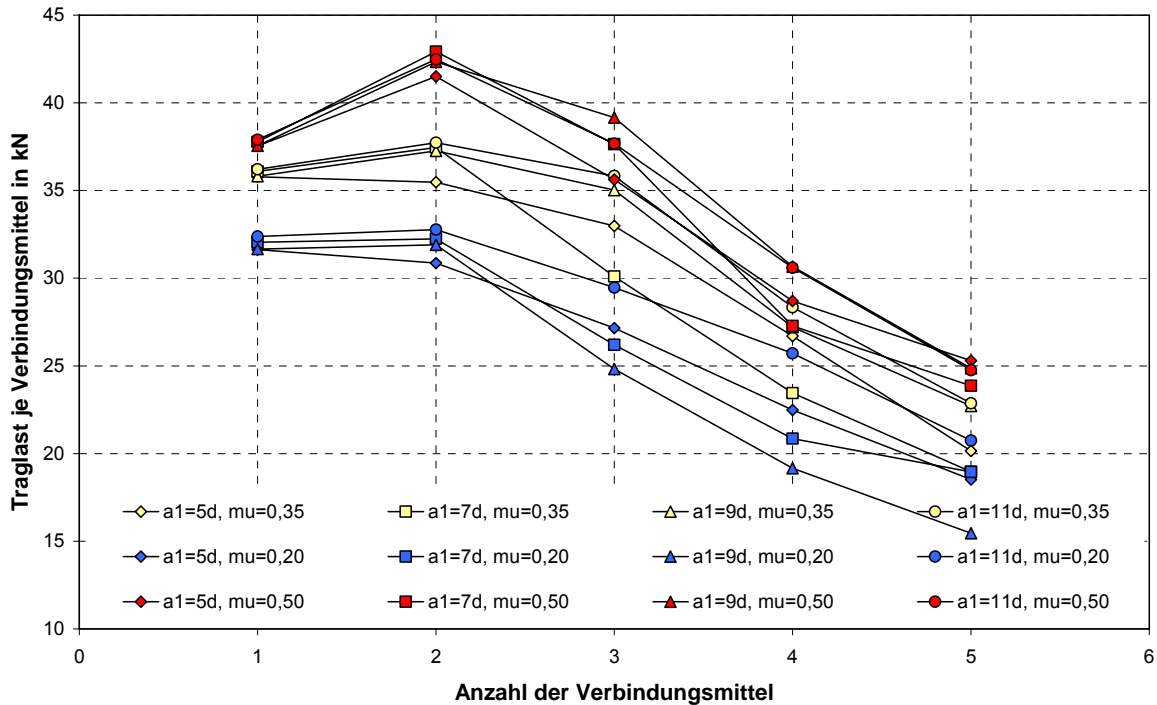


Bild 4-41 Modell 2 mit  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 12 \text{ mm}$  – Variation der Reibung

Aus diesem Grund wurden für das zweite Modell die Spaltrisse ausgewertet. Hierzu wurden für jede Verbindung an der Stelle der Höchstlast entlang der Risslinie die Interface-Elemente ausgewertet. Solange die Rissöffnung geringer war als die Grenzverschiebung  $\Delta_n$  der Interface-Elemente, waren die Interface-Elemente an dieser Stelle noch vollständig aktiv. Spalten trat auf, sobald die Rissöffnung größer war als die Grenzverschiebung  $\Delta_n$  der Interface-Elemente.

Für Holz mit einer Rohdichte von  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  wurde unter Berücksichtigung der Kalibrierung der Interface-Elemente in Abschnitt 4.2 eine Grenzverschiebung von  $\Delta_n = 0,15 \text{ mm}$  bei einer Quersugfestigkeit des Holzes von  $f_n = 0,87 \text{ N/mm}^2$  angenommen. Für Holz mit einer Rohdichte von  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  betragen diese Werte  $\Delta_n = 0,10 \text{ mm}$  und  $f_n = 0,95 \text{ N/mm}^2$ .

In Bild 4-42 ist der Verlauf der Rissöffnung an der Stelle der Höchstlast für Verbindungen mit  $n = 1$  bis 5 Verbindungsmitteln mit 12 mm Durchmesser abgebildet. Der Verlauf der Rissöffnung wurde an Verbindungen mit einer Rohdichte des Holzes von  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  sowie mit einem Abstand der Verbindungsmittel untereinander von  $a_1 = 7 \cdot d = 84 \text{ mm}$  berechnet. Der Abstand zum beanspruchten Bauteilende beträgt  $a_{1,c} = 5 \cdot d = 60$ , derjenige zum beanspruchten Bauteilende beträgt  $a_{1,c} = 7 \cdot d = 84$ . Dargestellt ist hierbei der gesamte Verlauf entlang der Risslinie

vom unbeanspruchten (Lage = 0 mm) bis hin zu beanspruchtem Bauteilende. Für eine Rohdichte des Holzes von  $450 \text{ kg/m}^3$  wurde eine Grenzverschiebung der Interface-Elemente von  $\Delta_n = 0,10 \text{ mm}$  zugrunde gelegt. Eine Trennung der Holzfasern kann daher bei einer Rissöffnung von  $\Delta_n > 0,10 \text{ mm}$  angenommen werden.

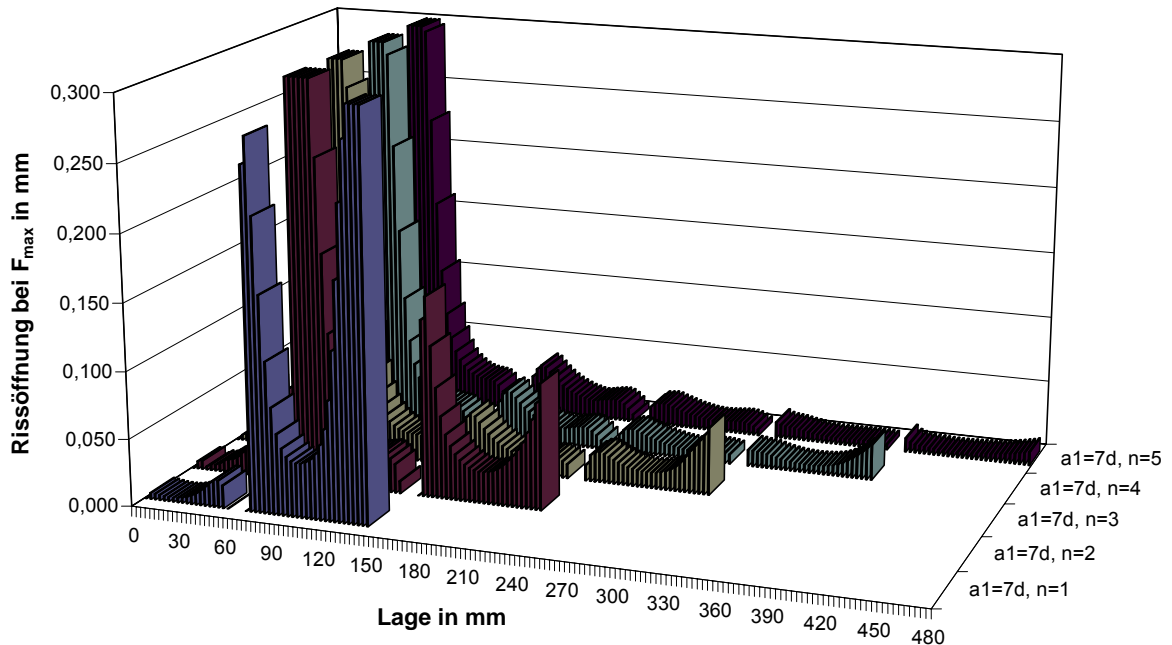


Bild 4-42 Modell 2 mit  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 12 \text{ mm}$  – Rissöffnungen bei  $F_{\max}$

Für die Verbindung mit  $n = 1$  Stabdübel tritt das Spalten des Holzes im Bereich zwischen dem Stabdübel und dem beanspruchten Bauteilende auf. Bei Erreichen der Höchstlast war der Bereich zwischen dem Stabdübel und dem Bauteilende beinahe vollständig durchgerissen. Die Höchstlast wurde bei einer Eindrückung des Stabdübels von  $x = 1 \text{ mm}$  erreicht. Unterhalb der Eindrückung des Stabdübels von  $x = 1 \text{ mm}$  (für  $x = 0,2; 0,4; 0,6$  und  $0,8 \text{ mm}$ ) stellten sich die Verläufe der Rissöffnung entsprechend Bild 4-43 ein. Mit zunehmender Eindrückung  $x$  des Stabdübels nahm die Rissöffnung zu. Ein Durchreißen zwischen dem Stabdübel und dem beanspruchten Bauteilende fand bei einer Eindrückung von  $x = 1 \text{ mm}$  statt.

Für Verbindungen mit mehr als einem Stabdübel fand das zum endgültigen Versagen der Verbindung führende Spalten in der Regel zwischen dem ersten und dem zweiten Stabdübel statt. In Bild 4-44 ist für eine Verbindung mit  $n = 3$  Stabdübeln der Verlauf der Rissöffnung für Eindrückungen der Stabdübel zwischen  $x = 0,2 \text{ mm}$  und  $x = 1 \text{ mm}$  dargestellt. Die Höchstlast wurde bei einer Eindrückung von  $x = 1 \text{ mm}$  erreicht. An dieser Stelle waren die Holzfasern lediglich im Bereich zwischen dem ersten und dem zweiten Stabdübel durchgetrennt. Mit zunehmender Eindrückung nahm die Rissöffnung überproportional zu und die Last ab.

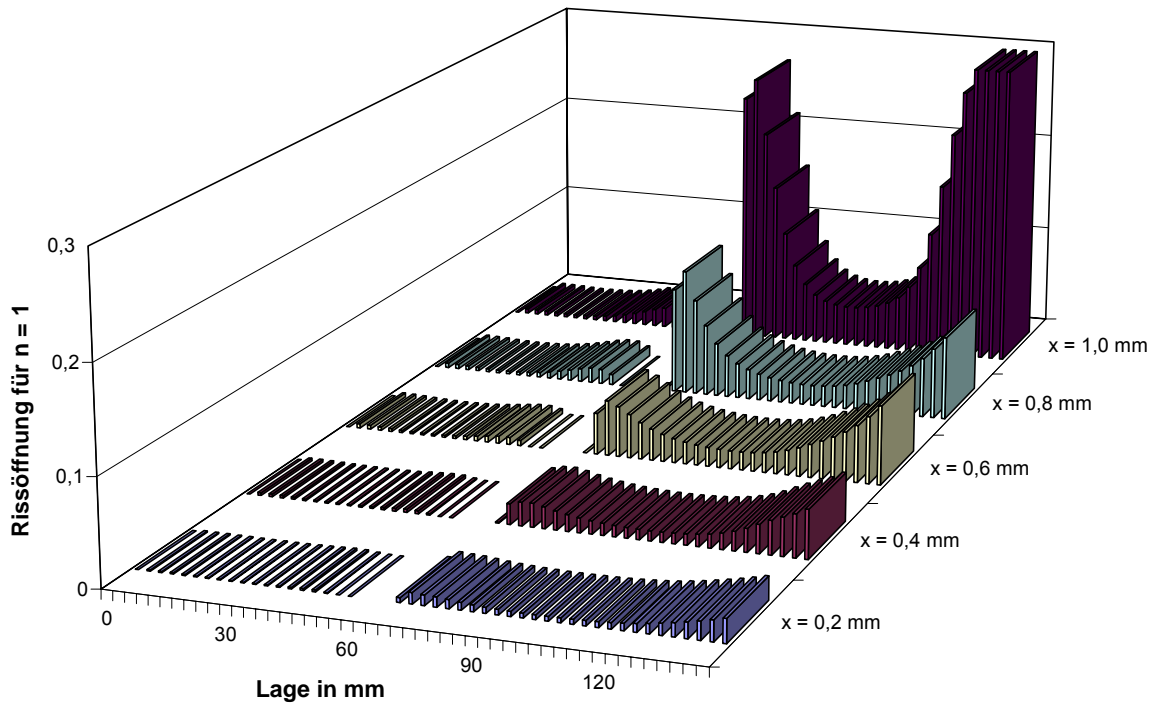


Bild 4-43 Rissöffnungen für  $n = 1$  zwischen  $x = 0$  und  $x = x(F_{\max})$  für Modell 2 mit  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$   $d = 12 \text{ mm}$

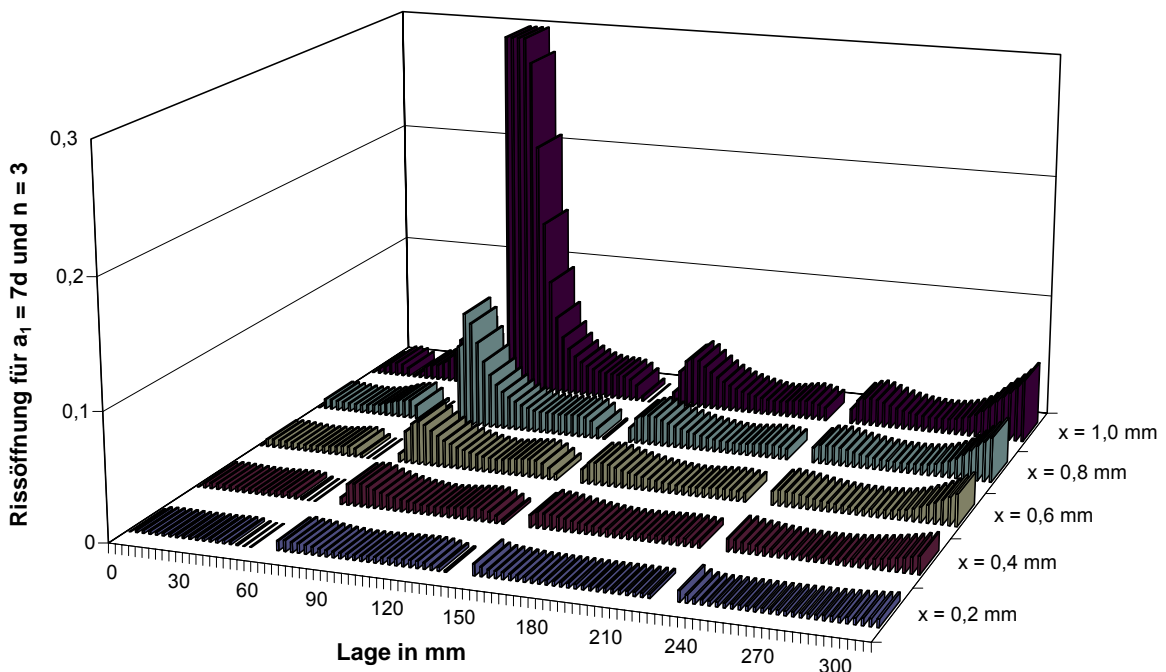


Bild 4-44 Rissöffnungen für  $n = 3$  zwischen  $u = 0$  und  $u = u(F_{\max})$  für Modell 2 mit  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$   $d = 12 \text{ mm}$

Der Verlauf der Rissöffnung für eine Verbindung mit  $n = 5$  Stabdübeln ist in Bild 4-45 dargestellt. Entsprechend den bisherigen Beobachtungen fand auch bei die-

ser Verbindung das Spalten zwischen dem ersten und dem zweiten Stabdübel bei einer Eindrückung des Stabdübels von 1 mm im Holz statt.

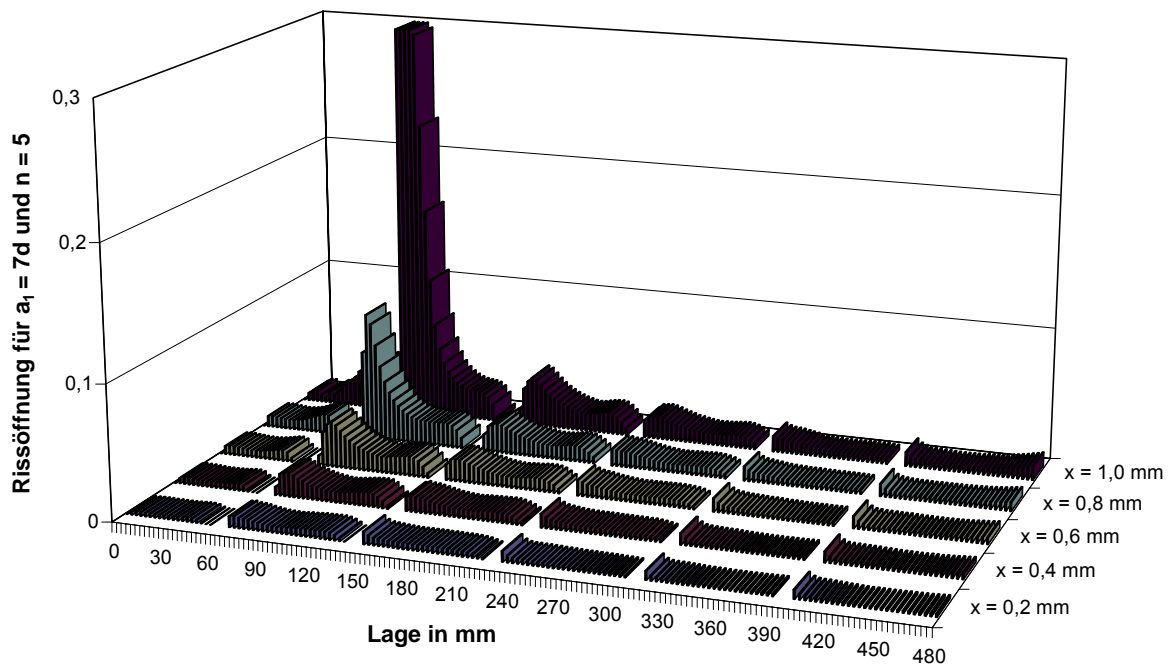


Bild 4-45 Rissöffnungen für  $n = 5$  zwischen  $u = 0$  und  $u = u(F_{\max})$  für Modell 2 mit  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$   $d = 12 \text{ mm}$

Für Verbindungen mit anderen Parametern sowie mit mehr als einem Stabdübel sind die Rissöffnungsverläufe sehr ähnlich. Ein Spaltversagen im Feld zwischen dem ersten und dem zweiten Stabdübel tritt auf, solange der Abstand  $a_{1,t}$  vom beanspruchten Bauteilende zum benachbarten Stabdübel ausreichend groß ist und demzufolge an dieser Stelle kein Spalten stattfindet.

Die Verläufe der Rissöffnungen entsprechend Bild 4-42 an der Stelle der Höchstlast für alle berechneten unverstärkten Verbindungen sind im Anhang 7.1 in Bild 7-13 bis Bild 7-36 zusammengestellt.

#### 4.5 Berechnung von verstärkten Verbindungen

Das Ziel dieses Vorhabens war ein Berechnungsverfahren für spaltgefährdete und verstärkte Verbindungen unter Verwendung der Finite-Elemente-Methode herzuleiten. Im Abschnitt 4.4 wurde zunächst überprüft, inwieweit das Finite-Elemente-Modell für spaltgefährdete Verbindungen ohne Verstärkungsschrauben den Berechnungsmodellen von Jorissen und Schmid entspricht. Obwohl alle verwendeten Elemente mit der größtmöglichen Genauigkeit und möglichst wirklichkeitsnah kalibriert wurden, wurde eine Diskrepanz zwischen den Finite-Elemente-Berechnungen und den Untersuchungen von Jorissen festgestellt. Im Rahmen dieser Un-

tersuchungen wurde gezeigt, dass die nach Gleichung (1) berechnete Abminderung der Tragfähigkeit für spaltgefährdete Verbindungen offensichtlich zu gering ist. Insbesondere für Verbindungen mit mehreren Stabdübeln mit großen Durchmessern ist die numerisch ermittelte Tragfähigkeit deutlich geringer als der in Anlehnung an die DIN 1052:2004-08 berechnete Wert der Tragfähigkeit. Die größte Diskrepanz wurde bei Verbindungen mit fünf hintereinander angeordneten Stabdübeln mit 36 mm Durchmesser festgestellt.

Trotz der oben beschriebenen Diskrepanz wurden weitere Finite-Elemente-Berechnungen an spaltgefährdeten, jedoch mit Vollgewindeschrauben verstärkten Verbindungen durchgeführt. Dabei sollte ferner gezeigt werden, dass eine wirklichkeitsnahe Berechnung von verstärkten Verbindungen mittels der Finite-Elemente-Methode möglich ist.

Zur Aufnahme der Spaltzugkräfte in spaltgefährdeten Verbindungen werden die Vollgewindeschrauben rechtwinklig zur Holzfaserrichtung und rechtwinklig zur Stabdübelachse angeordnet. Diese Verstärkungsschrauben können entweder in jedem Feld zwischen zwei benachbarten Stabdübeln oder aber auch nur in dem Feld zwischen dem beanspruchten Bauteilende und dem ersten Stabdübel angeordnet werden. Ferner kann der Abstand der Verstärkungsschrauben zum benachbarten Stabdübel variiert werden. Nach Schmid [2] werden die Verstärkungsschrauben genau in Feldmitte zwischen zwei benachbarten Stabdübeln angeordnet. In [4] wird jedoch empfohlen, die Verstärkungsschrauben mit dem geringsten Abstand zu dem benachbarten Stabdübel ins Holz einzudrehen. Bei einem kleinen Abstand der Verstärkungsschrauben zum benachbarten Stabdübel wird die Risslänge auf ein Minimum reduziert. Ferner ist es bei einer Anordnung der Schrauben im direkten Kontakt zu den Stabdübeln möglich, die Tragfähigkeit der Verbindung durch die Auflagerwirkung der Schrauben weiter zu steigern. Ein weiterer Parameter, welcher variiert werden kann, ist das Verhältnis zwischen der axialen Tragfähigkeit der Verstärkungsschrauben und der Kraftkomponente der Stabdübel in Faserrichtung des Holzes für den Fall einer nicht spaltgefährdeten Verbindung.

Aufgrund der zahlreichen Parameter bedarf die Herleitung eines Berechnungsverfahrens für verstärkte Verbindungen mittels der Methode der Finiten-Elemente zahlreicher unterschiedlicher Modellvariationen. Zusätzlich müssen auch die Parameter berücksichtigt werden, welche im Rahmen der Berechnungen von unverstärkten Verbindungen bereits variiert wurden. Das sind zum Beispiel die Anzahl der Stabdübel  $n$ , der Abstand  $a_1$ , der Stabdübelndurchmesser  $d$  und die Rohdichte des Holzes.



Vorberechnungen mit verstärkten Verbindungen mit einem Stabdübel mit 12 mm Durchmesser ergaben eine durchschnittliche Berechnungsdauer von etwa zwei Stunden. Verstärkte Verbindungen mit fünf hintereinander angeordneten Stabdübeln mit 36 mm Durchmesser benötigten etwa 24 Stunden Berechnungszeit. Alle Berechnungen wurden am Hochleistungsrechner der Universität Karlsruhe (TH) durchgeführt. Aufgrund dieses erheblichen Berechnungsaufwandes für verstärkte Verbindungen konnten im Rahmen dieser Untersuchungen nicht alle oben genannten Parameter variiert werden.

Zu Reduzierung des Berechnungsaufwandes wurden daher folgende Vereinfachungen bezüglich der Anordnung und Auswahl der Verstärkungsschrauben getroffen:

1. Die Verstärkungsschrauben wurden in jedem Feld zwischen zwei benachbarten Stabdübeln sowie im Feld zwischen dem beanspruchten Bauteilende und dem benachbarten Stabdübel angeordnet. Der ungünstigere Fall der Anordnung von lediglich einer Verstärkungsschraube zwischen dem beanspruchten Bauteilende und dem benachbarten Stabdübel wurde im Rahmen dieser Arbeit nicht untersucht.
2. Der Abstand der Schrauben zum benachbarten Stabdübel betrug bei allen Finite-Elemente-Modellen stets  $a_v = 0,25 \cdot a_1$ . Der Abstand  $a_1$  ist dabei der Abstand der Stabdübel untereinander. Direkt im Kontakt zu den Stabdübeln angeordnete Schrauben ( $a_v = 0$  mm) wurden im Rahmen dieser Arbeit nicht untersucht. Für diese Anwendung existiert bereits ein einfaches Finite-Elemente-Modell sowie ein analytischer Ansatz (vgl. [4]).
3. Die axiale Tragfähigkeit der Verstärkungsschrauben wurde so gewählt, dass sie stets 30% der faserparallelen Kraftkomponente je Stabdübel betrug. Die Kraftkomponente je Stabdübel wurde dabei unter Berücksichtigung des ersten Versagensmechanismus nach Johansen sowie ohne Spalten berechnet. Das für die Berechnungen zugrunde gelegte Verhältnis von 0,3 zwischen der axialen Kraftkomponente in der Verstärkungsschraube und der faserparallel Kraftkomponente je Stabdübel wurde den Untersuchungen von Schmid (vgl. [2]) entnommen. Unter Berücksichtigung dieser Annahmen wurden für die Verstärkungsschrauben folgende Tragfähigkeiten  $R_{ax}$  ermittelt und der Finite-Elemente-Berechnung zugrunde gelegt:

			Stabdübeldurchmesser d in mm		
			12	24	36
für Holz mit $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$	$f_{h,SD\ddot{u}}$	[N/mm <sup>2</sup> ]	25,3	21,8	18,4
	$R_{SD\ddot{u}} = t \cdot d \cdot f_{h,SD\ddot{u}}$	[kN]	30,4	52,3	66,2
	$R_{ax} = 0,3 \cdot R_{SD\ddot{u}}$	[kN]	9,11	15,7	19,9
für Holz mit $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$	$f_{h,SD\ddot{u}}$	[N/mm <sup>2</sup> ]	32,5	28,0	23,6
	$R_{SD\ddot{u}} = t \cdot d \cdot f_{h,SD\ddot{u}}$	[kN]	39,0	67,2	85,0
	$R_{ax} = 0,3 \cdot R_{SD\ddot{u}}$	[kN]	11,7	20,2	25,5

- Das Verhältnis zwischen dem Durchmesser  $d_s$  der Verstärkungsschrauben und dem Durchmesser der Stabdübel d wurde zu  $d_s = 0,5 \cdot d$  angenommen.
- Für das Ausziehverhalten der Verstärkungsschrauben aus dem Holz wurde vereinfacht ein linear-elastisches Last-Verschiebungsverhalten unter Berücksichtigung der axialen Tragfähigkeit  $R_{ax}$  und des axialen Verschiebungsmoduls  $K_{ax}$  angenommen. Die axiale Tragfähigkeit bei Beanspruchung auf Herausziehen wurde zu  $R_{ax} = 0,3 \cdot R_{SD\ddot{u}}$  entsprechend obiger Tabelle angenommen. Der Verschiebungsmodul  $K_{ax}$  auf Herausziehen beanspruchter Schrauben berechnet sich nach Gleichung (14) (vgl. [7]).

$$K_{ax} = 234 \cdot (\rho \cdot d)^{0,2} \cdot \ell_s^{0,4} \quad (14)$$

Die Berechnungen an verstärkten Verbindungen wurden darüber hinaus unter Berücksichtigung folgender Parameter durchgeführt:

Durchmesser der Stabdübel:	$d = 12 \text{ mm}, 24 \text{ mm und } 36 \text{ mm}$
Rohdichte des Holzes :	$\rho = 350 \text{ kg/m}^3 \text{ und } \rho = 450 \text{ kg/m}^3$
Abstand der Stabdübel untereinander:	$a_1 = 5 \cdot d, 7 \cdot d, 9 \cdot d \text{ und } 11 \cdot d$
Anzahl der Stabdübel:	$n = 1, 2, 3, 4 \text{ und } 5$
Hirnholzabstand:	$a_{1,t} = 7 \cdot d$
Bauteilhöhe:	$h = 6 \cdot d$
Holzdicke:	$t = 100 \text{ mm}$

Alle Berechnungen wurden nur am zweiten Modell durchgeführt, da bei Berechnungen am ersten Modell bei den hohen Lasten auf Zug beanspruchte Elemente aufgrund des gewählten Materialverhaltens zu fließen beginnen.

