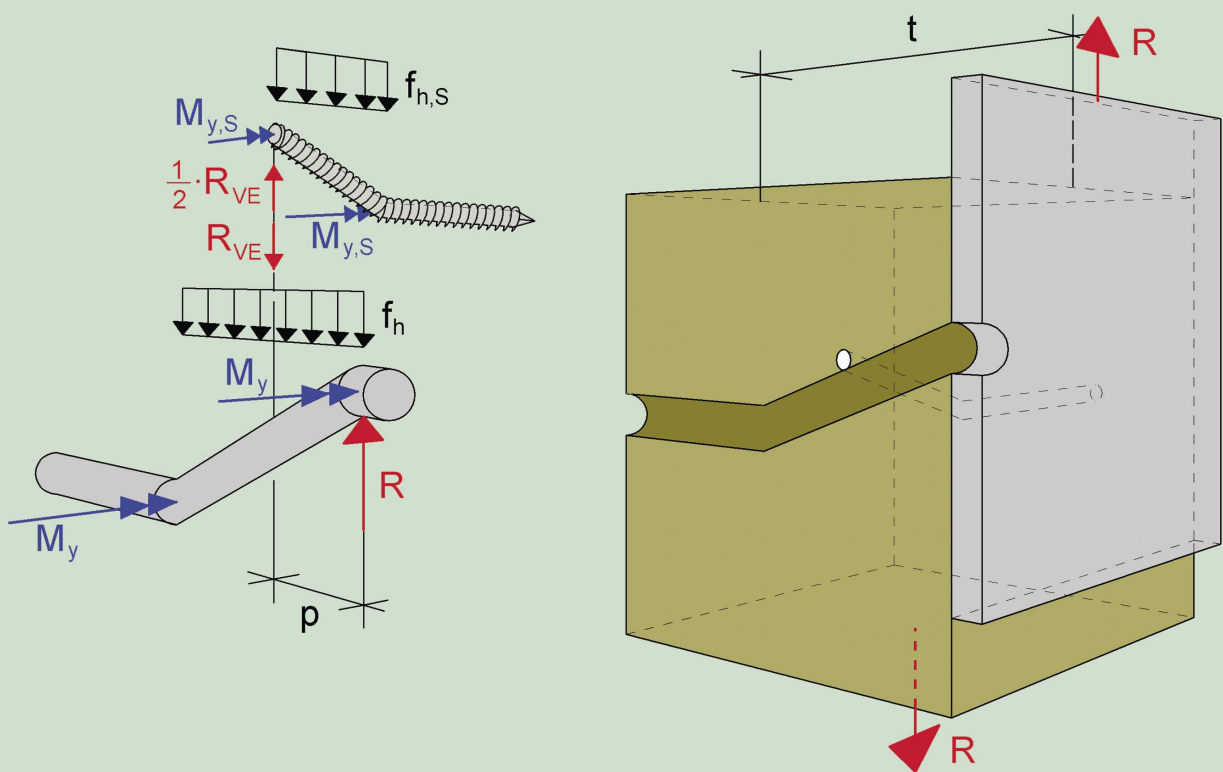


I. Bejtka

# Verstärkung von Bauteilen aus Holz mit Vollgewindeschrauben





I. Bejtka

## **Verstärkung von Bauteilen aus Holz mit Vollgewindeschrauben**

**Band 2 der Reihe  
Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau**

**Herausgeber**

**Universität Karlsruhe (TH)**

**Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen**

**Univ.-Prof. Dr.-Ing. H. J. Blaß**

# Verstärkung von Bauteilen aus Holz mit Vollgewindeschrauben

von  
I. Bejtka



---

universitätsverlag karlsruhe

Dissertation, genehmigt von der  
Fakultät für Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften  
der Universität Fridericiana zu Karlsruhe (TH), 2005  
Referenten: Univ.-Prof. Dr.-Ing. H.J. Blaß, Univ.-Prof. Dr.-Ing. H. Kreuzinger

## **Impressum**

Universitätsverlag Karlsruhe  
c/o Universitätsbibliothek  
Straße am Forum 2  
D-76131 Karlsruhe

[www.uvka.de](http://www.uvka.de)

© Universitätsverlag Karlsruhe 2005  
Print on Demand

ISSN 1860-093X  
ISBN 3-937300-54-6

# **Verstärkung von Bauteilen aus Holz mit Vollgewindeschrauben**

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

**DOKTOR-INGENIEURS**

von der Fakultät für

Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften

der Universität Fridericiana zu Karlsruhe (TH)

genehmigte

**DISSERTATION**

von

Dipl.-Ing. Ireneusz Bejtka

aus Bydgoszcz

Tag der mündlichen Prüfung: 26. Januar 2005

Hauptreferent: Univ.-Prof. Dr.-Ing. H.J. Blaß

Korreferent: Univ.-Prof. Dr.-Ing. H. Kreuzinger

Karlsruhe 2005





## **Vorwort**

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen der Universität Karlsruhe (TH).

Mein besonderer Dank gilt meinem Hauptreferenten Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Hans Joachim Blaß für seine Anregungen zu dieser Arbeit und die bereitwillige Unterstützung, die er mir stets zukommen ließ. Die mir von ihm zugestandene Zeit zu promovieren und die uneingeschränkte Nutzung der Einrichtungen der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abteilung Ingenieurholzbau, waren Vorzüge, die nicht jedem Doktoranden zugute kommen.

Für die freundliche Übernahme des Korreferates und die konstruktiven Hinweise zu den Ausarbeitungen danke ich Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Heinrich Kreuzinger, TU München, sehr herzlich.

Dem Laborleiter Herr Alexander Klein und den Labormitarbeitern Martin Huber, Hans Lafferthon, Günter Kranz und Michael Deeg möchte ich herzlich für ihr hohes Engagement und kreative Mitarbeit bei der Durchführung der Versuche danken.

Danken möchte ich auch Herrn Dr.-Ing. Rainer Görlacher, der mich bei der Vorbereitung und Durchführung der Versuche mit Einfallsreichtum und Gewissenhaftigkeit unterstützte sowie den Studenten Dipl.-Ing. Anja Fuchs, Dipl.-Ing. Patrick Schädle und Dipl.-Ing. Ulrich Ertl, die bei der Durchführung und Auswertung der Versuche tatkräftig mitgewirkt haben.

Ireneusz Bejtka



## Kurzfassung

Im Ingenieurholzbau stellen auf Querdruck beanspruchte Bauteile wie z. B. querdruckbeanspruchte Trägersäulen kritische Punkte einer Konstruktion dar. Bei einer Druckbeanspruchung rechtwinklig zur Faser weist Holz nur eine vergleichsweise geringe Festigkeit auf. So beträgt der charakteristische Festigkeitswert von Vollholz oder Brettschichtholz bei Druckbeanspruchung rechtwinklig zur Faser nur etwa  $1/8$  des entsprechenden Wertes parallel zur Faser. Damit diese natürliche Schwäche des Holzes in einer Konstruktion kompensiert werden kann, müssen bei der Einleitung großer Druckkräfte rechtwinklig zur Faser die Lasteinleitungsflächen entsprechend groß dimensioniert werden. Eine andere Möglichkeit, große Druckkräfte rechtwinklig zur Holzfasern einleiten zu können, besteht darin, querdruckbeanspruchte Bauteile zu verstärken.

Im Rahmen dieser Arbeit werden Möglichkeiten für Querdruckverstärkungen mit Hilfe selbstbohrender Holzschrauben mit durchgehendem Gewinde vorgestellt. Durch eine geeignete Anordnung dieser Schrauben wird gezeigt, dass im Vergleich zu unverstärkten Bauteilen die Tragfähigkeit und die Steifigkeit deutlich gesteigert werden können.

Damit ist es ohne Erhöhung der Lasteinleitungsfläche insbesondere bei filigranen Konstruktionen mit geringen Querschnittsmaßen möglich, sehr hohe Druckkräfte rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes aufzunehmen. Mit Hilfe eines neuen Berechnungsverfahrens können die Traglasten sowie die wirksamen Steifigkeiten von mit Vollgewindeschrauben verstärkten querdruckbeanspruchten Bauteilen berechnet werden. Vergleiche der berechneten Werte mit Versuchsergebnissen konnten die Richtigkeit dieses Berechnungsverfahrens verifizieren.

Weitere kritische Punkte im konstruktiven Holzbau stellen die Verbindungen und Anschlüsse zwischen den Holzbauteilen dar. Diese bestimmen zum einen die Qualität und zum anderen die Kosten einer Holzkonstruktion. Zur Übertragung von Kräften oder Momenten zwischen Bauteilen werden überwiegend Anschlüsse und Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln, wie z. B. Stabdübel, Bolzen, Nägel und Holzschrauben verwendet. Das Holz neigt im Bereich von Verbindungen um so mehr zum Spalten, je geringer die Abstände der Verbindungsmittel gewählt werden. Ein vorzeitiges Spalten ist wegen des damit verbundenen spröden Versagens jedoch nicht erwünscht. Im Vergleich zum duktilen Versagen kann ein sprödes Versagen in der Regel nicht rechtzeitig erkannt werden. Darüber hinaus ist die Tragfähigkeit einer spaltgefährdeten Verbindung im Vergleich zur Tragfähigkeit einer nicht spaltgefährdeten Verbindung deutlich geringer.

Holzschrauben als Verstärkungselemente in spaltgefährdeten Verbindungen können das Spalten wirkungsvoll verhindern. Damit wird bei Verbindungen mit stiftförmigen

Verbindungsmitteln ein sprödes Last-Verformungs-Verhalten vermieden. Die Folge ist eine Steigerung der Tragfähigkeit. Werden diese Verstärkungselemente direkt im Kontakt mit den stiftförmigen Verbindungsmitteln eingebracht, kann darüber hinaus die Traglast weiter gesteigert werden. Beide Effekte - Verhindern des Spaltens und Erhöhung der Tragfähigkeit durch die Auflagerwirkung der Schrauben - führen dazu, dass die Tragfähigkeit einer Verbindung im Vergleich zu spaltgefährdeten Verbindungen unter Umständen verdoppelt werden kann.

Ebenso für diese Verstärkungsmethode wurden im Rahmen dieser Arbeit Berechnungsmodelle entwickelt. Mit Hilfe dieser Modelle kann das Trag- und Verformungsverhalten von mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkten Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln sehr gut abgeschätzt werden.

Vergleiche der berechneten Werte mit Versuchsergebnissen konnten auch für diese Anwendung die Richtigkeit dieses Berechnungsverfahrens verifizieren.

## Inhalt

1	Einleitung	1
2	Anwendungsmöglichkeiten selbstbohrender Holzschrauben	3
3	Querdruckverstärkungen mit selbstbohrenden Holzschrauben	12
3.1	Derzeitiger Kenntnisstand	12
3.2	Eigene Vorversuche	14
3.3	Mechanisches Modell für mit Holzschrauben verstärkte querdruckbeanspruchte Bauteile nach der Elastizitätstheorie	18
3.3.1	Allgemeines	18
3.3.2	Tragfähigkeit der Schrauben auf Hineindrücken	19
3.3.3	Grenztragfähigkeit beim Ausknicken der Schrauben im Holz	22
3.3.4	Überlegungen zur gemeinsamen Wirkung des Holzes auf Querdruck und der Schrauben auf Hineindrücken	34
3.3.5	Tragfähigkeit des Holzes rechtwinklig zur Holzfaser	48
3.4	Hinweise zur konstruktiven Ausführung von Querdruckverstärkungen	59
3.4.1	Ausbildung der Lasteinleitung	59
3.4.2	Herstellungsungenauigkeiten	61
3.5	Berechnung	64
3.5.1	Tragfähigkeit verstärkter Bauteile	64
3.5.2	Steifigkeit verstärkter Bauteile	68
3.6	Versuche	73
3.7	Zusammenfassung	77
3.8	Ausblick	78
4	Mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkte Verbindungen	79
4.1	Einleitung	79
4.2	Traglaststeigernde Wirkung von selbstbohrenden Vollgewindeschrauben bei Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln	81
4.2.1	Derzeitiger Kenntnisstand	81
4.2.2	Annahmen	83
4.2.3	Tragfähigkeit von mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkten Stahlblech-Holz-Verbindungen	86
4.2.4	Tragfähigkeit von mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkten Holz-Holz-Verbindungen	103
4.2.5	Tragfähigkeit der Verstärkungselemente	129
4.2.6	Lochleibungsfestigkeit des Holzes für selbstbohrende Holzschrauben	135
4.2.7	Fließmomente bei selbstbohrenden Holzschrauben	142
4.2.8	Ausziehverhalten von selbstbohrenden Holzschrauben	146
4.2.9	Lochleibungsverhalten von Stabdübeln	149

4.2.10	Fließmomente von Stabdübeln	151
4.2.11	Finite-Elemente-Modell für verstärkte Verbindungen	152
4.2.12	Versuche an mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkten Verbindungen	166
4.3	Mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkte spaltgefährdete Verbindungen	175
4.3.1	Derzeitiger Kenntnisstand	175
4.3.2	Verifizierung unterschiedlicher Modelle	179
4.3.3	Kragarmmodell	184
4.3.4	Verschiebungsmodul auf Herausziehen beanspruchter, selbstbohrender Holzschrauben	192
4.3.5	Sonderfall des Blockscherens	194
4.3.6	Versuche	204
4.4	Zusammenfassung	210
5	Zusammenfassung und Ausblick	212
6	Literatur	214
7	Zitierte Normen	217
8	Anhang	218
8.1	Anlagen zum Abschnitt 3.3.3	218
8.2	Anlagen zum Abschnitt 3.3.4	221
8.3	Anlagen zum Abschnitt 4.2.11	226
8.4	Anlagen zum Abschnitt 4.3	235

## 1 Einleitung

Holz als natürlicher Rohstoff ist umweltfreundlich und vielseitig verwendbar. Trotz dieser Vorzüge kann es sich gegenüber konkurrierenden Baustoffen mittel- und langfristig nur erfolgreich behaupten, wenn Produkte aus Holz ständig den sich wandelnden Anforderungen angepasst, Verfahrens- und Veredelungstechniken weiterentwickelt und neue Verwertungsmöglichkeiten erschlossen werden.

Betrachtet man den konstruktiven Holzbau, war bis etwa ins 16. Jahrhundert die Holzbauweise in den waldreichen Gebieten Mitteleuropas vorherrschend. Erst später wurde sie mehr und mehr durch Lehm- und Steinbau verdrängt.

Mittlerweile ist der Holzanteil, z. B. im Hausbau in Österreich und Deutschland auf etwa 15% zurückgegangen. Im Vergleich dazu beträgt der Holzanteil im Ein- und Zweifamilienhausbau in den USA und Japan etwa 80%, in Neuseeland und Norwegen sogar 95%. Um dem konstruktiven Holzbau insbesondere in Mitteleuropa weitere Marktanteile zu erschließen, müssen qualitativ hochwertige Systeme entwickelt werden, die gleichzeitig zu einer Rationalisierung und Kostensenkung bei der Planung und Bauausführung führen.

Im Rahmen dieser Arbeit werden Vorschläge zur Optimierung konstruktiver Details erarbeitet, die sowohl in der Planung als auch in der Errichtung von Holzbauwerken rationellere Methoden und damit geringere Kosten ermöglichen.

Im Ingenieurholzbau stellen auf Querdruck beanspruchte Bauteile wie z. B. querdruckbeanspruchte Trägersäulen kritische Punkte einer Konstruktion dar. Bei einer Druckbeanspruchung rechtwinklig zur Faser weist Holz nur eine vergleichsweise geringe Festigkeit auf. So beträgt der charakteristische Festigkeitswert von Vollholz oder Brettschichtholz bei Druckbeanspruchung rechtwinklig zur Faser nur etwa 1/8 des entsprechenden Wertes parallel zur Faser. Damit diese natürliche Schwäche des Holzes in einer Konstruktion kompensiert werden kann, müssen bei der Einleitung großer Druckkräfte rechtwinklig zur Faser die Lasteinleitungsflächen entsprechend groß dimensioniert werden.

Weitere kritische Punkte im konstruktiven Holzbau stellen die Verbindungen und Anschlüsse zwischen den Holzbauteilen dar. Diese bestimmen zum einen die Qualität und zum anderen die Kosten einer Holzkonstruktion. Zur Übertragung von Kräften oder Momenten zwischen Bauteilen werden überwiegend Anschlüsse und Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln, wie z. B. Stabdübel, Bolzen, Nägel und Holzschrauben verwendet. Das Holz neigt im Bereich von Verbindungen um so mehr zum Spalten, je geringer die Abstände der Verbindungsmittel gewählt werden. Ein vorzeitiges Spalten ist wegen des damit verbundenen spröden Versagens jedoch nicht erwünscht. Im Vergleich zum duktilen Versagen kann ein sprödes Versagen in der Regel nicht rechtzeitig erkannt werden. Darüber hinaus ist die Tragfähigkeit einer

spaltgefährdeten Verbindung im Vergleich zur Tragfähigkeit einer nicht spaltgefährdeten Verbindung deutlich geringer. Das spröde Versagen des Holzes in einer Verbindung kann verhindert werden, wenn z. B. die Abstände der Verbindungsmittel untereinander ausreichend groß gewählt werden. Für die Querschnittsmaße der zu verbindenden Bauteile sind folglich häufig nicht die Tragfähigkeitsnachweise der Bauteile selbst, sondern die erforderliche Größe des Anschlusses oder der Verbindung maßgebend. Dies führt dazu, dass miteinander verbundene Bauteile oft überdimensioniert sind.

Das wesentliche Ziel dieser Arbeit ist es, durch den natürlichen Aufbau des Holzes bedingte kritische Punkte in Holzkonstruktionen weiter zu entwickeln und zu optimieren. Hierzu werden insbesondere selbstbohrende Holzschrauben mit durchgehendem Gewinde bis 600 mm Länge und 12 mm Durchmesser verwendet.

In Kapitel 3 werden Möglichkeiten für Querdruckverstärkungen mit Hilfe selbstbohrender Holzschrauben vorgestellt. Durch eine geeignete Anordnung dieser Schrauben wird gezeigt, dass im Vergleich zu unverstärkten Bauteilen die Tragfähigkeit und die Steifigkeit deutlich gesteigert werden können. Damit ist es ohne Erhöhung der Lasteinleitungsfläche insbesondere bei filigranen Konstruktionen mit geringen Querschnittsmaßen möglich, sehr hohe Druckkräfte rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes aufzunehmen. Mit Hilfe eines neuen Berechnungsverfahrens können mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkte querdruckbeanspruchte Bauteile berechnet werden.

In Kapitel 4 werden Möglichkeiten zur Vermeidung eines spröden Spaltversagens bei konventionellen Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln vorgestellt. Durch einfache Verstärkungsmaßnahmen mit Hilfe selbstbohrender Holzschrauben kann ein sprödes Versagen im Verbindungsbereich zuverlässig verhindert werden. Eine Reduzierung der Verbindungsmittelabstände untereinander ermöglicht damit geringere Querschnitte der Bauteile und somit geringere Kosten.

Darüber hinaus können die Verstärkungsmaßnahmen mit selbstbohrenden Holzschrauben im Bereich von Verbindungen dazu genutzt werden, eine Erhöhung der Tragfähigkeit im Vergleich zu Verbindungen mit einem duktilen Last-Verformungsverhalten zu erreichen.



## 2 Anwendungsmöglichkeiten selbstbohrender Holzschrauben

Die Optimierung und Verstärkung von Bauteilen waren und sind stets ein aktuelles Thema im konstruktiven Holzbau. Die Methoden sind jedoch immer an den aktuellen Entwicklungsstand der Verstärkungselemente gekoppelt.

Mit der Entwicklung der Holzwerkstoffplatte entstand die Idee, das „schwächere“ Holz mit der „stärkeren“ Holzwerkstoffplatte zu verstärken. So wurde z. B. die Holzwerkstoffplatte zur Aufnahme von Querkugkräften auf das querkuggefährdete Holz aufgeklebt. Zunächst wurden die erforderlichen Verstärkungen auf der Grundlage von Versuchsergebnissen dimensioniert. Das Spalten des querkuggefährdeten Holzes rechtwinklig zur Faser konnte damit wirkungsvoll verhindert werden. Erst später wurde durch die Herleitung und Angabe genauerer Berechnungsmodelle eine zutreffendere Dimensionierung der erforderlichen Verstärkung ermöglicht. Somit konnten querkugbeanspruchte Bauteile, wie z. B. Trägerdurchbrüche, Queranschlüsse, ausgeklinkte Trägersauflager und Firstbereiche bei gekrümmten Trägern und Satteldachträgern wirkungsvoll verstärkt werden.

Ein weiterer Durchbruch in der Verstärkung des Holzes insbesondere in querkugbeanspruchten Bereichen war der Einsatz von eingeklebten Gewindestäben. Diese konnten praktisch in allen erforderlichen Dimensionen hergestellt und somit in allen gefährdeten Bereichen im Holz eingesetzt werden.

Etwa zeitgleich zu den eingeklebten Gewindestäben wurde die Holzschraube weiter entwickelt. Im Vergleich zu den eingeklebten Gewindestäben, welche einen wirkungsvollen geklebten Verbund zwischen der Oberfläche des Holzes und der Oberfläche des Gewindestabes erfordern, können Holzschrauben problemlos ins Holz eingedreht werden und erreichen den Verbund mit dem Holz durch eine mechanische Verzahnung. Holzschrauben als Verbindungsmittel zwischen zwei Bauteilen können Kräfte rechtwinklig zu ihrer Achse und – wegen des ausgeprägten Verbundes im Holz – insbesondere Zug- und Druckkräfte in Richtung ihrer Achse aufnehmen. Der Nachteil dieser Verbindungsmittel lag jedoch in ihren geringen Dimensionen. Genormte Holzschrauben, z. B. Holzschrauben nach DIN 96, DIN 97 oder DIN 571, die alle eine Gewindeform nach DIN 7998 aufweisen und in vorgebohrte Löcher eingedreht werden, sind nur in Längen bis zu etwa 150 mm verfügbar. Die Gewindelänge beträgt in der Regel etwa 60% der Gesamtlänge. Damit konnten zwar Bauteile miteinander verbunden werden, jedoch war ein Einsatz dieser Verbindungsmittel zur Aufnahme der Querkug- bzw. Querkugkräfte in Bauteilen mit großen Abmessungen nicht möglich.

Die neueste Entwicklung im Bereich der stiftförmigen Verbindungsmittel stellen gegenwärtig selbstbohrende Holzschrauben dar. Sie können mit Längen bis zu 600 mm, mit Durchmessern bis zu 12 mm und als Teilgewindeschrauben oder als Voll-

gewindeschrauben mit durchgehendem Gewinde zwischen Schraubenkopf und Schraubenspitze hergestellt werden. Um das Einschraubdrehmoment und das Splatten des Holzes beim Eindrehen dieser Holzschrauben zu reduzieren, werden selbstbohrende Holzschrauben mit einer Bohrspitze, einem Schneidgewinde oder einem Reibschaff zwischen dem Schaft- und dem Gewindebereich ausgestattet. In Bild 2-1 sind einige der zur Zeit auf dem Markt verfügbaren selbstbohrenden Holzschrauben dargestellt.



Bild 2-1 Selbstbohrende Holzschrauben

Im Gegensatz zu den genormten Holzschrauben werden selbstbohrende Holzschrauben nach dem Aufrollen des Gewindes gehärtet, um höhere Werte des Fließmomentes, der Zugtragfähigkeit sowie der Torsionstragfähigkeit zu erreichen. Damit kann eine Zugfestigkeit  $f_u$  des gehärteten Schraubenmaterials von bis zu  $1400 \text{ N/mm}^2$  erreicht werden.

Selbstbohrende Holzschrauben können wie andere stiftförmige Verbindungsmittel (Nägeln, Bolzen usw.) rechtwinklig zu ihrer Achse beansprucht und entsprechend der Theorie von Johansen (1949) für diese Beanspruchung bemessen werden.

Die Bedeutung einer selbstbohrenden Holzschraube liegt jedoch wegen der profilierten Ausbildung des Gewindebereiches und der hohen Zugtragfähigkeit des Materials in der Übertragung von Zugkräften in Richtung ihrer Achse. Unter Berücksichtigung der Zugtragfähigkeit und des Ausziehwiderstandes kann eine selbstbohrende Holzschraube mit den gegenwärtig größten verfügbaren Abmessungen ( $l_s = 600$  mm,  $d = 12$  mm) Zugkräfte bis zu 60 kN zwischen zwei miteinander verbundenen Bauteilen übertragen (Einschraubtiefe  $l_{ef} = 300$  mm, Zugfestigkeit des Kernquerschnitts  $f_u = 1400$  N/mm<sup>2</sup>, Wert des Ausziehparameters  $f_1 = 20$  N/mm<sup>2</sup>).

Schraubenlängen bis 600 mm, Schraubendurchmesser bis 12 mm und die hohe Tragfähigkeit der Holzschrauben auf Herausziehen und Hineindrücken ermöglichen den Einsatz als Verbindungsmittel zwischen zwei Bauteilen bzw. als Verstärkungselemente in querzug- und querdruckbeanspruchten Bauteilen zur Aufnahme von Zug- und Druckkräften rechtwinklig zur Holzfasern.

In Blaß und Bejtka (2002a, 2002b, 2003a, 2003b, 2003c, 2003d) und Bejtka (2003) sind die gegenwärtigen Anwendungsmöglichkeiten von selbstbohrenden Holzschrauben dargestellt. Um möglichst hohe Kräfte zwischen zwei Bauteilen übertragen zu können, werden Holzschrauben bevorzugt in Richtung des Kraftflusses angeordnet.