Die Verstärkungsschrauben wurden mit Hilfe von Federelementen mit linear-elastischen Materialeigenschaften unter Berücksichtigung der axialen Tragfähigkeit  $R_{ax}$  und des Verschiebungsmoduls  $K_{ax}$  abgebildet. Die Federelemente vom Typ „Combin39“ wurden in einem Abstand von  $a_v = 0,25 \cdot a_1$  zu den zugehörigen Stabdübeln als Verbindungsfeder zwischen den beiden durch die Risslinie getrennten Holzteilen angeordnet. Da ein axiales Verschieben der Verstärkungsschrauben aus beiden durch die Risslinie getrennten Holzteilen stattfinden kann, wurde der axiale Verschiebungsmodul nach Gleichung (14) für jede Verstärkungsschraube in Reihe geschaltet. Je Schraube berechnet sich der axiale Verschiebungsmodul unter Berücksichtigung der Möglichkeit eines Herausziehens aus beiden Bauteilen zu  $K_{ax, Schraube} = 0,5 \cdot K_{ax}$ .

Ziel dieser reduzierten Berechnungen war es, den Bemessungsvorschlag nach Schmid (vgl. [2]) zur Dimensionierung der Verstärkungsschrauben in verstärkten Verbindungen zu überprüfen und gegebenenfalls zu korrigieren. Wie bereits in der Einleitung angedeutet, gilt das Berechnungsmodell nach Schmid streng genommen nur für Verstärkungsschrauben mit einer endlosen axialen Steifigkeit. Ein Spaltriss kann sich dabei nur zwischen der Verstärkungsschraube und dem benachbarten Stabdübel ausbilden.

Zur Beurteilung der Ergebnisse sind im Anhang 7.2 Tabellen und Diagramme angegeben. In Tabelle 7-13 bis Tabelle 7-18 sind die wichtigsten Ergebnisse für verstärkte und zum Vergleich der Ergebnisse für unverstärkte Verbindungen zusammengestellt. In den ersten sechs Spalten sind die wichtigsten tragfähigkeitsrelevanten Parameter angegeben. In Spalte acht sind die erreichten Höchstlasten für die gesamte unverstärkte Verbindung angegeben. Die Quotienten aus den ermittelten Höchstlasten für unverstärkte Verbindungen und der Anzahl der Verbindungsmittel sind in Spalte 10 zusammengestellt. Die daraus ermittelte Lochleibungsspannung unter Berücksichtigung einer konstanten Spannungsverteilung ist in der siebten Spalte angegeben. Die bisher genannten Werte können ebenso den Tabellen für unverstärkte Verbindungen im Anhang 7.1 entnommen werden. Spalte neun beinhaltet die nach Gleichung (1) berechneten Verhältnisse zwischen der wirksamen und der tatsächlichen Anzahl hintereinander angeordneter Stabdübel. In der elften Spalte sind die in Anlehnung an DIN 1052:2004-08 rechnerisch ermittelten Tragfähigkeiten angegeben. Zum besseren Vergleich mit den numerischen Ergebnissen wurden diese Tragfähigkeiten nur für den ersten Versagensmecha-

nismus nach Johansen unter Berücksichtigung der wirksamen Anzahl hintereinander angeordneter Verbindungsmittel berechnet. Neu in diesen Tabellen sind die Werte in Spalte 12. In dieser letzten Spalte sind in jeder Tabelle die Tragfähigkeiten für verstärkte Verbindungen zusammengestellt. Diese wurden als Quotient aus der Höchstlast für die ganze Verbindung und der tatsächlichen Anzahl der Verbindungsmittel ermittelt. Solange diese Tragfähigkeiten größer sind als der Wert der Tragfähigkeit nach Johansen, neigen die Verbindungen nicht zum Spalten. Der Wert der Tragfähigkeit für den ersten Versagensmechanismus nach Johansen ist stets in der ersten Zeile für jede Versuchsreihe angegeben. Dieser wurde für  $n_{ef} = 1$  Stabdübel ermittelt. Sind jedoch die ermittelten Tragfähigkeiten geringer als der nach Johansen berechnete Wert, so ist die nach Schmid dimensionierte Verstärkung nicht ausreichend. Für diesen Fall sind die Werte in den Tabellen grau hinterlegt.

Zur anschaulichen Beurteilung der Verstärkung wurden darüber hinaus Diagramme erstellt. Diese Diagramme sind im Anhang 7.2 in Bild 7-37 bis Bild 7-42 zusammengestellt. Am Bild 4-46 wird der Inhalt dieser Diagramme erklärt. Die Verläufe in Bild 4-46 gelten für Verbindungen mit Stabdübeln mit 12 mm Durchmesser sowie für Holz mit einer Rohdichte von  $450 \text{ kg/m}^3$ .

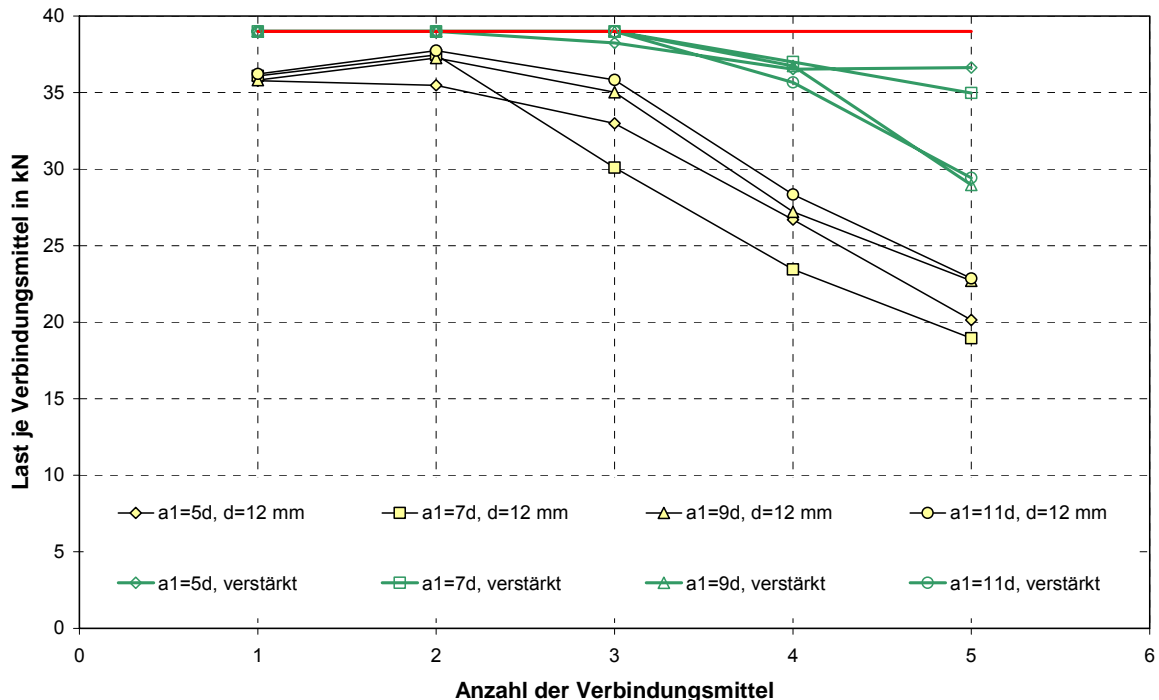


Bild 4-46 Verstärkte und unverstärkte Verbindungen mit  $d = 12 \text{ mm}$  und mit einer Rohdichte von  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$

In Bild 4-46 sind die ermittelten Traglasten je Stabdübel in Abhängigkeit von der Anzahl hintereinander angeordneter Verbindungsmittel dargestellt. Die Ergebnisse

aus den Finite-Elemente-Berechnungen für unverstärkte Verbindungen werden durch die schwarzen Linien dargestellt. Mit zunehmender Anzahl hintereinander angeordneter Stabdübel nimmt die Traglast je Stabdübel und Scherfuge ab. Die rote Linie stellt die Tragfähigkeit dar, die nach der Theorie von Johansen für den ersten Versagensmechanismus ohne Fließgelenke im Stabdübel sowie für eine konstante Verteilung der Lochleibungsfestigkeit entlang der Stabdübelachse berechnet wurde.

Neu in Bild 4-46 sowie in den Diagrammen im Anhang 7.2 sind die grünen Kurvenverläufe. Diese stellen die Ergebnisse aus den Finite-Elemente-Berechnungen mit verstärkten Verbindungen dar. Solange die Tragfähigkeit einer verstärkten Verbindung in etwa gleich der Tragfähigkeit nach Johansen ist, neigt die Verbindung nicht zum Spalten. Die Verstärkungselemente sind damit ausreichend dimensioniert, können die Spaltzugkräfte aufnehmen und somit das Spalten des Holzes verhindern. Eine Verstärkung ist jedoch nicht ausreichend dimensioniert, falls die Tragfähigkeit der verstärkten Verbindung geringer ist als der entsprechende Wert der Tragfähigkeit berechnet nach der Theorie von Johansen mit  $n_{ef} = 1$  (kein Spalten). Für diesen Fall neigt das Holz in einer Verbindung trotz der Verstärkung zum Spalten. Dies ist der Fall, wenn die grünen Kurven unterhalb der roten Linie liegen.

Für die Verbindungen in Bild 4-46 mit Stabdübeln mit 12 mm Durchmesser und mit Holz mit einer Rohdichte von  $450 \text{ kg/m}^3$  sind bis zu einer Anzahl von etwa drei hintereinander angeordneten Stabdübeln die Traglasten für den verstärkten Fall mindestens so groß wie die nach der Theorie von Johansen berechneten Traglasten. Zwecks besserer Anschauung wurden die grünen Kurven in den Tabellen nicht über die rote Linie hinausgezeichnet. Die genauen Werte können jedoch den Tabellen im Anhang 7.2 entnommen werden. Für Verbindungen mit vier und fünf hintereinander angeordneten Stabdübeln reicht die Verstärkung offensichtlich nicht aus. In diesem Bereich liegen die grünen Kurven unterhalb der roten Linie. Obwohl die Verstärkungsschrauben für eine axiale Tragfähigkeit von  $R_{ax} = 0,3 \cdot R_{SDü}$  dimensioniert wurden, neigt bei diesen Verbindungen das Holz zum Spalten.

Hierbei muss jedoch erwähnt werden, dass alle Berechnungen an einem Scheibenmodell durchgeführt wurden und infolgedessen die Ergebnisse lediglich für den ersten Versagensmechanismus nach Johansen gültig sind. Für Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln können unter Umständen andere Versagensmechanismen mit geringeren Werten der Tragfähigkeit maßgebend werden. Somit wäre möglicherweise die Verstärkung, welche für eine Spaltzugkraft von  $F_{ax} = 0,3 \cdot R_{SDü}$  dimensioniert wurde, ausreichend.

Die übrigen Diagramme zur Darstellung des Traglastverlaufes in Abhängigkeit von der Anzahl hintereinander angeordneter Stabdübel für mit Vollgewindeschrauben verstärkte Verbindungen sind im Anhang 7.2 zusammengestellt. In Bild 7-37 für Verbindungen mit  $d = 12 \text{ mm}$  und mit  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  ist zu erkennen, dass die Traglasten für verstärkte Verbindungen nahe den Traglasten liegen, welche nach der Theorie von Johansen berechnet wurden. Offensichtlich neigen diese Verbindungen nicht zum Spalten. Verstärkungsschrauben, die für eine axiale Spaltzugkraft von  $F_{ax} = 0,3 \cdot R_{SDü}$  dimensioniert werden, sind für derartige Verbindungen ausreichend.

Bei allen anderen Verbindungen, insbesondere bei Verbindungen mit Stabdübeln mit 24 und 36 mm Durchmesser, sind die Verstärkungsschrauben für mehrere hintereinander angeordnete Stabdübel nicht ausreichend dimensioniert. Die Traglasten sind trotz der Verstärkungsschrauben geringer als die nach Johansen berechneten Werte unter Berücksichtigung des ersten Versagensmechanismus. Damit das Spalten vermieden werden kann, sollten Verstärkungsschrauben mit höherer Tragfähigkeit angeordnet bzw. die Anzahl der Verstärkungsschrauben erhöht werden.

Inwieweit eine Erhöhung der Tragfähigkeit der Verstärkungsschrauben bzw. eine Verminderung des Abstandes der Schrauben zu den zugehörigen Stabdübeln einen Einfluss auf das Tragverhalten von verstärkten Verbindungen haben, wurde aufgrund des großen Berechnungsaufwandes im Rahmen dieser Arbeit nicht untersucht. Hierzu wäre es notwendig, den Abstand  $a_v$  kontinuierlich zu verkleinern sowie die axiale Tragfähigkeit der Verstärkungsschrauben kontinuierlich zu steigern bis die Traglast der Verbindung der Traglast nach der Theorie von Johansen entspricht. Erst dann könnte eine Aussage über den erforderlichen Verstärkungsgrad gemacht werden.

## 5 Zusammenfassung

Im Rahmen dieser Untersuchungen wurden zunächst Versuche an spaltgefährdeten Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln durchgeführt. Es wurden unverstärkte sowie mit Vollgewindeschrauben verstärkte Stahlblech-Holz-Verbindungen geprüft. Dabei wurde in erster Linie untersucht, wie spaltgefährdete Verbindungen mit Vollgewindeschrauben zu verstärken sind, damit das Spalten des Holzes wirkungsvoll vermieden werden kann. Die hierbei erzielten Erkenntnisse wurden bei der Erstellung des Finite-Elemente-Modells zur Abbildung verstärkter und unverstärkter spaltgefährdeter Verbindungen verwendet.

Im weiteren Verlauf der Untersuchungen wurde unter Verwendung der Methode der Finiten-Elemente ein Scheibenmodell erstellt, mit dessen Hilfe die Tragfähigkeit spaltgefährdeter Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln berechnet werden kann. Hierbei können unverstärkte, aber auch mit Vollgewindeschrauben verstärkte Verbindungen berechnet werden. Im Vergleich zu einem Volumenmodell können Scheibenmodelle mit der Finite-Elemente-Methode wesentlich zeitsparender berechnet werden. Allerdings können bei einem Scheibenmodell Verformungen nur in einer Ebene untersucht werden. Damit gilt das im Rahmen dieser Arbeit untersuchte Scheibenmodell streng genommen nur für ein Versagen entsprechend dem ersten Versagensmechanismus nach Johansen. Dieser ist gekennzeichnet durch eine konstante Lochleibungsspannung entlang der Achse des Verbindungsmittels. Ferner treten bei diesem Versagensmechanismus keine Fließgelenke im stiftförmigen Verbindungsmittel auf.

Für das Scheibenmodell wurden alle tragfähigkeitsrelevanten Parameter kalibriert. Zur Abbildung der Spaltrisse im Holz wurden Interface-Elemente „Inter202“ verwendet, welche ab der Version 10 des Finite-Elemente-Programms ANSYS zur Verfügung angeboten werden. Die Interface-Elemente werden stets entlang einer zugrunde gelegten Risslinie angeordnet. Die Eigenschaften dieser Interface-Elemente, die Querkzugfestigkeit und die Grenzverschiebung wurden unter Verwendung von 50 Tragfähigkeitsversuchen mit CT-Proben kalibriert.

Ferner wurden die Elemente zur Abbildung des Lochleibungsverhaltens kalibriert. Hierbei wurde die Kontaktzone zwischen der Oberfläche der Stabdübel und der Oberfläche des Holzes mit Kontakt-Elementen „Contac171“ und „Target169“ abgebildet. Zur Abbildung des Holzes wurden Scheibenelemente „Plane182“ mit nichtlinearen Materialeigenschaften verwendet.

Mit diesen kalibrierten Elementen wurden die Modelle zur Abbildung spaltgefährdeter verstärkter und unverstärkter Verbindungen erstellt, berechnet und ausge-

wertet. Trotz der Kalibrierung der Einzelemente wurde keine gute Übereinstimmung zwischen den Ergebnissen aus der Finite-Elemente-Berechnung und den bisher bekannten Berechnungsmodellen erzielt.

Die berechneten Traglasten für unverstärkte Verbindungen waren deutlich geringer als die nach DIN 1052:2004-08 berechneten Werte der Tragfähigkeit unter Berücksichtigung der Theorie von Johansen für den ersten Versagensmechanismus sowie unter Berücksichtigung der wirksamen Anzahl hintereinander angeordneter Verbindungsmittel. Mit zunehmender Anzahl hintereinander angeordneter Verbindungsmittel sowie mit zunehmendem Durchmesser der Verbindungsmittel steigt dabei der Unterschied an.

Für spaltgefährdete Verbindungen, die unter Berücksichtigung der Angaben in [2] ausreichend verstärkt wurden, konnte das Spalten „rechnerisch“ nicht vermieden werden. Die numerischen Berechnungen zeigten, dass in einigen Fällen die Verstärkungsschrauben nicht ausreichend dimensioniert waren.

Ein eventueller Grund für diese Diskrepanzen liegt in den Einschränkungen hinsichtlich der Berechnung des Werkstoffes Holz mit der Methode der Finiten-Elemente. Bisher ist es nicht möglich, alle Eigenschaften des Holzes vereint mit einem einzigen Element und Materialgesetz abzubilden. Damit Holz ausreichend genau mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode abgebildet werden kann, müssen mehrere unterschiedliche Elemente und Materialgesetze miteinander kombiniert werden. Am Beispiel des zweiten Modells wurde vorgeführt, wie das zunächst angenommene Materialgesetz für ein bestimmtes Element aufgrund von Spannungsänderungen angepasst werden muss. In diesem speziellen Fall wurde allen Elementen das Materialgesetz des Holzes bei Beanspruchung auf Druck zugewiesen und nach dem ersten Berechnungsschritt das Materialgesetz entsprechend der Elementspannung angepasst. Diese Manipulation der Elementeigenschaften hat zu Folge, dass die numerisch ermittelten Ergebnisse von den reellen Werten geringfügig abweichen.

Ferner stellte sich im Rahmen dieser Untersuchungen heraus, dass aufgrund der Komplexität der Modelle die Berechnungszeit auf einem Hochleistungsrechner deutlich größer ist, als der vergleichbare Aufwand für einen gleichwertigen Traglastversuch. Wirtschaftlich betrachtet stellen die Finite-Elemente-Berechnungen keinen Ersatz für Traglastversuche dar. Aus diesem Grund wurde im Rahmen dieser Untersuchungen der Schwerpunkt nicht auf die numerische Herleitung eines allgemein gültigen Berechnungsverfahrens für verstärkte Verbindungen gesetzt. Viel mehr war das Ziel dieser Untersuchungen zu zeigen, wie Holz mit der Methode der Finiten-Elemente trotz einiger Einschränkungen modelliert werden kann



und welche Punkte bei der Erstellung eines Finite-Elemente-Modells beachtet werden müssen. Die durchgeführten Kalibrierungen für die Interface-Elemente zur Abbildung der Rissbildung sowie die Elemente zur Abbildung des Lochleibungsverhaltens können dennoch für weitere Finite-Elemente-Modelle Verwendung finden.

Trotz der vielen Einschränkungen hinsichtlich der Modellierung bietet die Methode der Finiten-Elemente gegenwärtig die sinnvollste computergestützte Methode zur Abbildung von komplexen Strukturen, wie derjenigen des Werkstoffes Holz.

## 6 Literatur

- [1] Blaß, H.J.; Ehlbeck, J.; Kreuzinger, H.; Steck, G. (2005). Text und Erläuterungen zur DIN 1052:2004-08. Bruderverlag Albert Bruder, 2005. ISBN 3-87104-146-7
- [2] Schmid, M. (2002). Anwendung der Bruchmechanik auf Verbindungen mit Holz. 5. Folge – Heft 7. Berichte der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Fridericiana in Karlsruhe (TH)
- [3] Jorissen, A.J.M. (1998). Double Shear Timber Connections with Dowel Type Fasteners. Delft University Press, Delft, 1998
- [4] Bejtka, I. (2005). Verstärkung von Bauteilen aus Holz mit Vollgewindschrauben. Band 2 der Reihe „Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau“, Universitätsverlag Karlsruhe. ISSN 1860-093X. ISBN 3-937300-54-6
- [5] Ehlbeck, J.; Colling, F.; Görlacher, R. (1985). Einfluss keilgezinkter Lamellenauf die Biegefestigkeit von Brettschichtholzträgern. Teil 1 bis 3 aus „Holz als Roh und Werkstoff“ 43. S.333-337, S.369-373, S.439-442
- [6] Frese, M. (2006). Die Biegefestigkeit von Brettschichtholz aus Buche. Band 5 der Reihe „Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau“, Universitätsverlag Karlsruhe. ISSN 1860-093X. ISBN 3-86644-043-X
- [7] Blaß, H.J.; Bejtka, I.; Uibel, T. (2006). Tragfähigkeit von Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde. Band 4 der Reihe „Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau“, Universitätsverlag Karlsruhe. ISSN 1860-093X. ISBN 3-86644-034-X
- [8] Lantos, G. (1969). Load distribution in a row of fasteners subjected to lateral load. In “Wood Science 1(3)”. S.129-136
- [9] Werner, H. (1993). Tragfähigkeit von Holz-Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln unter Berücksichtigung streuender Einflussgrößen. 4. Folge - Heft 28. Berichte der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Fridericiana in Karlsruhe (TH)

## 7 Anlagen

### 7.1 Anlagen zum Abschnitt 4.4

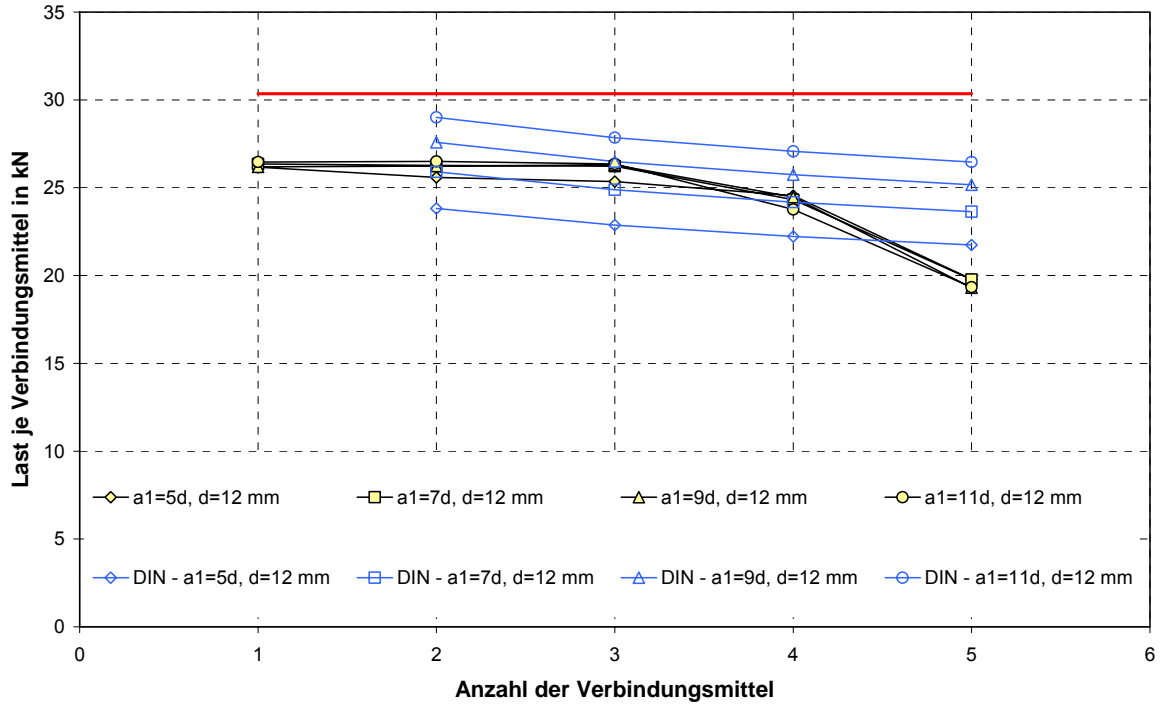


Bild 7-1 Modell 1 mit  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 12 \text{ mm}$

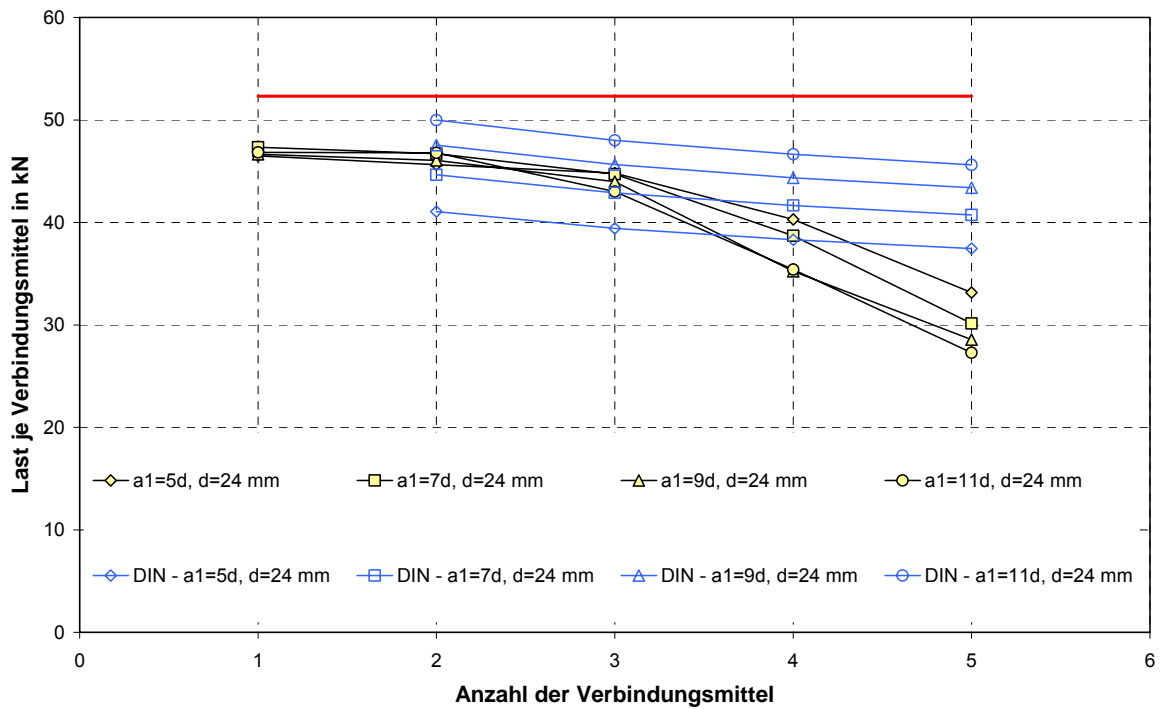
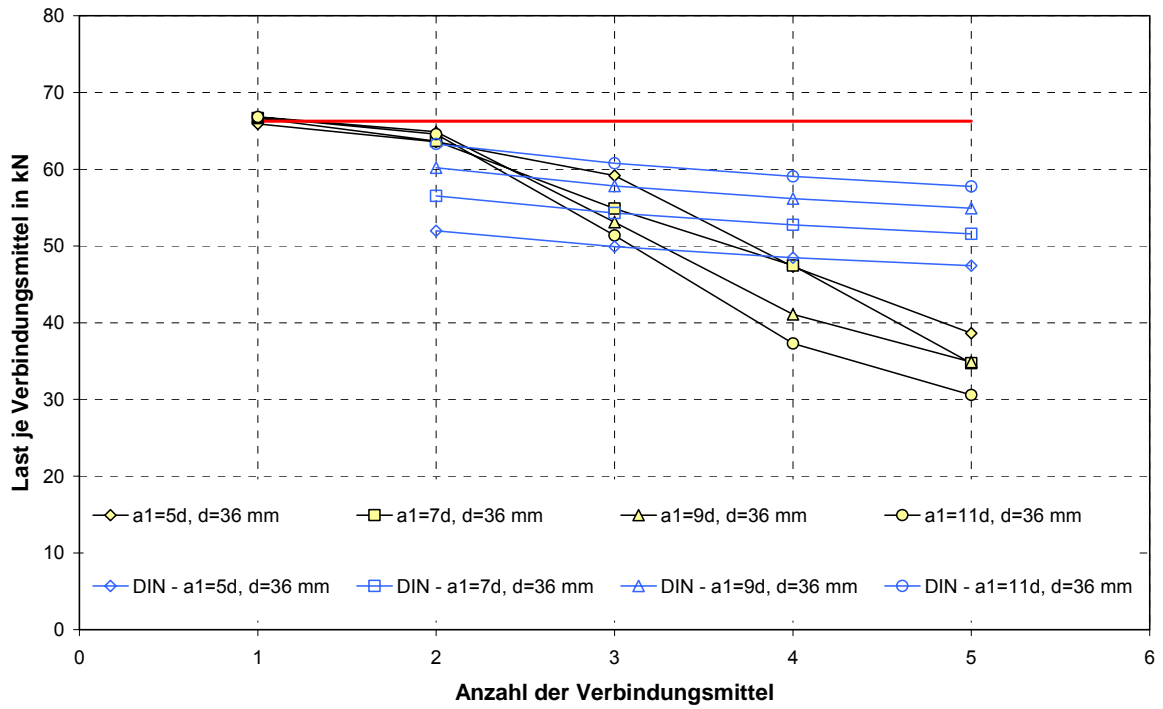
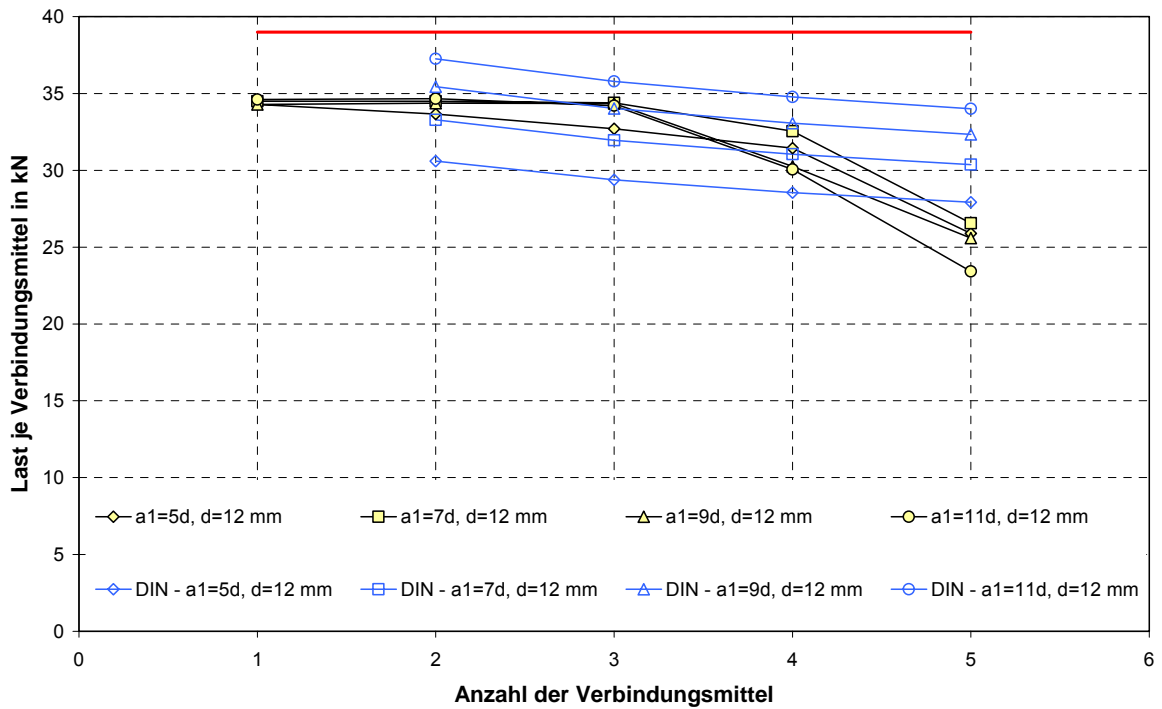


Bild 7-2 Modell 1 mit  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 24 \text{ mm}$

Bild 7-3 Modell 1 mit  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 36 \text{ mm}$ Bild 7-4 Modell 1 mit  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 12 \text{ mm}$

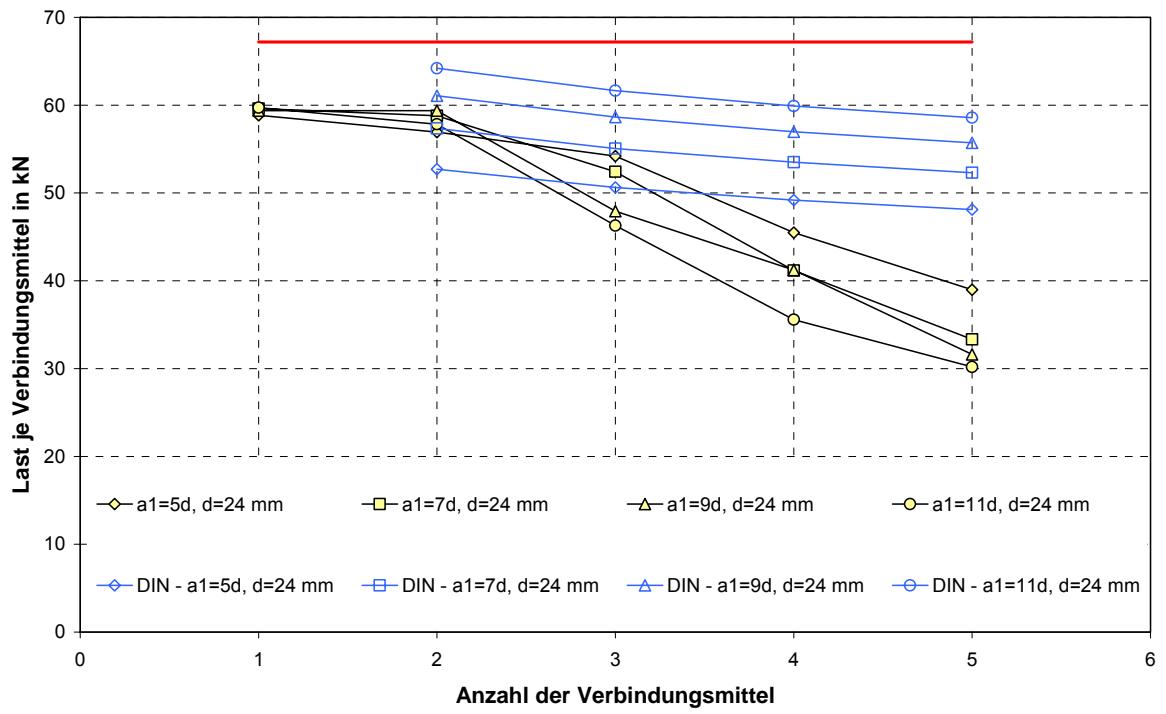


Bild 7-5 Modell 1 mit  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 24 \text{ mm}$

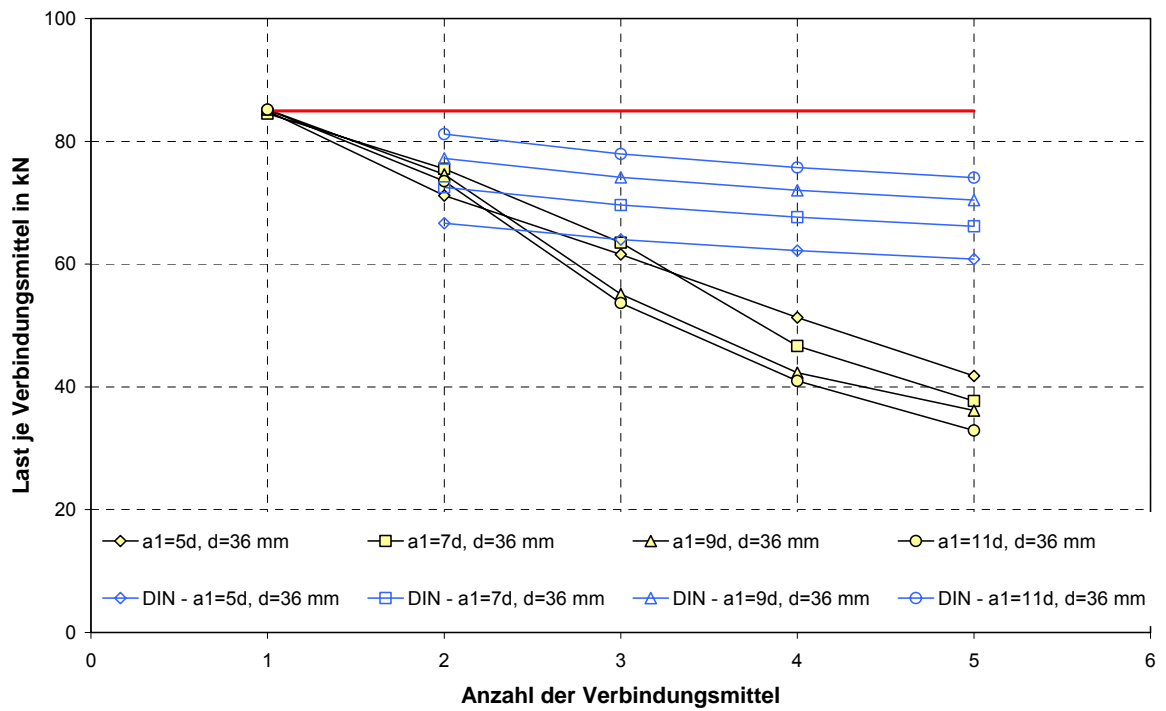


Bild 7-6 Modell 1 mit  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 36 \text{ mm}$

Tabelle 7-1 Ergebnisse für Modell 1 mit  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 12 \text{ mm}$ 

d [mm]	a <sub>1,t</sub> [mm]	n [-]	a <sub>1</sub> [mm]	u <sub>Fmax</sub> [mm]	F <sub>max</sub> [kN]	h [mm]	t [mm]	F <sub>1</sub> [kN]	F <sub>2</sub> [kN]	F <sub>3</sub> [kN]	F <sub>4</sub> [kN]	F <sub>5</sub> [kN]	F <sub>1</sub> /V <sub>1</sub> [-]	F <sub>2</sub> /V <sub>2</sub> [-]	F <sub>3</sub> /V <sub>3</sub> [-]	F <sub>4</sub> /V <sub>4</sub> [-]	F <sub>5</sub> /V <sub>5</sub> [-]	f <sub>h</sub> /n [N/mm <sup>2</sup> ]	F <sub>max</sub> /n [kN]	n <sub>ef</sub> /n [-]	F <sub>w,ef</sub> [kN]
12	84	1	60	1,4	26,2	72	100	26,2					5,02					21,8	26,2	1,000	30,4
12	84	2	60	1,4	51,2	72	100	26,9	24,3				5,09	6,32				21,3	25,6	0,785	23,8
12	84	3	60	1,6	76,1	72	100	27,1	24,7	24,2			4,97	6,44	7,32			21,1	25,4	0,753	22,9
12	84	4	60	2,0	98,2	72	100	27,1	24,4	23,9	22,8		4,96	6,78	7,73	8,37		20,5	24,6	0,732	22,2
12	84	5	60	1,8	98,9	72	100	26,6	23,5	20,5	15,1	13,3	5,43	7,62	9,44	10,14	10,72	16,5	19,8	0,716	21,7
12	84	1	84	1,4	26,4	72	100	26,4					5,06					22,0	26,4	1,000	30,4
12	84	2	84	1,6	52,5	72	100	27,1	25,5				4,77	5,65				21,9	26,3	0,853	25,9
12	84	3	84	2,0	78,7	72	100	27,4	26,0	25,2			4,41	5,40	5,91			21,9	26,2	0,820	24,9
12	84	4	84	2,0	97,3	72	100	27,4	25,4	23,5	21,2		4,83	6,35	7,47	8,76		20,3	24,3	0,796	24,2
12	84	5	84	2,0	98,8	72	100	27,1	24,9	21,3	14,4	11,2	5,06	6,84	8,04	8,89	9,30	16,5	19,8	0,779	23,6
12	84	1	108	1,4	26,2	72	100	26,2					5,02					21,8	26,2	1,000	30,4
12	84	2	108	1,6	52,5	72	100	26,8	25,7				4,75	5,48				21,9	26,2	0,909	27,6
12	84	3	108	2,2	78,9	72	100	26,8	26,2	25,9			4,24	4,99	5,57			21,9	26,3	0,873	26,5
12	84	4	108	2,2	97,9	72	100	27,3	25,8	23,9	20,9		4,47	5,82	7,19	8,42		20,4	24,5	0,848	25,7
12	84	5	108	2,0	96,5	72	100	27,2	25,4	21,5	13,1	9,5	4,68	6,32	7,72	8,32	8,42	16,1	19,3	0,829	25,2
12	84	1	132	1,4	26,5	72	100	26,5					5,08					22,1	26,5	1,000	30,4
12	84	2	132	1,6	53,0	72	100	27,0	26,0				4,83	5,53				22,1	26,5	0,956	29,0
12	84	3	132	2,0	79,1	72	100	27,3	26,4	25,4			4,44	5,45	6,29			22,0	26,4	0,918	27,9
12	84	4	132	2,2	95,1	72	100	27,4	26,1	23,3	18,3		4,46	5,80	7,14	8,54		19,8	23,8	0,892	27,1
12	84	5	132	2,2	96,7	72	100	27,5	26,0	21,9	12,7	8,7	4,50	5,97	7,47	8,02	7,93	16,1	19,3	0,872	26,5

Tabelle 7-2 Ergebnisse für Modell 1 mit  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 24 \text{ mm}$ 

d [mm]	$a_{1,t}$ [mm]	n	$a_1$ [mm]	$u_{Fmax}$ [mm]	$F_{max}$ [kN]	h [mm]	t [mm]	$F_1$ [kN]	$F_2$ [kN]	$F_3$ [kN]	$F_4$ [kN]	$F_5$ [kN]	$F_1/V_1$ [-]	$F_2/V_2$ [-]	$F_3/V_3$ [-]	$F_4/V_4$ [-]	$F_5/V_5$ [-]	$f_h/n$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$F_{max}/n$ [kN]	$n_{er}/n$ [-]	$F_{W,erf}$ [kN]
24	168	1	120	1,8	46,5	144	100	46,5					5,40					19,4	46,5	1,000	52,3
24	168	2	120	2,0	91,3	144	100	47,6	43,7				5,27	6,65				19,0	45,6	0,785	41,0
24	168	3	120	2,4	134,4	144	100	48,7	44,0	41,7			5,01	6,65	7,59			18,7	44,8	0,753	39,4
24	168	4	120	2,6	161,2	144	100	48,8	42,4	37,4	32,7		5,05	7,17	9,00	10,48		16,8	40,3	0,732	38,3
24	168	5	120	2,6	165,8	144	100	48,5	41,5	32,5	23,0	20,4	5,12	7,47	9,14	9,49	10,24	13,8	33,2	0,716	37,5
24	168	1	168	2,0	47,3	144	100	47,4					5,28					19,7	47,3	1,000	52,3
24	168	2	168	2,2	93,4	144	100	48,3	45,2				5,08	6,09				19,5	46,7	0,853	44,7
24	168	3	168	2,4	134,1	144	100	48,6	44,3	41,1			5,03	6,48	7,72			18,6	44,7	0,820	42,9
24	168	4	168	2,6	154,8	144	100	48,9	43,3	35,6	27,0		4,95	6,71	8,56	9,31		16,1	38,7	0,796	41,7
24	168	5	168	2,4	150,7	144	100	48,4	41,8	28,3	17,9	14,2	5,10	7,16	8,30	8,49	8,58	12,6	30,1	0,779	40,7
24	168	1	216	1,8	46,6	144	100	46,7					5,42					19,4	46,6	1,000	52,3
24	168	2	216	2,0	92,1	144	100	47,5	44,7				5,28	6,30				19,2	46,1	0,909	47,5
24	168	3	216	2,4	131,9	144	100	48,4	43,9	39,5			5,05	6,52	8,09			18,3	44,0	0,873	45,7
24	168	4	216	2,4	140,9	144	100	48,4	42,3	29,4	20,8		5,08	6,90	8,14	8,54		14,7	35,2	0,848	44,4
24	168	5	216	2,4	142,8	144	100	48,4	42,0	26,1	15,0	11,3	5,09	7,00	7,84	7,81	7,63	11,9	28,6	0,829	43,4
24	168	1	264	1,8	46,8	144	100	46,9					5,44					19,5	46,8	1,000	52,3
24	168	2	264	2,2	93,6	144	100	48,1	45,6				5,12	6,00				19,5	46,8	0,956	50,0
24	168	3	264	2,4	129,0	144	100	48,5	43,5	37,1			5,05	6,66	8,53			17,9	43,0	0,918	48,0
24	168	4	264	2,6	141,6	144	100	49,0	43,5	29,5	19,6		4,95	6,63	8,05	8,25		14,8	35,4	0,892	46,6
24	168	5	264	2,4	136,4	144	100	48,5	42,0	23,9	12,7	9,4	5,07	7,02	7,70	7,29	7,01	11,4	27,3	0,872	45,6

Tabelle 7-3 Ergebnisse für Modell 1 mit  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 36 \text{ mm}$ 

d [mm]	$a_{1,t}$ [mm]	n [-]	$a_1$ [mm]	$u_{Fmax}$ [mm]	$F_{max}$ [kN]	h [mm]	t [mm]	$F_1$ [kN]	$F_2$ [kN]	$F_3$ [kN]	$F_4$ [kN]	$F_5$ [kN]	$F_1/V_1$ [-]	$F_2/V_2$ [-]	$F_3/V_3$ [-]	$F_4/V_4$ [-]	$F_5/V_5$ [-]	$f_h/n$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$F_{max}/n$ [kN]	$n_{ref}/n$ [-]	$F_{W,ref}$ [kN]	
36	252	1	180	2,0	65,9	216	100	66,0					6,11					18,3	65,9	1,000	66,2	
36	252	2	180	2,2	127,1	216	100	66,8	60,4				5,85	7,77				17,7	63,6	0,785	52,0	
36	252	3	180	2,6	177,5	216	100	67,6	57,9	51,9			5,62	8,11	10,13			16,4	59,2	0,753	49,9	
36	252	4	180	2,6	189,2	216	100	66,8	53,5	36,7	32,3		5,66	8,55	9,65	10,51		13,1	47,3	0,732	48,5	
36	252	5	180	2,6	193,1	216	100	66,5	51,0	32,1	23,0	20,6	5,69	8,60	9,39	9,50	9,90	10,7	38,6	0,716	47,4	
36	252	1	252	2,2	66,7	216	100	66,7					5,96					18,5	66,7	1,000	66,2	
36	252	2	252	2,2	127,3	216	100	66,7	60,6				5,89	7,55				17,7	63,7	0,853	56,5	
36	252	3	252	2,4	164,6	216	100	66,7	55,8	42,1			5,79	8,23	9,44			15,2	54,9	0,820	54,3	
36	252	4	252	2,8	189,8	216	100	68,3	57,1	36,3	27,9		5,51	7,83	8,77	9,10		13,2	47,5	0,796	52,7	
36	252	5	252	2,4	173,7	216	100	66,2	48,7	27,3	17,3	14,2	5,82	8,19	8,37	8,10	8,06	9,6	34,7	0,779	51,6	
36	252	1	324	2,2	66,8	216	100	66,9					5,98					18,6	66,8	1,000	66,2	
36	252	2	324	2,4	129,8	216	100	67,5	62,3				5,78	7,08				18,0	64,9	0,909	60,2	
36	252	3	324	2,4	159,4	216	100	67,0	54,6	37,7			5,80	8,14	8,80			14,8	53,1	0,873	57,8	
36	252	4	324	2,4	164,3	216	100	66,8	49,7	27,7	20,2		5,81	8,03	8,13	8,14		11,4	41,1	0,848	56,2	
36	252	5	324	2,6	174,5	216	100	67,7	52,4	26,8	15,4	12,2	5,65	7,92	7,88	7,42	7,29	9,7	34,9	0,829	54,9	
36	252	1	396	2,2	66,8	216	100	66,9					5,98					18,6	66,8	1,000	66,2	
36	252	2	396	2,4	129,1	216	100	67,3	61,9				5,80	7,15				17,9	64,6	0,956	63,3	
36	252	3	396	2,4	154,1	216	100	67,1	52,9	34,2			5,80	8,09	8,45			14,3	51,4	0,918	60,8	
36	252	4	396	2,2	149,2	216	100	65,9	44,3	22,8	16,2		6,00	7,91	7,67	7,57		10,4	37,3	0,892	59,1	
36	252	5	396	2,5	153,0	216	100	k.A.	k.A.	k.A.	k.A.	k.A.	k.A.	k.A.	k.A.	k.A.	k.A.	k.A.	8,5	30,6	0,872	57,8



Tabelle 7-4 Ergebnisse für Modell 1 mit  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 12 \text{ mm}$ 

d [mm]	$a_{1,t}$ [mm]	n [-]	$a_1$ [mm]	$u_{F,max}$ [mm]	$F_{max}$ [kN]	h [mm]	t [mm]	$F_1$ [kN]	$F_2$ [kN]	$F_3$ [kN]	$F_4$ [kN]	$F_5$ [kN]	$F_1/V_1$ [-]	$F_2/V_2$ [-]	$F_3/V_3$ [-]	$F_4/V_4$ [-]	$F_5/V_5$ [-]	$f_h/n$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$F_{max}/n$ [kN]	$n_{ef}/n$ [-]	$F_{W,ef}$ [kN]
12	84	1	60	1,0	34,29	72	100	34,3					6,82					28,6	34,3	1,000	39,0
12	84	2	60	1,4	67,32	72	100	35,6	31,7				6,00	8,10				28,1	33,7	0,785	30,6
12	84	3	60	1,6	98,1	72	100	36,0	32,2	29,9			5,82	8,16	9,88			27,2	32,7	0,753	29,4
12	84	4	60	2,2	125,8	72	100	36,4	32,3	30,0	27,0		5,24	8,12	9,37	10,82		26,2	31,4	0,732	28,5
12	84	5	60	2,2	129,4	72	100	36,3	32,3	26,2	18,5	16,2	5,37	8,29	9,85	10,14	10,58	21,6	25,9	0,716	27,9
12	84	1	84	1,2	34,5	72	100	34,5					6,37					28,7	34,5	1,000	39,0
12	84	2	84	1,4	68,99	72	100	35,7	33,3				6,04	7,60				28,7	34,5	0,853	33,3
12	84	3	84	2,0	103,2	72	100	36,0	34,2	32,8			5,26	6,89	7,86			28,7	34,4	0,820	32,0
12	84	4	84	2,6	130,2	72	100	36,0	33,8	32,4	28,0		4,93	7,03	7,93	9,43		27,1	32,5	0,796	31,1
12	84	5	84	2,6	132,8	72	100	36,5	33,8	29,7	18,7	14,3	4,98	7,26	8,35	9,01	9,34	22,1	26,6	0,779	30,4
12	84	1	108	1,0	34,28	72	100	34,3					6,81					28,6	34,3	1,000	39,0
12	84	2	108	1,4	68,73	72	100	35,2	33,3				6,01	7,41				28,6	34,4	0,909	35,4
12	84	3	108	2,2	103	72	100	34,8	34,4	33,7			4,91	6,36	7,46			28,6	34,3	0,873	34,0
12	84	4	108	2,4	121	72	100	35,0	34,8	30,2	21,1		4,91	6,58	8,14	8,96		25,2	30,3	0,848	33,1
12	84	5	108	2,6	127,9	72	100	34,8	34,8	29,8	16,8	11,7	4,79	6,48	8,03	8,44	8,49	21,3	25,6	0,829	32,3
12	84	1	132	1,2	34,61	72	100	34,6					6,39					28,8	34,6	1,000	39,0
12	84	2	132	1,6	69,31	72	100	35,2	34,1				5,73	6,89				28,9	34,7	0,956	37,3
12	84	3	132	2,2	102,6	72	100	34,9	34,9	32,7			4,99	6,48	7,89			28,5	34,2	0,918	35,8
12	84	4	132	2,6	120,2	72	100	34,4	35,4	30,4	20,0		4,71	6,31	7,95	8,64		25,0	30,1	0,892	34,8
12	84	5	132	2,4	117,1	72	100	35,0	35,1	25,4	13,1	8,69	4,91	6,63	8,01	7,98	7,74	19,5	23,4	0,872	34,0

Tabelle 7-5 Ergebnisse für Modell 1 mit  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 24 \text{ mm}$ 

d [mm]	a <sub>1,t</sub> [mm]	n [-]	a <sub>1</sub> [mm]	u <sub>Fmax</sub> [mm]	F <sub>max</sub> [kN]	h [mm]	t [mm]	F <sub>1</sub> [kN]	F <sub>2</sub> [kN]	F <sub>3</sub> [kN]	F <sub>4</sub> [kN]	F <sub>5</sub> [kN]	F <sub>1</sub> /V <sub>1</sub> [-]	F <sub>2</sub> /V <sub>2</sub> [-]	F <sub>3</sub> /V <sub>3</sub> [-]	F <sub>4</sub> /V <sub>4</sub> [-]	F <sub>5</sub> /V <sub>5</sub> [-]	f <sub>n</sub> /n [N/mm <sup>2</sup> ]	F <sub>max</sub> /n [kN]	n <sub>ref</sub> /n [-]	F <sub>w,ref</sub> [kN]
24	168	1	120	1,4	58,86	144	100	58,8					7,01					24,5	58,9	1,000	67,2
24	168	2	120	1,8	113,9	144	100	60,5	53,3				6,39	9,28				23,7	56,9	0,785	52,7
24	168	3	120	2,4	162,6	144	100	62,7	53,9	46,0			5,79	8,60	10,55			22,6	54,2	0,753	50,6
24	168	4	120	2,6	182	144	100	63,2	52,0	35,6	31,1		5,68	8,63	9,80	10,35		19,0	45,5	0,732	49,2
24	168	5	120	2,8	195	144	100	63,6	52,6	33,5	24,0	21,3	5,57	8,55	9,61	9,36	10,10	16,2	39,0	0,716	48,1
24	168	1	168	1,6	59,61	144	100	59,6					6,75					24,8	59,6	1,000	67,2
24	168	2	168	2,0	117,6	144	100	61,4	56,1				6,20	8,16				24,5	58,8	0,853	57,4
24	168	3	168	2,4	157,3	144	100	62,2	54,3	40,8			5,93	8,26	9,37			21,8	52,4	0,820	55,1
24	168	4	168	2,4	164,7	144	100	62,2	49,3	30,1	23,1		5,93	8,30	8,68	9,07		17,2	41,2	0,796	53,5
24	168	5	168	2,4	166,7	144	100	62,2	47,5	26,8	16,9	13,4	5,92	8,24	8,35	8,29	8,30	13,9	33,3	0,779	52,3
24	168	1	216	1,6	59,38	144	100	59,4					6,72					24,7	59,4	1,000	67,2
24	168	2	216	2,2	118,7	144	100	60,9	57,8				6,06	7,48				24,7	59,4	0,909	61,1
24	168	3	216	2,2	143,8	144	100	61,5	49,1	33,3			6,09	8,33	8,74			20,0	47,9	0,873	58,6
24	168	4	216	2,6	164,9	144	100	61,7	52,9	29,6	20,8		5,81	7,97	8,25	8,45		17,2	41,2	0,848	57,0
24	168	5	216	2,4	158,1	144	100	61,8	47,6	24,4	13,9	10,5	5,96	8,04	7,88	7,56	7,29	13,2	31,6	0,829	55,7
24	168	1	264	1,6	59,72	144	100	59,8					6,76					24,9	59,7	1,000	67,2
24	168	2	264	2,0	115,7	144	100	60,9	54,8				6,35	8,23				24,1	57,8	0,956	64,2
24	168	3	264	2,2	138,9	144	100	61,3	47,6	30,1			6,15	8,23	8,50			19,3	46,3	0,918	61,7
24	168	4	264	2,2	142,4	144	100	61,5	43,6	22,3	15,1		6,15	8,02	7,87	7,78		14,8	35,6	0,892	59,9
24	168	5	264	2,4	151	144	100	61,6	47,0	22,2	11,6	8,71	6,00	7,97	7,67	7,01	6,73	12,6	30,2	0,872	58,6