In Bild 2-2 sind zwei Anschlüsse mit geneigt angeordneten, selbstbohrenden Holzschrauben zur Übertragung von Kräften parallel zur Fuge dargestellt. Bei einer Beanspruchung parallel zur Fuge werden die Holzschrauben gleichzeitig auf Abscheren und auf Herausziehen beansprucht. Mit abnehmendem Winkel zwischen der Schraubenachse und der Krafrichtung sinkt der Anteil der Abscherkomponente, wobei der Anteil der Ausziehkomponente steigt. Da die Tragfähigkeit von selbstbohrenden Holzschrauben auf Herausziehen deutlich größer ist als auf Abscheren, ist ein möglichst kleiner Winkel zwischen der Schraubenachse und der Krafrichtung am wirkungsvollsten. Die Tragwirkung in der Fuge entspricht dann näherungsweise einem Kräftedreieck. Bei einer Beanspruchung parallel zur Fuge wird die Holzschraube vorwiegend auf Herausziehen beansprucht. Diese Zugkraftkomponente in der Schraube erzeugt eine Druckkraft rechtwinklig zur Fuge. Diese Druckkraft erzeugt aufgrund der Haftung zwischen den miteinander verbundenen Bauteilen einen zusätzlichen Widerstand parallel zur Fuge. Die Tragfähigkeit je Scherfuge und Verbindungsmittel mit parallel zueinander angeordneten, selbstbohrenden Holzschrauben ist demnach die Summe aus dem Haftwiderstand parallel zur Fuge sowie dem zur Fuge parallelen Anteil der axialen Tragfähigkeit der Schraube.

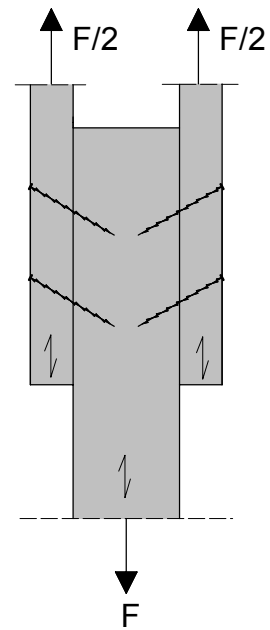
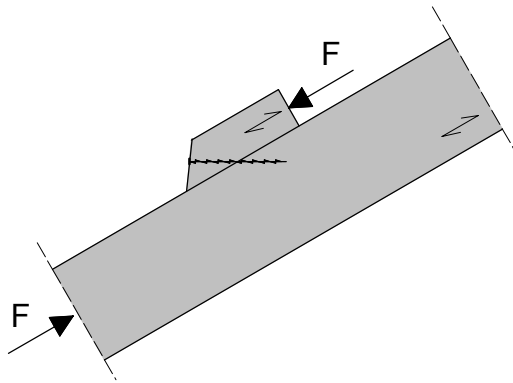


Bild 2-2 Anschlüsse mit parallel zueinander angeordneten Schrauben zur Übertragung von Kräften parallel zur Fuge

Eine Steigerung der Tragfähigkeit eines Anschlusses zur Übertragung von Kräften parallel zur Fuge ist durch eine gekreuzte Anordnung der Schrauben möglich (Bild 2-3).

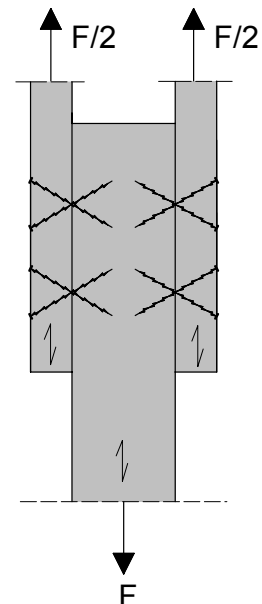
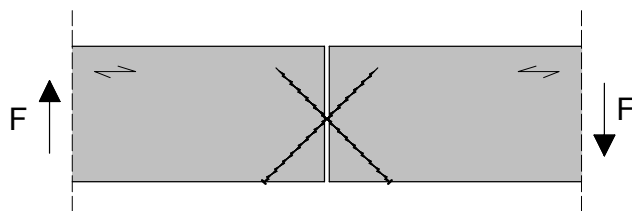


Bild 2-3 Anschlüsse mit gekreuzt angeordneten Schrauben zur Übertragung von Kräften parallel zur Fuge

Da bei selbstbohrenden Holzschrauben die Tragfähigkeit auf Hineindrücken gleich der Tragfähigkeit auf Herausziehen ist, wird bei einer gekreuzten Anordnung der Schrauben einer Schraube die Zugkraft- und der anderen die Druckkraftkomponente zugewiesen. Nach dem Fachwerkprinzip ist die Tragfähigkeit je Scherfuge und Verbindungsmittelpaar die Summe aus den zur Fuge parallelen Anteilen der axialen Tragfähigkeiten beider Schrauben. In diesem Fall wird zwischen den Bauteilen keine Druckkraftkomponente und folglich kein günstig wirkender Haftwiderstand parallel zur Fuge erzeugt.

Mit geneigt angeordneten Schrauben können Querkräfte zwischen dem Nebenträger und dem Hauptträger eines Deckenbalkenanschlusses übertragen werden. In Bild 2-4 ist ein Deckenbalkenanschluss mit gekreuzt angeordneten Schrauben dargestellt.

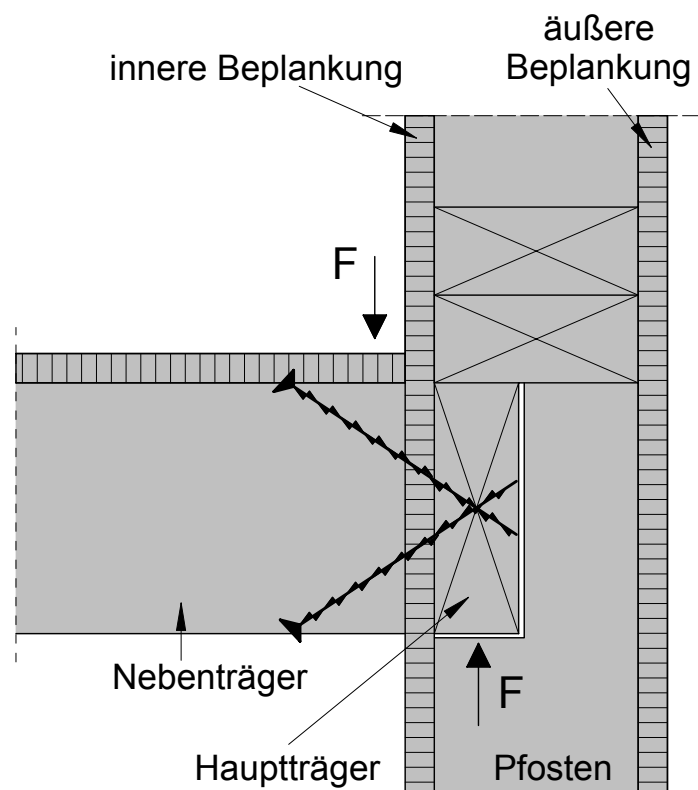


Bild 2-4 Deckenbalkenanschluss mit gekreuzt angeordneten Schrauben

Bei Deckenbalkenanschlüssen mit gekreuzt angeordneten Schrauben wird unabhängig von der Lagerungsart des Hauptträgers (gelenkige Lagerung oder Einspannung des Hauptträgers) entsprechend den Verbindungen zur Übertragung von Kräften parallel zur Fuge (Bild 2-3) eine Schraube auf Herausziehen und die andere Schraube auf Hineindrücken beansprucht. Bei Deckenbalkenanschlüssen mit einer geneigt angeordneten Schraube wird entsprechend der Verbindung in Bild 2-2 diese auf Herausziehen beansprucht. Die Zugkraftkomponente in der Schraube erzeugt eine

Druckkraftkomponente in der Fuge und damit eine günstig wirkende Haftkomponente parallel zur Fuge.

Die Tragwirkung der Deckenbalkenanschlüsse ist dem Tragprinzip der Verbindungen nach Bild 2-2 und Bild 2-3 nur vergleichbar, wenn sich die Vektoren aus der Auflagerkraft, der Zug- und Druckkraft in den Schrauben in einem Punkt schneiden. Insbesondere bei Deckenbalkenanschlüssen mit gekreuzt angeordneten Schrauben wird die Lage der Kräftevektoren durch die Lage der Schrauben quasi erzwungen. Für den Fall, dass sich die Kraftvektoren nicht in einem gemeinsamen Punkt schneiden (Fall 1 und 3 in Bild 2-5), entsteht infolge der Ausmitte des Schnittpunktes der Kräftevektoren aus den Schrauben zum Vektor aus der Auflagerkraft ein Moment. Mit steigender Größe dieses Momentes sinkt die Tragfähigkeit eines Haupt-Nebenträger-Anschlusses mit gekreuzt angeordneten Schrauben, weil die Schrauben das zusätzliche Moment aufnehmen müssen.

Daher sollten Deckenbalkenanschlüsse mit gekreuzt angeordneten Schrauben in Anlehnung an Fall 2 in Bild 2-5 hergestellt werden.

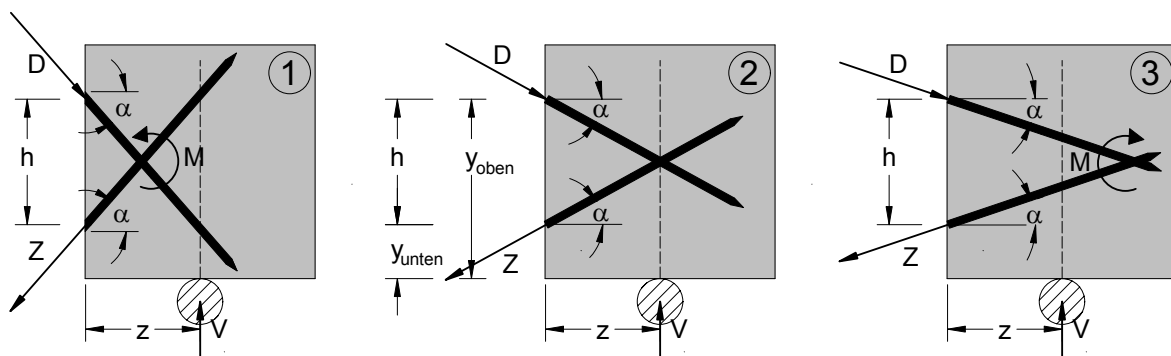


Bild 2-5 Kräftevektoren im Hauptträger eines Deckenbalkenanschlusses mit gekreuzt angeordneten Schrauben und einer gelenkigen Lagerung des Hauptträgers

Bei Deckenbalkenanschlüssen mit geneigt angeordneten Schrauben ist ebenso zu beachten, dass sich die Kräftevektoren in einem Punkt schneiden. Hierbei wird jedoch der Schnittpunkt der Vektoren durch die Lage der Schraube bestimmt (siehe Bild 2-6).

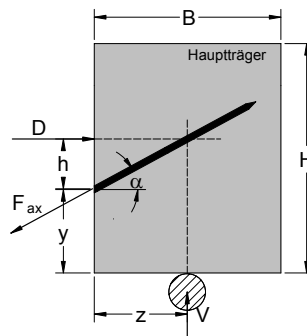


Bild 2-6 Kraftvektoren im Hauptträger eines Deckenbalkenanschlusses mit geneigt angeordneter Schraube und einer gelenkigen Lagerung des Hauptträgers

Mit steigendem Einschraubwinkel  $\alpha$  bei konstantem Abstand  $z$  zwischen der Auflagerkraft und der Fuge wandert der Schnittpunkt der Kraftvektoren und damit die Lage der Druckkraft in Richtung der Oberkante des Hauptträgers. Für den Fall, dass der Schnittpunkt der Kraftvektoren außerhalb des Hauptträgers liegt, kann keine Druckkraft in der Fuge angreifen. Verbunden mit einem Traglastabfall ist ein System ohne Druckkraftkomponente in der Fuge kinematisch.

Bei Deckenbalkenanschlüssen mit eingespannten Hauptträgern ändert sich im Vergleich zu gelenkig gelagerten Hauptträgern lediglich der Angriffspunkt der Auflagerkraft. Für diesen Fall der Hauptträgerlagerung greift die Auflagerkraft stets in der Fuge an.

Weitere Anwendungsmöglichkeiten für Verbindungen mit geneigt angeordneten Schrauben stellen biegesteife Anschlüsse und Verbindungen dar. Rechts in Bild 2-7 ist eine biegesteife Rahmenecke, links in Bild 2-7 ein biegesteifer Balkenstoß mit selbstbohrenden Vollgewindeschrauben dargestellt.

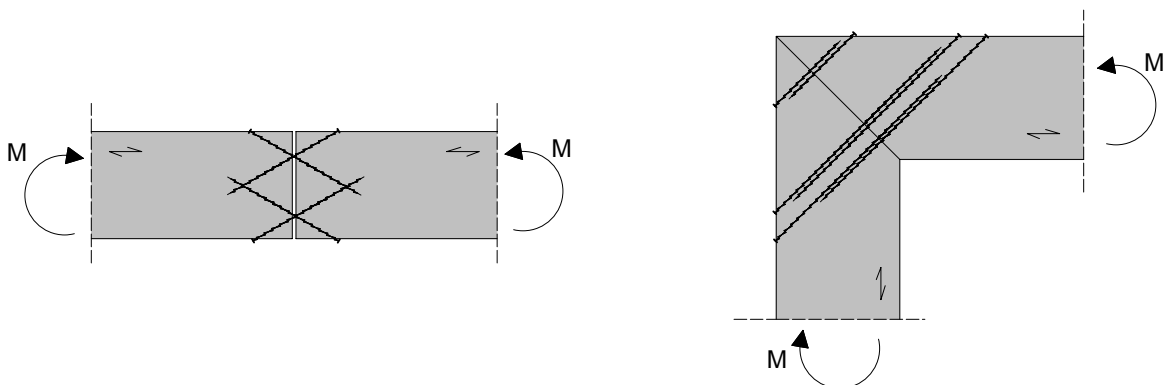


Bild 2-7 Anschlüsse mit geneigt angeordneten Schrauben zur Übertragung von Momenten



Infolge der Biegebeanspruchung werden bei diesen Systemen die Vollgewindeschrauben entsprechend den bisher gezeigten Verbindungen ebenfalls vorwiegend axial beansprucht. Die Druckkraftkomponente in der Fuge wird hierbei dem Holz und den auf Hineindrücken beanspruchten Schrauben zugewiesen.

Weiterhin ist es möglich, mit Hilfe von selbstbohrenden Holzschrauben Zug- und Druckkräfte zwischen zwei zu verbindenden Bauteilen zu übertragen. Links in Bild 2-8 ist ein Zuganschluss mit gekreuzt angeordneten Schrauben, rechts in Bild 2-8 ist ein Gurt mit einer Zug- und einer Druckdiagonalen dargestellt.

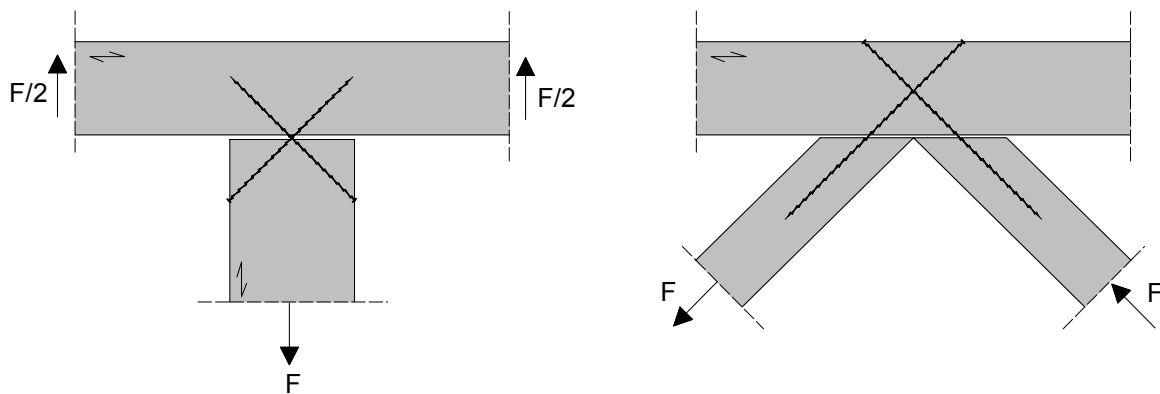


Bild 2-8 Anschlüsse zur Übertragung von Zug- und Druckkräften

Selbstbohrende Holzschrauben können nicht nur Zug- und Druckkräfte zwischen zwei zu verbindenden Bauteilen übertragen, sondern auch querzuggefährdete Bauteile verstärken. Im Rahmen eines Forschungsvorhabens (Blaß und Bejtka, 2003d) wurden Versuche an unverstärkten und an mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkten querzugbeanspruchten Bauteilen durchgeführt. Zu den querzugbeanspruchten Bauteilen zählen insbesondere Trägerdurchbrüche, ausgeklinkte Trägerauflager, Queranschlüsse sowie Firstbereiche bei Satteldachträgern oder bei gekrümmten Trägern.

Bisher wurden querzugbeanspruchte Bauteile verstärkt, indem im querzuggefährdeten Bereich seitlich auf das Holz Holzwerkstoffplatten aufgeklebt bzw. in die querzugbeanspruchten Bauteile Gewindestangen eingeklebt wurden. Eine Verstärkung des querzugbeanspruchten Bereiches ist notwendig, weil das Holz rechtwinklig zur Faser nur eine sehr geringe Festigkeit aufweist. Der charakteristische Festigkeitswert von Vollholz und Brettschichtholz bei Zugbeanspruchung rechtwinklig zur Faserrichtung beträgt nur etwa 1/20 bis 1/60 des entsprechenden Wertes parallel zur Faserrichtung.

Die Zugkraftkomponente rechtwinklig zur Holzfasern, welche aus der Querzug- bzw. Schubspannung an der Stelle der „gestörten“ Bereiche berechnet wird, wird alleine



über die Verstärkungselemente aufgenommen. Für die Bemessung der Verstärkungselemente wird daher die Tragfähigkeit des Holzes rechtwinklig zur Faser rechnerisch vernachlässigt.

Die Möglichkeit, diese Zugkraftkomponente rechtwinklig zur Faser durch selbstbohrende Holzschrauben aufzunehmen, wurde in einem Forschungsvorhaben (Blaß und Bejtka, 2003d) untersucht. Entsprechend den bisher bekannten Verstärkungsmethoden hat sich herausgestellt, dass selbstbohrende Holzschrauben querzuggefährdete Bereiche wirkungsvoll verstärken können.

Die Tragfähigkeit von mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkten querzugbeanspruchten Bauteilen kann damit entsprechend der Tragfähigkeit für konventionelle Verstärkungen (aufgeklebte Holzwerkstoffplatten oder eingeklebte Gewindestangen) berechnet werden.

Im Vergleich zu auf- bzw. eingeklebten Verstärkungen ist eine Verstärkung mit Hilfe von selbstbohrenden Holzschrauben wirtschaftlicher, weil hierbei keine besonderen Kenntnisse und Bedingungen bei der Herstellung, wie z. B. der Verklebung, notwendig sind.

An dieser Stelle sei noch einmal erwähnt, dass selbstbohrende Holzschrauben vorwiegend in Richtung ihrer Achse große Kräfte aufnehmen können und daher in Richtung der zu übertragenden Kräfte angeordnet werden sollten.

Trotz dieser Einschränkung ist der Einsatz dieser neuartigen Verbindungsmittel dennoch kaum begrenzt. Selbstbohrende Holzschrauben können beliebig und daher immer vorwiegend in Krafrichtung ins Holz eingedreht werden.

Diese Erkenntnisse wurden bei der Erstellung dieser Arbeit ausgenutzt. Damit konnten weitere interessante Anwendungsmöglichkeiten von selbstbohrenden Holzschrauben analysiert werden.

### 3 Querdruckverstärkungen mit selbstbohrenden Holzschrauben

#### 3.1 Derzeitiger Kenntnisstand

Bei einer Druckbeanspruchung rechtwinklig zur Faserrichtung weist Holz nur eine vergleichsweise geringe Festigkeit auf. Der charakteristische Festigkeitswert von Vollholz bzw. Brettschichtholz bei Druckbeanspruchung rechtwinklig zur Faser beträgt mit  $f_{c,90,k} = 2,7$  bis  $3,6 \text{ N/mm}^2$  nur etwa  $1/8$  des entsprechenden Wertes parallel zur Faser. Damit große Druckkräfte rechtwinklig zur Holzfaser eingeleitet werden können, müssen die Lasteinleitungsflächen ausreichend groß dimensioniert werden. Eine andere Möglichkeit, große Druckkräfte rechtwinklig zur Holzfaser einleiten zu können, besteht darin, querdruckbeanspruchte Bauteile zu verstärken. Bereits zu Beginn der 80er Jahre gaben Möhler und Freiseis (1983) Möglichkeiten zur Verstärkung von Trägerauflagern bzw. von querdruckbeanspruchten Bauteilen an. Es wurden verschiedene konstruktive Verstärkungsmaßnahmen untersucht und Vorschläge für die Praxis gemacht. Die vorgeschlagenen Maßnahmen konnten sich in der Praxis jedoch kaum durchsetzen, zum Teil aus ästhetischen (z. B. bei außen liegenden Nagelplatten), zum Teil auch aus wirtschaftlichen Gründen, weil sich die Verstärkungsmaßnahmen als zu aufwendig in der Herstellung erwiesen (z. B. bei eingeklebten Buchenholzdübeln oder eingeklebten Gewindestangen).

Möhler und Freiseis untersuchten auch die Möglichkeit einer Verstärkung mittels Sondernägeln. Hierbei wurden hauptsächlich Rillennägel untersucht, weil diese bei Vorversuchen zur Ermittlung des Ausziehwiderstandes bessere Werte lieferten als Schraubnägeln. Die Hauptversuche konnten diese Tendenz jedoch nicht bestätigen, sodass empfohlen wurde, für Rillennägel keine Verstärkungswirkung in Rechnung zu stellen. Dies ist vermutlich darauf zurückzuführen, dass Rillennägel infolge der Ausbildung der Rillen zwar einen hohen Widerstand gegen Herausziehen aufweisen, nicht jedoch gegen Hineindrücken. Die Schlussfolgerung von Möhler und Freiseis, lediglich bei einem einzigen geprüften Schraubnagel eine Verstärkungswirkung von 25% anzusetzen, deutet darauf hin, dass stiftförmige Verbindungsmittel mit schraubenförmigen Gewinde durchaus geeignet sind, eine Erhöhung der Querdruckbelastbarkeit zu erzielen. Leider wurden hier keine weiteren Untersuchungen mehr durchgeführt. Erst im Jahr 2000 machte sich Colling diese Erkenntnisse zu nutze, indem er querdruckbeanspruchte Träger mit Hilfe von selbstbohrenden Holzschrauben verstärkte. Untersucht wurden verstärkte Auflagerungen von Stielen auf Schwellen mit "direkter" Lasteinleitung (Schwellenpressung) sowie verstärkte Auflagerungen von Biegeträgern mit "indirekter" Lasteinleitung. Als Verstärkungselemente wurden selbstbohrende Holzschrauben mit Durchmessern von 4 mm bis 8 mm sowie mit Gewindelängen von 48 mm bis 74 mm verwendet. Weiterhin wurde zwischen „weicher“ und „harter“ Lasteinleitung unterschieden. Bei einer „harten“ Lasteinleitung wird

die Last über eine Stahlplatte in die verstärkten, querdruckbeanspruchten Träger eingeleitet. Wird die Last direkt über das Hirnholz eines Trägers (Druck parallel zur Holzfaser) in die querdruckbeanspruchten, mit Holzschrauben verstärkten Bauteile eingeleitet, spricht Colling von einer „weichen“ Lasteinleitung. Im Vergleich zu den Untersuchungen von Möhler und Freiseis konnte bei den Untersuchungen von Colling ein höherer Verstärkungseffekt erzielt werden. Auf dem Niveau der Querdruckfestigkeit des Holzes wurde der höchste Verstärkungseffekt von 87% bei Trägerauflagern erreicht, die mit 9 selbstbohrenden Holzschrauben ( $d = 6 \text{ mm}$ ,  $l = 70 \text{ mm}$ ) verstärkt waren. Maßgebend für das Versagen dieser Prüfkörper war das Erreichen der Tragfähigkeit der Vollgewindeschrauben auf Hineindrücken. Auf der Grundlage der durchgeführten Bauteilversuche gibt Colling die Traglast rechtwinklig zur Faser wie folgt an:

$$F_{c,90} = F_{c,90,H} + k_A \cdot n_{ef} \cdot F_{D,S} = f_{c,90} \cdot A + k_A \cdot n_{ef} \cdot F_{D,S} \quad (1)$$

$$n_{ef} = \min \left\{ \begin{array}{l} 6 \\ \frac{b \cdot l_A}{450 \cdot d_S} \end{array} \right\} \quad (2)$$

mit

$F_{c,90}$	Traglast rechtwinklig zur Faserrichtung
$F_{c,90,H}$	Traglast der unverstärkten Kontaktfläche
$f_{c,90}$	Querdruckfestigkeit des unverstärkten Holzes
$A = b \cdot l_A$	Druckfläche in $\text{mm}^2$
$F_{D,S}$	Traglast der Schraube auf Hineindrücken ohne Mitwirkung des Kopfes
$n_{ef}$	wirksame Anzahl der Schrauben nach Gleichung (2)
$d_S$	Nenndurchmesser der Holzschraube in mm
$k_A$	Beiwert zur Berücksichtigung der Lasteinleitung
	= 1,0            bei "harter" Lasteinleitung, z. B. über Stahl oder Beton
	= 0,75          bei "weicher" Lasteinleitung z. B. über Holz

Gleichung (1) gilt nur unter der Annahme des Zusammenwirkens des Holzes auf Querdruck und der Schrauben auf Hineindrücken. Weitere Versagensmechanismen wurden im Rahmen der durchgeführten Versuche mit Verstärkungselementen mit einer maximalen Länge von 74 mm nicht beobachtet. Daher weist Colling darauf hin, dass dieses - auf der Grundlage der durchgeführten Versuche hergeleitete - Rechenverfahren nur für die verwendeten Schraubentypen sowie für die verwendete

Schraubenanzahl gültig ist. Der Einsatz anderer stiftförmiger Verstärkungselemente, wie z. B. den in Kapitel 2 vorgestellten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde mit Längen bis zu 600 mm und Durchmessern bis zu 12 mm kann durchaus zu unterschiedlichen Verstärkungseffekten bzw. zu weiteren Versagensmechanismen führen.