Tabelle 7-6 Ergebnisse für Modell 1 mit  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 36 \text{ mm}$ 

d [mm]	a <sub>1,t</sub> [mm]	n [-]	a <sub>1</sub> [mm]	u <sub>Fmax</sub> [mm]	F <sub>max</sub> [kN]	h [mm]	t [mm]	F <sub>1</sub> [kN]	F <sub>2</sub> [kN]	F <sub>3</sub> [kN]	F <sub>4</sub> [kN]	F <sub>5</sub> [kN]	F <sub>1</sub> /V <sub>1</sub> [-]	F <sub>2</sub> /V <sub>2</sub> [-]	F <sub>3</sub> /V <sub>3</sub> [-]	F <sub>4</sub> /V <sub>4</sub> [-]	F <sub>5</sub> /V <sub>5</sub> [-]	f <sub>n</sub> /n [N/mm <sup>2</sup> ]	F <sub>max</sub> /n [kN]	n <sub>er</sub> /n [-]	F <sub>w,ef</sub> [kN]
36	252	1	180	2,0	84,94	216	100	85,0					7,13					23,6	84,9	1,000	85,0
36	252	2	180	2,0	142,3	216	100	81,0	61,4				7,19	10,20				19,8	71,2	0,785	66,7
36	252	3	180	2,4	184,7	216	100	84,3	54,3	45,9			6,76	9,31	10,50			17,1	61,6	0,753	64,0
36	252	4	180	2,6	205,2	216	100	85,4	52,2	35,8	31,6		6,58	9,08	9,55	10,33		14,3	51,3	0,732	62,2
36	252	5	180	2,6	208,9	216	100	85,0	49,6	31,5	22,6	20,2	6,60	9,03	9,26	9,31	9,69	11,6	41,8	0,716	60,8
36	252	1	252	1,8	84,51	216	100	84,4					7,32					23,5	84,5	1,000	85,0
36	252	2	252	2,2	151,1	216	100	85,3	65,8				6,90	9,25				21,0	75,5	0,853	72,5
36	252	3	252	2,6	190,5	216	100	87,5	59,2	43,8			6,49	8,67	9,42			17,6	63,5	0,820	69,6
36	252	4	252	2,4	186,6	216	100	84,9	48,5	29,8	23,2		6,79	8,46	8,59	8,79		13,0	46,7	0,796	67,7
36	252	5	252	2,4	188,4	216	100	84,7	46,8	26,4	16,7	13,7	6,80	8,38	8,25	7,90	7,83	10,5	37,7	0,779	66,2
36	252	1	324	2,0	85,21	216	100	85,2					7,14					23,7	85,2	1,000	85,0
36	252	2	324	2,2	149,2	216	100	85,6	63,6				6,92	8,86				20,7	74,6	0,909	77,2
36	252	3	324	2,2	165,4	216	100	84,1	48,0	33,1			7,04	8,38	8,63			15,3	55,1	0,873	74,1
36	252	4	324	2,2	169,2	216	100	83,5	43,5	24,2	17,9		7,06	8,12	7,91	7,88		11,8	42,3	0,848	72,0
36	252	5	324	2,4	180,8	216	100	85,8	46,6	23,7	13,6	10,9	6,77	8,06	7,67	7,10	7,00	10,0	36,2	0,829	70,4
36	252	1	396	2,0	85,18	216	100	85,2					7,14					23,7	85,2	1,000	85,0
36	252	2	396	2,2	147	216	100	85,8	61,3				6,93	8,64				20,4	73,5	0,956	81,2
36	252	3	396	2,2	161	216	100	84,6	46,3	29,9			7,02	8,16	8,27			14,9	53,7	0,918	78,0
36	252	4	396	2,2	163,9	216	100	84,3	42,4	21,6	15,5		7,03	7,91	7,52	7,40		11,4	41,0	0,892	75,7
36	252	5	396	2,2	164,5	216	100	84,2	41,6	19,4	10,6	8,60	7,04	7,86	7,18	6,47	6,50	9,14	32,9	0,872	74,1

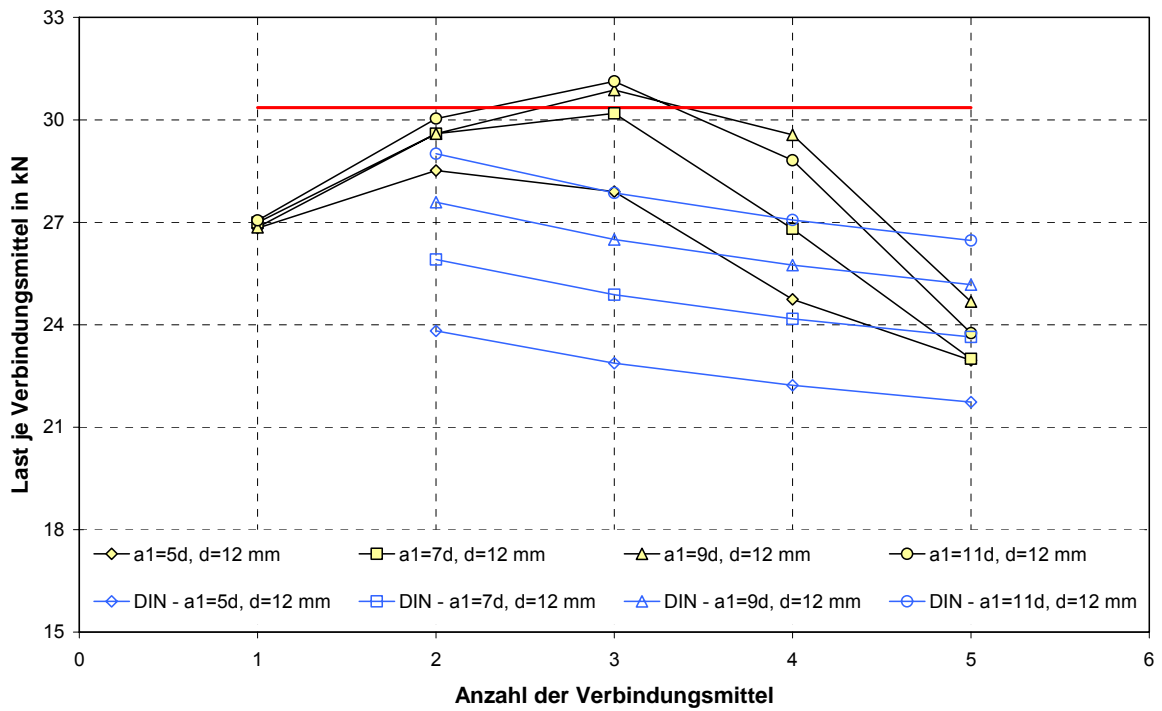


Bild 7-7 Modell 2 mit  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 12 \text{ mm}$

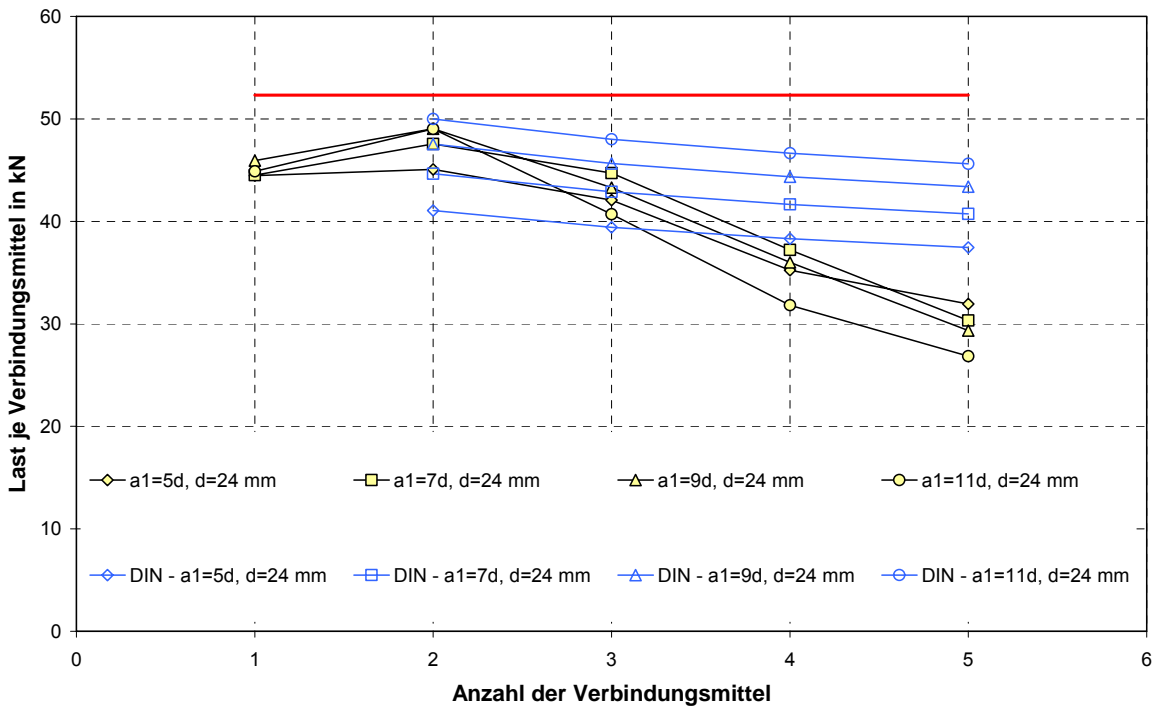


Bild 7-8 Modell 2 mit  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 24 \text{ mm}$

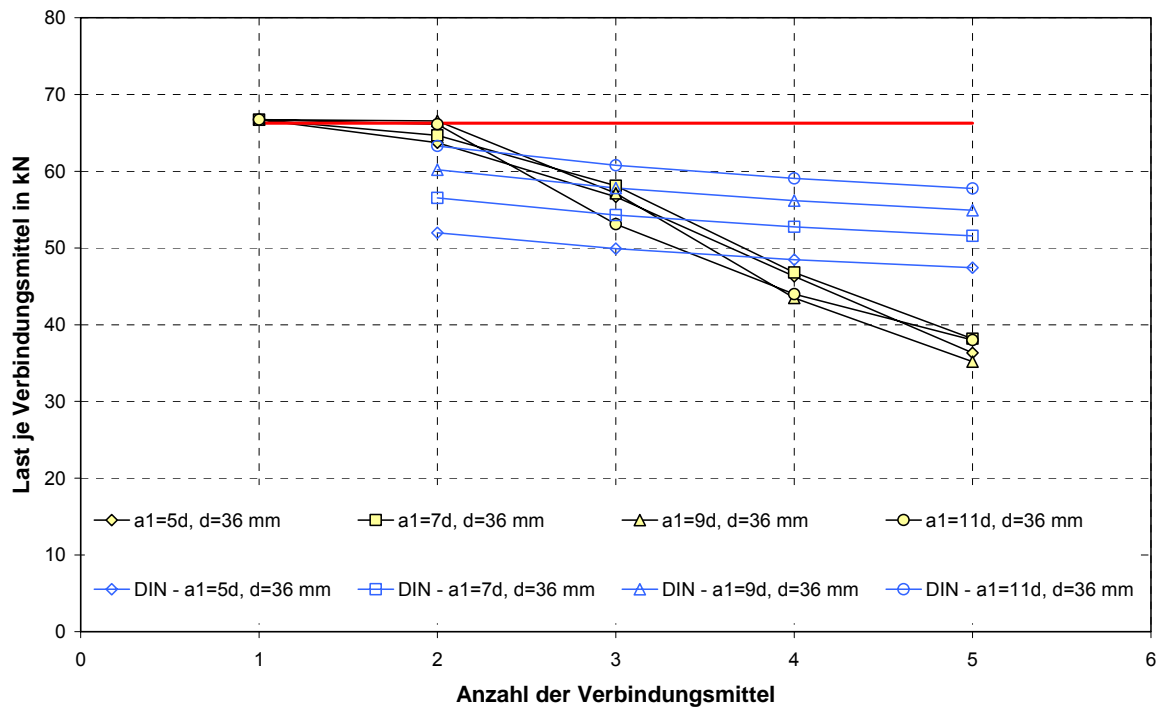


Bild 7-9 Modell 2 mit  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 36 \text{ mm}$

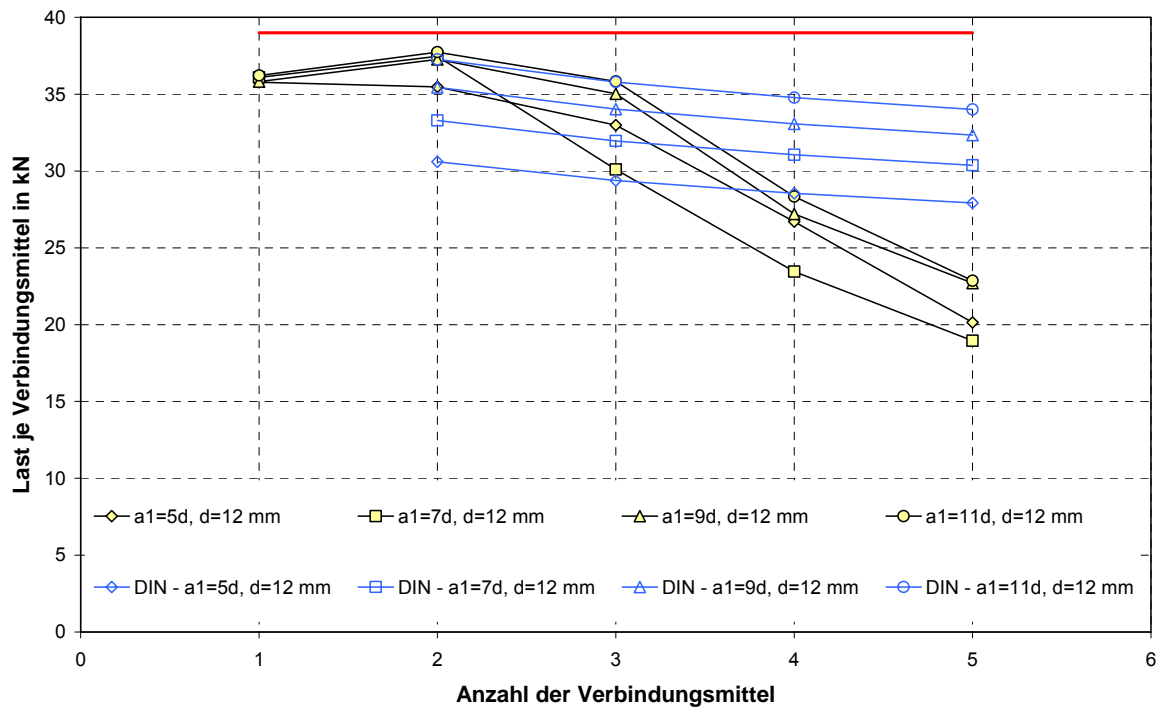


Bild 7-10 Modell 2 mit  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 12 \text{ mm}$

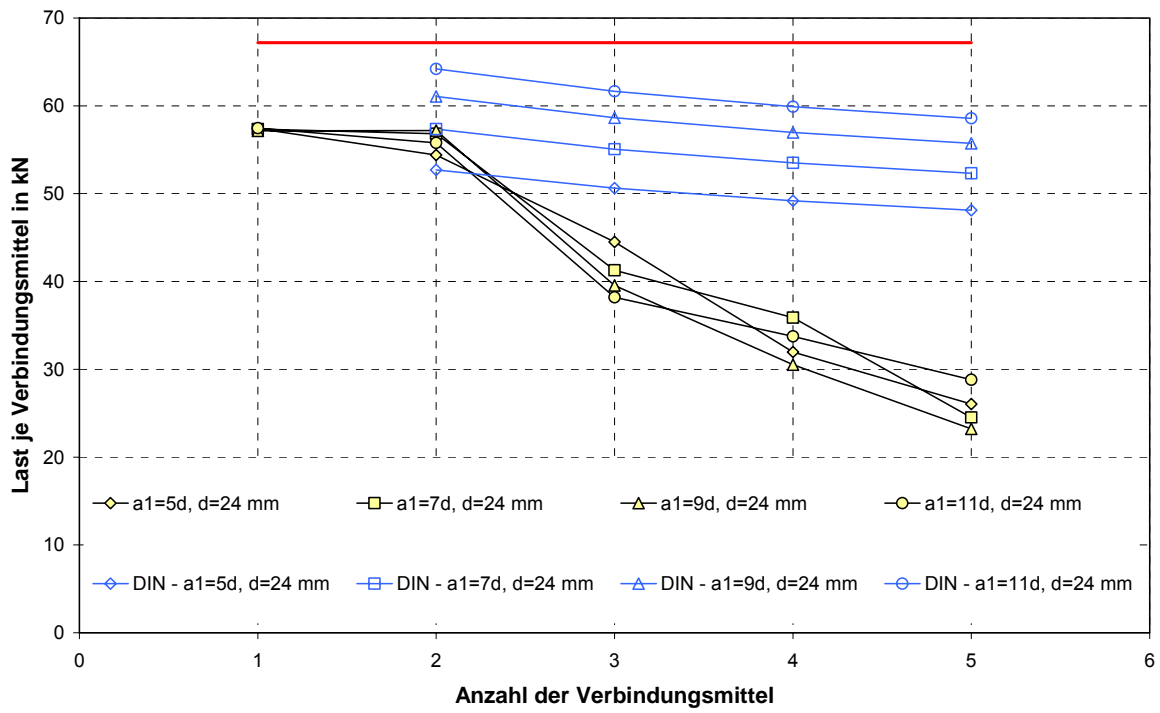


Bild 7-11 Modell 2 mit  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 24 \text{ mm}$

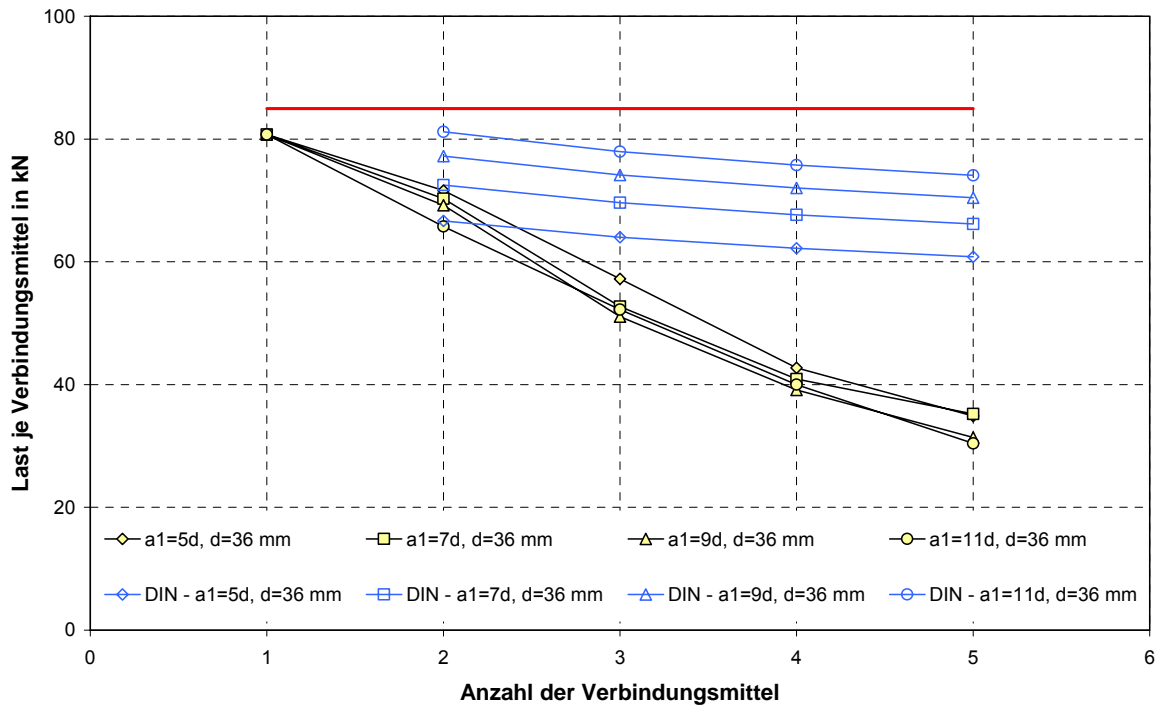


Bild 7-12 Modell 2 mit  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 36 \text{ mm}$

Tabelle 7-7 Ergebnisse für Modell 2 mit  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 12 \text{ mm}$ 

d [mm]	$a_{1,t}$ [mm]	n [-]	$a_1$ [mm]	$u_{F_{\max}}$ [mm]	$F_{\max}$ [kN]	h [mm]	t [mm]	$F_1$ [kN]	$F_2$ [kN]	$F_3$ [kN]	$F_4$ [kN]	$F_5$ [kN]	$F_1/V_1$ [-]	$F_2/V_2$ [-]	$F_3/V_3$ [-]	$F_4/V_4$ [-]	$F_5/V_5$ [-]	$f_n/n$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$F_{\max}/n$ [kN]	$n_{\text{ref}}/n$ [-]	$F_{W,ef}$ [kN]
12	84	1	60	0,8	26,8	72	100	26,8					5,94					22,4	26,8	1,000	30,4
12	84	2	60	1,0	57,0	72	100	31,7	25,3				5,17	6,71				23,8	28,5	0,785	23,8
12	84	3	60	0,9	83,7	72	100	34,0	26,7	23,0			5,00	7,24	9,45			23,2	27,9	0,753	22,9
12	84	4	60	1,1	99,0	72	100	30,9	21,6	23,7	22,8		5,14	10,8	8,86	9,55		20,6	24,7	0,732	22,2
12	84	5	60	1,2	115	72	100	31,6	19,3	19,4	23,0	21,5	4,85	15,6	18,9	9,52	10,2	19,1	23,0	0,716	21,7
12	84	1	84	0,8	27,0	72	100	27,0					6,01					22,5	27,0	1,000	30,4
12	84	2	84	1,2	59,2	72	100	32,2	26,9				4,80	5,79				24,7	29,6	0,853	25,9
12	84	3	84	1,1	90,6	72	100	35,9	29,2	25,4			4,43	6,17	6,98			25,2	30,2	0,820	24,9
12	84	4	84	1,1	107	72	100	35,9	30,0	23,6	17,7		4,42	6,06	7,95	10,2		22,3	26,8	0,796	24,2
12	84	5	84	1,4	115	72	100	31,3	18,9	22,1	24,1	18,6	4,71	17,8	10,2	7,66	10,0	19,2	23,0	0,779	23,6
12	84	1	108	0,8	26,9	72	100	26,8					5,95					22,4	26,9	1,000	30,4
12	84	2	108	1,3	59,2	72	100	32,1	27,1				4,59	5,44				24,7	29,6	0,909	27,6
12	84	3	108	1,4	92,6	72	100	35,2	30,7	26,8			3,97	5,17	6,09			25,7	30,9	0,873	26,5
12	84	4	108	1,4	118	72	100	37,4	31,7	27,4	21,7		3,72	5,15	6,94	9,03		24,6	29,6	0,848	25,7
12	84	5	108	1,4	123	72	100	37,6	31,8	26,9	16,3	10,7	3,67	5,13	6,98	8,66	9,37	20,6	24,7	0,829	25,2
12	84	1	132	0,8	27,1	72	100	27,1					6,05					22,5	27,1	1,000	30,4
12	84	2	132	1,4	60,1	72	100	32,5	27,6				4,43	5,32				25,0	30,0	0,956	29,0
12	84	3	132	1,6	93,4	72	100	34,8	31,5	27,1			3,87	4,83	5,89			25,9	31,1	0,918	27,9
12	84	4	132	1,5	115	72	100	36,3	32,9	26,8	19,2		3,84	4,91	7,04	9,06		24,0	28,8	0,892	27,1
12	84	5	132	1,5	119	72	100	37,2	33,0	25,6	14,1	8,82	3,71	4,91	7,01	8,55	8,64	19,8	23,8	0,872	26,5

Tabelle 7-8 Ergebnisse für Modell 2 mit  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 24 \text{ mm}$ 

d [mm]	$a_{1,t}$ [mm]	n [-]	$a_1$ [mm]	$u_{F_{\max}}$ [mm]	$F_{\max}$ [kN]	h [mm]	t [mm]	$F_1$ [kN]	$F_2$ [kN]	$F_3$ [kN]	$F_4$ [kN]	$F_5$ [kN]	$F_1/V_1$ [-]	$F_2/V_2$ [-]	$F_3/V_3$ [-]	$F_4/V_4$ [-]	$F_5/V_5$ [-]	$f_n/n$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$F_{\max}/n$ [kN]	$n_{\text{ref}}/n$ [-]	$F_{w,\text{ref}}$ [kN]
24	168	1	120	1,3	44,5	144	100	44,5					5,64					18,5	44,5	1,000	52,3
24	168	2	120	1,5	90,2	144	100	48,5	41,6				4,91	6,68				18,8	45,1	0,785	41,0
24	168	3	120	1,4	126	144	100	50,3	40,3	35,7			4,73	7,19	9,76			17,5	42,1	0,753	39,4
24	168	4	120	1,5	141	144	100	47,4	38,3	30,7	24,5		5,21	8,19	8,67	10,4		14,7	35,2	0,732	38,3
24	168	5	120	1,8	160	144	100	44,1	32,8	35,1	26,4	21,3	5,64	11,6	9,99	8,81	10,5	13,3	31,9	0,716	37,5
24	168	1	168	2,3	44,5	144	100	44,5					5,64					18,5	44,5	1,000	52,3
24	168	2	168	2,0	95,1	144	100	51,0	44,1				4,51	5,56				19,8	47,6	0,853	44,7
24	168	3	168	1,7	134	144	100	51,4	44,1	38,5			4,57	5,94	7,90			18,6	44,7	0,820	42,9
24	168	4	168	1,7	149	144	100	51,7	44,0	31,1	22,0		4,52	5,93	8,27	9,48		15,5	37,2	0,796	41,7
24	168	5	168	1,7	152	144	100	50,8	43,9	28,1	16,1	12,7	4,63	5,98	7,96	8,65	8,77	12,6	30,3	0,779	40,7
24	168	1	216	1,7	45,9	144	100	45,9					5,60					19,1	45,9	1,000	52,3
24	168	2	216	2,2	98,1	144	100	53,0	45,0				4,45	5,16				20,4	49,1	0,909	47,5
24	168	3	216	1,7	130	144	100	51,7	42,7	35,4			4,49	6,16	8,61			18,0	43,3	0,873	45,7
24	168	4	216	1,8	144	144	100	52,3	43,9	28,6	19,1		4,37	5,92	7,97	8,76		15,0	36,0	0,848	44,4
24	168	5	216	1,8	147	144	100	52,5	44,0	25,9	13,9	10,4	4,38	5,92	7,79	7,97	7,78	12,2	29,4	0,829	43,4
24	168	1	264	2,1	44,9	144	100	44,9					5,63					18,7	44,9	1,000	52,3
24	168	2	264	2,2	98,0	144	100	52,7	45,2				4,50	5,21				20,4	49,0	0,956	50,0
24	168	3	264	1,7	122	144	100	50,5	41,5	30,0			4,67	6,56	8,57			17,0	40,7	0,918	48,0
24	168	4	264	1,7	127	144	100	50,4	40,9	21,6	14,3		4,68	6,83	8,05	8,08		13,3	31,8	0,892	46,6
24	168	5	264	1,8	134	144	100	51,2	42,1	21,7	11,0	8,2	4,56	6,49	7,76	7,35	7,13	11,2	26,8	0,872	45,6



Tabelle 7-9 Ergebnisse für Modell 1 mit  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 36 \text{ mm}$ 

d [mm]	$a_{1,t}$ [mm]	n [-]	$a_1$ [mm]	$u_{F_{\max}}$ [mm]	$F_{\max}$ [kN]	h [mm]	t [mm]	$F_1$ [kN]	$F_2$ [kN]	$F_3$ [kN]	$F_4$ [kN]	$F_5$ [kN]	$F_1/V_1$ [-]	$F_2/V_2$ [-]	$F_3/V_3$ [-]	$F_4/V_4$ [-]	$F_5/V_5$ [-]	$f_n/n$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$F_{\max}/n$ [kN]	$n_{\text{ref}}/n$ [-]	$F_{W, \text{ref}}$ [kN]
36	252	1	180	2,2	66,7	216	100	66,7					5,49					18,5	66,7	1,000	66,2
36	252	2	180	2,0	127	216	100	68,0	59,4				5,37	7,35				17,7	63,7	0,785	52,0
36	252	3	180	1,9	170	216	100	69,1	56,3	44,6			5,32	7,81	10,3			15,7	56,7	0,753	49,9
36	252	4	180	1,9	185	216	100	69,3	55,2	32,8	27,9		5,31	7,89	9,37	10,6		12,9	46,3	0,732	48,5
36	252	5	180	1,8	182	216	100	69,0	50,2	27,0	18,7	16,8	5,38	8,07	9,10	9,56	9,91	10,1	36,3	0,716	47,4
36	252	1	252	2,2	66,7	216	100	66,7					5,49					18,5	66,7	1,000	66,2
36	252	2	252	2,0	129	216	100	68,7	60,6				5,34	6,96				18,0	64,7	0,853	56,5
36	252	3	252	2,1	174	216	100	69,8	59,0	45,3			5,11	6,99	9,32			16,1	58,1	0,820	54,3
36	252	4	252	2,1	187	216	100	70,8	58,2	33,2	24,9		5,01	7,07	8,62	9,29		13,0	46,8	0,796	52,7
36	252	5	252	2,1	191	216	100	70,8	58,0	29,5	17,9	14,5	5,01	7,07	8,32	8,42	8,48	10,6	38,2	0,779	51,6
36	252	1	324	2,2	66,7	216	100	66,7					5,49					18,5	66,7	1,000	66,2
36	252	2	324	2,3	133	216	100	70,7	62,3				5,12	6,42				18,5	66,6	0,909	60,2
36	252	3	324	2,2	171	216	100	70,1	59,2	42,1			5,10	6,90	8,85			15,9	57,1	0,873	57,8
36	252	4	324	2,1	174	216	100	69,5	56,1	28,0	20,1		5,15	7,36	8,26	8,37		12,1	43,5	0,848	56,2
36	252	5	324	2,1	176	216	100	69,8	55,3	25,2	14,2	11,2	5,16	7,35	7,94	7,57	7,55	9,8	35,2	0,829	54,9
36	252	1	396	2,2	66,7	216	100	66,7					5,49					18,5	66,7	1,000	66,2
36	252	2	396	2,3	132	216	100	69,8	62,3				5,16	6,41				18,4	66,1	0,956	63,3
36	252	3	396	2,1	159	216	100	69,4	55,9	34,0			5,20	7,60	8,59			14,8	53,1	0,918	60,8
36	252	4	396	2,3	176	216	100	71,9	57,6	27,7	18,8		5,03	7,16	8,00	7,98		12,2	44,0	0,892	59,1
36	252	5	396	2,3	190	216	100	k.A.	k.A.	k.A.	k.A.	k.A.	5,07	7,26	7,69	7,19	7,25	10,6	38,0	0,872	57,8

Tabelle 7-10 Ergebnisse für Modell 2 mit  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 12 \text{ mm}$ 

d [mm]	$a_{1,t}$ [mm]	n [-]	$a_1$ [mm]	$u_{Fmax}$ [mm]	$F_{max}$ [kN]	h [mm]	t [mm]	$F_1$ [kN]	$F_2$ [kN]	$F_3$ [kN]	$F_4$ [kN]	$F_5$ [kN]	$F_1/V_1$ [-]	$F_2/V_2$ [-]	$F_3/V_3$ [-]	$F_4/V_4$ [-]	$F_5/V_5$ [-]	$f_n/n$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$F_{max}/n$ [kN]	$n_{ref}/n$ [-]	$F_{w,ref}$ [kN]
12	84	1	60	1,0	35,8	72	100	35,8					6,52					29,8	35,8	1,000	39,0
12	84	2	60	1,0	71,0	72	100	38,1	32,8				6,88	8,59				29,6	35,5	0,785	30,6
12	84	3	60	1,1	99,0	72	100	38,9	32,2	27,8			6,28	9,80	11,0			27,5	33,0	0,753	29,4
12	84	4	60	1,1	107	72	100	39,0	31,6	20,0	16,2		6,28	10,0	10,3	11,5		22,2	26,7	0,732	28,5
12	84	5	60	1,0	101	72	100	39,9	27,5	14,7	9,92	8,69	6,35	8,9	10,2	10,4	10,8	16,8	20,1	0,716	27,9
12	84	1	84	1,0	36,1	72	100	36,1					6,57					30,1	36,1	1,000	39,0
12	84	2	84	1,1	74,9	72	100	40,1	34,8				6,02	7,64				31,2	37,5	0,853	33,3
12	84	3	84	1,0	90,3	72	100	40,4	30,2	19,6			6,28	8,70	10,3			25,1	30,1	0,820	32,0
12	84	4	84	1,0	93,8	72	100	40,4	27,9	14,6	10,8		6,29	8,56	9,53	9,92		19,5	23,5	0,796	31,1
12	84	5	84	1,0	94,8	72	100	40,4	27,2	13,2	7,88	6,13	6,30	8,51	9,22	8,97	8,69	15,8	19,0	0,779	30,4
12	84	1	108	1,0	35,8	72	100	35,8					6,53					29,8	35,8	1,000	39,0
12	84	2	108	1,2	74,5	72	100	39,3	35,2				5,81	6,98				31,1	37,3	0,909	35,4
12	84	3	108	1,5	105	72	100	38,3	36,2	30,6			5,53	7,70	9,03			29,2	35,0	0,873	34,0
12	84	4	108	1,4	109	72	100	38,7	35,9	20,8	13,4		5,66	7,65	8,74	9,33		22,7	27,2	0,848	33,1
12	84	5	108	1,4	114	72	100	40,1	36,2	19,8	10,3	7,18	5,36	7,56	8,45	8,62	8,35	18,9	22,7	0,829	32,3
12	84	1	132	1,0	36,2	72	100	36,2					6,62					30,2	36,2	1,000	39,0
12	84	2	132	1,2	75,5	72	100	39,9	35,5				5,83	7,06				31,4	37,7	0,956	37,3
12	84	3	132	1,6	107	72	100	38,6	37,6	31,3			5,34	7,17	8,79			29,9	35,8	0,918	35,8
12	84	4	132	1,6	113	72	100	38,3	37,6	23,5	13,9		5,43	7,23	8,35	9,02		23,6	28,3	0,892	34,8
12	84	5	132	1,6	114	72	100	38,4	37,6	21,5	10,2	6,63	5,43	7,20	8,13	8,30	7,79	19,1	22,9	0,872	34,0

Tabelle 7-11 Ergebnisse für Modell 2 mit  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 24 \text{ mm}$ 

d [mm]	$a_{1,t}$ [mm]	n [-]	$a_1$ [mm]	$u_{F_{\max}}$ [mm]	$F_{\max}$ [kN]	h [mm]	t [mm]	$F_1$ [kN]	$F_2$ [kN]	$F_3$ [kN]	$F_4$ [kN]	$F_5$ [kN]	$F_1/V_1$ [-]	$F_2/V_2$ [-]	$F_3/V_3$ [-]	$F_4/V_4$ [-]	$F_5/V_5$ [-]	$f_n/n$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$F_{\max}/n$ [kN]	$n_{\text{ref}}/n$ [-]	$F_{W, \text{ef}}$ [kN]
24	168	1	120	1,7	57,4	144	100	57,4					6,08					23,9	57,4	1,000	67,2
24	168	2	120	1,5	109	144	100	57,4	51,3				6,45	9,24				22,7	54,4	0,785	52,7
24	168	3	120	1,6	134	144	100	56,3	42,6	34,7			6,84	10,9	10,5			18,5	44,5	0,753	50,6
24	168	4	120	1,4	128	144	100	56,2	32,3	21,0	18,4		6,61	8,66	9,44	10,1		13,3	32,0	0,732	49,2
24	168	5	120	1,4	130	144	100	56,0	30,9	18,5	13,0	11,8	6,62	8,58	9,11	8,90	9,38	10,9	26,0	0,716	48,1
24	168	1	168	1,9	57,4	144	100	57,3					6,17					23,9	57,4	1,000	67,2
24	168	2	168	1,7	114	144	100	59,3	54,3				6,07	7,62				23,7	56,8	0,853	57,4
24	168	3	168	1,5	124	144	100	57,3	39,0	27,6			6,54	8,42	9,30			17,2	41,3	0,820	55,1
24	168	4	168	1,7	144	144	100	59,1	42,8	23,7	18,0		6,26	8,12	8,64	9,14		15,0	35,9	0,796	53,5
24	168	5	168	1,4	123	144	100	56,3	30,8	16,6	10,3	8,58	6,68	8,13	8,10	7,81	7,67	10,2	24,5	0,779	52,3
24	168	1	216	1,7	57,2	144	100	57,1					6,13					23,8	57,2	1,000	67,2
24	168	2	216	2,0	114	144	100	59,7	54,7				5,58	7,33				23,8	57,2	0,909	61,1
24	168	3	216	1,5	119	144	100	56,9	37,3	24,5			6,60	8,20	8,71			16,5	39,5	0,873	58,6
24	168	4	216	1,5	122	144	100	57,1	34,0	18,0	13,0		6,55	7,87	7,99	8,01		12,7	30,5	0,848	57,0
24	168	5	216	1,4	116	144	100	56,0	30,1	14,8	8,47	6,85	6,75	7,89	7,50	6,96	6,85	9,7	23,2	0,829	55,7
24	168	1	264	1,8	57,5	144	100	57,4					6,02					23,9	57,5	1,000	67,2
24	168	2	264	1,7	112	144	100	58,6	52,9				6,26	7,91				23,2	55,8	0,956	64,2
24	168	3	264	1,5	115	144	100	56,9	35,6	22,1			6,68	8,07	8,50			15,9	38,2	0,918	61,7
24	168	4	264	1,8	135	144	100	59,2	42,6	19,9	13,4		6,08	7,76	7,99	7,86		14,1	33,8	0,892	59,9
24	168	5	264	1,9	144	144	100	60,7	46,1	19,7	10,1	7,64	5,75	7,77	7,78	7,15	7,04	12,0	28,8	0,872	58,6

Tabelle 7-12 Ergebnisse für Modell 2 mit  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 36 \text{ mm}$ 

d [mm]	$a_{1,t}$ [mm]	n [-]	$a_1$ [mm]	$u_{Fmax}$ [mm]	$F_{max}$ [kN]	h [mm]	t [mm]	$F_1$ [kN]	$F_2$ [kN]	$F_3$ [kN]	$F_4$ [kN]	$F_5$ [kN]	$F_1/V_1$ [-]	$F_2/V_2$ [-]	$F_3/V_3$ [-]	$F_4/V_4$ [-]	$F_5/V_5$ [-]	$f_n/n$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$F_{max}/n$ [kN]	$n_{ref}/n$ [-]	$F_{w,ref}$ [kN]
36	252	1	180	1,5	80,7	216	100	80,7					7,35					22,4	80,7	1,000	85,0
36	252	2	180	1,8	143	216	100	83,3	59,8				6,64	10,0				19,9	71,6	0,785	66,7
36	252	3	180	1,9	172	216	100	85,3	47,4	39,0			6,43	9,09	10,6			15,9	57,2	0,753	64,0
36	252	4	180	1,8	171	216	100	81,4	39,6	26,5	23,4		6,67	8,96	9,50	10,3		11,9	42,7	0,732	62,2
36	252	5	180	1,8	174	216	100	81,7	37,9	23,2	16,5	15,0	6,65	8,86	9,18	9,27	9,47	9,7	34,9	0,716	60,8
36	252	1	252	1,5	80,7	216	100	80,7					7,35					22,4	80,7	1,000	85,0
36	252	2	252	1,8	141	216	100	83,3	57,3				6,74	9,26				19,5	70,3	0,853	72,5
36	252	3	252	1,8	158	216	100	82,6	43,4	32,1			6,72	8,68	9,41			14,6	52,7	0,820	69,6
36	252	4	252	1,8	164	216	100	82,6	39,1	23,5	18,5		6,73	8,40	8,62	8,75		11,4	40,9	0,796	67,7
36	252	5	252	2,0	176	216	100	80,8	44,5	23,7	14,8	12,3	7,10	8,17	8,33	8,04	8,02	9,8	35,2	0,779	66,2
36	252	1	324	1,5	80,7	216	100	80,7					7,35					22,4	80,7	1,000	85,0
36	252	2	324	1,8	138	216	100	83,2	55,2				6,80	8,91				19,2	69,2	0,909	77,2
36	252	3	324	1,8	153	216	100	82,7	41,8	28,6			6,78	8,36	8,72			14,2	51,0	0,873	74,1
36	252	4	324	1,8	156	216	100	82,4	37,9	20,7	15,4		6,81	8,07	7,94	7,88		10,9	39,1	0,848	72,0
36	252	5	324	1,8	157	216	100	82,1	36,9	18,3	10,7	8,83	6,86	7,99	7,56	7,04	7,17	8,7	31,4	0,829	70,4
36	252	1	396	1,5	80,7	216	100	80,7					7,35					22,4	80,7	1,000	85,0
36	252	2	396	1,7	131	216	100	81,9	49,6				7,02	8,67				18,3	65,7	0,956	81,2
36	252	3	396	2,0	157	216	100	80,7	46,7	29,3			7,21	8,11	8,44			14,5	52,2	0,918	78,0
36	252	4	396	2,0	160	216	100	80,8	43,2	21,1	15,0		7,16	7,86	7,70	7,59		11,1	40,0	0,892	75,7
36	252	5	396	1,8	152	216	100	82,9	36,0	16,4	9,22	7,46	6,79	7,79	7,16	6,60	6,77	8,4	30,4	0,872	74,1

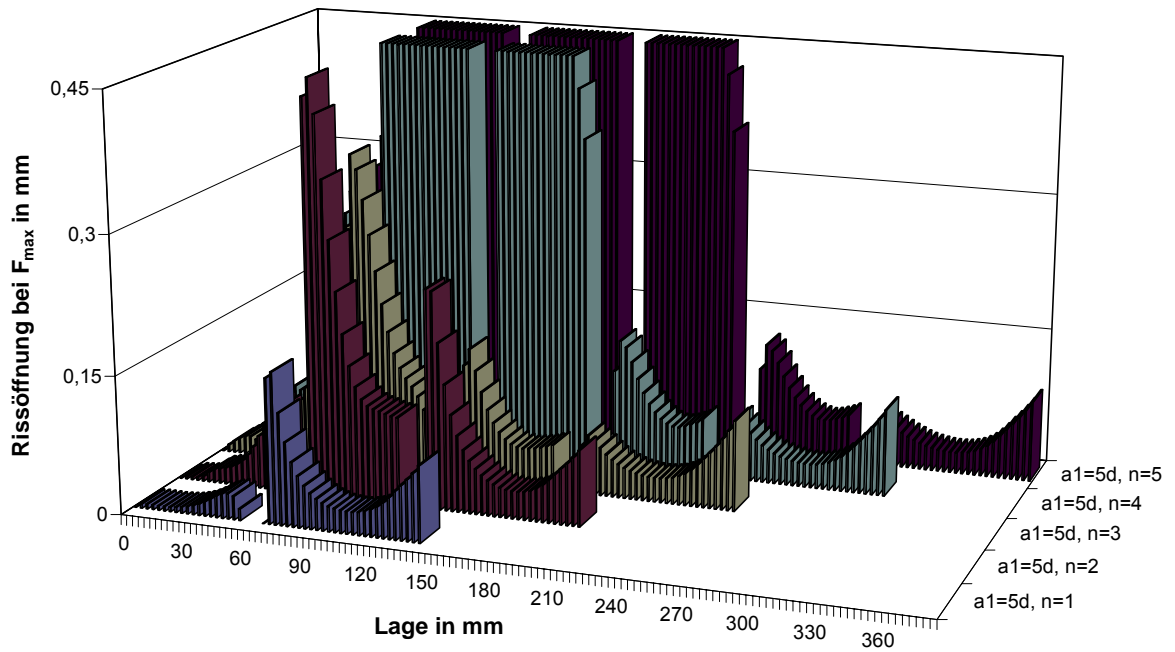


Bild 7-13 Rissöffnungen bei  $F_{\max}$  für  $d = 12 \text{ mm}$ ,  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $a_1 = 5 \cdot d$   
Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,15 \text{ mm}$  bei  $f_n = 0,87 \text{ N/mm}^2$

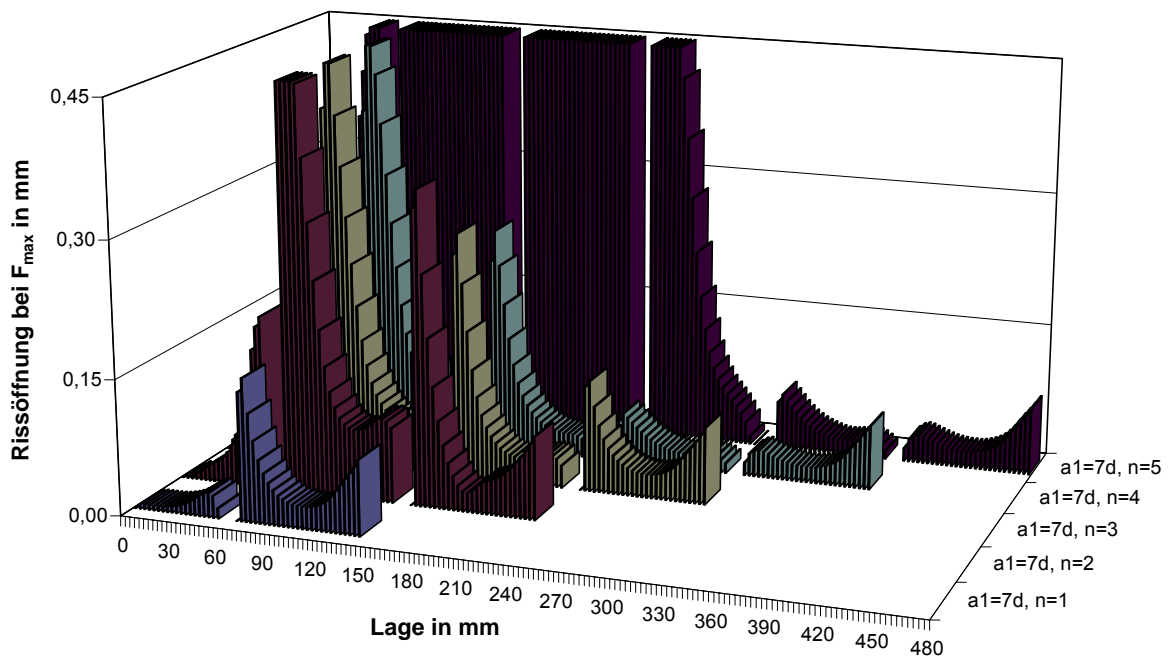


Bild 7-14 Rissöffnungen bei  $F_{\max}$  für  $d = 12 \text{ mm}$ ,  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $a_1 = 7 \cdot d$   
Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,15 \text{ mm}$  bei  $f_n = 0,87 \text{ N/mm}^2$

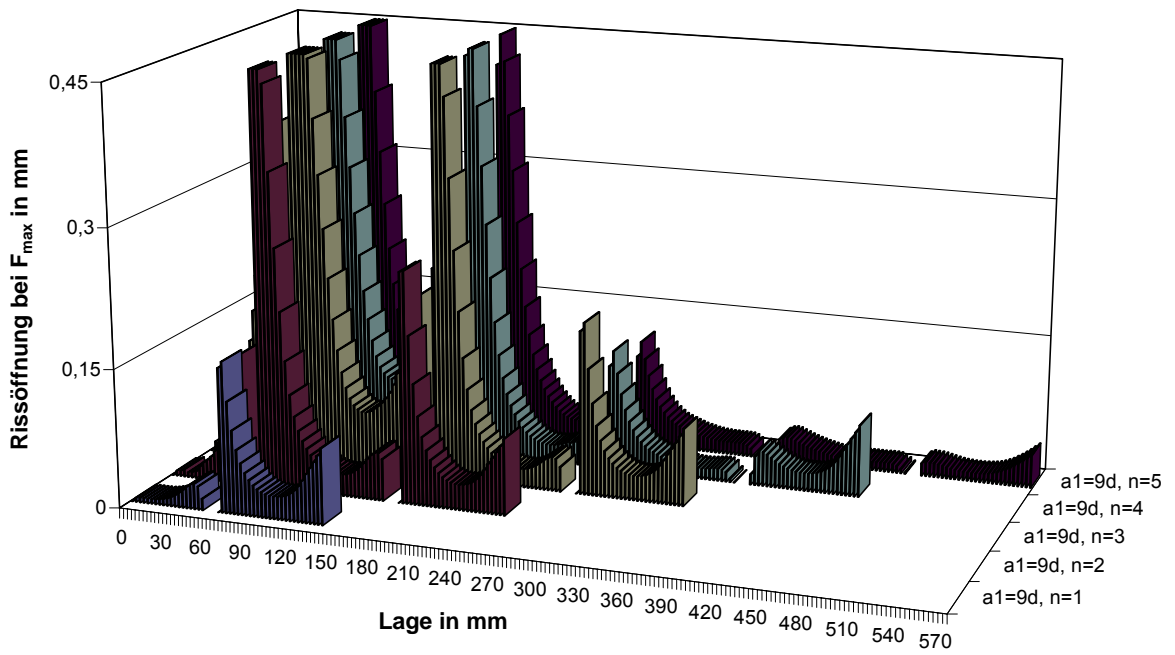


Bild 7-15 Rissöffnungen bei  $F_{\max}$  für  $d = 12 \text{ mm}$ ,  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $a_1 = 9 \cdot d$   
Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,15 \text{ mm}$  bei  $f_n = 0,87 \text{ N/mm}^2$

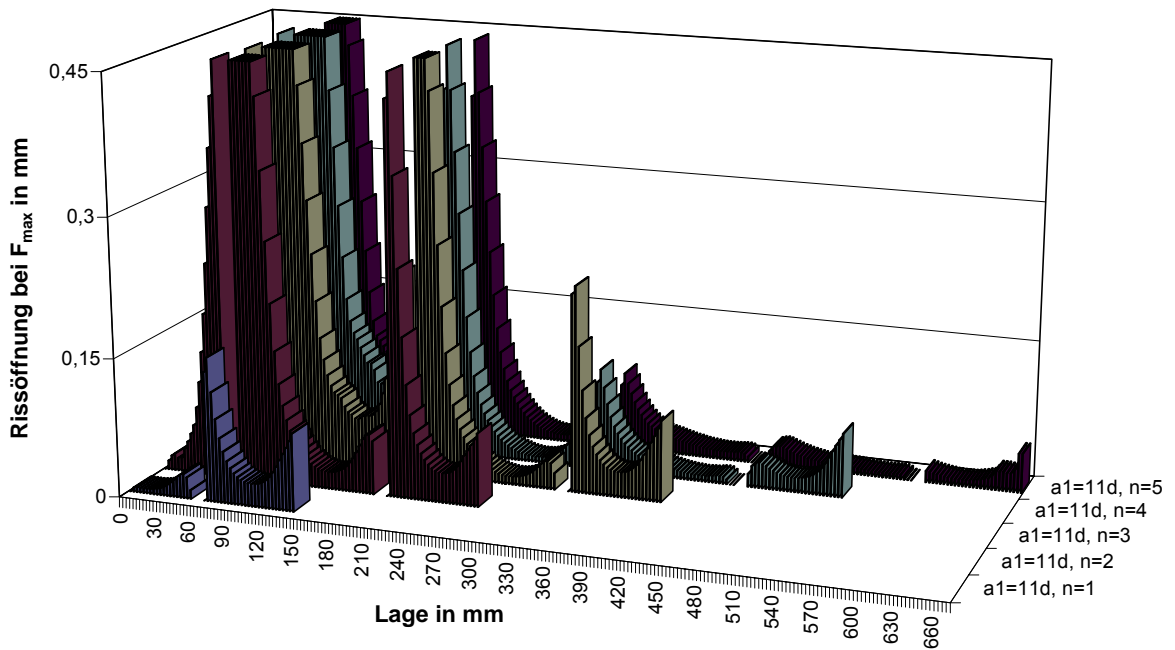


Bild 7-16 Rissöffnungen bei  $F_{\max}$  für  $d = 12 \text{ mm}$ ,  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $a_1 = 11 \cdot d$   
Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,15 \text{ mm}$  bei  $f_n = 0,87 \text{ N/mm}^2$

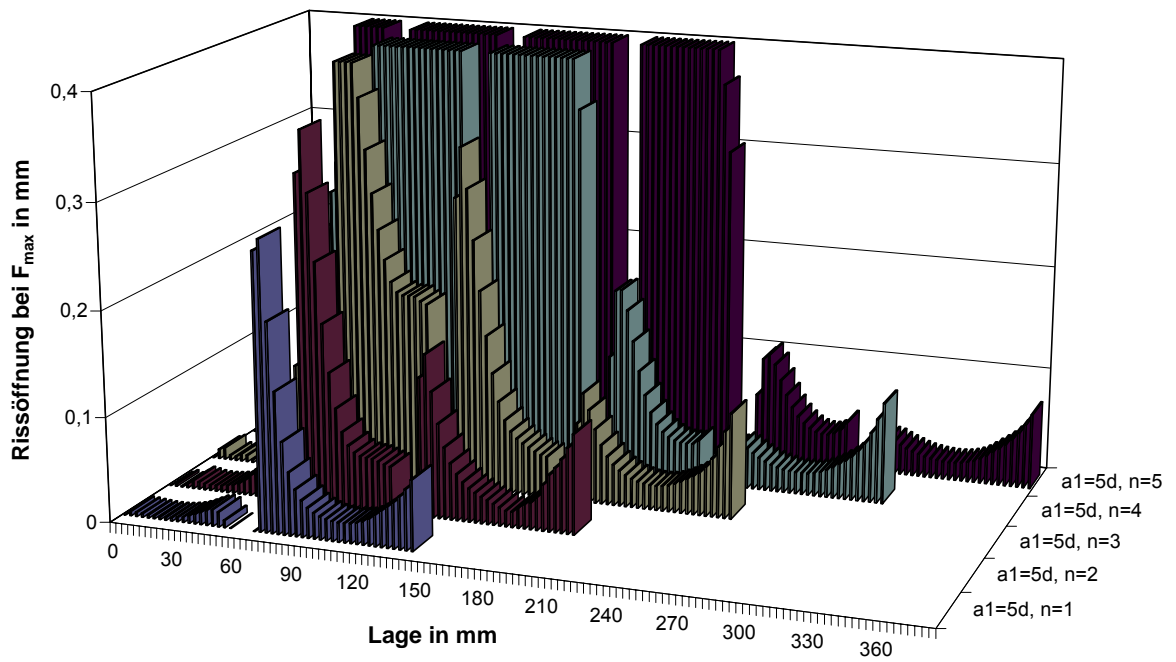


Bild 7-17 Rissöffnungen bei  $F_{\max}$  für  $d = 12 \text{ mm}$ ,  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  und  $a_1 = 5 \cdot d$   
Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,10 \text{ mm}$  bei  $f_n = 0,95 \text{ N/mm}^2$