### 3.2 Eigene Vorversuche

Um den Einfluss von selbstbohrenden Holzschrauben mit Längen bis zu 600 mm und Durchmessern bis zu 12 mm als Verstärkung in querdruckbeanspruchten Bauteilen untersuchen zu können, wurden weitere Versuche durchgeführt. Geprüft wurden verstärkte sowie unverstärkte querdruckbeanspruchte Bauteile mit "direkter" bzw. "indirekter" sowie mit einer „harten“ Lasteinleitung. Bei einer „harten“ Lasteinleitung wird die Last über eine Stahlplatte eingeleitet. Damit kann die aufgebrachte Last gleichmäßig über die Oberfläche des Holzes und die Oberfläche der Schraubenköpfe verteilt werden. Anderenfalls besteht die Gefahr, dass sich die Schrauben in das lasteinleitende Bauteil eindrücken und somit der Verstärkungseffekt ausbleibt. Bei den verstärkten querdruckbeanspruchten Bauteilen wurden selbstbohrende Vollgewindeschrauben mit unterschiedlichen Abmessungen rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes eingedreht, sodass die Oberkante des Schraubenkopfes bündig mit der Holzoberfläche war. Die Auflagerfläche von unverstärkten sowie verstärkten querdruckbeanspruchten Bauteilen betrug bei allen Versuchen  $A = t \cdot l = 90 \times 120 \text{ mm}^2$ . In Tabelle 3-1 sind die wichtigsten Kenngrößen der durchgeführten Versuche dargestellt. Der Versuchsaufbau der Versuchskörper mit "indirekter" sowie "direkter" Lasteinleitung ist in Bild 3-1 dargestellt.

Tabelle 3-1 Zusammenstellung der Querdruckversuche

Versuchsreihe	Anzahl	Trägerhöhe [mm]	Messlänge [mm]	Verstärkung	Lasteinleitung
<b>1-o</b>	10	540	160	ohne	indirekt
<b>1-m</b>	10	540	160	6,5 x 160 mm	indirekt
<b>2-o</b>	3	240	100	ohne	direkt
<b>2-m</b>	3	220	100	7,5 x 180 mm	direkt
<b>3-m</b>	3	300	100	8 x 260 mm	direkt
<b>4-m</b>	3	480	100	8 x 400 mm	direkt

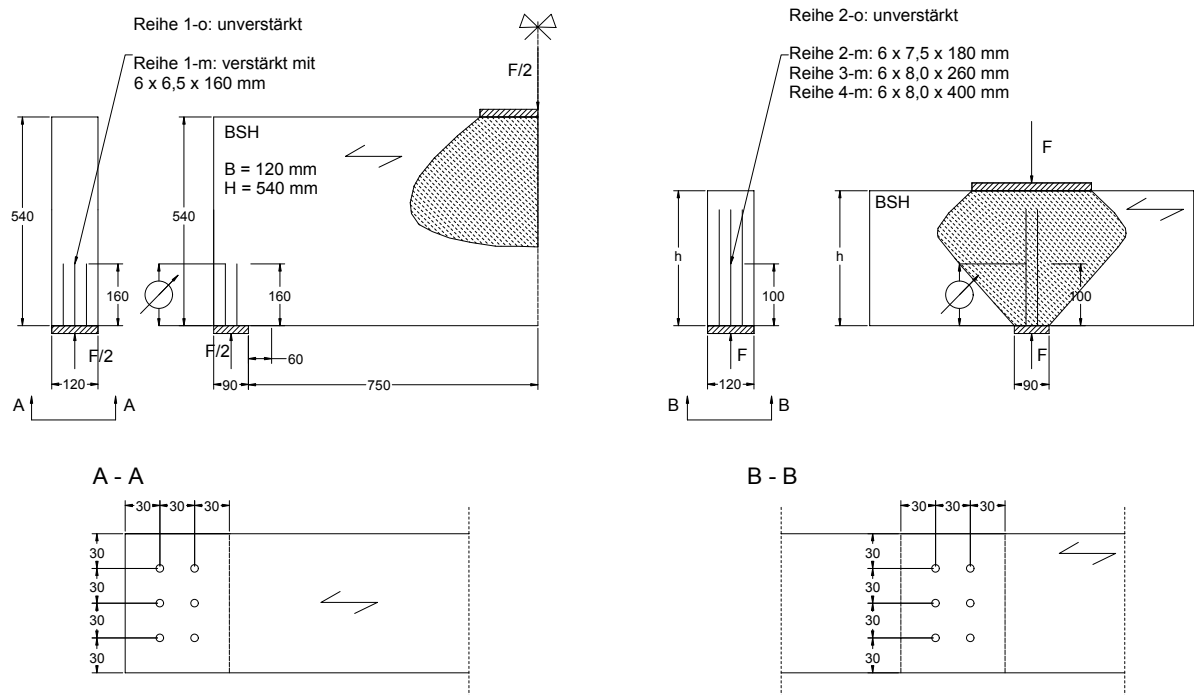


Bild 3-1 Versuchsaufbau - links: indirekte Lasteinleitung, rechts: direkte Lasteinleitung

Die Versuchskörper aus der Versuchsreihe 2-m versagten entsprechend den Beobachtungen von Möhler/Freiseis und Colling. Hierbei wurden die selbstbohrenden Vollgewindeschrauben bei einer mittleren Traglast von 195 kN rechtwinklig zur Fasersrichtung des Holzes in die Träger eingedrückt. Damit war die mittlere Traglast der verstärkten querdruckbeanspruchten Bauteile im Vergleich zur mittleren Traglast von 56,4 kN bei unverstärkten querdruckbeanspruchten Bauteilen (Reihe 2-o) um etwa 250% größer.

Weiterhin konnten im Vergleich zu den Versuchen von Möhler/Freiseis und Colling zwei weitere Versagensmechanismen beobachtet werden. Bei dem ersten bisher nicht bekannten Versagensmechanismus versagten die Versuchskörper aus der Versuchsreihe 1-m bei einer mittleren Traglast von 132 kN. Maßgebend für das Versagen war jedoch nicht das Hineindrücken der Schrauben in das Holz, sondern das Erreichen der Querdruckfestigkeit des Holzes an der Stelle der Schraubenspitzen. Das Erreichen der Querdruckfestigkeit des Holzes an dieser Stelle war durch die seitliche Ausdehnung des Holzes rechtwinklig zur Holzfaser sowie durch die Ausbildung von Rissen im Hirnholz gekennzeichnet (Bild 3-2).

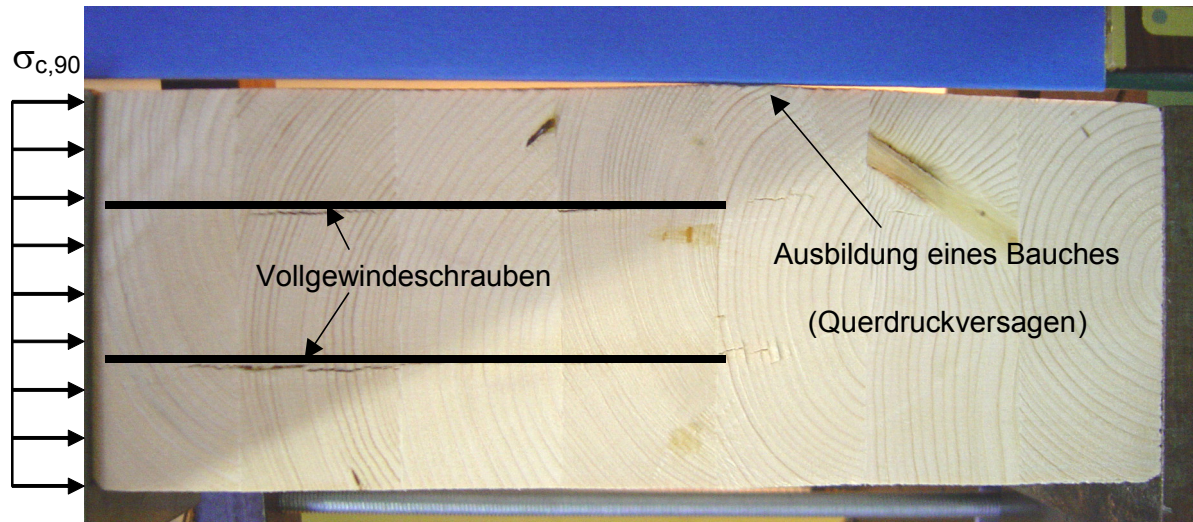


Bild 3-2 Versagensmechanismus: Querdruckversagen an der Stelle der Schraubenspitze

Der zweite bisher nicht bekannte Versagensmechanismus stellte sich bei den restlichen mit Vollgewindeschrauben verstärkten Versuchskörpern der Versuchsreihen 3-m und 4-m ein. Infolge der großen Schlankheit der Verbindungsmittel knickten diese im Holz aus (Bild 3-3). Das Knickversagen dieser schlanken Verstärkungselemente fand unmittelbar unterhalb der Lasteinleitung auf einer Länge von etwa 6 cm statt. Die mittlere Traglast bei diesen Bauteilen aus der Versuchsreihe 3-m betrug 228 kN und war im Vergleich zur mittleren Traglast bei den unverstärkten querdruckbeanspruchten Bauteilen (Reihe 2-o) um 304% größer. Die mittlere Traglast bei den verstärkten querdruckbeanspruchten Bauteilen aus der Versuchsreihe 4-m betrug sogar 242 kN und war damit im Vergleich zur mittleren Traglast bei den unverstärkten querdruckbeanspruchten Bauteilen (Reihe 2-o) um 329% größer. Bei diesem Versagensmechanismus ist eine Steigerung der Traglast mit einer weiteren Zunahme der Schrauben- bzw. Gewindelänge nicht mehr möglich. In Tabelle 3-2 sind für alle Versuchsreihen die gemittelten Versuchsergebnisse (Traglast und wirksamer Elastizitätsmodul als Steifigkeitskenngröße) sowie die wichtigsten Eigenschaften des Holzes und der Holzschrauben (Geometrie und Streckgrenze) angegeben. Der wirksame Elastizitätsmodul  $E_{\text{tot}}$  wurde dabei wie folgt berechnet:

$$E_{\text{tot}} = \frac{F_{c,40} - F_{c,10}}{\delta_{40} - \delta_{10}} \cdot \frac{l_{\text{ML}}}{t \cdot l_{\text{ef}}} \quad (3)$$

mit

$F_{c,40}, F_{c,10}$	Last bei 40% bzw. 10% der Höchstlast
$\delta_{40}, \delta_{10}$	Verschiebung bei 40% bzw. 10% der Höchstlast

t                    Breite der Lasteinleitung  
 l<sub>ef</sub>                Länge der Lasteinleitung  
 l<sub>ML</sub>                Messlänge nach Tabelle 3-1



Bild 3-3      Versagensmechanismus: Ausknicken der Schrauben im Holz

Tabelle 3-2 Versuchsergebnisse

Prüfkörper	Anzahl n [-]	Rohdichte [kg/m <sup>3</sup> ]	Auflagerlast		Elastizitätsmodul E <sub>tot</sub> [N/mm <sup>2</sup> ]	Schrauben			
			max. F <sub>A</sub> [kN]	F <sub>A</sub> nach DIN EN 1193 [kN]		d <sub>1</sub> [mm]	d <sub>k</sub> [mm]	l <sub>G</sub> [mm]	f <sub>y</sub> [N/mm <sup>2</sup> ]
1-o	10	464	-	57,1	-	-	-	-	-
1-m	10	466	132	-	861	6,5	3,88	115	1138
2-o	3	450	-	56,4	-	-	-	-	-
2-m	3	459	195	-	1196	7,5	5,30	180	1301
3-m	3	453	228	-	1435	8	5,15	260	1308
4-m	3	455	242	-	1870	8	5,18	400	1254

### **3.3 Mechanisches Modell für mit Holzschrauben verstärkte querdruckbeanspruchte Bauteile nach der Elastizitätstheorie**

#### 3.3.1 Allgemeines

Auf der Grundlage eigener Untersuchungen sowie derjenigen von Möhler/Freiseis und Colling, können bei mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkten, querdruckbeanspruchten Bauteilen folgende drei Versagensmechanismen unterschieden werden:

- I) Unter der Annahme eines Zusammenwirkens des Holzes auf Querdruck und der Schrauben auf Hineindrücken werden die Schrauben ins Holz hineingedrückt. Die Tragfähigkeit von auf Hineindrücken beanspruchten Schrauben entspricht hier der Tragfähigkeit der Schrauben auf Herausziehen. Dieser Versagensmechanismus tritt vorwiegend bei kurzen Schrauben auf.
- II) Unter der Annahme eines Zusammenwirkens des Holzes auf Querdruck und der Schrauben auf Hineindrücken knicken die Schrauben im Holz aus. Das Ausknicken der Schrauben findet in der Regel direkt unterhalb des Schraubenkopfes statt. Hierbei knicken die Schrauben vorwiegend rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes aus. Ein Ausknicken in Faserrichtung konnte nur in wenigen Fällen beobachtet werden. Darüber hinaus kann dieser Versagensmechanismus nur bei Schrauben mit sehr kleinen Schlankheiten bzw. großen Schraubenlängen auftreten. Mit zunehmender Schraubenlänge ist bei diesem Versagensmechanismus eine Traglaststeigerung nicht mehr möglich.
- III) Unter der Annahme, dass an der Stelle der Schraubenspitze die gesamte Last aus dem Holz und den Schrauben rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes wirkt, wird die Querdruckfestigkeit des Holzes erreicht. Dieser Versagensmechanismus tritt auf, wenn bei kleinen Lasteinleitungsflächen querdruckbeanspruchte Bauteile mit zu vielen sowie im Verhältnis zur Trägerhöhe mit zu kurzen Vollgewindeschrauben verstärkt werden. Dieser Versagensmechanismus ist durch die seitliche Ausdehnung des Holzes rechtwinklig zur Holzfaser und durch die Ausbildung von Rissen an der Stelle der Schraubenspitze gekennzeichnet (siehe Bild 3-2).

Unter Berücksichtigung dieser drei Versagensmechanismen werden nachfolgend Gleichungen zur Berechnung der Tragfähigkeit und der Steifigkeit von mit selbstbohrenden Vollgewindeschrauben verstärkten querdruckbeanspruchten Bauteilen hergeleitet.



### 3.3.2 Tragfähigkeit der Schrauben auf Hineindrücken

Für den in Abschnitt 3.3.1 beschriebenen Versagensmechanismus I ist die Tragfähigkeit eines mit selbstbohrenden Vollgewindeschrauben verstärkten querdruckbeanspruchten Bauteils von der Tragfähigkeit des Holzes rechtwinklig zur Faser sowie von der Tragfähigkeit der Vollgewindeschrauben auf Hineindrücken abhängig. Zahlreiche Untersuchungen an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Karlsruhe haben gezeigt, dass die Tragfähigkeit von auf Hineindrücken beanspruchten Holzschrauben der Tragfähigkeit auf Herausziehen beanspruchter Holzschrauben entspricht. Dies gilt unter der Voraussetzung, dass die Holzschrauben bei axialer Beanspruchung auf Hineindrücken im Holz nicht ausknicken. Damit kann die Tragfähigkeit auf Hineindrücken entsprechend der Tragfähigkeit auf Herausziehen nach den aktuellen nationalen bzw. europäischen Bemessungsnormen für den Holzbau berechnet werden. Nach Blaß et al. (2002) ist die axiale Ausziehtragfähigkeit linear von der Einschraubtiefe bzw. von der im Holz eingedrehten Gewindelänge  $l_s$ , vom Schraubennendurchmesser  $d$  und vom Ausziehparameter  $f_1$  abhängig. Der Ausziehparameter  $f_1$  ist weiterhin von der Rohdichte des Holzes sowie von der Tragfähigkeitsklasse des Schraubengewindes abhängig. Die Tragfähigkeitsklasse eines Schraubengewindes wird für jede bauaufsichtlich zugelassene selbstbohrende Holzschraube in der entsprechenden allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung angegeben. Die Tragfähigkeit auf Herausziehen beanspruchter, unter  $90^\circ$  zur Faserrichtung des Holzes eingedrehter Holzschrauben wird bei Vernachlässigung des Kopfdurchzieh Widerstandes sowie der Zugfestigkeit der Schraube nach Blaß et al. (2002) wie folgt berechnet:

$$R_{ax} = d \cdot l_s \cdot f_1 \quad (4)$$

Im Eurocode 5 ist eine weitere Gleichung zur Bestimmung der axialen Ausziehtragfähigkeit rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes eingedrehter Holzschrauben angegeben. Diese Gleichung berücksichtigt die wirksame Anzahl der Schrauben sowie die Länge der Schraubenspitze. Im Vergleich zu Gleichung (4) ist die Tragfähigkeit nicht linear von der Gewindelänge abhängig.

$$R_{ax} = n_{ef} \cdot [\pi \cdot d \cdot (l_s - d)]^{0,8} \cdot f_{ax} \quad (5)$$

mit

$R_{ax}$  axiale Ausziehtragfähigkeit in N

$d$  Schraubennendurchmesser in mm

$l_s$  Länge des im Holz eingedrehten Gewindeteils in mm

$f_1$	Ausziehparameter in Abhängigkeit von der Tragfähigkeitsklasse und von der Rohdichte des Holzes in $\text{N/mm}^2$ $f_{1,k} = 60 \cdot 10^{-6} \cdot \rho_k^2$ für Gewinde der Tragfähigkeitsklasse 1 $f_{1,k} = 70 \cdot 10^{-6} \cdot \rho_k^2$ für Gewinde der Tragfähigkeitsklasse 2 $f_{1,k} = 80 \cdot 10^{-6} \cdot \rho_k^2$ für Gewinde der Tragfähigkeitsklasse 3
$f_{ax}$	Ausziehparameter in Abhängigkeit von der Rohdichte des Holzes $f_{ax,k} = 3,6 \cdot 10^{-3} \cdot \rho_k^{1,5}$
$n_{ef} = n^{0,9}$	wirksame Anzahl der Schrauben
$\rho_k$	charakteristische Rohdichte des Holzes in $\text{kg/m}^3$

Im Rahmen dieser Arbeit wurden 413 Versuche zur Bestimmung der axialen Tragfähigkeit auf Herausziehen bzw. Hineindrücken beanspruchter selbstbohrender Holzschrauben durchgeführt. Holzschrauben mit Durchmessern von  $d = 6 \text{ mm}$ ,  $d = 7,5 \text{ mm}$ ,  $d = 8 \text{ mm}$ ,  $d = 10 \text{ mm}$  und  $d = 12 \text{ mm}$  wurden unter  $90^\circ$  zur Faserrichtung des Holzes ohne Vorbohren in die Prüfkörper eingedreht und in Richtung ihrer Achse auf Hineindrücken beansprucht. Bei der Herstellung der Prüfkörper wurde stets darauf geachtet, dass die Schrauben nicht an Aststellen eingedreht wurden und dass die Schraubenspitze außerhalb des Prüfkörpers lag. Die maximale Einschraubtiefe betrug  $l_s = 120 \text{ mm}$ . Längere Einschraubtiefen wurden im Rahmen dieser Arbeit nicht untersucht, um ein eventuelles Ausknicken der Schrauben zu verhindern. Es wurden folgende Schraubentypen geprüft:

Schmid Star Drive Schraube 6 x 130 mm:	$l_s = 20$ bis $60 \text{ mm}$
Würth AMO III Schraube 7,5 x 182 mm:	$l_s = 40$ bis $120 \text{ mm}$
Würth ASSY Schraube 8 x 340 mm:	$l_s = 40$ bis $100 \text{ mm}$
Schmid Star Drive Schraube 10 x 200 mm:	$l_s = 40$ bis $100 \text{ mm}$
ABC Spax-S Schraube 12 x 420 mm:	$l_s = 40$ bis $100 \text{ mm}$

Trotz der Unterschiede zwischen Gleichung (4) und (5) wurden sehr gute Korrelationen zwischen den Versuchsergebnissen und den nach den Gleichungen (4) und (5) berechneten Werten ermittelt. Für den nach Gleichung (4) berechneten Ausziehwi- derstand mit einem Ausziehparameter  $f_1$  von  $f_1 = 80 \cdot 10^{-6} \cdot \rho^2$  für die Tragfähigkeits- klasse 3 ergibt sich ein Korrelationskoeffizient  $R$  von  $R = 0,927$ . Eine 5%-Fraktile der Grundgesamtheit für die untersuchten Holzschrauben bezogen auf den 5%- Fraktilwert der Rohdichte der verwendeten Holzproben ( $\rho_{0,05} = 342 \text{ kg/m}^3$ ) wird er- reicht, wenn der Ausziehparameter  $f_1$  auf  $f_1 = 113 \cdot 10^{-6} \cdot \rho^2$  erhöht wird. Dennoch wird eine Erhöhung des Ausziehparameters bzw. der Tragfähigkeitsklasse des Gewindes nicht empfohlen, weil mit steigendem Ausziehwi- derstand das Verhältnis zwischen den Versuchsergebnissen und den rechnerisch ermittelten Werten sinkt.

Für Gleichung (5) mit  $n_{ef} = n$  sowie mit einem Ausziehparameter  $f_{ax}$  von  $f_{ax} = 3,6 \cdot 10^{-3} \cdot \rho^{1,5}$  ergibt sich ein Korrelationskoeffizient  $R$  von  $R = 0,945$ . Eine 5%-Fraktile der Grundgesamtheit für die untersuchten Holzschrauben bezogen auf den 5%-Fraktilewert der Rohdichte der verwendeten Holzproben ( $\rho_{0,05} = 342 \text{ kg/m}^3$ ) wird jedoch nur erreicht, wenn der Ausziehparameter  $f_{ax}$  auf  $f_{ax} = 3,45 \cdot 10^{-3} \cdot \rho^{1,5}$  abgemindert wird. Bezogen auf die durchgeführten Versuche mit den ausgewählten selbstbohrenden Holzschrauben sollte der Ausziehparameter  $f_{ax}$  in Gleichung (4) auf  $f_{ax} = 3,45 \cdot 10^{-3} \cdot \rho^{1,5}$  abgemindert werden.

Die beste Korrelation zwischen den Versuchsergebnissen und den rechnerisch ermittelten Traglasten wird mit einem Korrelationskoeffizienten  $R$  von  $R = 0,953$  mit Gleichung (6) erreicht (siehe Bild 3-4). Darüber hinaus ist das Verhältnis zwischen den Versuchsergebnissen und den berechneten Werten für alle untersuchten Werte des Ausziehwerstandes konstant.

$$R_{ax} = d \cdot l_s \cdot f_{ax,neu} \tag{6}$$

$$f_{ax,neu} = 0,61 \cdot \frac{\rho^{0,79}}{d^{0,47} \cdot l_s^{0,09}} \text{ in } \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \tag{7}$$

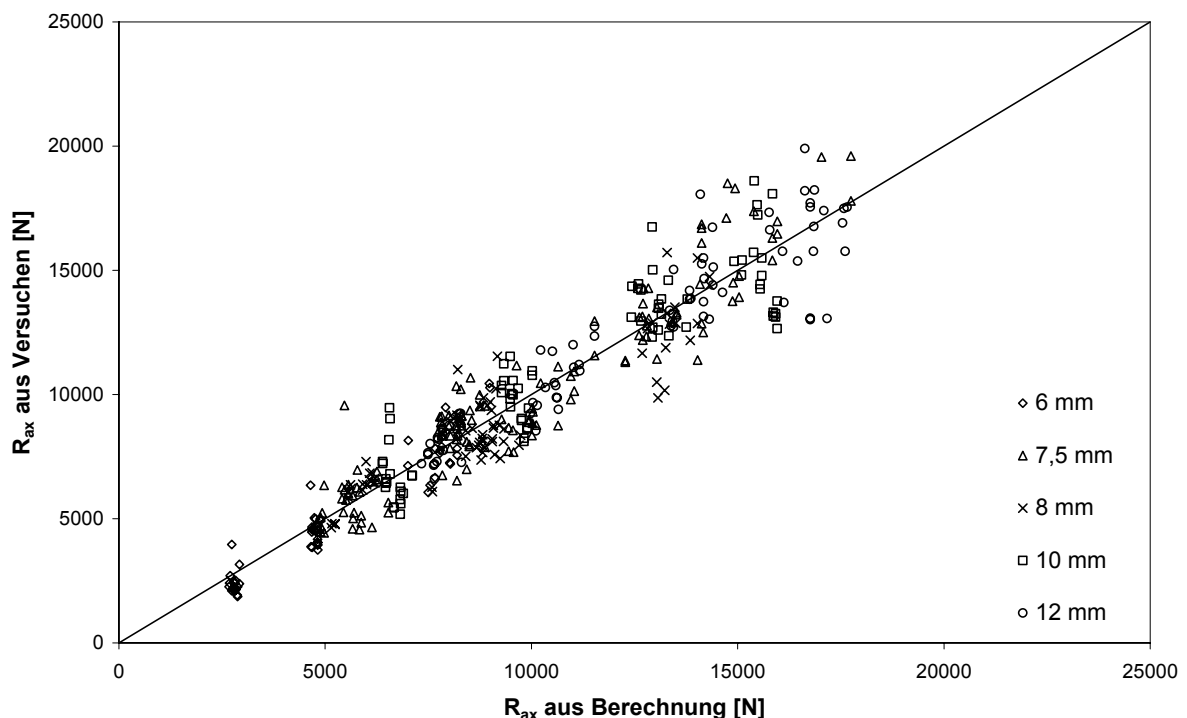


Bild 3-4 Ausziehwerstand  $R_{ax}$  aus Versuchen über den nach Gleichung (6) berechneten Ausziehwerstand  $R_{ax}$

### 3.3.3 Grenztragfähigkeit beim Ausknicken der Schrauben im Holz

Für den in Abschnitt 3.3.1 beschriebenen Versagensmechanismus II ist die Tragfähigkeit eines mit selbstbohrenden Vollgewindeschrauben verstärkten querdruckbeanspruchten Bauteils von der Tragfähigkeit des Holzes rechtwinklig zur Faser sowie von der Grenztragfähigkeit der Vollgewindeschrauben beim Ausknicken abhängig. Die Grenztragfähigkeit bei druckbeanspruchten, knickgefährdeten Systemen wird durch das Spannungskriterium definiert. Dieses kann rechnerisch durch die Verzweigungslast definiert werden. Unterhalb einer Verzweigungslast ist ein druckbeanspruchtes System stabil und steht somit unter reiner Druckbeanspruchung. Das System wird instabil, sobald die Verzweigungslast erreicht oder überschritten wird. Die Folge ist ein Versagen infolge Ausknicken des Systems.

Für das Problem einer rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes eingedrehten Vollgewindeschraube kann die Verzweigungslast näherungsweise analytisch oder numerisch ermittelt werden. In Bild 3-5 ist das System einer rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes eingedrehten, knickgefährdeten Vollgewindeschraube als Verstärkung in einem querdruckbeanspruchten Bauteil dargestellt. Bei einer Druckbeanspruchung in Richtung der Schraubenachse wird die Druckkraft über den Schraubenkopf in die Vollgewindeschraube und über den Verbund zwischen der Schraube und dem Holz in das Holz eingeleitet. Dabei wird die Vollgewindeschraube sowohl rechtwinklig zu ihrer Achse als auch in Richtung ihrer Achse im Holz abgestützt. In Bild 3-5 ist  $c_h$  die elastische Bettung des Holzes rechtwinklig und  $c_v$  in Richtung der Schraubenachse.

Im Vergleich zu einem geometrisch identischen knickgefährdeten Druckstab ohne elastische Bettung ist die Verzweigungslast einer knickgefährdeten, elastisch gebetteten Vollgewindeschraube deutlich größer. Mit steigendem Wert der elastischen Bettung  $c_h$  steigt bei konstanten Materialeigenschaften und unveränderter Geometrie die Verzweigungslast.

Die elastische Abstützung  $c_v$  beeinflusst die Verteilung der Normalkraft entlang der Schraubenachse. Für kleine Werte des Verhältnisses der elastischen Abstützung  $c_v$  zur Dehnsteifigkeit  $EA_S$  der Vollgewindeschraube ist die Normalkraftverteilung entlang der Schraubenachse näherungsweise linear dreieckförmig (siehe Verteilung der Normalkraft in Bild 3-5). Für große Werte des Verhältnisses  $c_v / EA_S$  wird der Verlauf der Normalkraft nichtlinear und etwa parabelförmig.

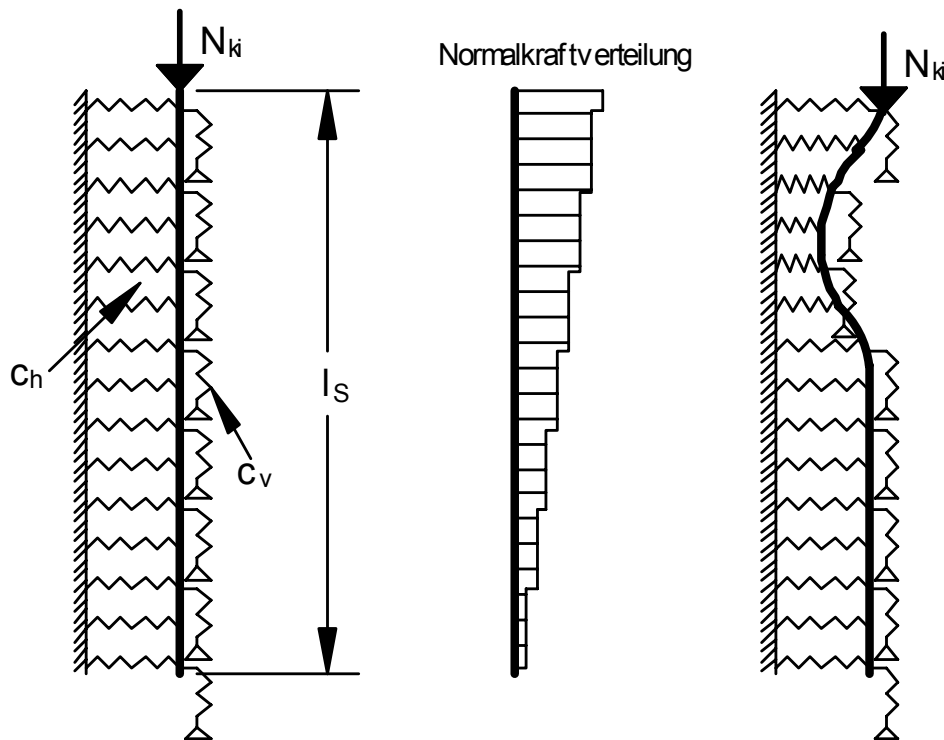


Bild 3-5 System einer knickgefährdeten schlanken Schraube

Zur Bestimmung der kleinsten Verzweigungslast nach der Elastizitätstheorie wurde die elastische Bettung  $c_h$  aus Versuchen zur Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit des Holzes ermittelt. Die Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit und der Bettungswerte für stiftförmige Verbindungsmittel erfolgt in Anlehnung an DIN EN 383. Hierbei wird das stiftförmige Verbindungsmittel mit dem Durchmesser  $d$  rechtwinklig zu seiner Achse über eine Prüfeinrichtung aus Stahl belastet und ins Holz der Dicke  $l_s$ , die der Auflagerlänge entspricht, eingedrückt. Gleichzeitig wird die Last  $F$  mit der zugehörigen Eindrückung  $\delta$  des Stiftes im Holz gemessen. Die Spannung im Holz rechtwinklig zur Achse des stiftförmigen Verbindungsmittels, welche aus der Eindrückung des stiftförmigen Stiftes resultiert, wird entlang der Stiftachse als konstant angenommen und somit zu  $f_h = \frac{F}{d \cdot l_s}$  berechnet. Mit zunehmender Eindrückung des stiftförmigen

Verbindungsmittels ins Holz steigt die Lochleibungsspannung, bis sie den Wert der Lochleibungsfestigkeit erreicht. Bezogen auf den Durchmesser  $d$  des stiftförmigen Verbindungsmittels kann die elastische Bettung  $c_h$  des Holzes somit aus der Steigung der Tangente im Ursprung der  $f_h \cdot d - \delta$ -Kurve ermittelt werden. In Bild 3-6 ist ein typisches  $f_h \cdot d - \delta$ -Diagramm einer Holzprobe unter Lochleibungsbeanspruchung dargestellt.

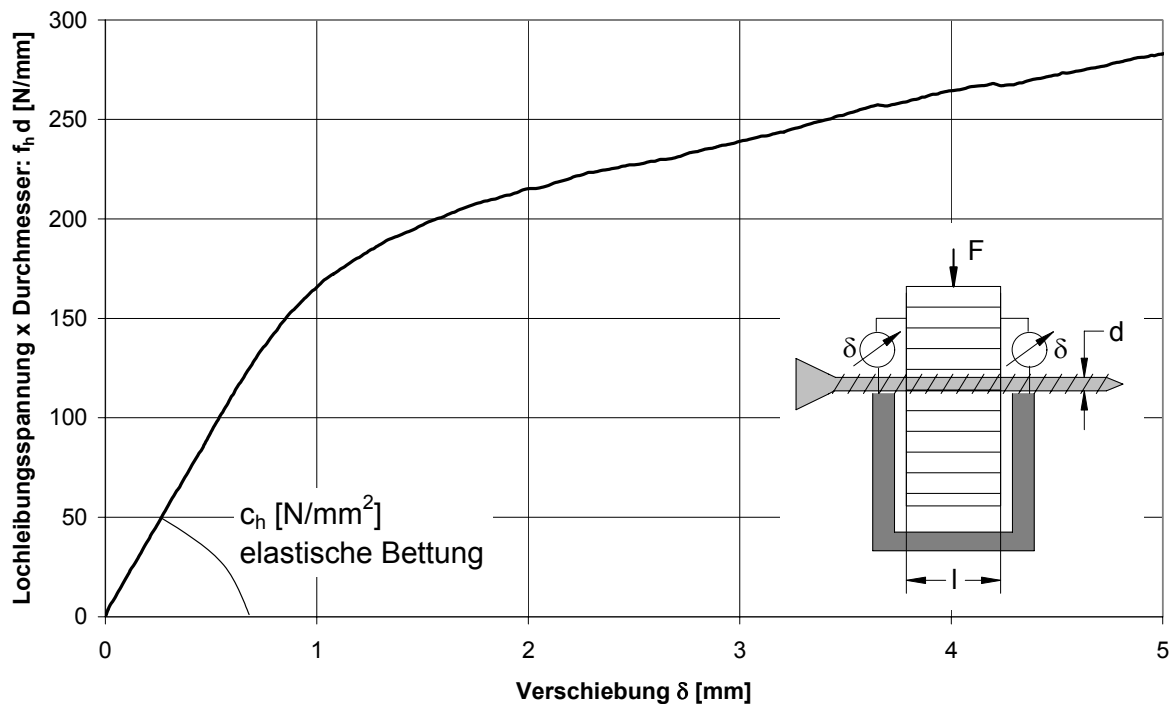


Bild 3-6 Verhalten einer Holzprobe unter Lochleibungsbeanspruchung

Zur Bestimmung der elastischen Bettung  $c_h$  für selbstbohrende Vollgewindeschrauben wurden im Rahmen eines Forschungsvorhabens 400 Lochleibungsversuche in Anlehnung an DIN EN 383 durchgeführt. Variiert wurden hierbei der Nenndurchmesser der Vollgewindeschraube ( $d = 6 \text{ mm}$ ,  $8 \text{ mm}$ ,  $10 \text{ mm}$  und  $12 \text{ mm}$ ) sowie der Winkel zwischen der Kraft- und der Faserrichtung des Holzes ( $\alpha = 0^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $60^\circ$  und  $90^\circ$ ). Der Einschraubwinkel zwischen der Schraubenachse und der Faserrichtung des Holzes betrug stets  $90^\circ$ . Für jede Versuchsreihe wurden 20 Versuche durchgeführt. In Bild 3-7 sind die in Versuchen ermittelten Werte der elastischen Bettung des Holzes  $c_h$  über die mit Hilfe der Gleichung (8) berechneten Werte aufgetragen. Es ergibt sich ein Korrelationskoeffizient  $R$  von  $R = 0,649$ .

$$c_h = \frac{(0,22 + 0,014 \cdot d) \cdot \rho}{1,17 \cdot \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad \text{in } \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad (8)$$

mit

$d$  Schraubennendurchmesser in mm

$\rho$  Rohdichte des Holzes in  $\text{kg/m}^3$

$\alpha$  Winkel zwischen der Kraft- und der Faserrichtung des Holzes in Grad

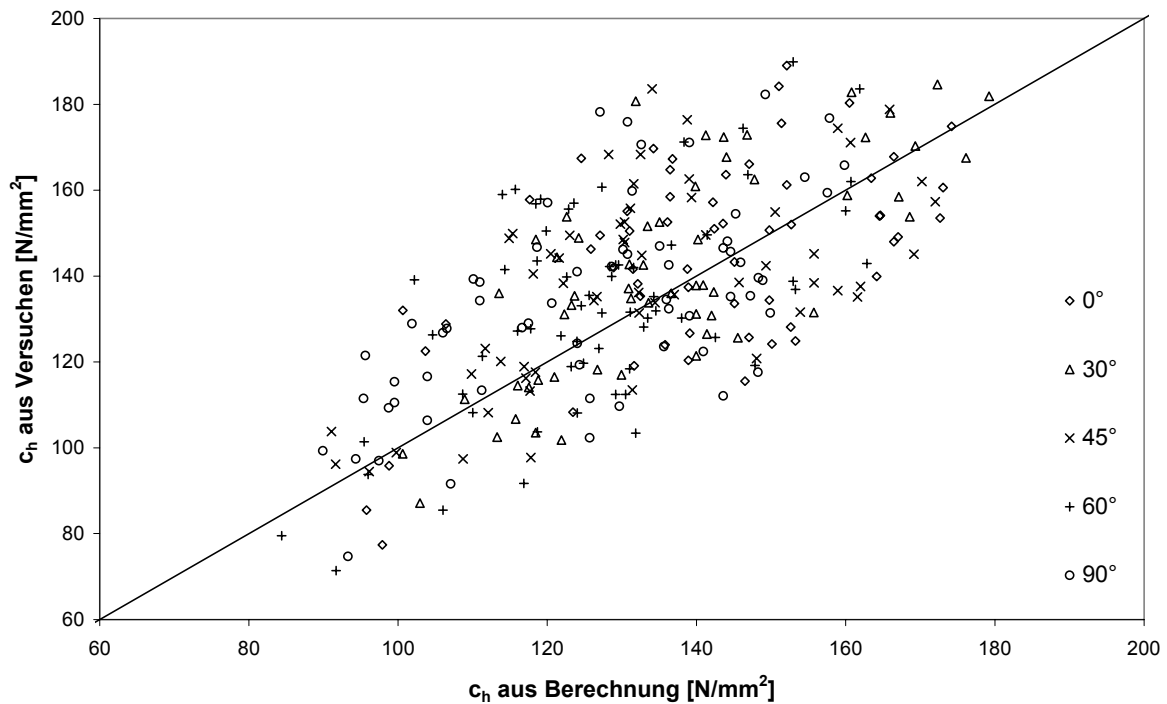


Bild 3-7 Elastische Bettung aus Versuchen über der nach Gleichung (8) berechneten elastischen Bettung des Holzes

In Gleichung (8) ist die elastische Bettung des Holzes vom Nenndurchmesser, von der Rohdichte des Holzes sowie vom Winkel zwischen der Kraft- und der Faserrichtung abhängig. Für  $\alpha = 0^\circ$  nimmt  $c_h$  den größten, für  $\alpha = 90^\circ$  den kleinsten Wert an. Für knickgefährdete Vollgewindeschrauben als Querdruckverstärkung bedeutet dies, dass die Tendenz der Schrauben zum Ausknicken in Faserrichtung geringer ist als rechtwinklig zur Holzfasern. Damit kann die elastische Bettung des Holzes nach Gleichung (8) mit  $\alpha = 90^\circ$  zur Gleichung (9) vereinfacht werden.

$$c_h = \frac{(0,22 + 0,014 \cdot d) \cdot \rho}{1,17} \quad \text{in} \quad \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad (9)$$

Zur Bestimmung der elastischen Abstützung  $c_v$  wurden Versuche mit auf Hineindrücken beanspruchten Vollgewindeschrauben durchgeführt. Hierbei wurden 300 selbstbohrende Holzschrauben mit unterschiedlichen Durchmessern ( $d = 6 \text{ mm}, 7,5 \text{ mm}, 8 \text{ mm}, 10 \text{ mm}$  und  $12 \text{ mm}$ ) und unterschiedlichen Einschraubtiefen ( $20 \text{ mm} \leq l_s \leq 120 \text{ mm}$ ) rechtwinklig zur Faserrichtung Holzes in die Prüfkörper hineingedreht (die Schraubenspitze war stets außerhalb der Prüfkörper) und in Richtung ihrer Achse auf Hineindrücken beansprucht. Gleichzeitig wurde die Last  $F$  mit der zugehörigen axialen Verformung  $\delta$  der Vollgewindeschraube relativ zum Holz gemessen. Die axiale

Relativverschiebung zwischen der Vollgewindeschraube und der Oberfläche des Holzes wurde auf einer sehr kurzen Distanz gemessen. Damit konnte bei der Auswertung der Ergebnisse die elastische Dehnung der Schraube vernachlässigt werden. Die elastische Abstützung  $c_v$  wurde aus der Steigung der Tangente im Ursprung der  $F / l_s - \delta$  - Kurve ermittelt. In Bild 3-8 sind die in den Versuchen ermittelten Werte  $c_v$  über die mit Hilfe der Gleichung (10) berechneten Werte aufgetragen. Es ergibt sich ein Korrelationskoeffizient  $R$  von  $R = 0,906$ .

$$c_v = 234 \cdot \frac{(\rho \cdot d)^{0,2}}{l_s^{0,6}} \quad \text{in } \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad (10)$$

mit

$d$  Schraubennennendurchmesser in mm

$\rho$  Rohdichte des Holzes in  $\text{kg/m}^3$

$l_s$  Länge des im Holz eingedrehten Gewindeteils in mm

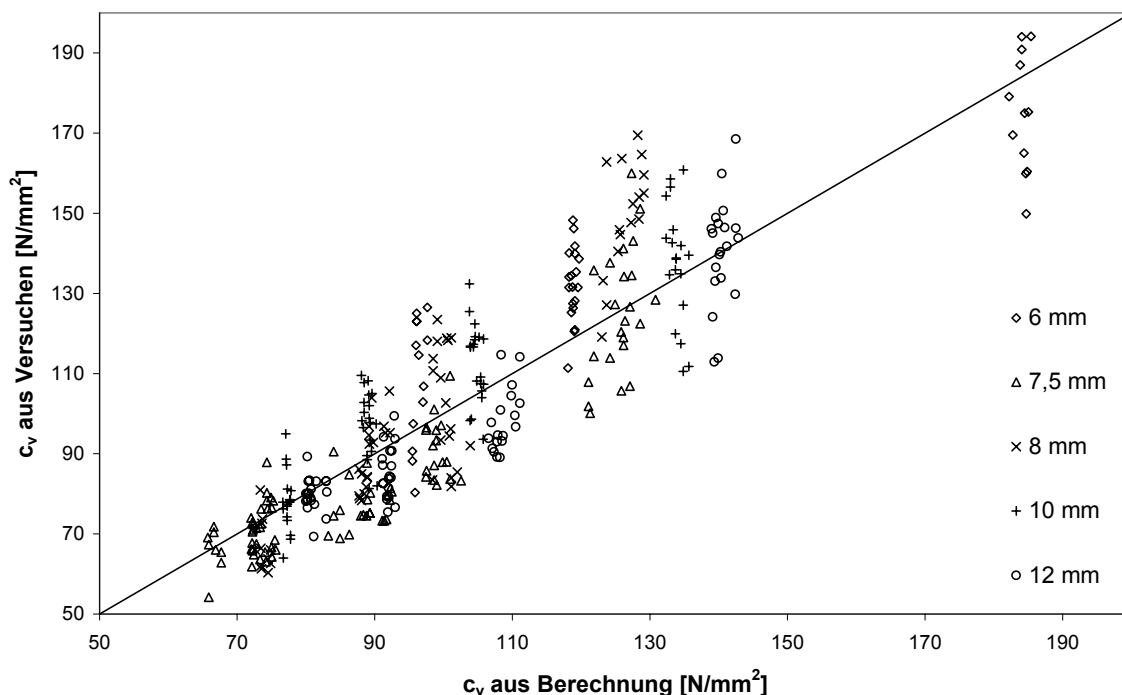


Bild 3-8 Elastische Abstützung aus Versuchen über der nach Gleichung (10) berechneten elastischen Abstützung

Mit der elastischen Abstützung  $c_v$  und der elastischen Bettung  $c_h$  kann für das in Bild 3-5 dargestellte System einer knickgefährdeten Vollgewindeschraube die kleinste



Verzweigungslast nach der Elastizitätstheorie  $N_{ki}$  in Anlehnung an Dondorff (1907) durch das Lösen folgender Differentialgleichung (11) berechnet werden:

$$E_S \cdot I \cdot v''''(z) + N_S(z) \cdot v''(z) + N'_S(z) \cdot v'(z) + c_h \cdot v(z) = 0 \quad (11)$$

mit

$E_S$	Elastizitätsmodul des Schraubenmaterials
$I$	Flächenträgheitsmoment der Schraube bezogen auf den Kerndurchmesser
$v(z)$	Verschiebung der Schraube rechtwinklig zur Schraubenachse an der Stelle $z$ parallel zur Schraubenachse
$N_S(z)$	Normalkraft in der Schraube an der Stelle $z$ parallel zur Schraubenachse. Der Normalkraftverlauf entlang der Schraubenachse ist vom Verhältnis der elastischen Abstützung $c_v$ zur Dehnsteifigkeit der Schraube abhängig.
$c_h$	Elastische Bettung des Holzes nach Gleichung (9)

Eine geschlossene analytische Lösung dieser Differentialgleichung kann nach Petersen (1982) nur für die folgenden Fälle angegeben werden:

Fall 1:  $c_h = 0 \wedge N_S(z) \neq 0$

Fall 2:  $c_h \neq 0 \wedge N_S(z) = N_S = \text{konstant}$

Für Fall 1 vereinfacht sich Gleichung (11) zur Gleichung (12):

$$E_S \cdot I \cdot v''''(z) + N_S(z) \cdot v''(z) + N'_S(z) \cdot v'(z) = 0 \quad (12)$$

Für Fall 2 kann Gleichung (11) in Gleichung (13) umgeformt werden.

$$E_S \cdot I \cdot v''''(z) + N_S \cdot v''(z) + c_h \cdot v(z) = 0 \quad (13)$$

Für die Fälle 1 und 2 (Gleichung (12) und Gleichung (13)) sind in Petersen (1982) zahlreiche geschlossene Lösungen zur Bestimmung der Verzweigungslast nach der Elastizitätstheorie unter Berücksichtigung unterschiedlicher Randbedingungen ange-

geben. In Abhängigkeit der Randbedingungen, wie z. B. der Lagerung des knickgefährdeten Stabes, können die Knicklasten berechnet werden.

Für das Problem der knickgefährdeten Vollgewindeschraube als Querdruckverstärkung mit elastischer Bettung des Holzes  $c_h \neq 0$  und mit einer nichtlinearen Verteilung der Normalkraft entlang der Schraubenachse  $N_S(z) \neq 0$  kann für Gleichung (11) keine geschlossene analytische Lösung angegeben werden. Es stehen zur Behandlung dieser Problemstellung jedoch zahlreiche approximative Verfahren zur Auswahl (Petersen, 1982).

Reihenansätze für Differentialgleichungen

Differenzverfahren zur Lösung von Differentialgleichungen

Numerische Integrationsverfahren für Anfangswertaufgaben

Iterative Verfahren auf der Grundlage von Integralgleichungen

Lösungsansätze mit den Methoden der Variationsrechnung

Sofern die Parameter in Gleichung (11) für jede gesuchte Lösung identisch sind und zur Bestimmung der Verzweigungslast ein geeigneter Lösungsansatz gefunden wurde, sind diese Verfahren sehr gut zur Lösung der Differentialgleichung (11) geeignet. Dann ist nach Petersen (1982) die Abweichung zwischen einer geschlossenen analytischen Lösung und einer approximativen Lösung so gering, dass sie vernachlässigt werden kann. Ist mindestens einer der Parameter in Gleichung (11) für jede gesuchte Lösung unterschiedlich bzw. sogar von weiteren Parametern abhängig, ist die Suche nach einer Lösung mit Hilfe eines approximativen Verfahrens wegen des hohen Rechenaufwandes nicht mehr sinnvoll. Hier muss für jeden neuen Parameter ein neuer approximativer Ansatz zur Lösung der Differentialgleichung (11) gefunden werden. In der Differentialgleichung (11) ist zum Beispiel die Normalkraft  $N_S(z)$  bzw. die Normalkraftverteilung in der Vollgewindeschraube ein Parameter, welcher für jedes System unterschiedlich ist und daher jedes Mal neu berechnet werden muss. Die Normalkraftverteilung in der Schraube ist unter Vernachlässigung der Holzeigenschaften von der elastischen Abstützung  $c_v$  sowie von ihrer Dehnsteifigkeit  $E_S \cdot A_S$  abhängig. Unter Vernachlässigung der Holzeigenschaften kann die Normalkraft  $N_S(z)$  bzw. die Normalkraftverteilung in der Vollgewindeschraube nach Gleichung (14) berechnet werden. Die Herleitung dieser Gleichung unter Berücksichtigung der Holzeigenschaften ist in Abschnitt 3.3.4 angegeben.

$$N_S(z) = -N_{S,0} \cdot \left[ \cosh(\omega \cdot z) - \frac{\sinh(\omega \cdot z)}{\tanh(\omega \cdot l_S)} \right] \quad (14)$$

mit 
$$\omega = \sqrt{\frac{c_v}{E_S \cdot A_S}}$$

mit

$N_{S,0}$  Normalkraft in der Schraube an der Stelle der Lasteinleitung ( $z = 0$ )

$A_S$  Schraubenquerschnitt bezogen auf den Kerndurchmesser

$E_S$  Elastizitätsmodul des Schraubenmaterials

$N_S(z)$  Normalkraft in der Schraube an der Stelle  $z$  entlang der Schraubenachse

$c_v$  Elastische Abstützung der Schraube im Holz nach Gleichung (10)

$l_S$  Länge der Vollgewindeschraube

In Bild 3-9 ist der in Anlehnung an Gleichung (14) berechnete Verlauf der Normalkraft  $N_S(z)$  entlang der Schraubenachse bezogen auf die Normalkraft an der Stelle der Lasteinleitung  $N_{S,0}$  in Abhängigkeit vom Verhältnis  $z/l_S$  für eine Vollgewindeschraube mit einem Durchmesser  $d = 6$  mm für drei unterschiedliche Schraubenlängen  $l_S$  dargestellt.