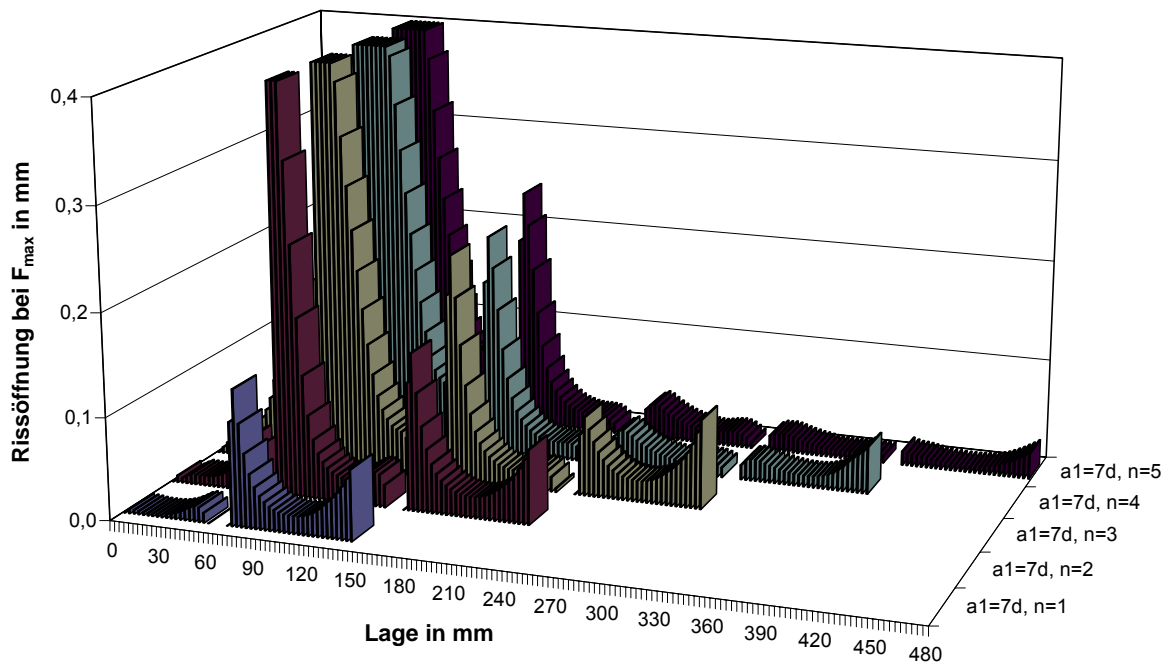


Bild 7-18 Rissöffnungen bei  $F_{\max}$  für  $d = 12 \text{ mm}$ ,  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  und  $a_1 = 7 \cdot d$   
Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,10 \text{ mm}$  bei  $f_n = 0,95 \text{ N/mm}^2$

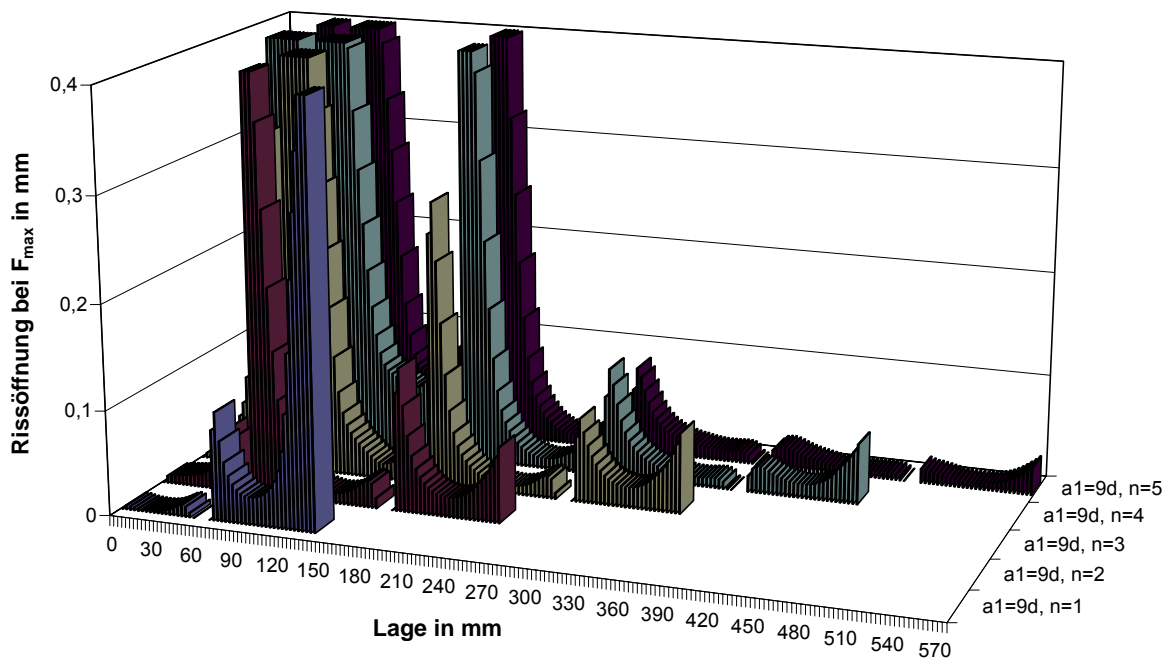


Bild 7-19 Rissöffnungen bei  $F_{\max}$  für  $d = 12 \text{ mm}$ ,  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  und  $a_1 = 9 \cdot d$   
Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,10 \text{ mm}$  bei  $f_n = 0,95 \text{ N/mm}^2$

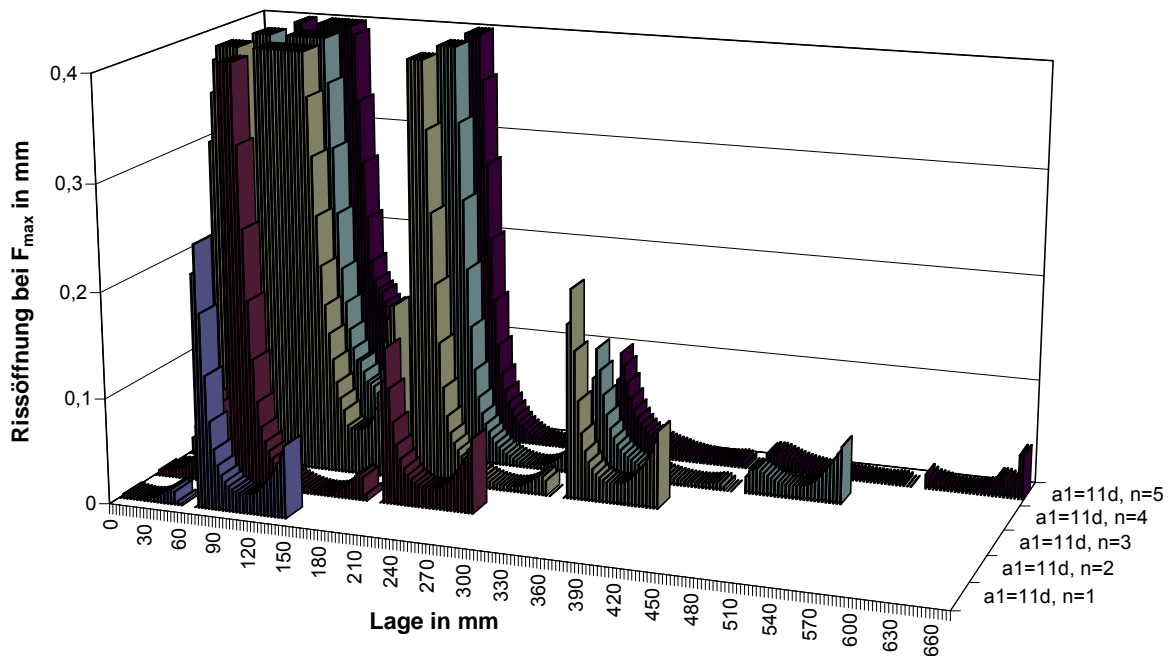


Bild 7-20 Rissöffnungen bei  $F_{\max}$  für  $d = 12 \text{ mm}$ ,  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  und  $a_1 = 11 \cdot d$   
Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,10 \text{ mm}$  bei  $f_n = 0,95 \text{ N/mm}^2$



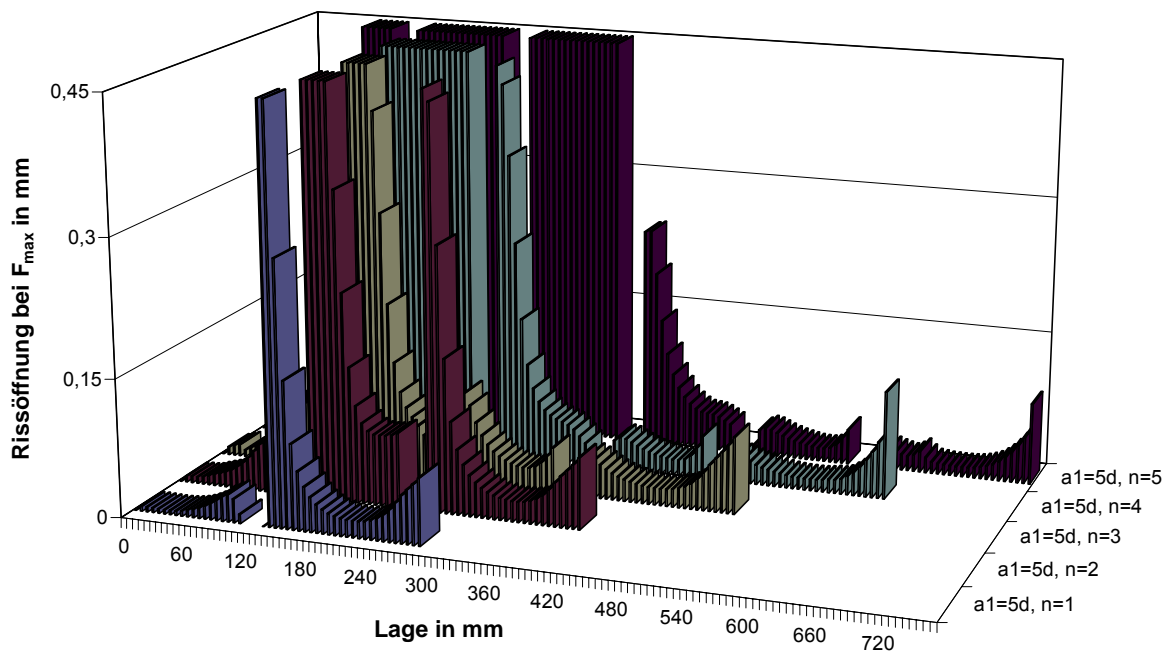


Bild 7-21 Rissöffnungen bei  $F_{\max}$  für  $d = 24 \text{ mm}$ ,  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $a_1 = 5 \cdot d$   
Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,15 \text{ mm}$  bei  $f_n = 0,87 \text{ N/mm}^2$

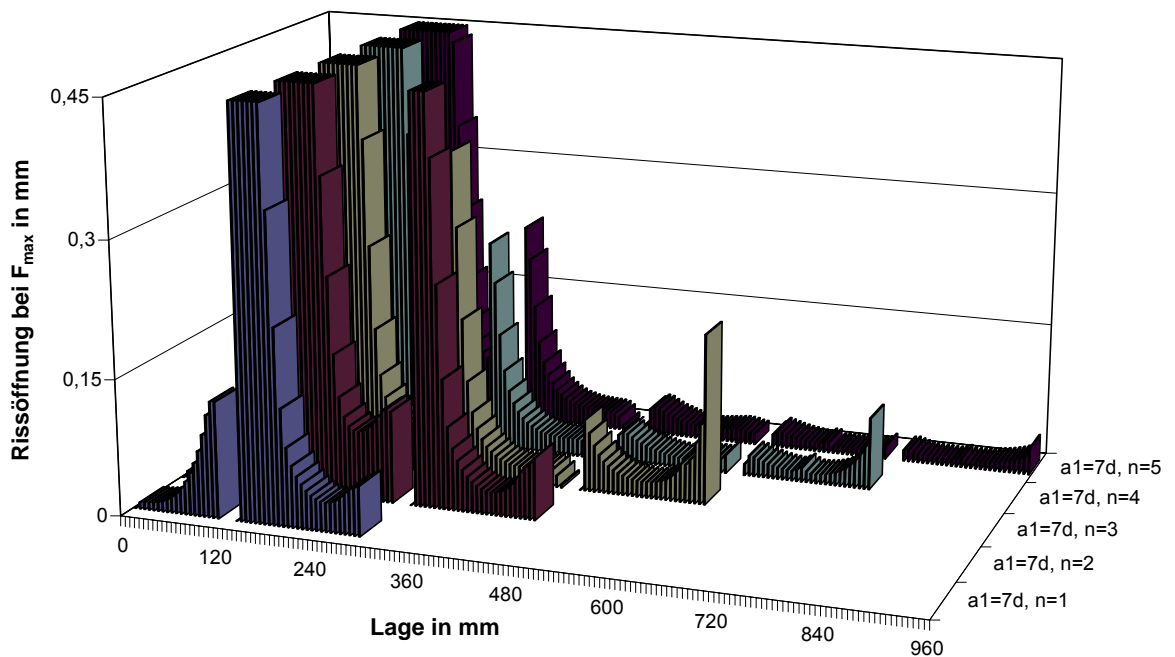


Bild 7-22 Rissöffnungen bei  $F_{\max}$  für  $d = 24 \text{ mm}$ ,  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $a_1 = 7 \cdot d$   
Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,15 \text{ mm}$  bei  $f_n = 0,87 \text{ N/mm}^2$

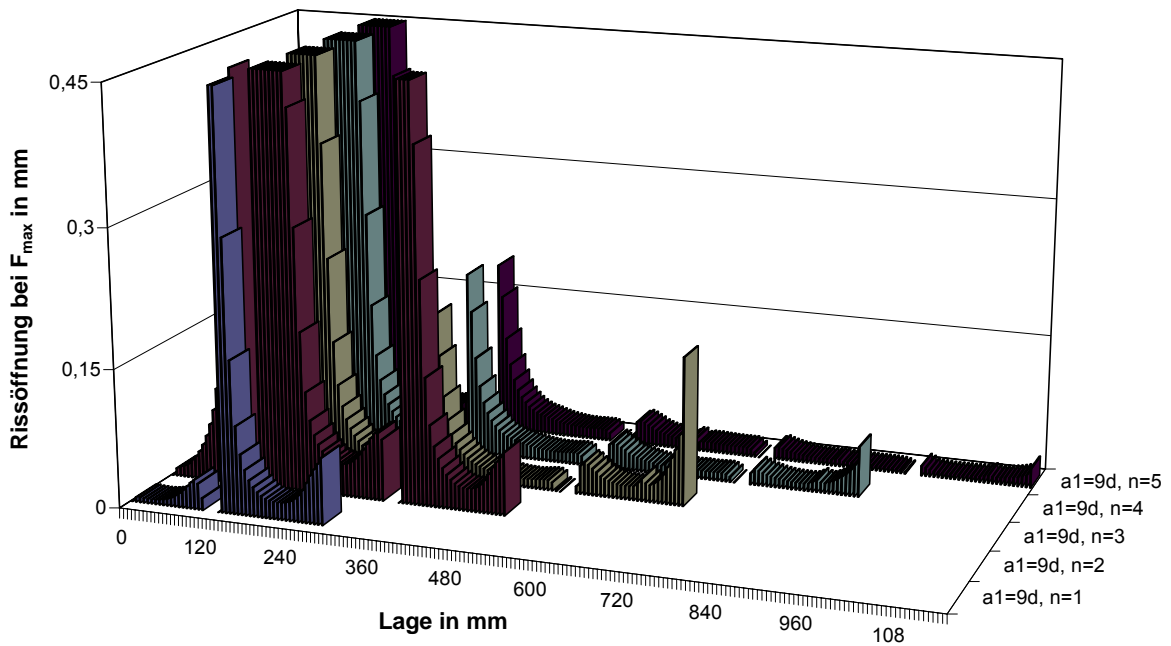


Bild 7-23 Rissöffnungen bei  $F_{\max}$  für  $d = 24 \text{ mm}$ ,  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $a_1 = 9 \cdot d$   
Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,15 \text{ mm}$  bei  $f_n = 0,87 \text{ N/mm}^2$

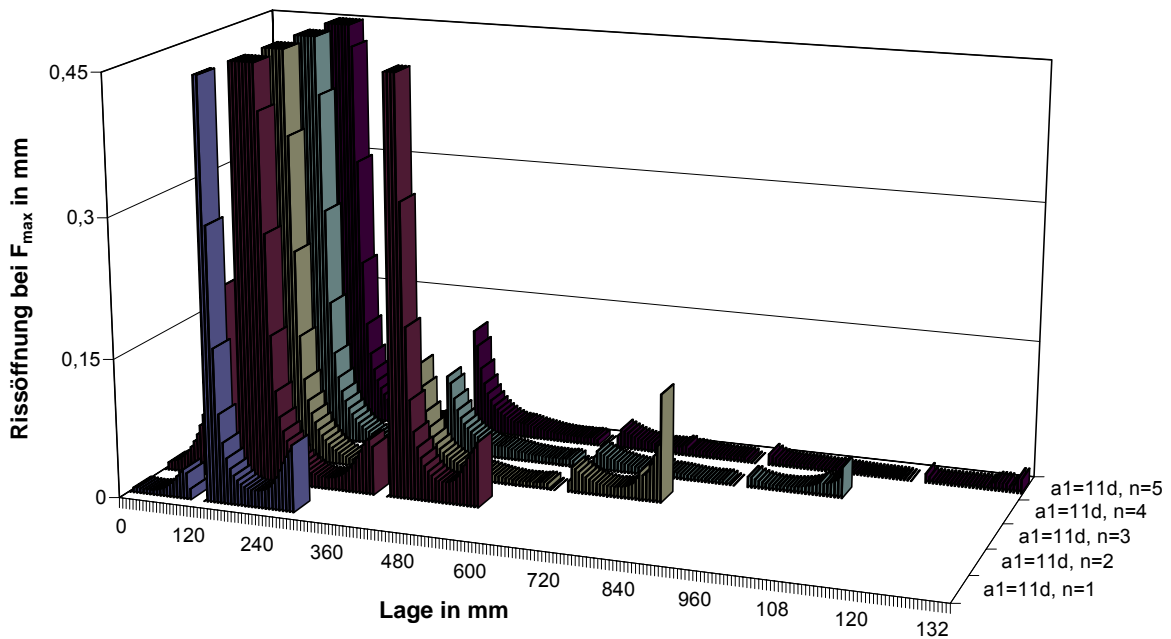


Bild 7-24 Rissöffnungen bei  $F_{\max}$  für  $d = 24 \text{ mm}$ ,  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $a_1 = 11 \cdot d$   
Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,15 \text{ mm}$  bei  $f_n = 0,87 \text{ N/mm}^2$

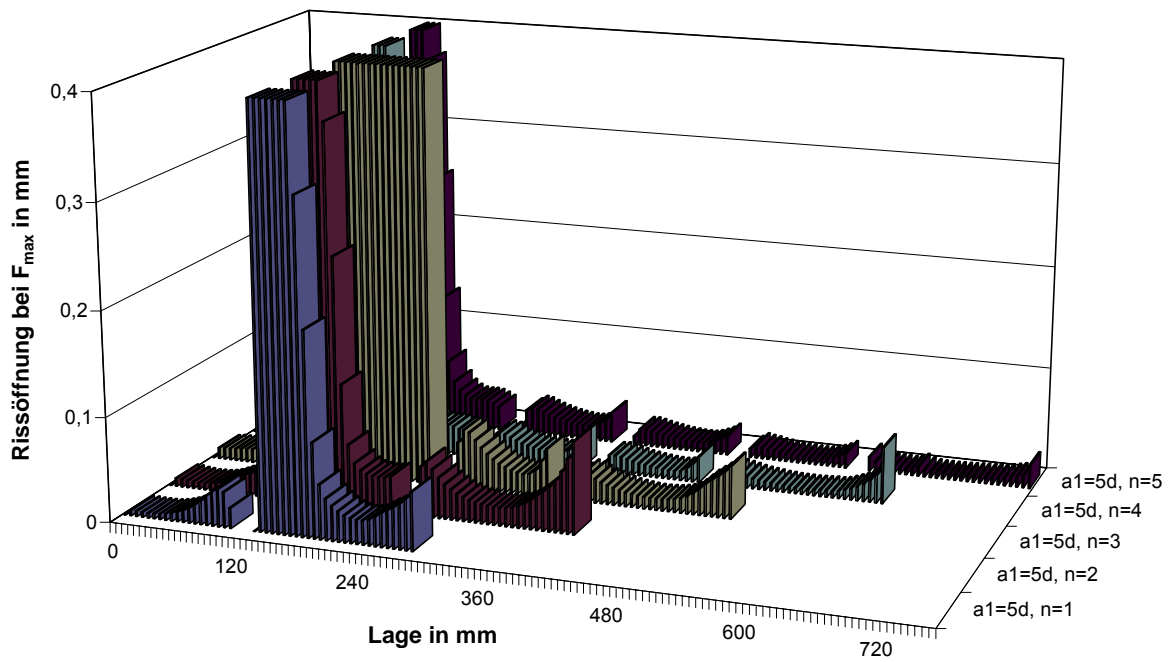


Bild 7-25 Rissöffnungen bei  $F_{\max}$  für  $d = 24$  mm,  $\rho = 450$  kg/m<sup>3</sup> und  $a_1 = 5 \cdot d$   
Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,10$  mm bei  $f_n = 0,95$  N/mm<sup>2</sup>

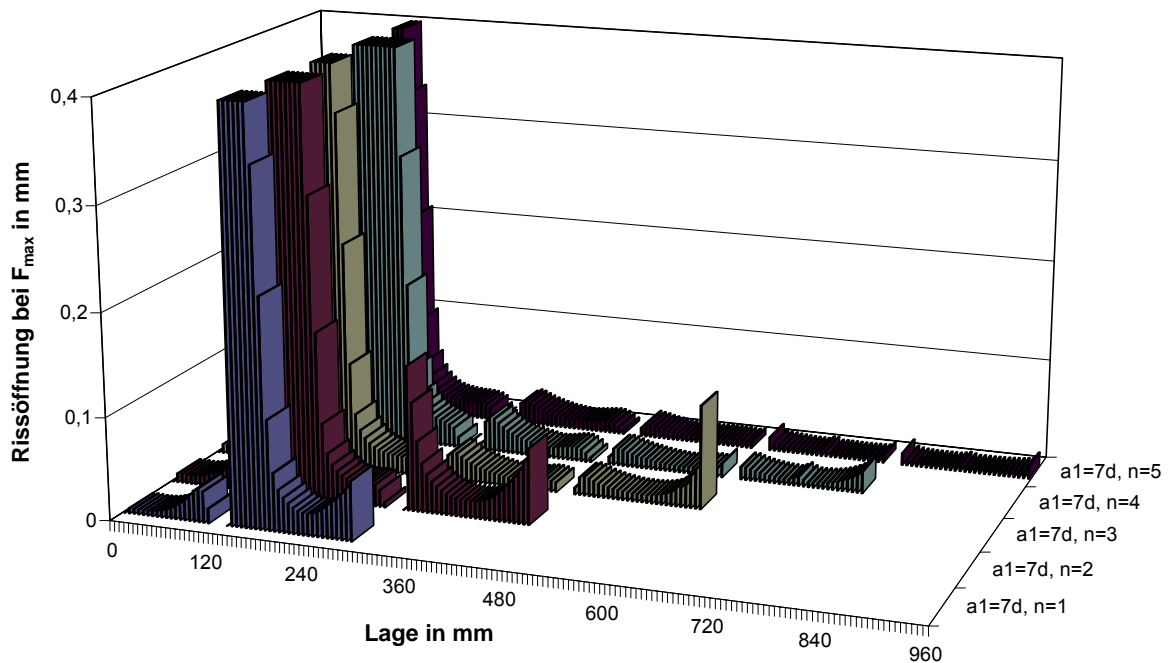


Bild 7-26 Rissöffnungen bei  $F_{\max}$  für  $d = 24$  mm,  $\rho = 450$  kg/m<sup>3</sup> und  $a_1 = 7 \cdot d$   
Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,10$  mm bei  $f_n = 0,95$  N/mm<sup>2</sup>

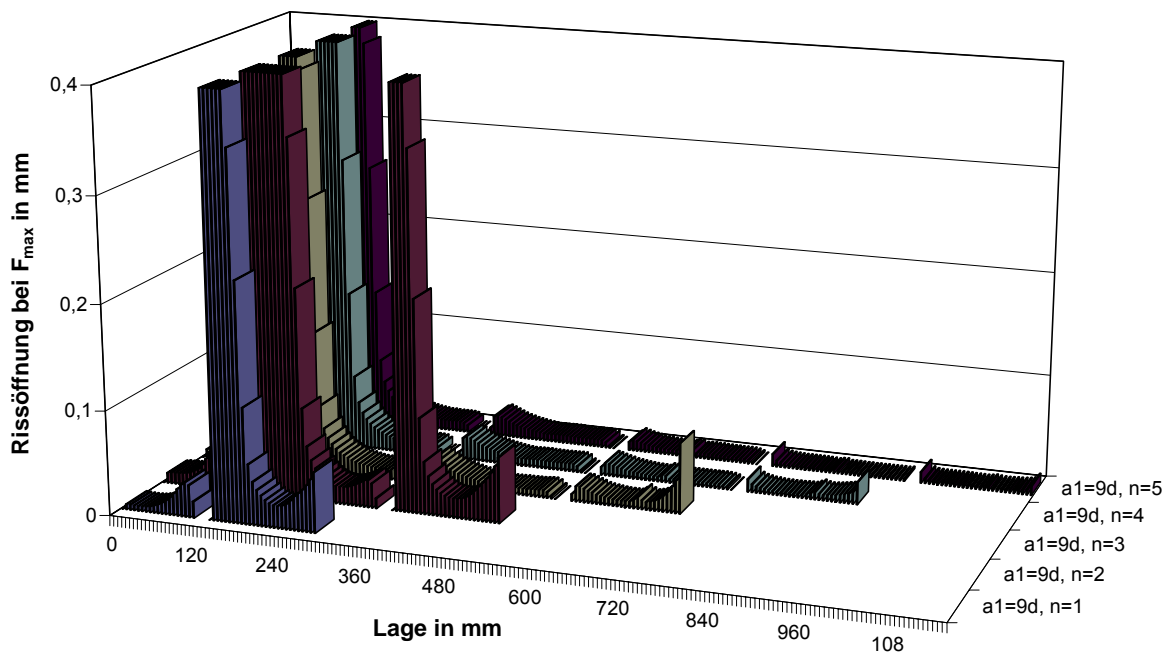


Bild 7-27 Rissöffnungen bei  $F_{\max}$  für  $d = 24$  mm,  $\rho = 450$  kg/m<sup>3</sup> und  $a_1 = 9 \cdot d$   
Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,10$  mm bei  $f_n = 0,95$  N/mm<sup>2</sup>