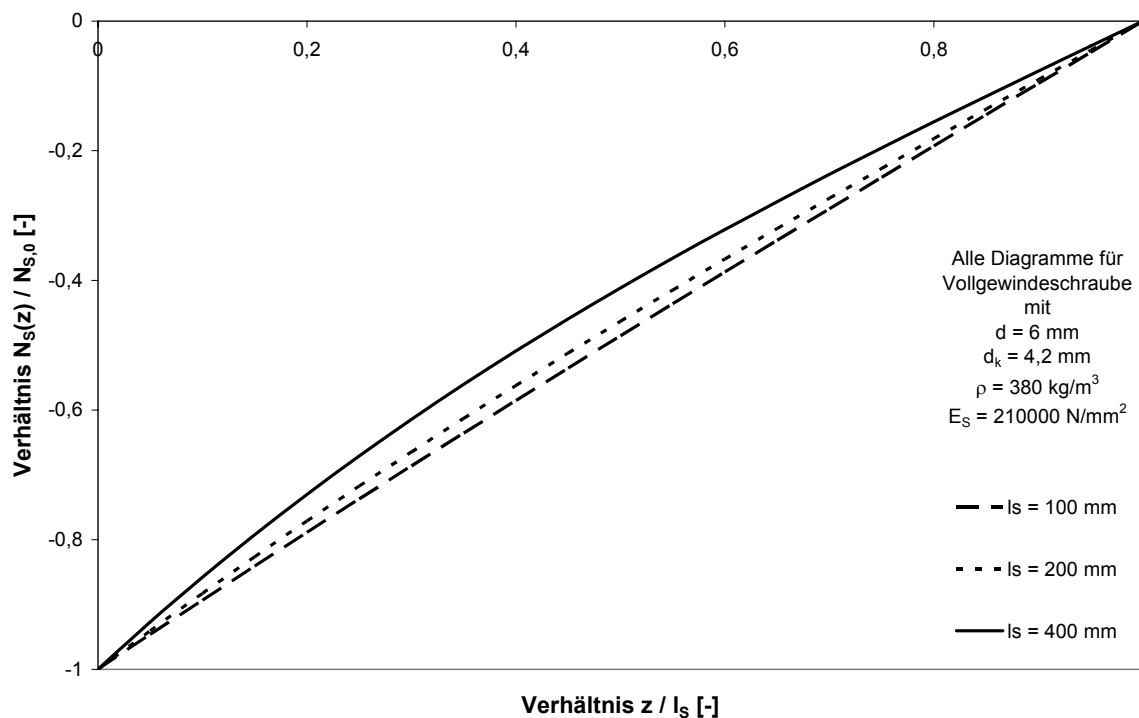


Bild 3-9 Verlauf der Normalkraft entlang der Schraubenachse

Für eine Vollgewindeschraube mit einem Durchmesser  $d = 6$  mm und einer Schraubenlänge  $l_s = 100$  mm kann in Bild 3-9 der Verlauf der Normalkraft entlang der Schraubenachse näherungsweise als linear angenommen werden. Mit steigender Schraubenlänge wird der Verlauf jedoch nichtlinear. Bild 3-9 verdeutlicht, dass die zur Lösung der Differentialgleichung (11) notwendigen Parameter von weiteren Parametern abhängig sind und daher eine Lösung der Differentialgleichung (11) „zu Fuß“ praktisch unmöglich ist.

Somit ist eine EDV-unterstützte numerische Berechnung die einzige sinnvolle Methode, die Verzweigungslasten für knickgefährdete Vollgewindeschrauben als Querdruckverstärkung unter Berücksichtigung aller Parameter zu bestimmen.

Hierbei bietet die „Eigenwert-Knick-Analyse“ des Finite-Elemente-Programms ANSYS eine sinnvolle Technik zur Berechnung von Stabilitätsproblemen. Sie dient unter anderem zur Bestimmung der Verzweigungslasten und der Eigenformen. Für die Berechnung einer Verzweigungslast können im Programm ANSYS verschiedene Algorithmen zur Eigenwertermittlung ausgewählt werden (Subspace iteration method und das Block-Lanczos-Verfahren). Im Rahmen dieser Arbeit wird das Block-Lanczos-Verfahren genutzt. Das Block-Lanczos-Verfahren ist hinsichtlich der Genauigkeit mit der „Unterraummethode“ vergleichbar. Der Vorteil des Block-Lanczos-Verfahrens liegt in der höheren Geschwindigkeit, wobei das Verfahren aber mehr Arbeitsspeicher benötigt als die „Unterraummethode“. Mit den Eigenwerten können die Verzweigungslasten berechnet werden, weil diese Multiplikatoren für das berechnete Referenzsystem darstellen.

Zur Bestimmung der Verzweigungslasten nach der Elastizitätstheorie mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode wird das System der knickgefährdeten Vollgewindeschraube entsprechend Bild 3-5 modelliert. Für die Elemente der Vollgewindeschraube wurden zweidimensionale Stabelemente mit linear-elastischem Materialverhalten (BEAM23) gewählt. Im Vergleich zu anderen zweidimensionalen Stabelementen kann bei diesen Stabelementen ein runder Querschnitt mit einem Durchmesser  $d$  direkt generiert werden (KEYOPT(6) = 2). Die elastische Bettung des Holzes  $c_h$  sowie die elastische Abstützung  $c_v$  wurden durch zweidimensionale Federelemente (COMBIN14) mit der Federsteifigkeit  $K$  abgebildet. Unabhängig von der Länge der Vollgewindeschraube wurden alle rechtwinklig zur Schraubenachse als auch alle parallel zur Schraubenachse angeordneten Federelemente in einem Abstand von 1 mm untereinander mit den Knoten der Stabelemente gekoppelt. Voruntersuchungen haben ergeben, dass eine Variation des Abstandes der Federelemente untereinander in einem Bereich zwischen 0,5 mm und 3 mm keinen signifikanten Einfluss auf das Ergebnis hat. An den Enden der Federelemente wurden zweiwertige Auflager generiert.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden zwei unterschiedliche Systeme untersucht, welche sich nur durch die Lagerung bzw. durch die Drehfedersteifigkeit  $K$  an der Stelle der Lasteinleitung am Schraubenkopf unterscheiden (Bild 3-10). Das System mit der Drehfedersteifigkeit  $K = 0$  repräsentiert Querdruckverstärkungen mit der Möglichkeit einer freien Verdrehung sowie einer freien Verschiebung des Schraubenkopfes. Dieser Fall tritt auf, wenn die Köpfe der Vollgewindeschrauben klein gewählt werden bzw. wenn eine Verdrehung sowie eine Verschiebung der Schraubenköpfe durch konstruktive Maßnahmen an der Stelle der Lasteinleitung nicht behindert werden kann. Werden Querdruckverstärkungen mit großen Schraubenköpfen hergestellt bzw. die Schraubenköpfe können an einer Verdrehung durch konstruktive Maßnahmen behindert werden, kann die Drehfedersteifigkeit  $K$  zu  $K = \infty$  angenommen werden. Hinweise zur konstruktiven Ausführung einer drehsteifen Lasteinleitungsstelle bzw. zur Behinderung einer Verdrehung des Schraubenkopfes sind in Abschnitt 3.4 angegeben.

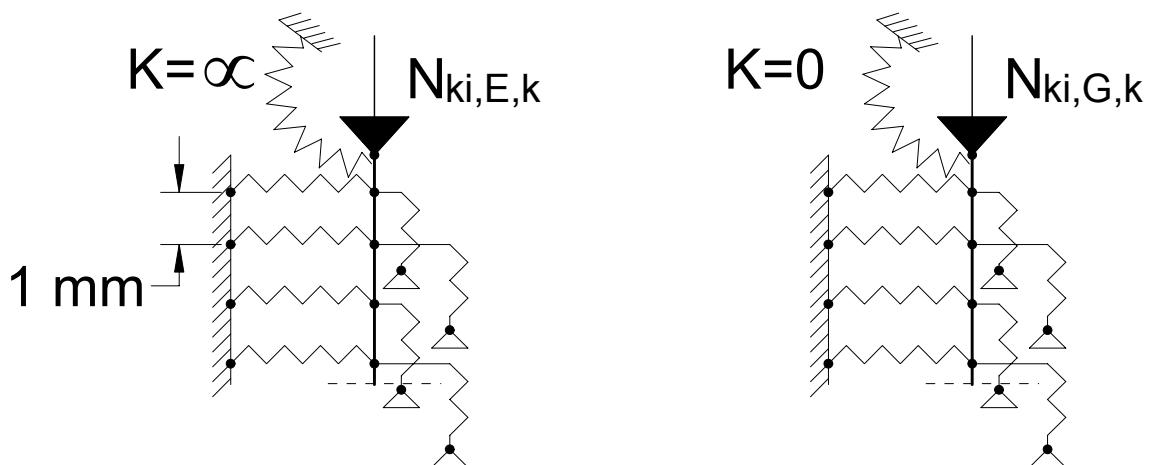


Bild 3-10 Drehfedersteifigkeit an der Stelle der Lasteinleitung

In Abhängigkeit von der Rohdichte des Holzes, vom Schraubennendurchmesser sowie von der Länge der Vollgewindeschraube wurden die Verzweigungslasten  $N_{ki,G/E}$  nach der Elastizitätstheorie für den Fall einer drehfreien Lagerung ( $K = 0$ ) sowie für den Fall einer drehsteifen Lagerung ( $K = \infty$ ) an der Stelle der Lasteinleitung numerisch mit Hilfe des Finite-Elemente-Programms ANSYS berechnet. Hierbei wurde der Elastizitätsmodul des Schraubenmaterials zu  $E_S = 210000 \text{ N/mm}^2$  und der Kerndurchmesser der Schrauben zu  $d_k = 0,7 \cdot d$  als konstant angenommen. Bei einer Variation der Rohdichte des Holzes ( $\rho = 310 \text{ kg/m}^3$  bis  $450 \text{ kg/m}^3$  in  $10 \text{ kg/m}^3$  - Schritten), des Schraubennendurchmessers ( $d = 4 \text{ mm}$  bis  $12 \text{ mm}$  in  $2 \text{ mm}$  - Schritten) sowie der Länge der Vollgewindeschrauben ( $l_S = 10 \text{ mm}$  bis  $400 \text{ mm}$  in  $10 \text{ mm}$  - Schritten) wurden für beide Systeme (gelenkige Lagerung sowie Einspannung des

Schraubenkopfes) insgesamt 6000 Finite-Elemente-Berechnungen durchgeführt. In Bild A-1 (Anlage 8.1) ist der ANSYS-Quelltext für die Ermittlung der Verzweigungslasten nach der Elastizitätstheorie  $N_{ki,G}$  sowie  $N_{ki,E}$  angegeben. Der Verlauf der Verzweigungslasten in Abhängigkeit von der Länge  $l_s$  der Vollgewindeschraube ist für alle untersuchten Schraubennennendurchmesser sowie für den kleinsten und den größten Wert der untersuchten Rohdichte ( $\rho = 310 \text{ kg/m}^3$  und  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$ ) in Bild 3-11 und in Bild 3-12 dargestellt. In Bild 3-11 sind die Verzweigungslasten für den Fall einer drehfreien Lagerung und in Bild 3-12 für den Fall einer drehsteifen Lagerung des Schraubenkopfes dargestellt.

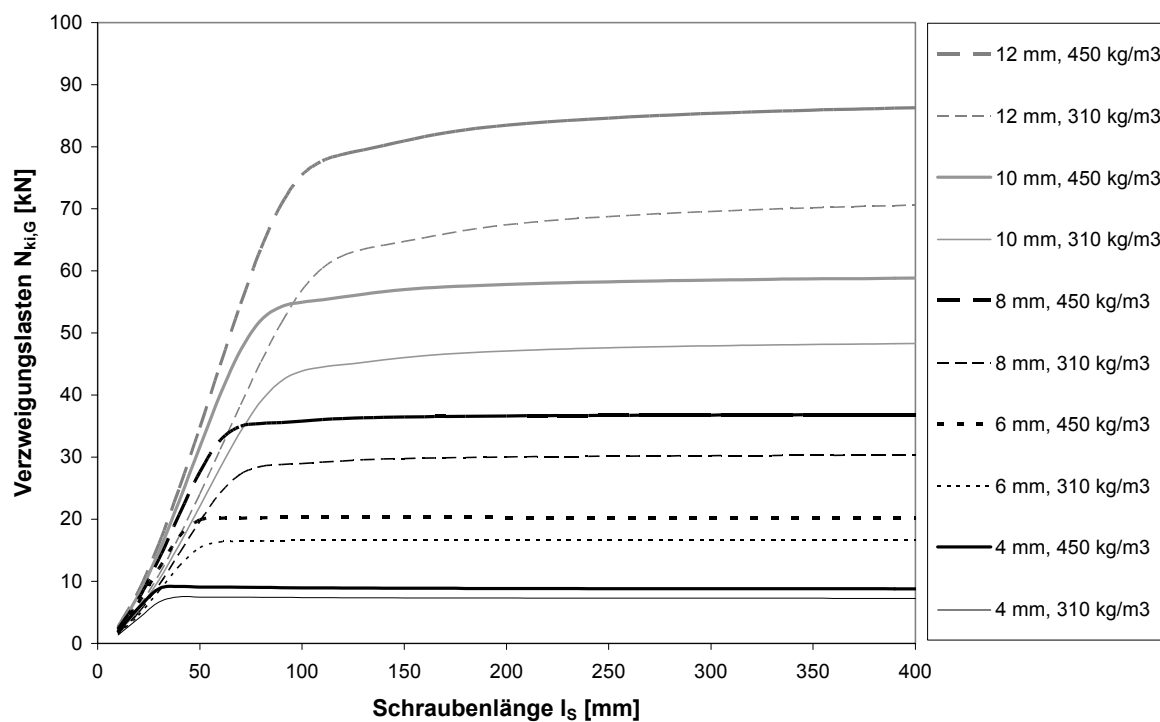


Bild 3-11 Verzweigungslasten  $N_{ki,G}$  für eine drehfreie Lasteinleitung ( $K = 0$ )

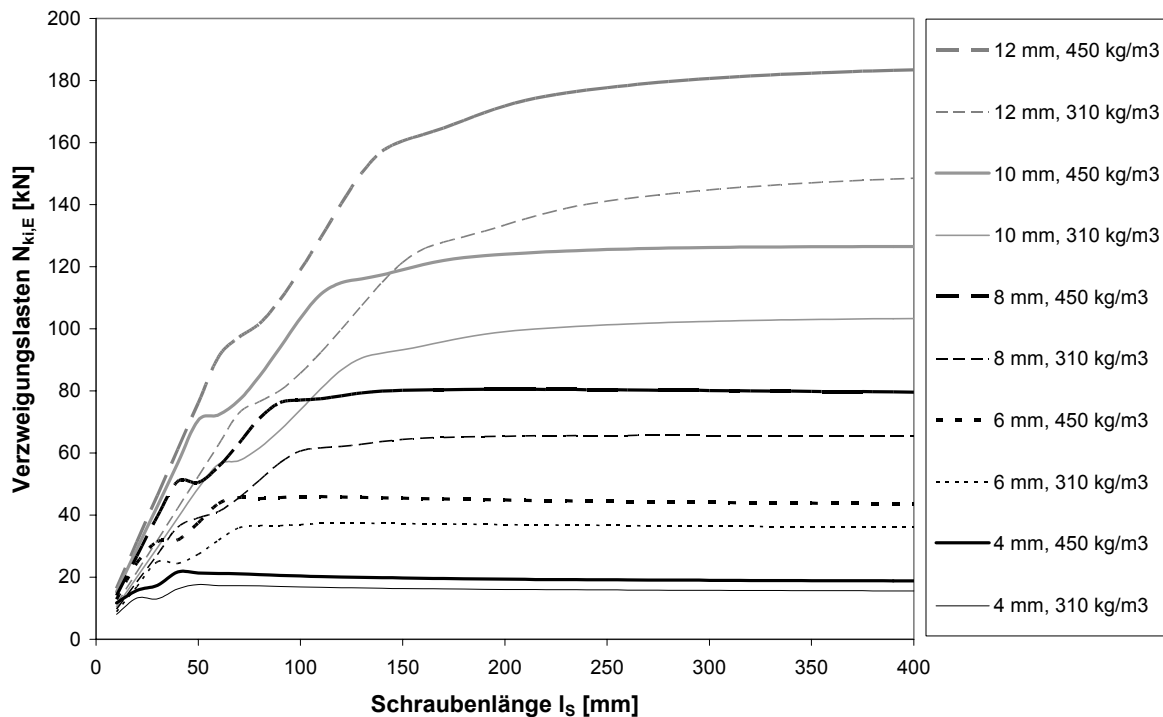


Bild 3-12 Verzweigungslasten  $N_{ki,E}$  für eine drehsteife Lasteinleitung ( $K = \infty$ )

Mit steigendem Durchmesser und steigender Rohdichte steigt bei beiden Systemen die Verzweigungslast an. Für kleine Schlankheiten  $l_s / d$  bzw. für kleine Längen der Vollgewindeschrauben steigt auch mit steigender Schraubenlänge die Verzweigungslast an. Ab einer bestimmten Schraubenlänge bzw. Schlankheit der Vollgewindeschraube kann für beide Systeme die Verzweigungslast nicht mehr gesteigert werden. Für diesen Fall sind die Knickfiguren der druckbeanspruchten Vollgewindeschrauben von der Schraubenlänge unabhängig und daher für alle größeren Schraubenlängen identisch. In Bild 3-13 sind die Knickfiguren sowie die zugehörigen Verzweigungslasten für jeweils drei repräsentative Schlankheiten für beide Systeme dargestellt.

Es ist deutlich zu erkennen, dass ab einer bestimmten Schlankheit bzw. Schraubenlänge die Form der Knickfigur und somit die Verzweigungslast sich nicht mehr ändern. Dieser Effekt ist bei beiden Systemen im Vergleich der zweiten mit der dritten Knickfigur zu sehen. Bei kleinen Schraubenlängen können sich jedoch weitere Knickfiguren mit kleineren Verzweigungslasten einstellen (siehe jeweils erste Knickfigur). Die Übergänge zwischen den einzelnen Knickfiguren sind ebenfalls an den Übergängen in den Knicklastverläufen in Abhängigkeit von der Schraubenlänge in Bild 3-12 zu erkennen.

In Abschnitt 3.5.1 sind für beide Systeme ( $K = 0$  und  $K = \infty$ ) alle Verzweigungslasten in Abhängigkeit von der Rohdichte des Holzes, vom Schraubennennendurchmesser und von der Länge der Vollgewindeschraube tabellarisch zusammengestellt.

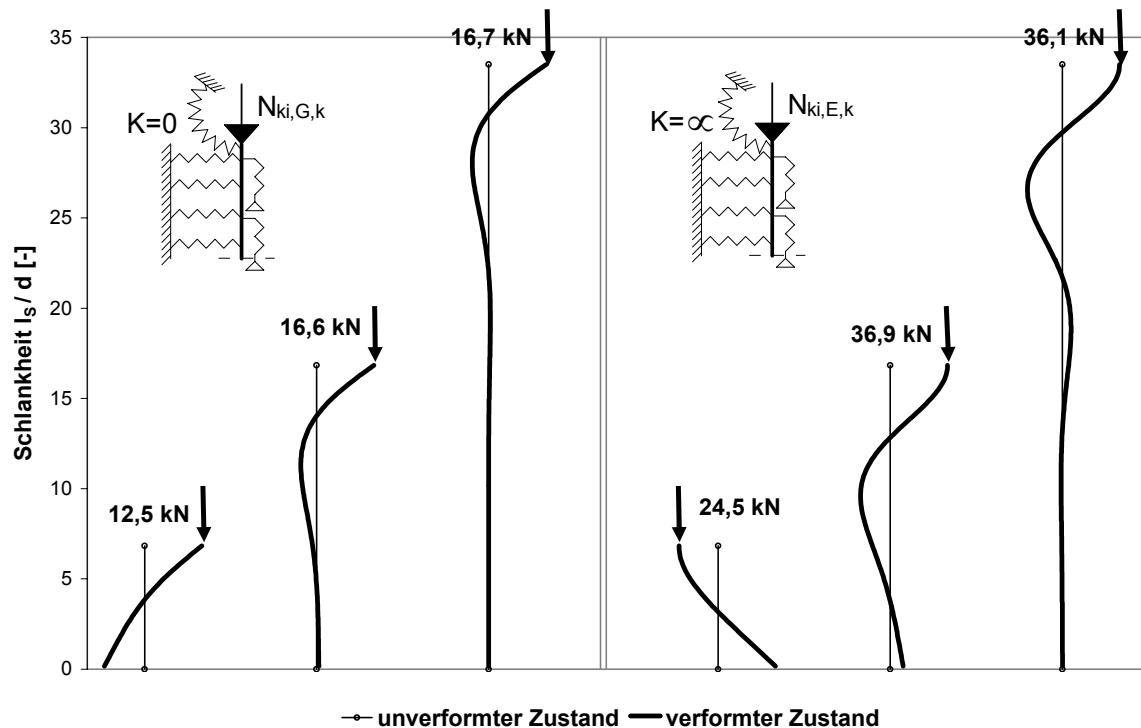


Bild 3-13 Knickfiguren in Abhängigkeit von der Schlankeheit  $l_s/d$  (links: System mit drehfreier Lagerung des Schraubenkopfes - rechts: System mit drehsteifen Lagerung des Schraubenkopfes)

### 3.3.4 Überlegungen zur gemeinsamen Wirkung des Holzes auf Querdruck und der Schrauben auf Hineindrücken

Für die in Abschnitt 3.3.1 beschriebenen Versagensmechanismen I und II wird angenommen, dass die Kraftkomponente rechtwinklig zur Faser gleichmäßig über die Vollgewindeschrauben sowie über die Oberfläche des Holzes in den Träger eingeleitet wird. Diese Annahme könnte ohne Weiteres getroffen werden, wenn mindestens entweder das Holz bei Beanspruchung rechtwinklig zur Faser bzw. die Vollgewindeschrauben bei Beanspruchung auf Hineindrücken ein ideal-plastisches Last-Verformungs-Verhalten aufweisen würden. Somit wäre unmittelbar bei der kleinsten Verformung des verstärkten Trägers entweder die Querdruckfestigkeit des Holzes bzw. die Tragfähigkeit der Vollgewindeschraube auf Hineindrücken erreicht. Die Tragfähigkeit eines mit Vollgewindeschrauben verstärkten querdruckbeanspruchten Bauteils könnte dann aus der Summe dieser beiden Tragfähigkeiten berechnet werden.



Allerdings weist der Werkstoff Holz bei Beanspruchung rechtwinklig zur Holzfaser ein näherungsweise linear-elastisches – ideal-plastisches Last-Verformungs-Verhalten auf (links in Bild 3-14). Auf Hineindrücken beanspruchte Vollgewindeschrauben weisen dagegen ein linear-elastisches Last-Verformungs-Verhalten auf, welches jedoch bei Erreichen der axialen Tragfähigkeit auf Herausziehen bzw. auf Hineindrücken durch ein quasi-sprödes Versagen mit deutlichem Lastabfall nach Erreichen der Höchstlast gekennzeichnet ist (rechts in Bild 3-14).

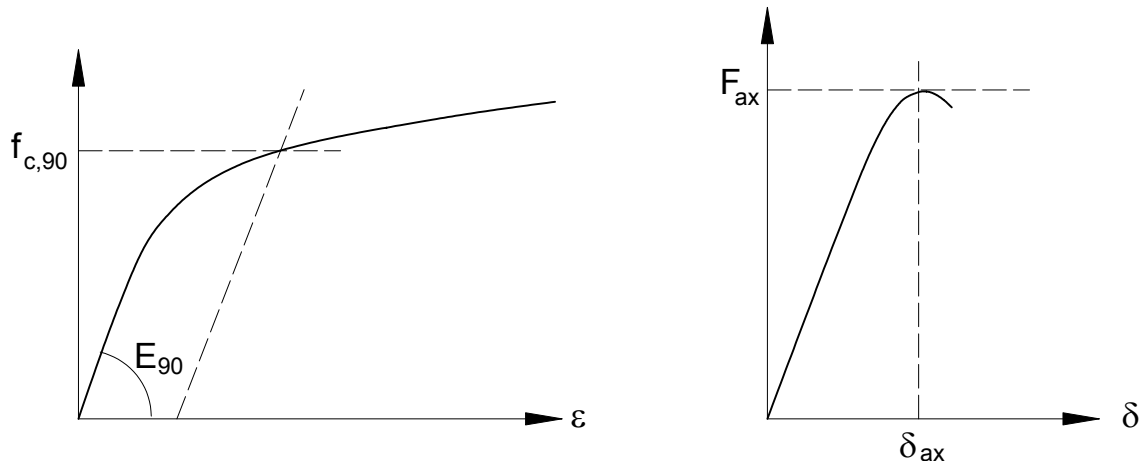


Bild 3-14 Last-Verformungs-Verhalten des Holzes bei Druckbeanspruchung rechtwinklig zur Faser (links) und der Schrauben bei Beanspruchung auf Herausziehen bzw. Hineindrücken (rechts)

Unter Berücksichtigung des Last-Verformungs-Verhaltens in Bild 3-14 kann die Tragfähigkeit von mit Vollgewindeschrauben verstärkten querdruckbeanspruchten Bauteilen nur dann als Summe beider Tragfähigkeiten berechnet werden, wenn zum Zeitpunkt des Erreichens der Tragfähigkeit der Vollgewindeschraube die Querdruckfestigkeit des Holzes bereits erreicht ist. Ist die Tragfähigkeit der Vollgewindeschrauben erreicht, die Tragfähigkeit des Holzes bei Beanspruchung rechtwinklig zur Faser jedoch nicht, darf zur Berechnung der Gesamtlast nicht die Querdruckfestigkeit, sondern nur die dann erreichte Querdruckspannung zur Tragfähigkeit der Schrauben addiert werden.

Mit Hilfe der Theorie des verschieblichen Verbundes ist es unter der Annahme eines linear-elastischen Last-Verformungs-Verhaltens nach Volkersen (1953) möglich, die Anteile der auf das Holz wirkenden Spannung sowie der auf die Vollgewindeschraube wirkenden Kraft zu berechnen. Unter Berücksichtigung des linear-elastischen Last-Verformungs-Verhaltens für das Holz bei Beanspruchung rechtwinklig zur Faser sowie für die Vollgewindeschraube bei Beanspruchung auf Hineindrücken wird nachfolgend die auf die Oberfläche des Holzes wirkende Querdruckspannung  $\sigma_{H,oben}$  in Abhängigkeit von der Beanspruchung  $N_{s,0}$  der Schraube berechnet. Für den Fall,

dass  $N_{S,0}$  der Tragfähigkeit einer auf Hineindrücken beanspruchten Schraube entspricht, wird die Querdruckspannung ermittelt. Ist diese Querdruckspannung kleiner als die Querdruckfestigkeit des Holzes, darf bei der Ermittlung der Tragfähigkeit eines verstärkten querdruckbeanspruchten Bauteils nur die Querdruckspannung in Rechnung gestellt werden. Die Tragfähigkeit eines verstärkten querdruckbeanspruchten Bauteils kann nur dann aus der Summe der Tragfähigkeiten des Holzes bei Druckbeanspruchung rechtwinklig zur Faser und der Tragfähigkeit der Schrauben berechnet werden, wenn die Querdruckspannung  $\sigma_{H,oben}$  größer als bzw. gleich der Querdruckfestigkeit ist.

Zur Berechnung beider Kraftanteile nach der Theorie des verschieblichen Verbundes ist in Bild 3-15 das System eines mit einer Vollgewindeschraube verstärkten Druckwürfels dargestellt. Hierbei wird der elastische Verbund durch die elastische Abstützung  $c_v$  der Schraube im Holz abgebildet. An der Stelle der Lasteinleitung ( $z = 0$ ) wirkt auf die Vollgewindeschraube die Normalkraft  $N_{S,0}$  und auf den Druckwürfel die Normalkraft  $N_{H,0}$  bzw. die Querdruckspannung  $\sigma_{H,oben}$ . Im Schnitt unmittelbar unterhalb der Schraubenspitze ( $z = l_s$ ) muss das Bauteil aus Holz die Normalkräfte  $N_{H,0}$  und  $N_{S,0}$  bzw. die Querdruckspannung  $\sigma_{H,unten}$  aufnehmen. An dieser Stelle beträgt die Normalkraft in der Vollgewindeschraube  $N_S = 0$ . Zunächst wird die nichtlineare Ausbreitung der Last im Holz ausgehend von der Stelle der Lasteinleitung vernachlässigt und zur Berechnung der Kraftanteile nur ein Druckwürfel mit über der Länge  $z$  konstantem Querschnitt betrachtet. Somit ist die Querdruckspannung im Bauteil aus Holz an der Stelle der Lasteinleitung ( $z = 0$ )  $\sigma_{H,oben}$  und an der Stelle  $z = l_s$  unterhalb der Schraubenspitze  $\sigma_{H,unten}$ .

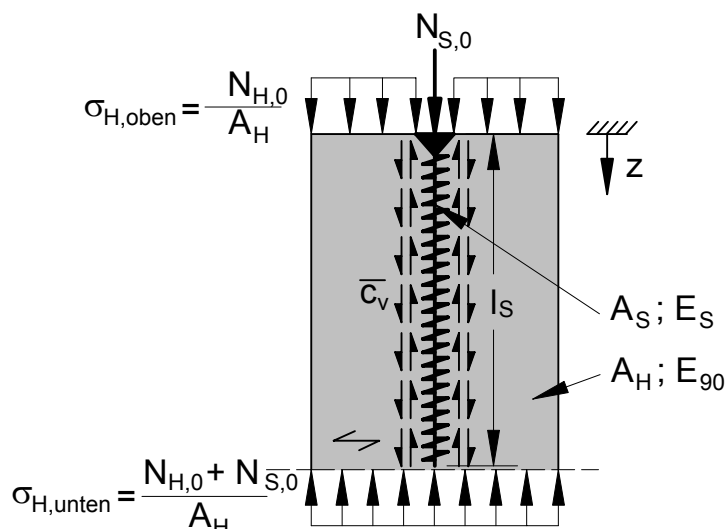


Bild 3-15 System eines mit einer Vollgewindeschraube verstärkten Bauteils unter Vernachlässigung einer nichtlinearen Lastausbreitung

Zur Ermittlung der Kraftanteile  $N_{H,0}$  und  $N_{S,0}$  wird das in Bild 3-16 dargestellte differentielle Element betrachtet.

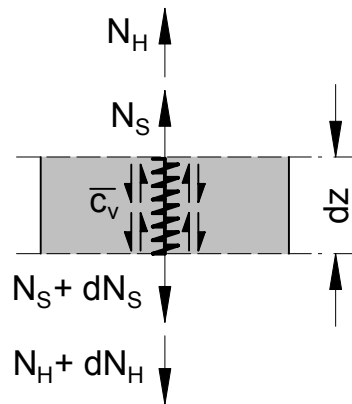


Bild 3-16 Gleichgewichtsbetrachtung am differentiellen Element der Länge  $dz$

Für die Dehnungs- und Spannungsbeziehung in der Schraube und im Holz gilt:

$$\varepsilon_S = \frac{du_S}{dz} \quad \sigma_S = \frac{du_S}{dz} \cdot E_S \quad (15)$$

$$\varepsilon_H = \frac{du_H}{dz} \quad \sigma_H = \frac{du_H}{dz} \cdot E_{90} \quad (16)$$

Die in den Werkstoffen wirkenden Normalkräfte ergeben sich zu:

$$N_S = E_S \cdot A_S \cdot \frac{du_S}{dz} \quad (17)$$

$$N_H = E_{90} \cdot A_H \cdot \frac{du_H}{dz} \quad (18)$$

Mit den Bezeichnungen nach Bild 3-16 folgt aus der Gleichgewichtsbedingung:

$$dN_H + dN_S = 0 \quad (19)$$

und

$$\bar{c}_v \cdot dz = -dN_H \quad (20)$$

und somit

$$\overline{c_v} = \frac{-dN_H}{dz} \quad (21)$$

Die Relativverschiebung  $s$  zwischen der Verstärkungsschraube und dem Bauteil ist

$$s = u_S - u_H \quad (22)$$

Mit Gleichung (15) und (16) berechnet sich die erste Ableitung der Relativverschiebung zu:

$$s'(z) = \frac{du_S}{dz} - \frac{du_H}{dz} = \frac{\sigma_S}{E_S} - \frac{\sigma_H}{E_{90}} \quad (23)$$

bzw. zu:

$$s'(z) = \frac{N_S}{E_S \cdot A_S} - \frac{N_H}{E_{90} \cdot A_H} \quad (24)$$

Die zweite Ableitung von Gleichung (22) berechnet sich zu:

$$s''(z) = \frac{1}{E_S \cdot A_S} \cdot \frac{dN_S}{dz} - \frac{1}{E_{90} \cdot A_H} \cdot \frac{dN_H}{dz} \quad (25)$$

Mit Gleichung (19) folgt für die zweite Ableitung von Gleichung (22):

$$s''(z) = - \left( \frac{1}{E_S \cdot A_S} + \frac{1}{E_{90} \cdot A_H} \right) \cdot \frac{dN_H}{dz} \quad (26)$$

und mit Gleichung (21) ergibt sich schließlich:

$$s''(z) = \left( \frac{1}{E_S \cdot A_S} + \frac{1}{E_{90} \cdot A_H} \right) \cdot \overline{c_v} \quad (27)$$

Eine linear-elastische Beziehung zwischen der elastischen Abstützung  $c_v$  und der Relativverschiebung  $s$  kann nach Gleichung (28) beschrieben werden:

$$\overline{c_v} = c_v \cdot s \quad (28)$$

Aus Gleichung (27) und (28) folgt die homogene Differentialgleichung 2. Ordnung

$$s''(z) = \left( \frac{1}{E_S \cdot A_S} + \frac{1}{E_{90} \cdot A_H} \right) \cdot c_v \cdot s(z) \quad (29)$$

Mit

$$\omega^2 = \left( \frac{1}{E_S \cdot A_S} + \frac{1}{E_{90} \cdot A_H} \right) \cdot c_v \quad (30)$$

vereinfacht sich Gleichung (29) zu:

$$s''(z) - \omega^2 \cdot s(z) = 0 \quad (31)$$

Die allgemeine Lösung von Gleichung (31) lautet:

$$s(z) = C_1 \cdot \sinh(\omega \cdot z) + C_2 \cdot \cosh(\omega \cdot z) \quad (32)$$

Die Konstanten  $C_1$  und  $C_2$  werden aus den Randbedingungen unter Verwendung der ersten Ableitung von Gleichung (32) bestimmt (Gleichung (33)).

$$s'(z) = C_1 \cdot \omega \cdot \cosh(\omega \cdot z) + C_2 \cdot \omega \cdot \sinh(\omega \cdot z) \quad (33)$$

Für das mit einer Vollgewindeschraube verstärkte Bauteil aus Holz (Bild 3-15) ergeben sich folgende Randbedingungen:

$$\frac{N_S}{E_S \cdot A_S}(z=0) = -\frac{N_{S,0}}{E_S \cdot A_S} \quad (34)$$

$$\frac{N_H}{E_{90} \cdot A_H}(z=0) = -\frac{N_{H,0}}{E_{90} \cdot A_H} \quad (35)$$

$$\frac{N_S}{E_S \cdot A_S}(z=l_S) = 0 \quad (36)$$

$$\frac{N_H}{E_{90} \cdot A_H}(z=l_S) = -\frac{N_{H,0} + N_{S,0}}{E_{90} \cdot A_H} \quad (37)$$

Nach Auflösen des Gleichungssystems, das sich aus den Randbedingungen (34) bis (37) und den Gleichungen (24) und (33) ergibt, folgt:

$$s(z) = \left[ \frac{N_{H,0}}{E_{90} \cdot A_H} - \frac{N_{S,0}}{E_S \cdot A_S} \right] \cdot \frac{\sinh(\omega \cdot z)}{\omega} \quad (38)$$

$$+ \left[ \frac{N_{H,0} + N_{S,0}}{E_{90} \cdot A_H} \right] \cdot \frac{\cosh(\omega \cdot z)}{\omega \cdot \sinh(\omega \cdot l_S)} - \left[ \frac{N_{H,0}}{E_{90} \cdot A_H} - \frac{N_{S,0}}{E_S \cdot A_S} \right] \cdot \frac{\cosh(\omega \cdot z)}{\omega \cdot \tanh(\omega \cdot l_S)}$$

Die im Abschnitt 3.3.3 angegebene Gleichung (14) wird aus dem Gleichgewicht der ersten Ableitung der Gleichung (38) mit Gleichung (24) unter Vernachlässigung der Beanspruchung des Holzes ( $\frac{N_{H,0}}{A_H} = \frac{N_H}{A_H} = 0$ ) berechnet.

Unter der Annahme, dass an der Stelle der Lasteinleitung ( $z = 0$ ) die Verschiebungen  $u_S$  und  $u_H$  bei einer „harten“ Lasteinleitung identisch sind, gilt für die Relativverschiebung zwischen der Vollgewindeschraube und dem Holz:

$$s(0) = 0 \quad (39)$$

Nach Gleichsetzen der Gleichungen (38) und (39) wird unter Berücksichtigung des elastischen Verbundes der Anteil der auf die Oberfläche des Holzes wirkenden Spannung  $\sigma_{H,oben}$  in Abhängigkeit von der auf die Schraube wirkenden Kraftkomponente  $N_{S,0}$ , wie folgt berechnet.

$$\sigma_{H,oben} = \frac{N_{H,0}}{A_H} = \frac{N_{S,0} \cdot \left[ \frac{1}{A_H} + \frac{E_{90} \cdot \cosh(\omega \cdot l_S)}{E_S \cdot A_S} \right]}{\cosh(\omega \cdot l_S) - 1} \quad (40)$$

mit

$$\omega^2 = \left( \frac{1}{E_S \cdot A_S} + \frac{1}{E_{90} \cdot A_H} \right) \cdot c_v$$

Gleichung (40) gilt für einen querdruckbeanspruchten, mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkten Druckwürfel. Die querdruckbeanspruchte Fläche an der Stelle der Schraubenspitze ist gleich der querdruckbeanspruchten Fläche an der Stelle der Lasteinleitung. Diese Lastausbreitung ist ein Idealfall und entspricht in der Regel nicht einer „echten“ Lastausbreitung bei unverstärkten und verstärkten querdruckbeanspruchten Bauteilen.

Bei Bauteilen mit direkter Lasteinleitung kann angenommen werden, dass sich die Last etwa linear unter  $45^\circ$  zur Faserrichtung des Holzes ausbreitet. Wird die Last in einem ausreichend großen Abstand zum Hirnholz (Trägerende) ins Holz eingeleitet

(rechts in Bild 3-17), kann sich diese Last in beide Richtungen entlang der Faser im Holz ausbreiten. Wird die Last jedoch in unmittelbarer Nähe zum Hirnholz eingeleitet (links in Bild 3-17), kann sich die Last im Holz nur in eine Richtung ausbreiten.

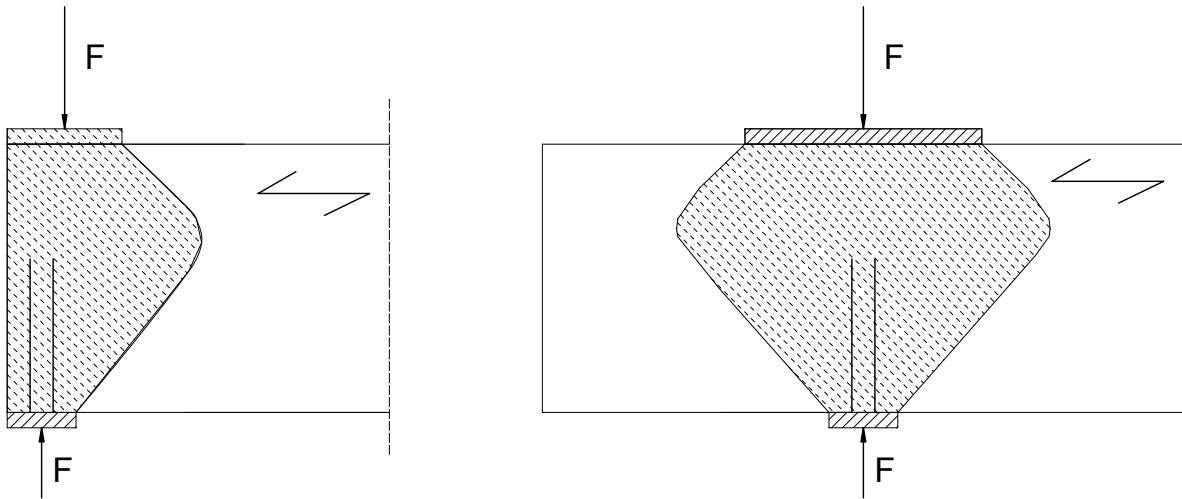


Bild 3-17 Lastausbreitung bei direkter Lasteinleitung

Bei unverstärkten sowie verstärkten querdruckbeanspruchten Bauteilen mit indirekter Lasteinleitung (z. B. Trägerauflager) ist die Ausbreitung der Last im Holz ausgehend von der Stelle der Lasteinleitung nichtlinear und von zahlreichen Parametern abhängig. Das Verhältnis der Auflagerlänge zur Trägerhöhe, die Lage des Auflagers bezogen auf den Abstand vom Trägerende, die Lage des Auflagers bezogen auf die Lage einer weiteren Lasteinleitung, sowie die Verhältnisse der Steifigkeitskennwerte  $E_0$ ,  $E_{90}$  und  $G_{\text{mean}}$  des Werkstoffes Holz beeinflussen die nichtlineare Ausbreitung der Last im Holz. Im ungestörten Bereich einer indirekten Lasteinleitung kann jedoch angenommen werden, dass sich die Last rechtwinklig zur Holzfaser nichtlinear ausbreitet und sehr schnell abklingt (Bild 3-18). Weiterhin kann angenommen werden, dass bei indirekter Lasteinleitung ab etwa der halben Trägerhöhe die Querdruckspannung vernachlässigbar gering ist.

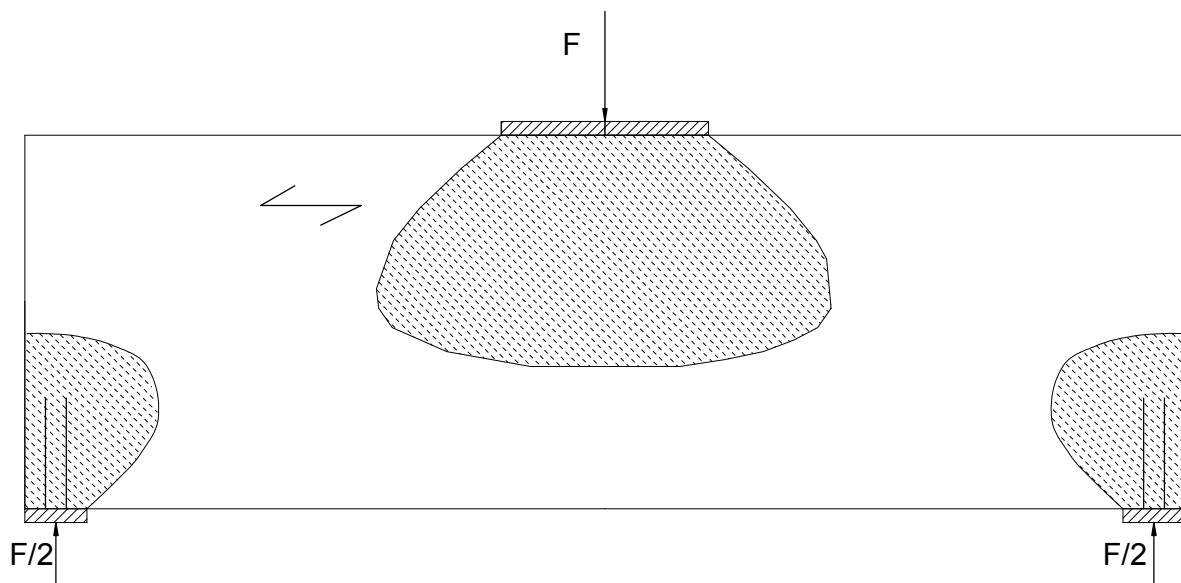


Bild 3-18 Lastausbreitung bei indirekter Lasteinleitung

Unter Berücksichtigung der nichtlinearen Lastausbreitung im Holz, die von zahlreichen Parametern abhängig ist, ist eine analytische Berechnung der auf die Oberfläche des Holzes wirkenden Spannung  $\sigma_{H,oben}$  in Abhängigkeit von der auf die Schraube wirkenden Kraftkomponente  $N_{S,0}$ , sehr aufwendig.

Nachfolgend wird, ausgehend von der bisher rein analytischen Herleitung, die auf die Oberfläche des Holzes wirkende Spannung unter Berücksichtigung einer linearen Ausbreitung der Last unter  $45^\circ$ , mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode berechnet. Eine Ausbreitung der Last unter  $45^\circ$  entspricht der Lastausbreitung bei querdruckbeanspruchten Bauteilen mit direkter Lasteinleitung. Voruntersuchungen haben gezeigt, dass im Verhältnis zur nichtlinearen Lastausbreitung eine lineare Lastausbreitung unter  $45^\circ$  in Bezug auf das Verhältnis  $\sigma_{H,oben}/N_{S,0}$  ungünstiger ist. Damit können die nachfolgenden Ergebnisse auf den günstigeren Fall der nichtlinearen Lastausbreitung übertragen werden.

Zur Berechnung der auf die Oberfläche des Holzes wirkenden Spannung  $\sigma_{H,oben}$  in Abhängigkeit von der auf die Schraube wirkenden Kraftkomponente  $N_{S,0}$ , wurden daher drei Systeme mit unterschiedlichen Lastausbreitungen modelliert:

**System A:** Entspricht dem System in Bild 3-15 ohne Lastausbreitung (Druckwürfel). Mit Hilfe dieses Systems wird die Kongruenz zwischen den Ergebnissen aus der Finite-Elemente-Berechnung und den Ergebnissen aus der analytischen Berechnung überprüft.

**System B:** Mit einer Vollgewindeschraube verstärktes querdruckbeanspruchtes Bauteil mit direkter Lasteinleitung (Lastausbreitungswinkel  $\alpha = 45^\circ$ ). Die Last wird in un-



mittelbarer Nähe zum Hirnholz in den Träger eingeleitet. Dieses System entspricht einer einseitigen Lastausbreitung am Trägerende (links in Bild 3-17).

**System C:** Mit einer Vollgewindeschraube verstärktes querdruckbeanspruchtes Bauteil mit direkter Lasteinleitung (Lastausbreitungswinkel  $\alpha = 45^\circ$ ). Die Last wird mit ausreichender Entfernung zum Hirnholz in den Träger eingeleitet. Dieses System entspricht einer beidseitigen Lastausbreitung (rechts in Bild 3-17).

In Bild 3-19 ist das zur Berechnung der auf die Oberfläche des Holzes wirkenden Spannung  $\sigma_{H,oben}$  in Abhängigkeit von der auf die Schraube wirkenden Beanspruchung  $N_{S,0}$  verwendete Finite-Elemente-Modell dargestellt.

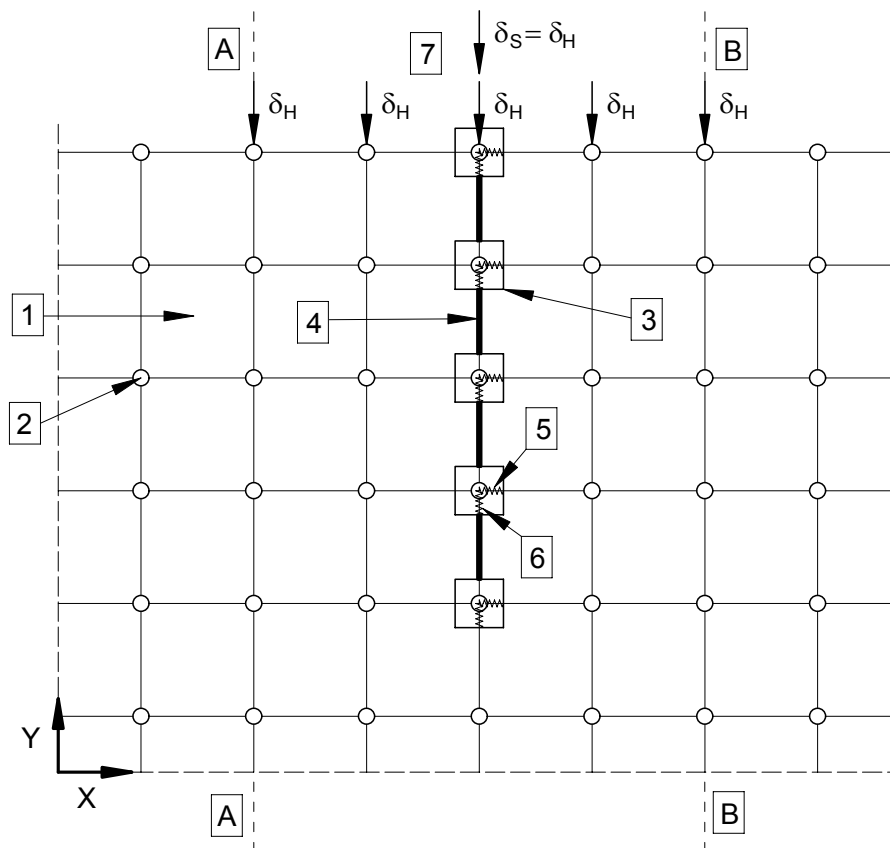


Bild 3-19 Finite-Elemente-Modell zur Ermittlung der Kraftanteile

Bei der Finite-Elemente-Berechnung wurde das Bauteil aus Holz mit Hilfe von zweidimensionalen Plane42-Elementen **1** unter Berücksichtigung der Bauteildicke  $t$  modelliert. Jedes Plane42-Element wird durch vier Knoten **2** umschlossen. Die Vollgewindeschraube mit dem Kerndurchmesser  $d_k = 0,7 \cdot d$  wurde mit Hilfe von zweidimensionalen Beam23-Elementen **4** gebildet. Jedes Beam23-Element der Vollgewindeschraube wird durch zwei Knoten **3** begrenzt. Die Knoten **3** der Vollgewindeschraube wurden mit den Knoten **2** des Holzes durch elastische Federn mit je-

weils einem Freiheitsgrad gekoppelt. Die elastische Bettung des Holzes  $c_h$  wurde durch elastische Combin14-Elemente [5] mit einem Freiheitsgrad in x-Richtung abgebildet. Die Abstützung  $c_v$  der Vollgewindeschraube im Holz wurde ebenfalls durch elastische Combin14-Elemente [6] abgebildet. Diese besitzen jedoch nur einen Freiheitsgrad in y-Richtung. An der Stelle der Lasteinleitung [7] wurden die Knoten des Holzes auf einer Länge, die der Länge der Lasteinleitung entspricht, sowie die Knoten der Vollgewindeschraube mit  $\delta_H = \delta_S$  entgegen der y-Achse beansprucht. Der Winkel der Lastausbreitung bewirkt den einzigen Unterschied zwischen den drei Systemen. Für System A wurde die Lastausbreitung in x-Richtung unterdrückt, indem die Größe des Modells in x-Richtung durch die Achsen [A] und [B] begrenzt wurde. Beide Achsen verlaufen durch die Endknoten der Eindrückung des Holzes an der Stelle der Lasteinleitung. Dieses Modell entspricht quasi dem Modell in Bild 3-15. Einseitige Lastausbreitung mit direkter Lasteinleitung (System B) wurde modelliert, indem im Modell nach Bild 3-19 nur eine Seite des Holzes durch eine Achse [A] oder [B] begrenzt wurde. Bei dem Modell mit beidseitiger Lastausbreitung sowie direkter Lasteinleitung (System C) wurde das Modell in x-Richtung durch keine Achsen begrenzt. Damit sich die Last unter  $45^\circ$  ausbreiten kann, wurde die Länge des Modells in Richtung der x-Achse zu  $l_{\text{System\_C}} = l_{\text{ef}} + 2 \cdot h$  bestimmt. Der Anteil der auf die Oberfläche des Holzes wirkenden Spannung  $\sigma_{H,\text{oben}}$  in Abhängigkeit von der auf die Vollgewindeschraube wirkenden Kraftkomponente wurde unter Berücksichtigung einer linearen Lastausbreitung mit einem Ausbreitungswinkel von  $45^\circ$  im Postprozessor berechnet. Um möglichst realitätstreue Ergebnisse zu erhalten, wurden für jedes System folgende Parameter variiert:

Schraubendurchmesser:  $d = 4 \text{ mm bis } d = 12 \text{ mm in } 2 \text{ mm – Schritten}$

Schraubenlänge:  $l_S = 10 \cdot d \text{ bis } l_S = 50 \cdot d \text{ in } 10 \cdot d – \text{Schritten}$

Breite der Lasteinleitung:  $t = 4 \cdot d \text{ bis } t = 20 \cdot d \text{ in } 2 \cdot d – \text{Schritten}$

Länge der Lasteinleitung:  $l_{\text{ef}} = 10 \cdot d \text{ bis } l_{\text{ef}} = 40 \cdot d \text{ in } 10 \cdot d – \text{Schritten}$

Folgende Parameter wurden nicht variiert:

Trägerhöhe:  $h = 2 \cdot l_S$

Elastizitätsmoduln:  $E_S = 210000 \text{ N/mm}^2$

$E_{90} = 500 \text{ N/mm}^2; \quad E_0 = 12000 \text{ N/mm}^2$

Elastische Bettung:  $c_h = \frac{(0,22 + 0,014 \cdot d) \cdot \rho}{1,17} \text{ in N/mm}^2$

Elastische Abstützung:  $c_v = 234 \cdot \frac{(\rho \cdot d)^{0,2}}{l_S^{0,6}} \text{ in N/mm}^2$

Rohdichte des Holzes:  $\rho = 410 \text{ kg/m}^3$

Durch die Variation aller Parameter wurden für jedes System 900 und folglich für alle drei Systeme (System A bis C) 2700 Finite-Elemente-Berechnungen durchgeführt.