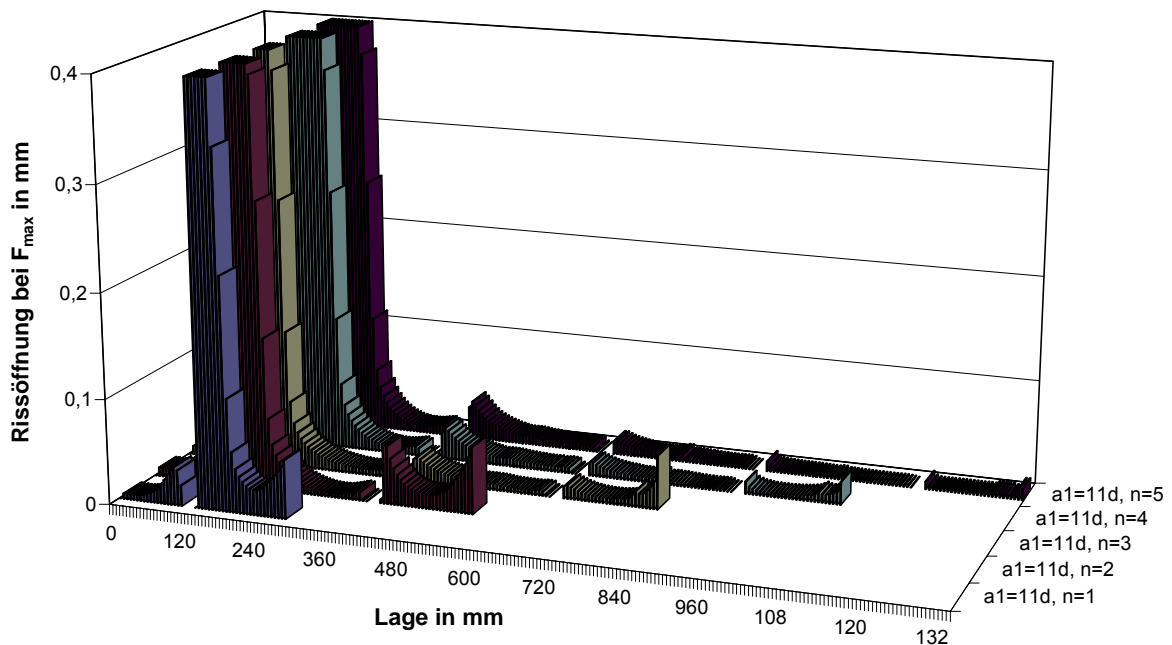


Bild 7-28 Rissöffnungen bei  $F_{\max}$  für  $d = 24$  mm,  $\rho = 450$  kg/m<sup>3</sup> und  $a_1 = 11 \cdot d$   
Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,10$  mm bei  $f_n = 0,95$  N/mm<sup>2</sup>

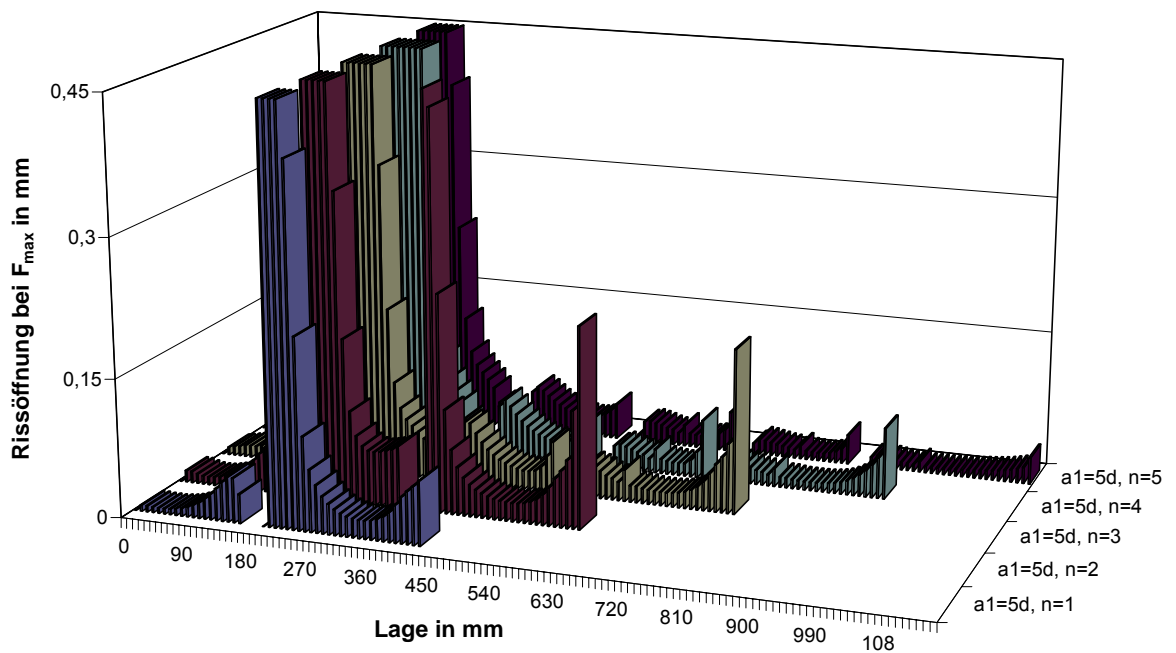


Bild 7-29 Rissöffnungen bei  $F_{\max}$  für  $d = 36$  mm,  $\rho = 350$  kg/m<sup>3</sup> und  $a_1 = 5 \cdot d$   
Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,15$  mm bei  $f_n = 0,87$  N/mm<sup>2</sup>

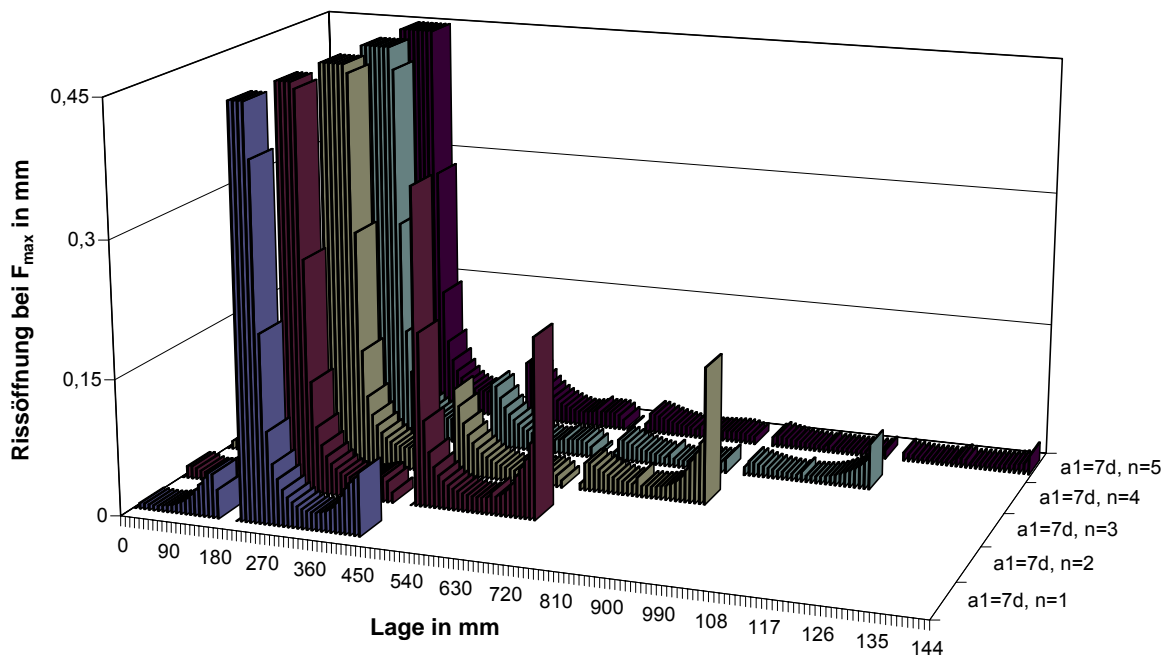


Bild 7-30 Rissöffnungen bei  $F_{\max}$  für  $d = 36$  mm,  $\rho = 350$  kg/m<sup>3</sup> und  $a_1 = 7 \cdot d$   
Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,15$  mm bei  $f_n = 0,87$  N/mm<sup>2</sup>

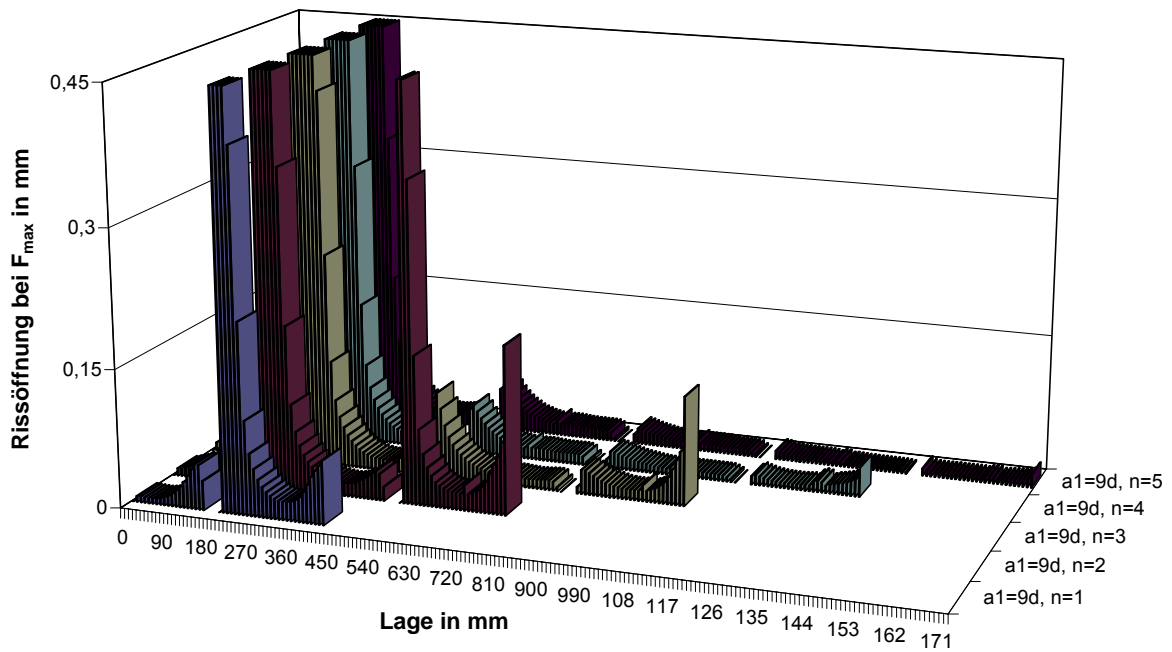


Bild 7-31 Rissöffnungen bei  $F_{\max}$  für  $d = 36$  mm,  $\rho = 350$  kg/m<sup>3</sup> und  $a_1 = 9 \cdot d$   
Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,15$  mm bei  $f_n = 0,87$  N/mm<sup>2</sup>

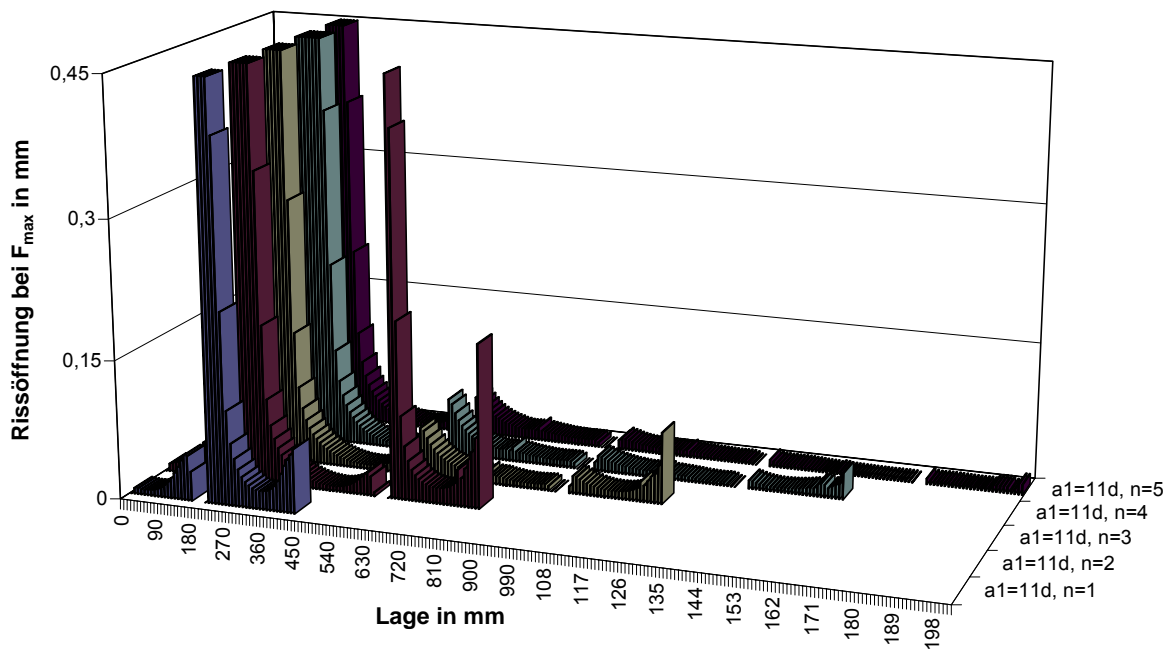


Bild 7-32 Rissöffnungen bei  $F_{\max}$  für  $d = 36$  mm,  $\rho = 350$  kg/m<sup>3</sup> und  $a_1 = 11 \cdot d$   
Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,15$  mm bei  $f_n = 0,87$  N/mm<sup>2</sup>

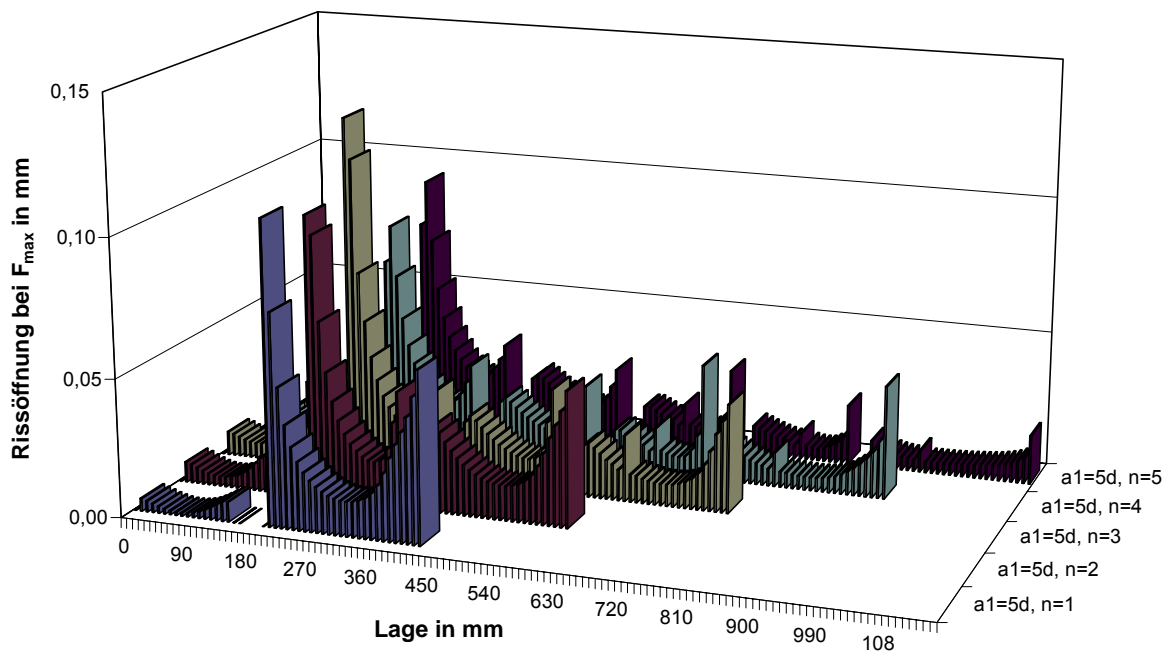


Bild 7-33 Rissöffnungen bei  $F_{\max}$  für  $d = 36 \text{ mm}$ ,  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  und  $a_1 = 5 \cdot d$   
Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,10 \text{ mm}$  bei  $f_n = 0,95 \text{ N/mm}^2$

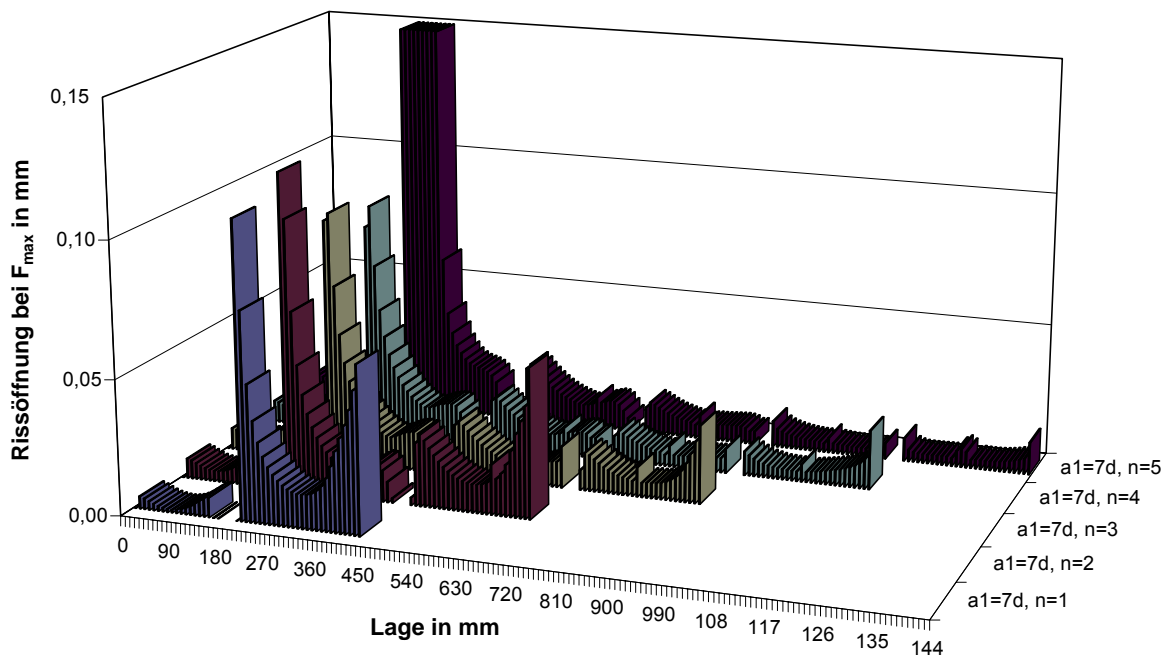


Bild 7-34 Rissöffnungen bei  $F_{\max}$  für  $d = 36 \text{ mm}$ ,  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  und  $a_1 = 7 \cdot d$   
Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,10 \text{ mm}$  bei  $f_n = 0,95 \text{ N/mm}^2$

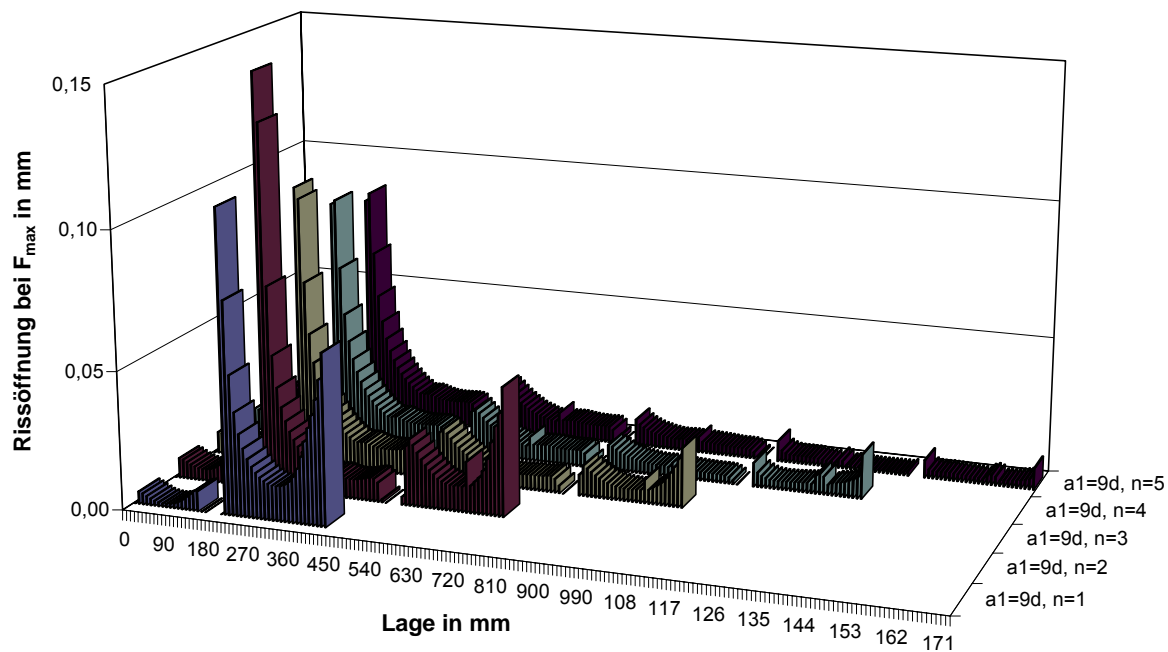


Bild 7-35 Rissöffnungen bei  $F_{\max}$  für  $d = 36$  mm,  $\rho = 450$  kg/m<sup>3</sup> und  $a_1 = 9 \cdot d$   
Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,10$  mm bei  $f_n = 0,95$  N/mm<sup>2</sup>

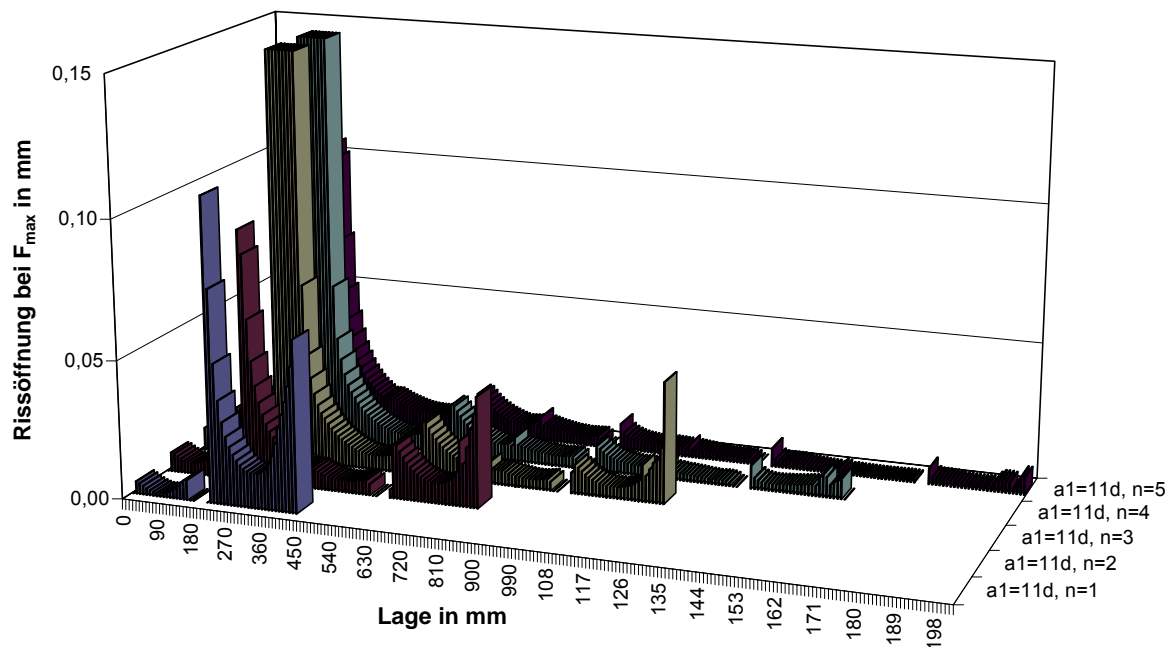


Bild 7-36 Rissöffnungen bei  $F_{\max}$  für  $d = 36$  mm,  $\rho = 450$  kg/m<sup>3</sup> und  $a_1 = 11 \cdot d$   
Grenzverschiebung  $\Delta_n = 0,10$  mm bei  $f_n = 0,95$  N/mm<sup>2</sup>