Der ANSYS-Quelltext für die numerische Bestimmung des Anteiles der auf die Oberfläche des Holzes wirkenden Spannung  $\sigma_{H,oben}$  in Abhängigkeit von der auf die Vollgewindeschraube wirkenden Kraftkomponente  $N_{S,0}$  an der Stelle der Lasteinleitung für alle drei Systeme ist in Bild A-2 (Anlage 8.2) dargestellt.

Unter Berücksichtigung aller variierten und konstanten Parameter entsprechen die numerisch ermittelten Ergebnisse für System A (Modell eines Druckwürfels) exakt den nach Gleichung (40) analytisch berechneten Ergebnissen. Damit ist das numerische Modell deckungsgleich mit dem analytischen Modell. Für System A kann der Anteil der auf die Oberfläche des Holzes wirkenden Spannung  $\sigma_{H,oben}$  in Abhängigkeit von der auf die Vollgewindeschraube wirkenden Kraftkomponente  $N_{S,0}$  an der Stelle der Lasteinleitung daher nach Gleichung (40) berechnet werden.

Für System B (Modell mit einseitiger Lastausbreitung unter  $\alpha = 45^\circ$ ) und für System C (Modell mit beidseitiger Lastausbreitung unter  $\alpha = 45^\circ$ ) sind die numerisch ermittelten Ergebnisse dann zu den berechneten Werten kongruent, wenn Gleichung (40) mit dem Faktor  $f_{LA}$  multipliziert wird. Der Korrelationskoeffizient zwischen der analytischen Berechnung unter Berücksichtigung des Faktors  $f_{LA}$  und der numerischen Berechnung beträgt damit  $R = 1$ .

$$f_{LA} = \sqrt{1 + A \cdot \frac{l_S}{l_{ef}} \cdot \tan \alpha} \quad (41)$$

mit

$l_S$	Länge der Vollgewindeschraube
$l_{ef}$	Länge der Lasteinleitung
$\alpha$	Lastausbreitungswinkel $\alpha \approx 45^\circ$
A	Linearer Lastausbreitungsfaktor mit
	A = 0      ohne Lastausbreitung
	A = 1      für einseitige Lastausbreitung
	A = 2      für beidseitige Lastausbreitung

Der Anteil der auf die Oberfläche des Holzes wirkenden Querdruckspannung  $\sigma_{H,oben}$  in Abhängigkeit von der auf die Vollgewindeschraube wirkenden Kraftkomponente

$N_{S,0}$  an der Stelle der Lasteinleitung unter Berücksichtigung einer linearen Ausbreitung der Last im Holz, kann für alle drei Systeme nach Gleichung (42) berechnet werden.

$$\sigma_{H,oben} = \frac{N_{H,0}}{A_H} = N_{S,0} \cdot \sqrt{1 + A \cdot \frac{l_S}{l_{ef}} \cdot \tan \alpha} \cdot \frac{\left[ \frac{1}{A_H} + \frac{E_{90} \cdot \cosh(\omega \cdot l_S)}{E_S \cdot A_S} \right]}{\cosh(\omega \cdot l_S) - 1} \quad (42)$$

mit

$$\omega = \sqrt{\left( \frac{1}{E_S \cdot A_S} + \frac{1}{E_{90} \cdot A_H} \right)} \cdot c_v$$

Unter der Annahme des Zusammenwirkens des Holzes auf Querdruck und der Vollgewindeschraube auf Hineindrücken sowie unter der Annahme des Erreichens der axialen Tragfähigkeit  $R_{ax}$  der Vollgewindeschraube auf Hineindrücken wird die auf die Holzoberfläche wirkende Querdruckspannung  $\sigma_{H,oben}$  mit  $N_{S,0} = R_{ax}$  berechnet. Ist die berechnete Querdruckspannung  $\sigma_{H,oben}$  nach Gleichung (42) kleiner als die Querdruckfestigkeit des Holzes  $f_{c,90}$ , darf für die Berechnung der Tragfähigkeit eines verstärkten querdruckbeanspruchten Bauteils, nicht die Querdruckfestigkeit des Holzes in Rechnung gestellt werden. Für diesen Fall muss die Querdruckfestigkeit des Holzes auf  $\sigma_{H,oben}$  abgemindert werden.

Um zu überprüfen, für welche Parameter die Querdruckfestigkeit des Holzes abgemindert werden muss, wurden mit Hilfe von Gleichung (42) die Querdruckspannungen in Abhängigkeit aller wichtigen Parameter ermittelt und der Querdruckfestigkeit des Holzes gegenübergestellt. In Bild 3-20 sind für mit Vollgewindeschrauben verstärkte querdruckbeanspruchte Bauteile die Querdruckspannungen  $\sigma_{H,oben}$  unter Berücksichtigung des kleinsten und des größten Gewindeaußendurchmessers einer Vollgewindeschraube dargestellt. Weiterhin sind die Querdruckspannungen in Abhängigkeit von der Schrauben- bzw. von der Gewindelänge  $l_S \in [5 \cdot d, 50 \cdot d]$  sowie von der Lasteinleitungsfläche  $A_H$  abhängig. Bezogen auf eine Vollgewindeschraube wurde die Lasteinleitungsfläche unter Berücksichtigung der Mindestabstände der Verbindungsmittel untereinander sowie zum Rand variiert. Damit wurden Lasteinleitungsflächen im Bereich von  $A_H \in [(2,5 \cdot d)^2, (5 \cdot d)^2]$  untersucht. Der charakteristische Grenzwert der Querdruckfestigkeit wurde für alle vier dargestellten Fälle zu  $f_{c,90,k} = 3,0 \text{ N/mm}^2$  angenommen. Um den Einfluss der Lastausbreitung zu zeigen, wurden weiterhin die Querdruckspannungen für einen Druckwürfel ohne Lastausbreitung ( $A = 0$ ) sowie für ein Trägerauflager mit einseitiger Lastausbreitung und direkter Lasteinleitung ( $A = 1, \alpha = 45^\circ$ ) berechnet. Der Elastizitätsmodul des Schraubenmaterials  $E_S$  wurde zu  $E_S = 210000 \text{ N/mm}^2$ , der Kerndurchmesser der Vollgewinde-

schraube  $d_k$  zu  $d_k = 0,7 \cdot d$ , der Elastizitätsmodul des gewählten Brettschichtholzes zu  $E_{90} = 390 \text{ N/mm}^2$  angenommen. Die Abstützung der Schraube  $c_v$  wurde nach Gleichung (10) berechnet.

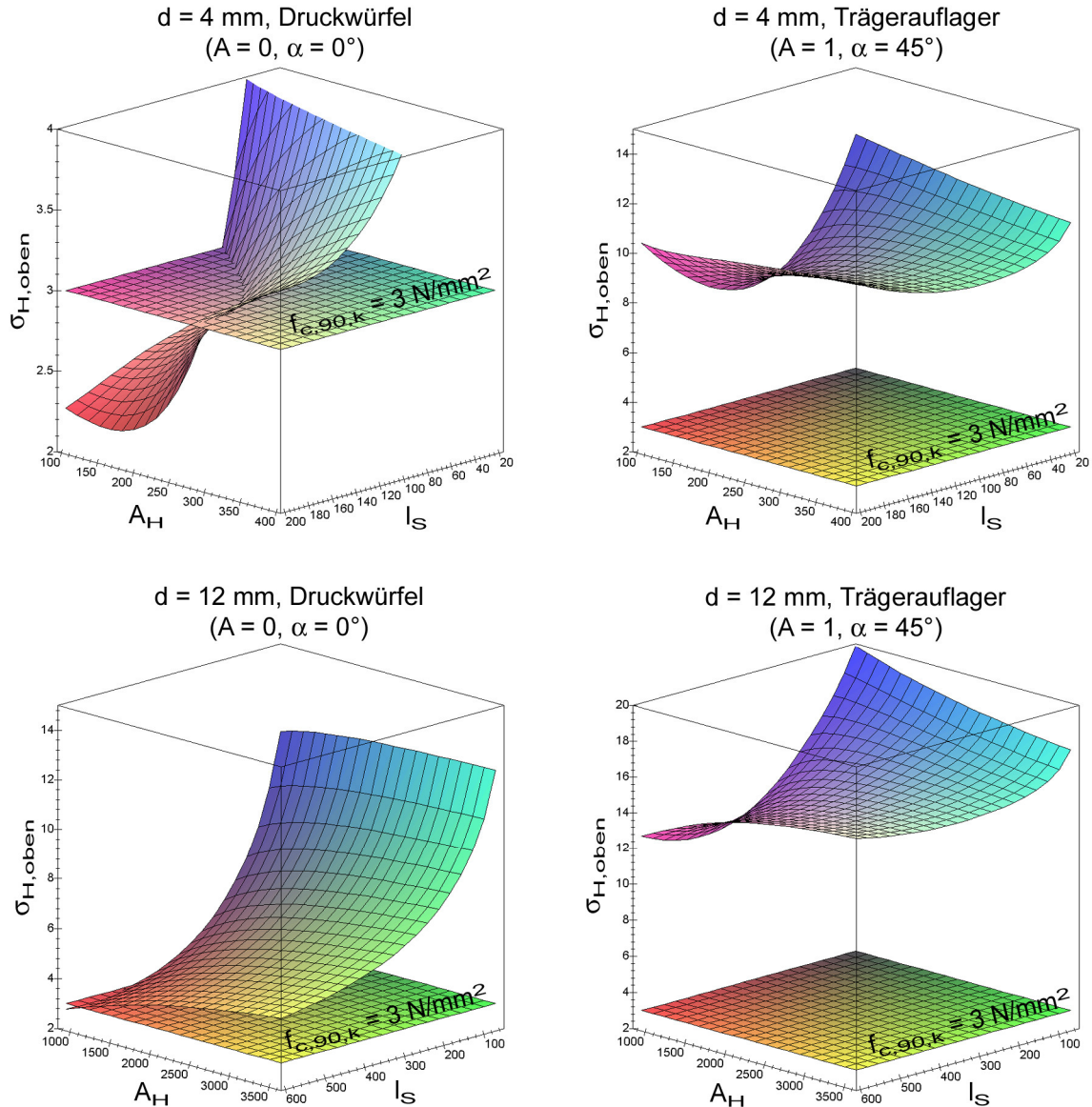


Bild 3-20 Rechnerische Querdruckspannungen  $\sigma_{H,oben}$  an der Stelle der Lasteinleitung in Abhängigkeit von der Schraubenlänge  $l_s$  und der Lasteinleitungsfläche  $A_H$  für Träger ohne Lastausbreitung sowie für Träger mit einseitiger Lastausbreitung ( $\alpha = 45^\circ$ )

In den obigen Diagrammen ist zu erkennen, dass die auf die Holzoberfläche wirkende rechnerische Querdruckspannung  $\sigma_{H,oben}$  in der Regel größer ist als die Querdruckfestigkeit des Holzes. Lediglich für Vollgewindeschrauben mit  $d = 4 \text{ mm}$  ohne

Lastausbreitung (Druckwürfel) beträgt der Wert der rechnerischen Querdruckspannung an der Stelle der Lasteinleitung etwa 70% bis 100% der Querdruckfestigkeit.

Abgesehen von diesem Sonderfall des Druckwürfels mit sehr dünnen und langen Vollgewindeschrauben kann unter der Annahme eines linear-elastischen – idealplastischen Last-Verformungs-Verhaltens für das Holz bei Druckbeanspruchung rechtwinklig zur Faser (links in Bild 3-14) und eines linear-elastischen Last-Verformungs-Verhaltens für Vollgewindeschrauben bei Beanspruchung auf Hineindrücken (rechts in Bild 3-14) die Tragfähigkeit eines verstärkten, querdruckbeanspruchten Bauteils aus der Summe der axialen Tragfähigkeit der Verstärkungselemente und der Tragfähigkeit des Holzes rechtwinklig zur Faser berechnet werden.

### 3.3.5 Tragfähigkeit des Holzes rechtwinklig zur Holzfaser

Für die in Abschnitt 3.3.1 beschriebenen Versagensmechanismen I und II ist die Tragfähigkeit eines mit selbstbohrenden Vollgewindeschrauben verstärkten querdruckbeanspruchten Bauteils von der Tragfähigkeit des Holzes rechtwinklig zur Faser sowie von der axialen Tragfähigkeit der Vollgewindeschrauben (Hineindrücken oder Ausknicken) abhängig. Wird das querdruckbeanspruchte, mit Vollgewindeschrauben verstärkte Bauteil mit zu vielen kurzen Schrauben verstärkt, kann für das Versagen des Bauteils unter Umständen Versagensmechanismus III maßgebend werden. Dieser Versagensmechanismus tritt ein, wenn die Querdruckfestigkeit des Holzes am Ende der Vollgewindeschraube (entspricht der Stelle der Schraubenspitze) erreicht wird. Damit ist die Tragfähigkeit des Holzes rechtwinklig zur Faser ein wichtiger Parameter zur Berechnung der Tragfähigkeit eines mit Vollgewindeschrauben verstärkten querdruckbeanspruchten Bauteils.

Die Tragfähigkeit des Holzes rechtwinklig zur Faser an der Stelle der Lasteinleitung kann für querdruckbeanspruchte Bauteile mit „direkter“ und „indirekter“ Lasteinleitung in Anlehnung an Blaß et al. (2002) nach folgender Gleichung berechnet werden.

$$R_{c,90} = A_{ef} \cdot k_{c,90} \cdot f_{c,90} \quad (43)$$

mit

$R_{c,90}$  Tragfähigkeit des Holzes rechtwinklig zur Faser

$f_{c,90}$  Querdruckfestigkeit des Holzes

$A_{ef}$  wirksame Querdruckfläche

$k_{c,90}$  Beiwert zur Berücksichtigung der Teilflächenpressung nach Blaß et al. (2002) für „direkte“ und „indirekte“ Lasteinleitung

Für die Ermittlung der wirksamen Querdruckfläche  $A_{ef}$  darf nach Blaß et al. (2002) das Maß der tatsächlichen Aufstandsfläche in Faserrichtung des Holzes an jedem

Rand um bis zu 30 mm, jedoch höchstens um die Länge  $l_{ef}$  der Lasteinleitungsfläche verlängert werden. Eine pauschale Erhöhung der Aufstandsfläche um maximal 30 mm in Faserrichtung des Holzes beruht auf der Tatsache, dass an den Kanten der Aufstandsfläche die Holzfasern nicht abgeschert, sondern gequetscht werden (Bild 3-21). Damit wird die Last auf einer Länge in das Holz eingeleitet, die der Länge der Lasteinleitung und höchstens der doppelten Länge der gequetschten Bereiche entspricht.

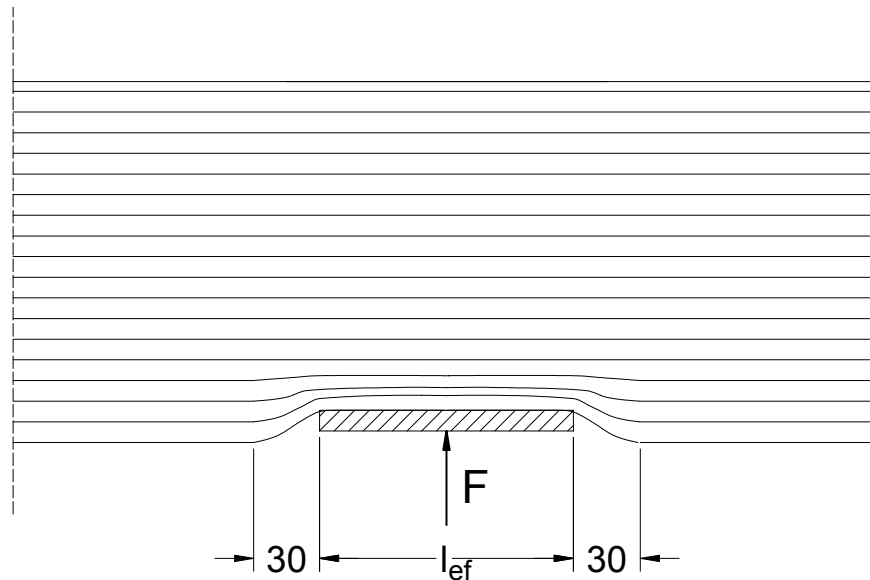


Bild 3-21 Erhöhung der Aufstandsfläche

Die Tragfähigkeit des Holzes rechtwinklig zur Faser an der Stelle der Schraubenspitze wird für Versagensmechanismus III nach Gleichung (44) berechnet.

$$R_{c,90} = A_{ef}(z) \cdot f_{c,90} \quad (44)$$

mit

$A_{ef}(z) = l_{ef}(z) \cdot t$  wirksame querdruckbeanspruchte Fläche an der Stelle der Schraubenspitze

$f_{c,90}$  Querdruckfestigkeit des Holzes

Maßgebend für den Versagensmechanismus III ist die Stelle der Schraubenspitze, weil an dieser Stelle das Holz die gesamte Kraft aus den Schrauben und dem Holz rechtwinklig zur Faser aufnehmen muss.

Auf einer Länge zwischen dem Schraubenkopf und der Schraubenspitze wird infolge des elastischen Verbundes zwischen der Oberfläche der Schraube und der Oberflä-

che des Holzes nur ein Teil der gesamten Kraft über das Holz in den Träger eingeleitet.

Entsprechend den Beobachtungen in den Vorversuchen tritt daher ein Querdruckversagen an der Stelle der Schraubenspitze ein. An dieser Stelle wird der Größtwert der Querdruckspannung erwartet.

Die wirksame querdruckbeanspruchte Fläche  $A_{ef}(z)$  an der Stelle der Schraubenspitze bzw. die entsprechende Länge der querdruckbeanspruchten Fläche  $l_{ef}(z)$  sind von der Art der Lasteinleitung sowie von der Art der Lastausbreitung (direkte und indirekte Lasteinleitung sowie einseitige oder beidseitige Lastausbreitung) abhängig.

Für den Fall der direkten Lasteinleitung nach Bild 3-17 verlaufen die Spannungstrajektorien linear unter etwa  $45^\circ$  zur Faserrichtung des Holzes. Damit kann die Länge der Lasteinleitung  $l_{ef}(z)$  an der Stelle der Schraubenspitze entsprechend Bild 3-22 berechnet werden.

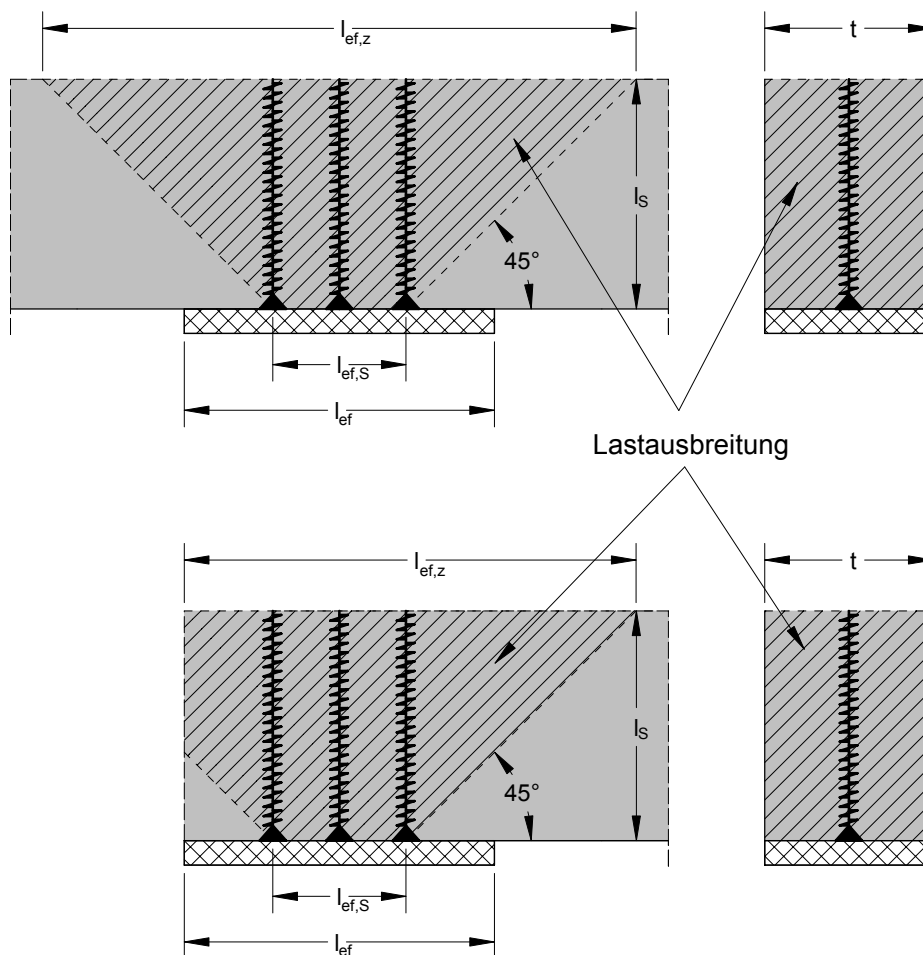


Bild 3-22 Querdruckfläche  $A_{ef}(z) = l_{ef}(z) \cdot t$  für direkte Lasteinleitung ohne Behinderung der Lastausbreitung (Bild oben) sowie für direkte Lasteinleitung mit Behinderung der Lastausbreitung durch ein Trägerende (Bild unten)



Die wirksame Länge  $l_{ef}(z)$  des querdruckbeanspruchten Holzes an der Stelle der Schraubenspitze berechnet sich aus der Summe der Schraubenabstände  $l_{ef,S}$  und höchstens der doppelten Schraubenlänge  $l_S$ .

Für den Fall der indirekten Lasteinleitung (z. B. bei Trägersauflager) nach Bild 3-18 und Bild 3-23 breitet sich die Last nichtlinear aus. Bei Trägern mit indirekter Lasteinleitung klingt die Querdruckspannung mit steigendem Abstand  $z$  von der Stelle der Lasteinleitung schnell ab. Der qualitative Verlauf der Querdruckspannung  $\sigma_{c,90}(z)$  entlang der  $z$ -Achse ist in Bild 3-23 dargestellt.

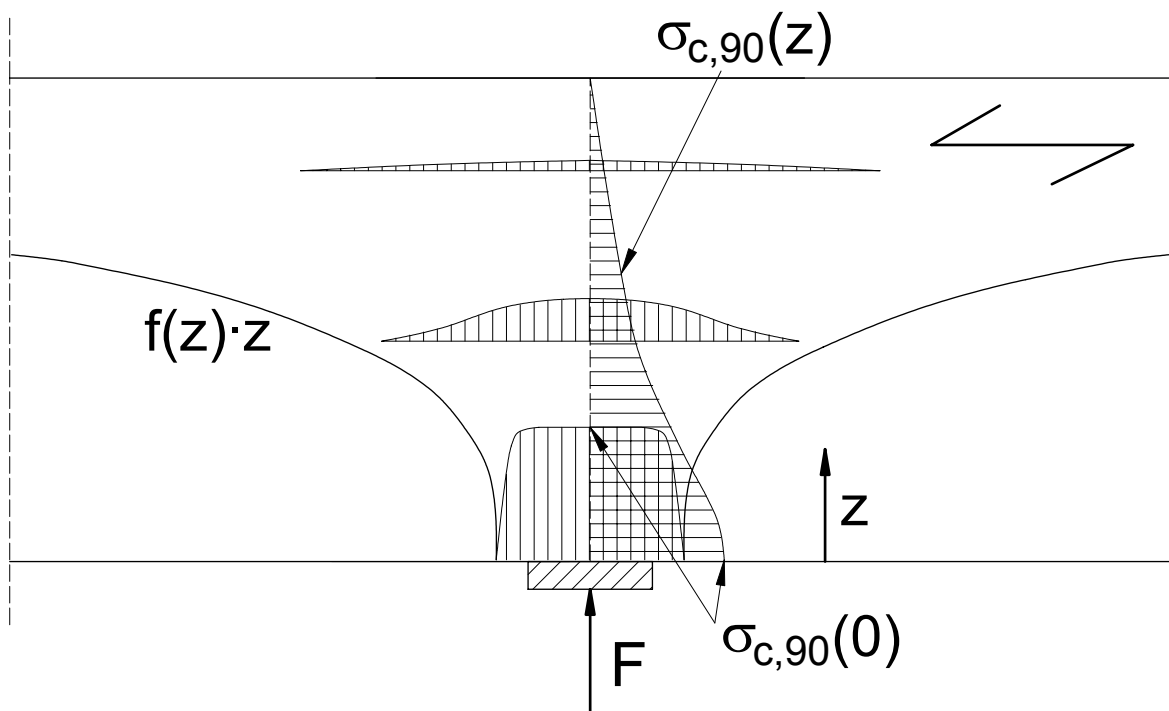


Bild 3-23 Qualitativer Verlauf der Querdruckspannung sowie des Lastausbreitungsfaktors bei beidseitiger Lastausbreitung

Für querdruckbeanspruchte Träger mit indirekter Lasteinleitung sowie mit einseitiger bzw. beidseitiger Lastausbreitung wird nachfolgend eine wirksame Querdruckfläche  $A_{ef}(z)$  aus dem Verhältnis der Querdruckspannung  $\kappa_{c,90} = \sigma_{c,90}(0) / \sigma_{c,90}(z)$  ermittelt. Mit dieser wirksamen Querdruckfläche kann ein Nachweis für Versagensmechanismus III entsprechend Gleichung (44) geführt werden.