7.2 Anlagen zum Abschnitt 4.5

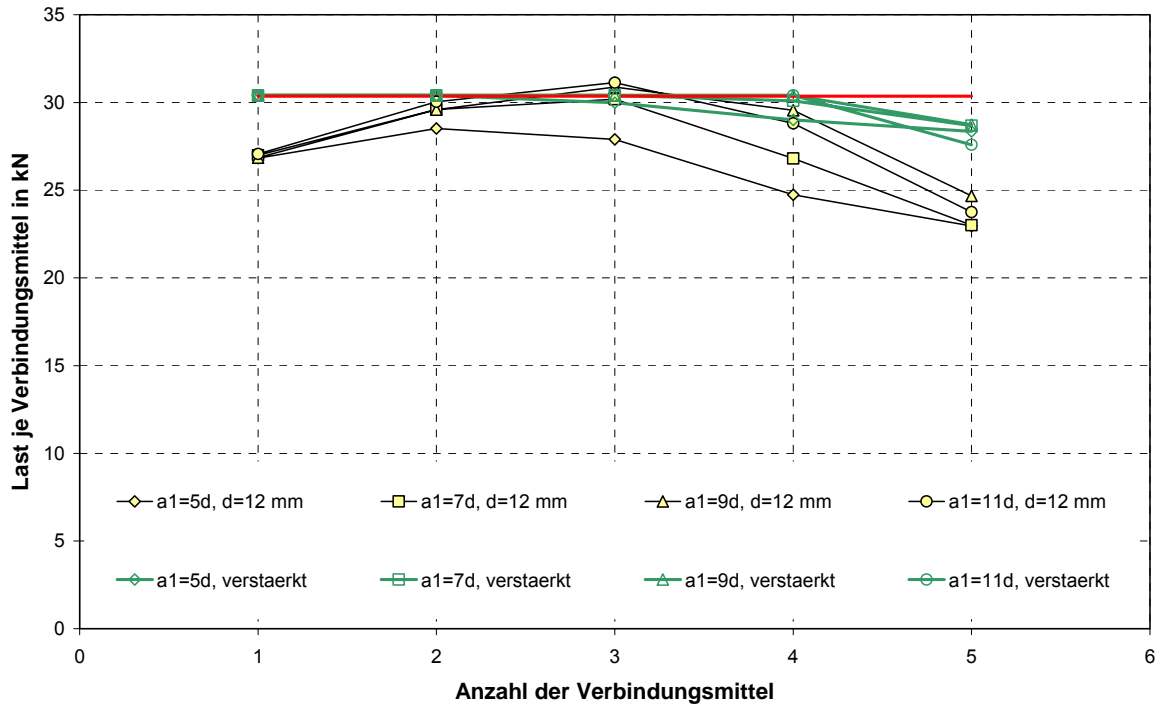


Bild 7-37 Verbindungen mit d = 12 mm und mit ρ = 350 kg/m³

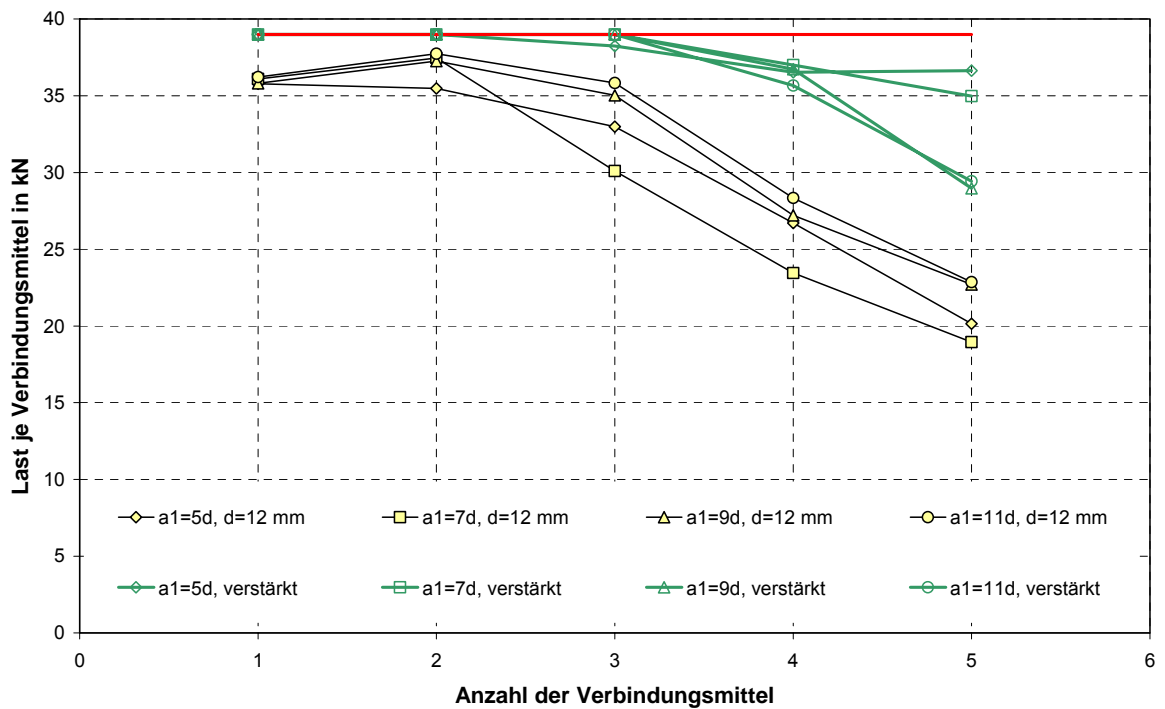


Bild 7-38 Verbindungen mit d = 12 mm und mit ρ = 450 kg/m³

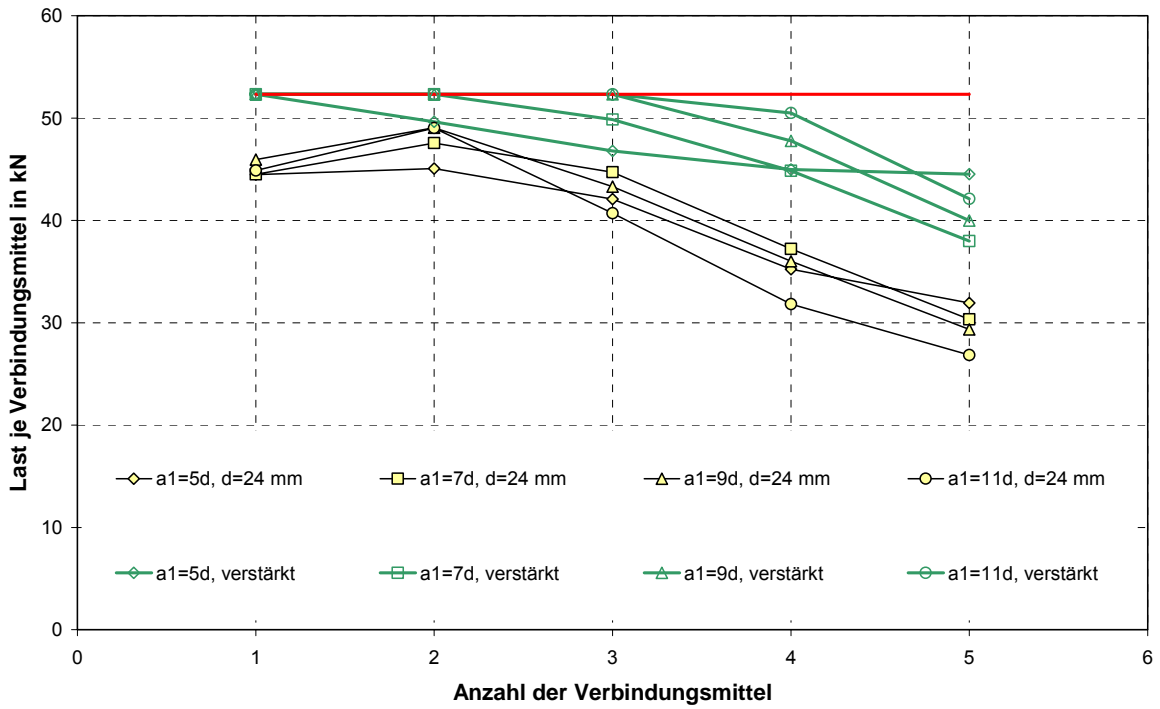


Bild 7-39 Verbindungen mit  $d = 24 \text{ mm}$  und mit  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$

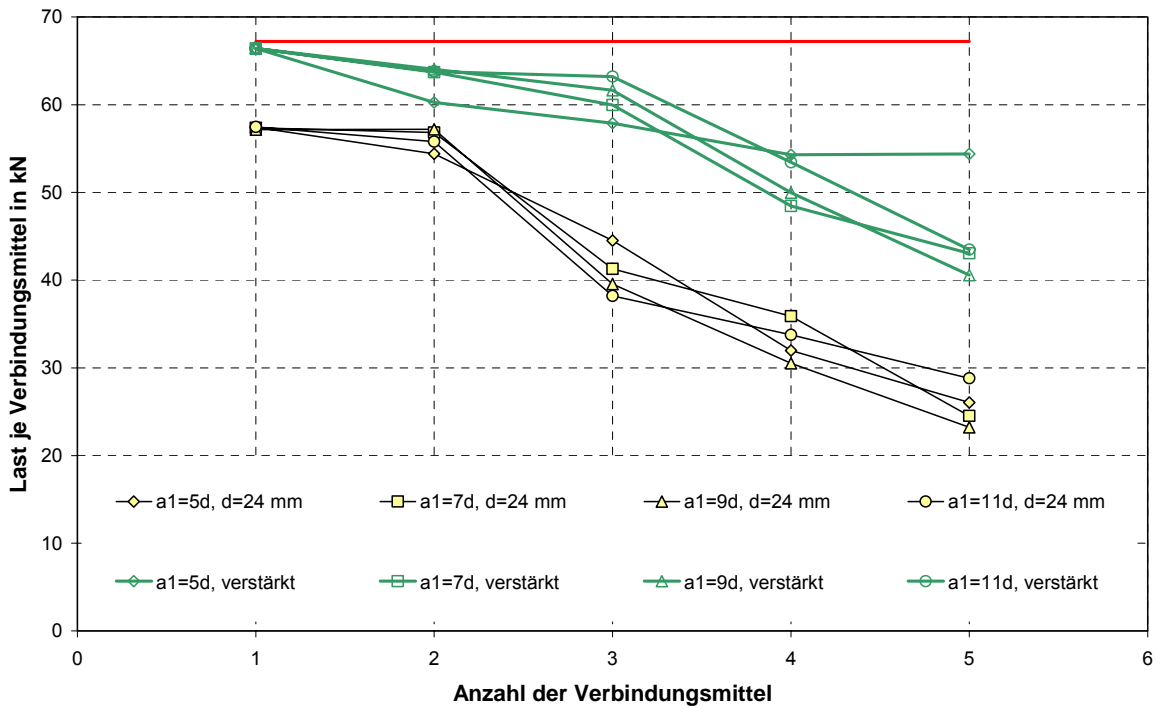


Bild 7-40 Verbindungen mit  $d = 24 \text{ mm}$  und mit  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$

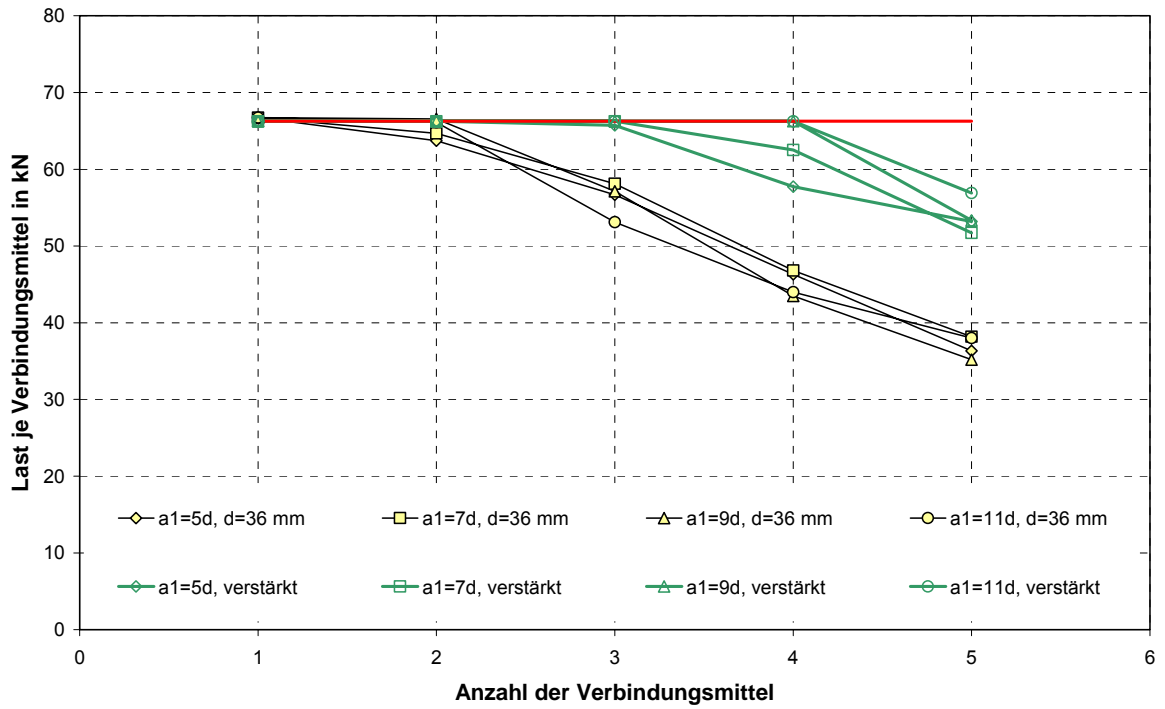


Bild 7-41 Verbindungen mit  $d = 36 \text{ mm}$  und mit  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$

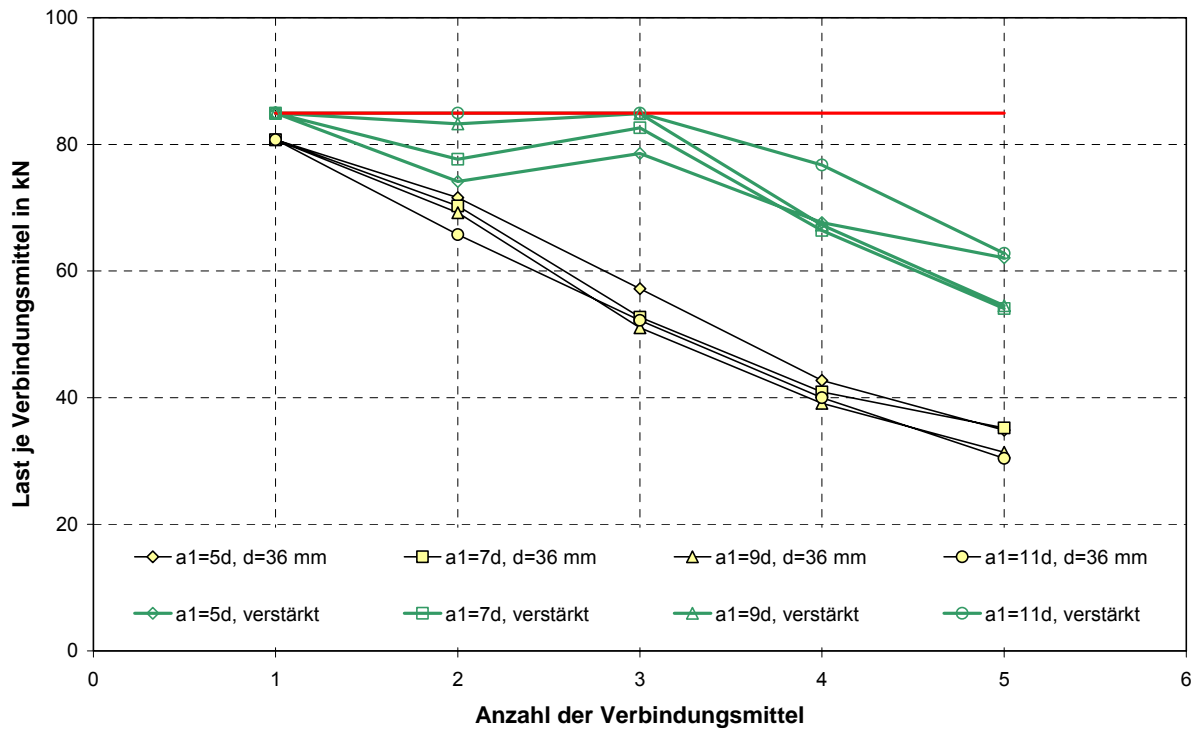


Bild 7-42 Verbindungen mit  $d = 36 \text{ mm}$  und mit  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$

Tabelle 7-13 Ergebnisse für Modell 2 mit  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 12 \text{ mm}$ 

d [mm]	$a_{1,t}$ [mm]	n	$a_1$ [mm]	h [mm]	t [mm]	$f_h / n$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$F_{\max}$ [kN]	$n_{\text{ef}} / n$ [-]	$F_{\max} / n$ [kN]	$F_{W,\text{ef}}$ [kN]	$F_{\text{verstärkt}}$ [kN]
12	84	1	60	72	100	22,4	26,8	1,000	26,8	30,4	33,4
12	84	2	60	72	100	23,8	57,0	0,785	28,5	23,8	32,0
12	84	3	60	72	100	23,2	83,7	0,753	27,9	22,9	30,0
12	84	4	60	72	100	20,6	99,0	0,732	24,7	22,2	29,0
12	84	5	60	72	100	19,1	115	0,716	23,0	21,7	28,3
12	84	1	84	72	100	22,5	27,0	1,000	27,0	30,4	33,4
12	84	2	84	72	100	24,7	59,2	0,853	29,6	25,9	32,6
12	84	3	84	72	100	25,2	90,6	0,820	30,2	24,9	32,7
12	84	4	84	72	100	22,3	107	0,796	26,8	24,2	30,1
12	84	5	84	72	100	19,2	115	0,779	23,0	23,6	28,7
12	84	1	108	72	100	22,4	26,9	1,000	26,9	30,4	33,4
12	84	2	108	72	100	24,7	59,2	0,909	29,6	27,6	31,5
12	84	3	108	72	100	25,7	92,6	0,873	30,9	26,5	33,3
12	84	4	108	72	100	24,6	118	0,848	29,6	25,7	32,0
12	84	5	108	72	100	20,6	123	0,829	24,7	25,2	28,7
12	84	1	132	72	100	22,5	27,1	1,000	27,1	30,4	33,4
12	84	2	132	72	100	25,0	60,1	0,956	30,0	29,0	32,1
12	84	3	132	72	100	25,9	93,4	0,918	31,1	27,9	34,0
12	84	4	132	72	100	24,0	115	0,892	28,8	27,1	32,3
12	84	5	132	72	100	19,8	119	0,872	23,8	26,5	27,6

Tabelle 7-14 Ergebnisse für Modell 2 mit  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 24 \text{ mm}$ 

d [mm]	$a_{1,t}$ [mm]	n	$a_1$ [mm]	h [mm]	t [mm]	$f_h / n$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$F_{\max}$ [kN]	$n_{\text{ef}} / n$ [-]	$F_{\max} / n$ [kN]	$F_{W,\text{ef}}$ [kN]	$F_{\text{verstärkt}}$ [kN]
24	168	1	120	144	100	18,5	44,5	1,000	44,5	52,3	53,6
24	168	2	120	144	100	18,8	90,2	0,785	45,1	41,0	49,6
24	168	3	120	144	100	17,5	126	0,753	42,1	39,4	46,8
24	168	4	120	144	100	14,7	141	0,732	35,2	38,3	45,0
24	168	5	120	144	100	13,3	160	0,716	31,9	37,5	44,5
24	168	1	168	144	100	18,5	44,5	1,000	44,5	52,3	53,6
24	168	2	168	144	100	19,8	95,1	0,853	47,6	44,7	52,6
24	168	3	168	144	100	18,6	134	0,820	44,7	42,9	49,9
24	168	4	168	144	100	15,5	149	0,796	37,2	41,7	44,8
24	168	5	168	144	100	12,6	152	0,779	30,3	40,7	38,0
24	168	1	216	144	100	19,1	45,9	1,000	45,9	52,3	53,6
24	168	2	216	144	100	20,4	98,1	0,909	49,1	47,5	52,9
24	168	3	216	144	100	18,0	130	0,873	43,3	45,7	53,0
24	168	4	216	144	100	15,0	144	0,848	36,0	44,4	47,8
24	168	5	216	144	100	12,2	147	0,829	29,4	43,4	40,0
24	168	1	264	144	100	18,7	44,9	1,000	44,9	52,3	53,6
24	168	2	264	144	100	20,4	98,0	0,956	49,0	50,0	52,4
24	168	3	264	144	100	17,0	122	0,918	40,7	48,0	53,5
24	168	4	264	144	100	13,3	127	0,892	31,8	46,6	50,5
24	168	5	264	144	100	11,2	134	0,872	26,8	45,6	42,1

Tabelle 7-15 Ergebnisse für Modell 2 mit  $\rho = 350 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 36 \text{ mm}$ 

d [mm]	$a_{1,t}$ [mm]	n	$a_1$ [mm]	h [mm]	t [mm]	$f_h / n$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$F_{\max}$ [kN]	$n_{\text{ef}} / n$ [-]	$F_{\max} / n$ [kN]	$F_{W,\text{ef}}$ [kN]	$F_{\text{verstärkt}}$ [kN]
36	252	1	180	216	100	18,5	66,7	1,000	66,7	66,2	75,2
36	252	2	180	216	100	17,7	127	0,785	63,7	52,0	70,1
36	252	3	180	216	100	15,7	170	0,753	56,7	49,9	65,7
36	252	4	180	216	100	12,9	185	0,732	46,3	48,5	57,7
36	252	5	180	216	100	10,1	182	0,716	36,3	47,4	53,2
36	252	1	252	216	100	18,5	66,7	1,000	66,7	66,2	75,2
36	252	2	252	216	100	18,0	129	0,853	64,7	56,5	73,2
36	252	3	252	216	100	16,1	174	0,820	58,1	54,3	70,8
36	252	4	252	216	100	13,0	187	0,796	46,8	52,7	62,5
36	252	5	252	216	100	10,6	191	0,779	38,2	51,6	51,7
36	252	1	324	216	100	18,5	66,7	1,000	66,7	66,2	75,2
36	252	2	324	216	100	18,5	133	0,909	66,6	60,2	72,1
36	252	3	324	216	100	15,9	171	0,873	57,1	57,8	72,2
36	252	4	324	216	100	12,1	174	0,848	43,5	56,2	67,0
36	252	5	324	216	100	9,8	176	0,829	35,2	54,9	53,3
36	252	1	396	216	100	18,5	66,7	1,000	66,7	66,2	75,2
36	252	2	396	216	100	18,4	132	0,956	66,1	63,3	71,8
36	252	3	396	216	100	14,8	159	0,918	53,1	60,8	73,4
36	252	4	396	216	100	12,2	176	0,892	44,0	59,1	68,4
36	252	5	396	216	100	10,6	190	0,872	38,0	57,8	56,9

Tabelle 7-16 Ergebnisse für Modell 2 mit  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 12 \text{ mm}$ 

d [mm]	$a_{1,t}$ [mm]	n	$a_1$ [mm]	h [mm]	t [mm]	$f_h / n$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$F_{\max}$ [kN]	$n_{\text{ef}} / n$ [-]	$F_{\max} / n$ [kN]	$F_{W,\text{ef}}$ [kN]	$F_{\text{verstärkt}}$ [kN]
12	84	1	60	72	100	29,8	35,8	1,000	35,8	39,0	39,5
12	84	2	60	72	100	29,6	71,0	0,785	35,5	30,6	41,1
12	84	3	60	72	100	27,5	99,0	0,753	33,0	29,4	38,2
12	84	4	60	72	100	22,2	107	0,732	26,7	28,5	36,5
12	84	5	60	72	100	16,8	101	0,716	20,1	27,9	36,6
12	84	1	84	72	100	30,1	36,1	1,000	36,1	39,0	39,5
12	84	2	84	72	100	31,2	74,9	0,853	37,5	33,3	41,4
12	84	3	84	72	100	25,1	90,3	0,820	30,1	32,0	40,3
12	84	4	84	72	100	19,5	93,8	0,796	23,5	31,1	37,0
12	84	5	84	72	100	15,8	94,8	0,779	19,0	30,4	35,0
12	84	1	108	72	100	29,8	35,8	1,000	35,8	39,0	39,5
12	84	2	108	72	100	31,1	74,5	0,909	37,3	35,4	40,5
12	84	3	108	72	100	29,2	105	0,873	35,0	34,0	41,4
12	84	4	108	72	100	22,7	109	0,848	27,2	33,1	36,7
12	84	5	108	72	100	18,9	114	0,829	22,7	32,3	29,0
12	84	1	132	72	100	30,2	36,2	1,000	36,2	39,0	39,5
12	84	2	132	72	100	31,4	75,5	0,956	37,7	37,3	41,3
12	84	3	132	72	100	29,9	107	0,918	35,8	35,8	40,9
12	84	4	132	72	100	23,6	113	0,892	28,3	34,8	35,7
12	84	5	132	72	100	19,1	114	0,872	22,9	34,0	29,4

Tabelle 7-17 Ergebnisse für Modell 2 mit  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 24 \text{ mm}$ 

d [mm]	$a_{1,t}$ [mm]	n	$a_1$ [mm]	h [mm]	t [mm]	$f_h / n$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$F_{\max}$ [kN]	$n_{\text{ef}} / n$ [-]	$F_{\max} / n$ [kN]	$F_{W,\text{ef}}$ [kN]	$F_{\text{verstärkt}}$ [kN]
24	168	1	120	144	100	23,9	57,4	1,000	57,4	67,2	66,4
24	168	2	120	144	100	22,7	109	0,785	54,4	52,7	60,3
24	168	3	120	144	100	18,5	134	0,753	44,5	50,6	57,9
24	168	4	120	144	100	13,3	128	0,732	32,0	49,2	54,3
24	168	5	120	144	100	10,9	130	0,716	26,0	48,1	54,4
24	168	1	168	144	100	23,9	57,4	1,000	57,4	67,2	66,4
24	168	2	168	144	100	23,7	114	0,853	56,8	57,4	63,7
24	168	3	168	144	100	17,2	124	0,820	41,3	55,1	60,0
24	168	4	168	144	100	15,0	144	0,796	35,9	53,5	48,5
24	168	5	168	144	100	10,2	123	0,779	24,5	52,3	43,1
24	168	1	216	144	100	23,8	57,2	1,000	57,2	67,2	66,4
24	168	2	216	144	100	23,8	114	0,909	57,2	61,1	64,0
24	168	3	216	144	100	16,5	119	0,873	39,5	58,6	61,6
24	168	4	216	144	100	12,7	122	0,848	30,5	57,0	50,0
24	168	5	216	144	100	9,68	116	0,829	23,2	55,7	40,6
24	168	1	264	144	100	23,9	57,5	1,000	57,5	67,2	66,4
24	168	2	264	144	100	23,2	112	0,956	55,8	64,2	63,8
24	168	3	264	144	100	15,9	115	0,918	38,2	61,7	63,2
24	168	4	264	144	100	14,1	135	0,892	33,8	59,9	53,4
24	168	5	264	144	100	12,0	144	0,872	28,8	58,6	43,5



Tabelle 7-18 Ergebnisse für Modell 2 mit  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$  und  $d = 36 \text{ mm}$ 

d [mm]	$a_{1,t}$ [mm]	n	$a_1$ [mm]	h [mm]	t [mm]	$f_h / n$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$F_{\max}$ [kN]	$n_{ef} / n$ [-]	$F_{\max} / n$ [kN]	$F_{W,ef}$ [kN]	$F_{\text{verstärkt}}$ [kN]
36	252	1	180	216	100	22,4	80,7	1,000	80,7	85,0	90,3
36	252	2	180	216	100	19,9	143	0,785	71,6	66,7	74,1
36	252	3	180	216	100	15,9	172	0,753	57,2	64,0	78,6
36	252	4	180	216	100	11,9	171	0,732	42,7	62,2	67,6
36	252	5	180	216	100	9,69	174	0,716	34,9	60,8	62,1
36	252	1	252	216	100	22,4	80,7	1,000	80,7	85,0	90,3
36	252	2	252	216	100	19,5	141	0,853	70,3	72,5	77,7
36	252	3	252	216	100	14,6	158	0,820	52,7	69,6	82,6
36	252	4	252	216	100	11,4	164	0,796	40,9	67,7	66,4
36	252	5	252	216	100	9,78	176	0,779	35,2	66,2	54,1
36	252	1	324	216	100	22,4	80,7	1,000	80,7	85,0	90,3
36	252	2	324	216	100	19,2	138	0,909	69,2	77,2	83,2
36	252	3	324	216	100	14,2	153	0,873	51,0	74,1	84,9
36	252	4	324	216	100	10,9	156	0,848	39,1	72,0	67,3
36	252	5	324	216	100	8,72	157	0,829	31,4	70,4	54,5
36	252	1	396	216	100	22,4	80,7	1,000	80,7	85,0	90,3
36	252	2	396	216	100	18,3	131	0,956	65,7	81,2	88,0
36	252	3	396	216	100	14,5	157	0,918	52,2	78,0	89,2
36	252	4	396	216	100	11,1	160	0,892	40,0	75,7	76,7
36	252	5	396	216	100	8,44	152	0,872	30,4	74,1	62,8

Holz im Verbindungsbereich neigt zum Spalten, wenn Verbindungen mit mehreren Verbindungsmitteln sowie mit geringen Abständen der Verbindungsmittel untereinander ausgeführt werden. Spalten des Holzes kann jedoch verhindert werden, wenn das Holz im Verbindungsbereich ausreichend verstärkt wird. Dazu können rechtwinklig zur Krafrichtung sowie rechtwinklig zur Achse der Stabdübel Vollgewindeschrauben eingedreht werden.

Zur Dimensionierung dieser Verstärkungselemente ist in den Erläuterungen zur DIN 1052:2004-08 ein vereinfachtes Berechnungsverfahren angegeben. Bei diesem Berechnungsverfahren werden einige traglastrelevante Parameter, wie zum Beispiel die ungleichförmige Verteilung der Last entlang der Stabdübelreihe (vgl. Lantos (1969)) nicht berücksichtigt. Das wirkliche Tragverhalten spaltgefährdeter Verbindungen, die mit Vollgewindeschrauben verstärkt werden, kann jedoch mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode erfasst werden.

Im Rahmen dieser Untersuchungen wurden unverstärkte sowie mit Vollgewindeschrauben verstärkte Verbindungen modelliert und berechnet. Die verwendeten Element- und Materialeigenschaften wurden dabei unter Verwendung von Grundlagenversuchen kalibriert.

Diese Arbeit diskutiert zum einen die unterschiedlichen Ergebnisse und zeigt zum anderen, wie der Werkstoff Holz mit seinem komplexen Materialverhalten im unmittelbaren Bereich der Verbindungsmittel mit der Methode der Finiten-Elemente abgebildet werden kann.