Die Querdruckspannung  $\sigma_{c,90}(0)$  an der Stelle der Lasteinleitung ist:

$$\sigma_{c,90}(0) = \frac{F}{t \cdot l_{ef}} \quad (45)$$

Die wirksame Querdruckfläche  $A_{ef}(z)$  und damit die wirksame Länge  $l_{ef}(z)$  an der Stelle  $z$  wird aus dem Verhältnis der Querdruckspannungen  $\kappa_{c,90} = \sigma_{c,90}(0) / \sigma_{c,90}(z)$  berechnet:

$$A_{ef}(z) = \kappa_{c,90} \cdot A_{ef} \quad \text{bzw.} \quad l_{ef}(z) = \kappa_{c,90} \cdot l_{ef} \quad (46)$$

Die wirksame Länge  $l_{ef}(z)$  darf nicht mit der Länge verwechselt werden, auf der an der Stelle  $z$  der Querschnitt rechtwinklig zur Faser auf Querdruck beansprucht wird.

Aus der wirksamen Länge  $l_{ef}(z)$  werden ein Lastausbreitungsfaktor  $f(z)$  und eine Lastausbreitungslänge  $f(z) \cdot h$  berechnet. Die Lastausbreitungslänge  $f(z) \cdot h$  ist bei beidseitiger Lastausbreitung die halbe Länge aus der Differenz der Längen  $l_{ef}(z)$  und  $l_{ef}$ . Für den Fall einer beidseitigen Lastausbreitung ist die Lastausbreitungslänge  $f(z) \cdot h$  in Bild 3-23 dargestellt.

Für den Fall einer beidseitigen Lastausbreitung gilt:

$$f_2(z) = \frac{1}{2} \cdot (\kappa_{c,90} - 1) \cdot \frac{l_{ef}}{h} \quad (47)$$

Für den Fall einer einseitigen Lastausbreitung gilt:

$$f_1(z) = (\kappa_{c,90} - 1) \cdot \frac{l_{ef}}{h} \quad (48)$$

In Abhängigkeit von  $\kappa_{c,90}$  wurde der Lastausbreitungsfaktor  $f(z)$  mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode berechnet. Hierbei wurden unter Berücksichtigung der Trägerhöhe  $h$ , der Trägerbreite  $t$ , der Länge der Lasteinleitung  $l_{ef}$ , der Art der Lastausbreitung (beidseitig bzw. einseitig) für unverstärkte querdruckbeanspruchte Bauteile der Verlauf der Querdruckspannungen  $\sigma_{c,90}(z)$  und damit die Lastausbreitungsfaktoren  $f(z)$  entlang der  $z$ -Achse berechnet.

Das Finite-Elemente-Modell, mit dessen Hilfe die Lastausbreitungsfaktoren berechnet wurden, entspricht dem Finite-Elemente-Modell in Bild 3-19, jedoch ohne Holzschrauben. Zur Gewährleistung einer ungestörten Lastausbreitung ausgehend von der Stelle der Lasteinleitung wurde das Modell in Bild 3-19 in Faserrichtung verlängert. Die Gesamtlänge des Modells betrug das 7-fache der Trägerhöhe.

Für Träger mit beidseitiger Lastausbreitung wurde der Träger an den Trägerenden gelagert. Die Einleitung der Last erfolgte in Trägermitte in einem Abstand von  $3,5 \cdot h$  zum Trägerende.

Für Träger mit einseitiger Lastausbreitung wurde der Träger mit der Länge  $7 \cdot h$  nur einseitig gelagert. Am anderen, freien Ende des Trägers wurde die Last eingeleitet.

Zur Berechnung der Lastausbreitungsfaktoren wurden folgende Parameter variiert:

Länge der Lasteinleitung:  $l_{ef} = 0,2 \cdot h$  bis  $l_{ef} = 2 \cdot h$

Folgende Parameter wurden als konstant angenommen:

Breite der Lasteinleitung:  $t = 0,2 \cdot h$

Elastizitätsmodul parallel zur Faser:  $E_0 = 10000 \text{ N/mm}^2$

Die Materialkenngrößen ( $E_0$ ,  $E_{90}$ ,  $G$  und  $G_{RS}$ ) wurden entsprechend den Verhältnissen der Mittelwerte der Steifigkeiten für Brettschichtholz und Vollholz in Anlehnung an Blaß et al. (2002) wie folgt bestimmt:

Verhältnis der Elastizitätsmoduln:  $E_0 / E_{90} = 30$

Verhältnis des Elastizitätsmoduls zum Schubmodul:  $E_0 / G = 16$

Verhältnis des Schubmoduls zum Rollschubmodul:  $G / G_{RS} = 10$

In Abhängigkeit von  $h / l_{ef}$  und  $z / h$  sind für den Fall einer beidseitigen Lastausbreitung die Ergebnisse für  $\kappa_{c,2,90}(z) = \sigma_{c,2,90}(0) / \sigma_{c,2,90}(z)$  in Bild 3-24 dargestellt.

Für den Fall einer einseitigen Lastausbreitung ist in Bild 3-25 der Verlauf  $\kappa_{c,1,90}(z) = \sigma_{c,1,90}(0) / \sigma_{c,1,90}(z)$  in Abhängigkeit von  $z / h$  und  $h / l_{ef}$  dargestellt.

Aus diesen Verläufen wurden unter Berücksichtigung der Gleichungen (47) und (48) die Lastausbreitungsfaktoren  $f_1(z)$  für einseitige und  $f_2(z)$  für beidseitige Lastausbreitung in Abhängigkeit von  $h/l_{ef}$  ermittelt (Bild 3-26 und Bild 3-27).

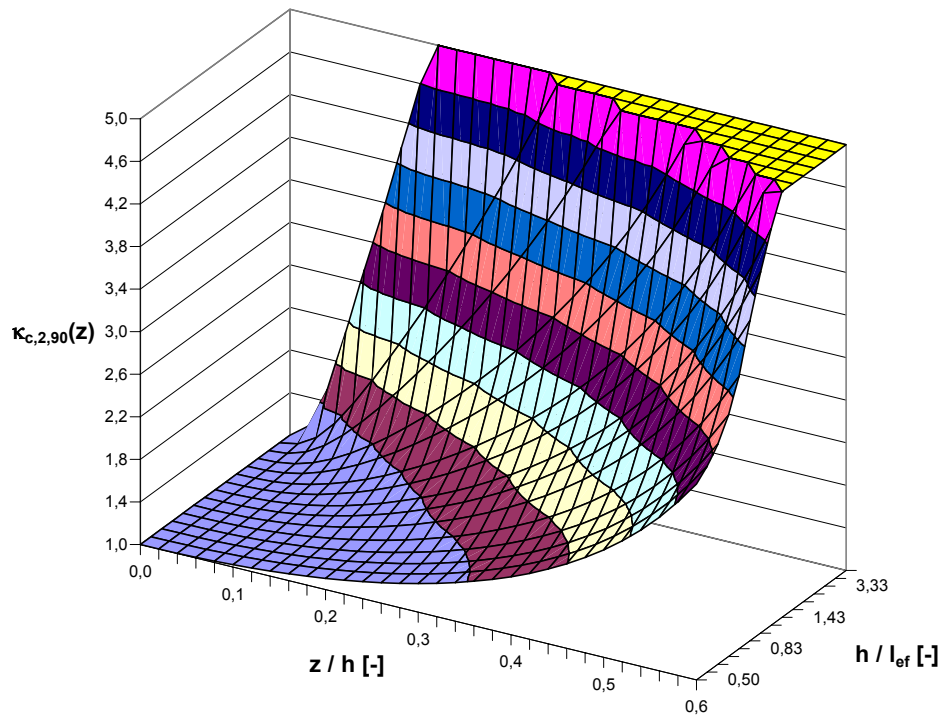


Bild 3-24  $\kappa_{c,2,90}(z)$  in Abhängigkeit von  $h/l_{ef}$  und  $z/h$  für beidseitige Lastausbreitung

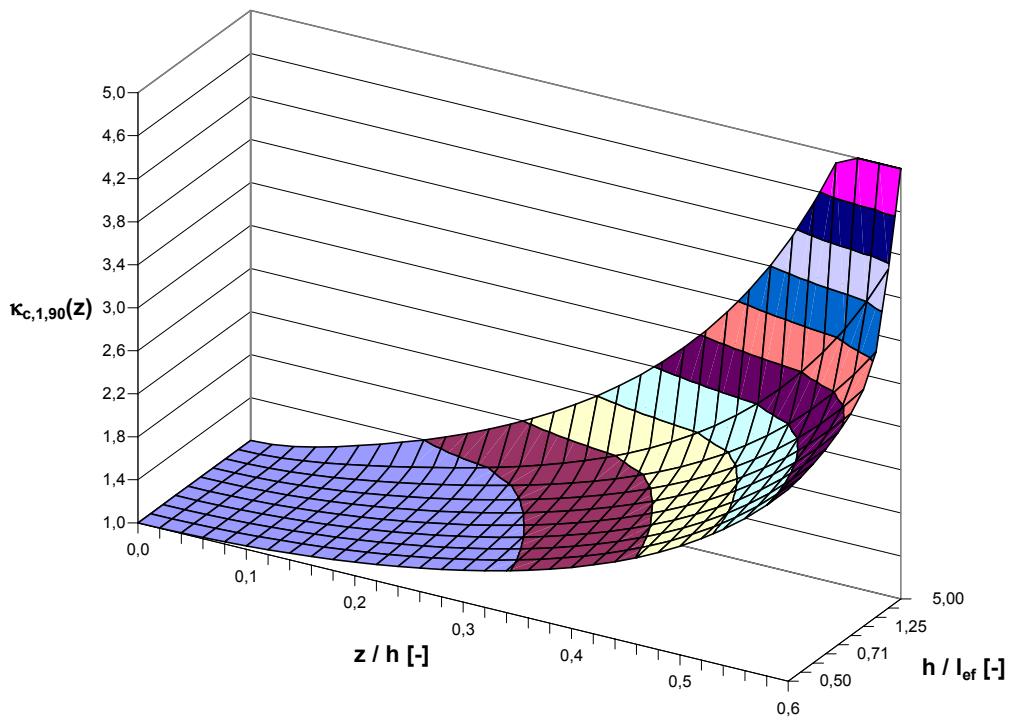


Bild 3-25  $\kappa_{c,1,90}(z)$  in Abhängigkeit von  $h/l_{ef}$  und  $z/h$  für einseitige Lastausbreitung

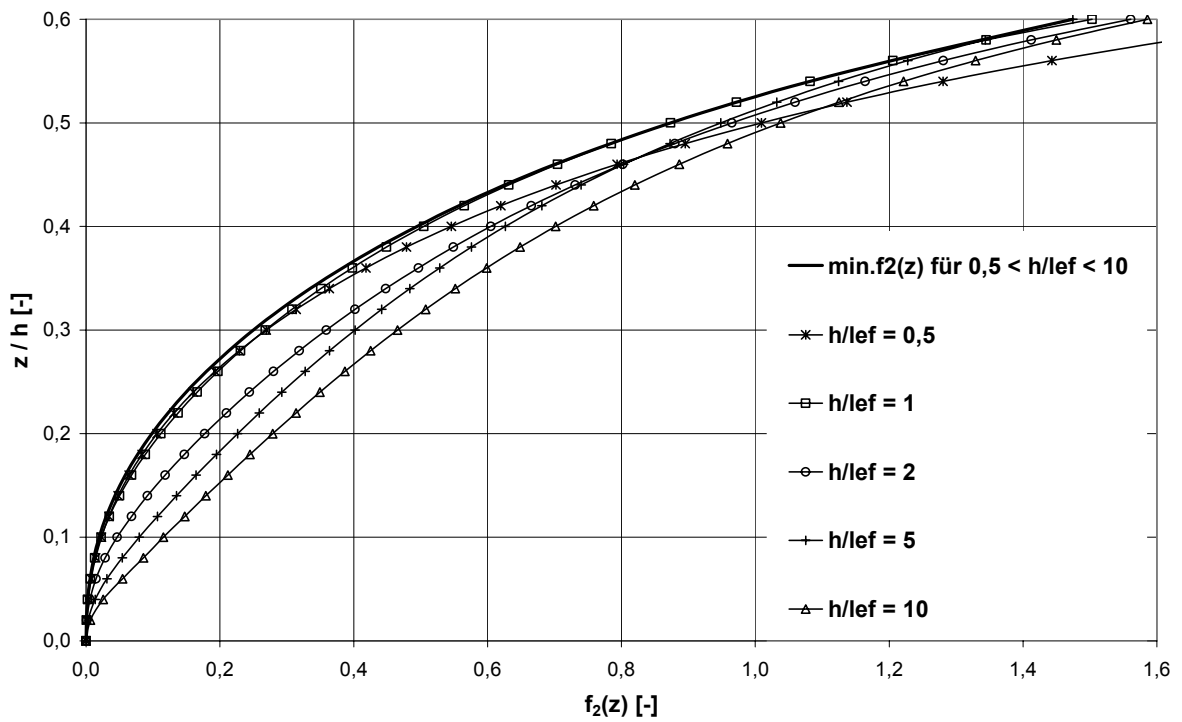


Bild 3-26 Lastausbreitungsfaktor  $f_2(z)$  für beidseitige Lastausbreitung

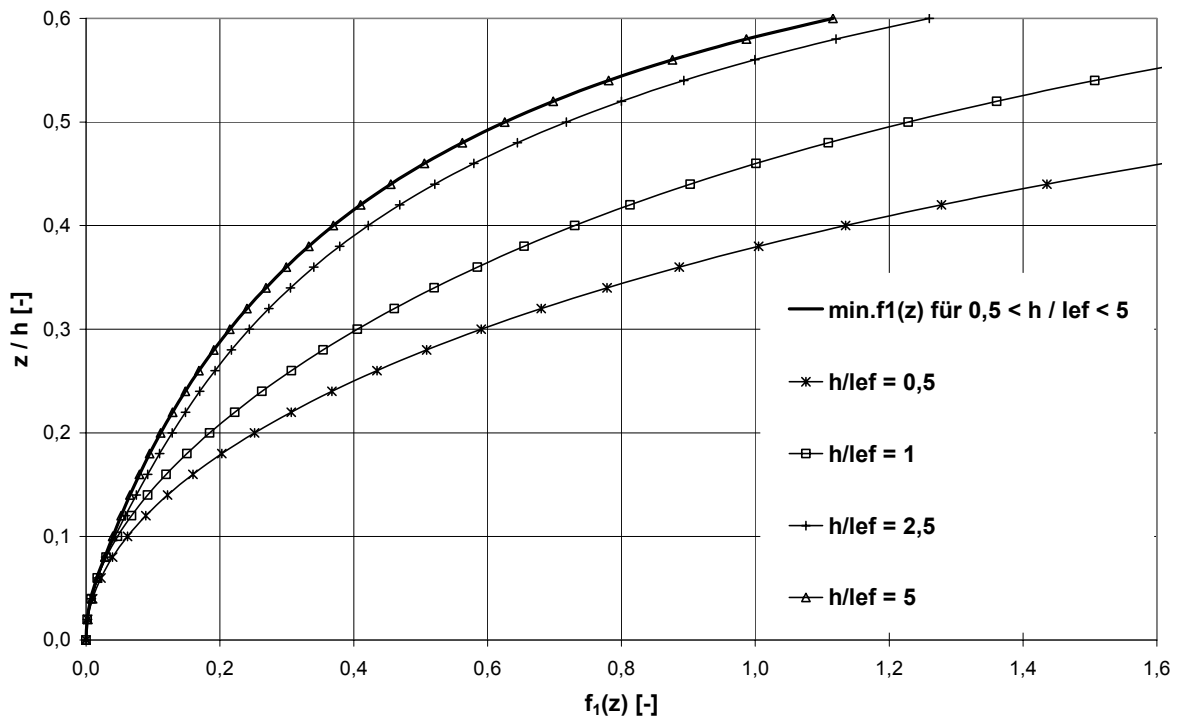


Bild 3-27 Lastausbreitungsfaktor  $f_1(z)$  für einseitige Lastausbreitung

In obigen Bildern ist zu erkennen, dass die Lastausbreitungsfaktoren mit steigendem  $z/h$ -Verhältnis exponentiell ansteigen. Auf einer Höhe von etwa 60 % der Trägerhö-

$h_e$  ( $z / h = 0,6$ ) beträgt der Lastausbreitungsfaktor für den Fall einer beidseitigen Lastausbreitung etwa  $f_2(0,6) \approx 1,5$ . Unter Berücksichtigung der Gleichungen (46) und (47) berechnet sich an dieser Stelle die wirksame Lastausbreitungslänge zu  $l_{ef,2}(z) = l_{ef} + 3 \cdot h$ . Zum Vergleich kann unter der Annahme einer linearen Lastausbreitung unter  $45^\circ$  bei direkter Lasteinleitung die wirksame Lastausbreitungslänge zu  $l_{ef}(z) = l_{ef} + 1,2 \cdot h$  berechnet werden.

Der wirksame Lastausbreitungsfaktor wurde nur für unverstärkte Bauteile berechnet. Werden querdruckbeanspruchte Bauteile mit Holzschrauben verstärkt, ändert sich der Verlauf des Lastausbreitungsfaktors. Allerdings ist die Lastausbreitung bei verstärkten querdruckbeanspruchten Bauteilen im Vergleich zu unverstärkten querdruckbeanspruchten Bauteilen günstiger.

Da die numerisch ermittelten Lastausbreitungsfaktoren  $f_1(z)$  und  $f_2(z)$  für mit Vollgewindeschrauben verstärkte querdruckbeanspruchte Bauteile nicht exakt identisch sind, wird auf eine multiple Regressionsanalyse verzichtet und nur der ungünstigste Verlauf der Lastausbreitungsfaktoren gewählt. Der ungünstigste Verlauf  $f_{min}(z)$  ist derjenige, aus dem die kleinsten wirksamen Lastausbreitungslängen berechnet werden (siehe  $min.f_2(z)$  in Bild 3-26 und  $min.f_1(z)$  in Bild 3-27). Damit sind  $f_1(z)$  und  $f_2(z)$  nur vom Verhältnis  $z/h$  abhängig.

Unabhängig vom Verhältnis  $h / l_{ef}$  kann der Verlauf der kleinsten Werte der Lastausbreitungsfaktoren durch eine Exponentialfunktion beschrieben werden. Für den Fall einer beidseitigen Lastausbreitung berechnet sich der Lastausbreitungsfaktor  $f_2(z)$  sowie die daraus resultierende wirksame Querdruckfläche  $A_{ef,2}(z)$  nach Gleichung (49). Der Korrelationskoeffizient zwischen den numerisch ermittelten Werten und Gleichung (49) beträgt  $R = 0,999$ .

$$f_2(z) = 0,29 \cdot \frac{z}{h} \cdot e^{3,6 \cdot \frac{z}{h}} \quad (49)$$

$$A_{ef,2}(z) = t \cdot (l_{ef} + 2 \cdot h \cdot f_2(z))$$

Für den Fall einer einseitigen Lastausbreitung berechnet sich der Lastausbreitungsfaktor  $f_1(z)$  sowie die daraus resultierende wirksame Querdruckfläche  $A_{ef,1}(z)$  nach Gleichung (50). Der Korrelationskoeffizient zwischen den numerisch ermittelten Werten und Gleichung (50) beträgt ebenfalls  $R = 0,999$ .

$$f_1(z) = 0,25 \cdot \frac{z}{h} \cdot e^{3,3 \cdot \frac{z}{h}} \quad (50)$$

$$A_{ef,1}(z) = t \cdot (l_{ef} + h \cdot f_1(z))$$

Für den Fall einer einseitigen und beidseitigen Lastausbreitung mit indirekter Lasteinleitung sind in Bild 3-28 die numerisch ermittelten kleinsten Lastausbreitungsfaktoren denjenigen nach Gleichung (49) und (50) berechneten Lastausbreitungsfaktoren gegenübergestellt.

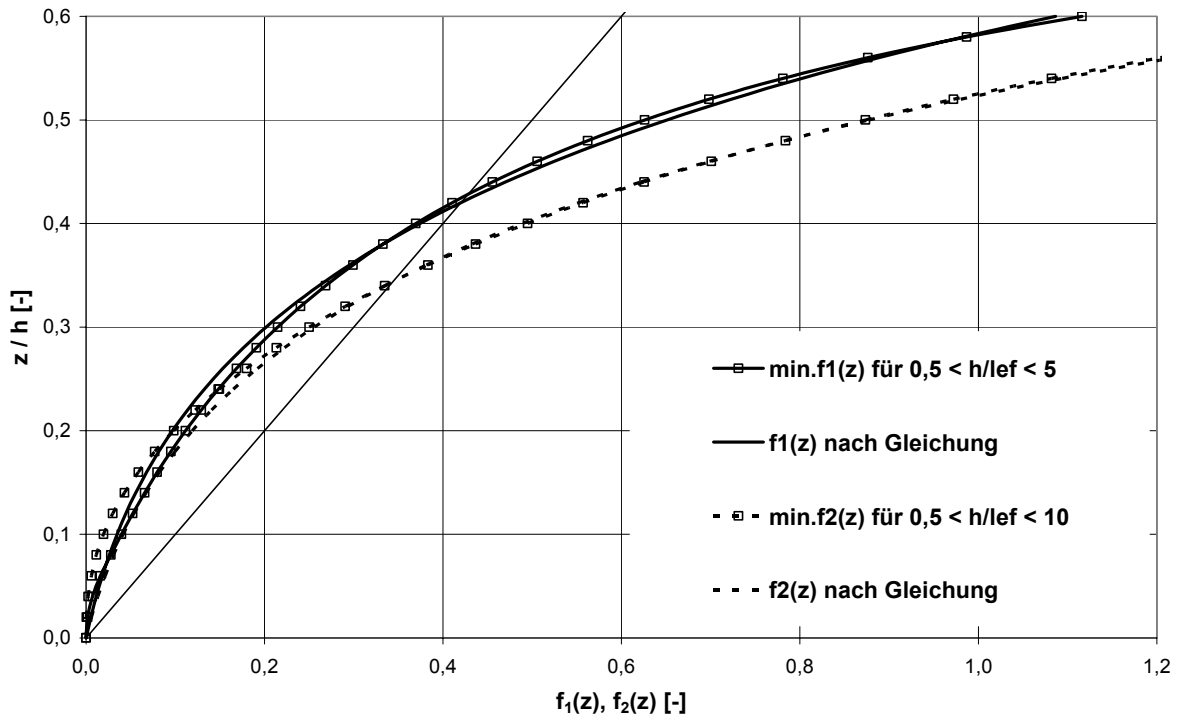


Bild 3-28 Gegenüberstellung der Lastausbreitungsfaktoren

Wie erwähnt, wurden die Lastausbreitungsfaktoren für unverstärkte Bauteile mit indirekter Lasteinleitung ermittelt. Für den Fall einer Verstärkung ändert sich der Verlauf der Querdruckspannungen und damit die Größe Lastausbreitungsfaktoren. Für den Fall einer Verstärkung ist die Lastausbreitung von zahlreichen weiteren Parametern, wie der Art der Holzschrauben, der Anzahl der Holzschrauben und insbesondere der Anordnung der Holzschrauben abhängig. Da es praktisch unmöglich ist, alle diese genannten Fälle numerisch zu erfassen, sind die Lastausbreitungsfaktoren  $f_1(z)$  und  $f_2(z)$  ebenfalls auf verstärkte querdruckbeanspruchte Bauteile mit indirekter Lasteinleitung übertragbar.

In Bild 3-29 sind für den Fall einer beidseitigen Lastausbreitung die nach Gleichung (49) berechneten Lastausbreitungsfaktoren denjenigen Lastausbreitungsfaktoren gegenübergestellt, welche für mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkte Bauteile mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode berechnet wurden.

Aus den dargestellten Verläufen der Lastausbreitungsfaktoren in Bild 3-29 kann folgendes beobachtet werden:

- 1) Eine Variation des Verhältnisses der Schraubenlänge  $l_S$  zur Trägerhöhe  $h$  hat nur einen geringen Einfluss auf den Verlauf des Lastausbreitungsfaktors (siehe Vergleich der Kurvenverläufe [1], [2], [3] und [4]).
- 2) Solange das Verhältnis  $h / l_{ef}$  unverändert bleibt, hat eine Variation des Durchmessers keinen Einfluss auf den Verlauf des Lastausbreitungsfaktors (siehe Vergleich der Kurvenverläufe [3] und [5]).
- 3) Die Variation der Breite der Lasteinleitung hat keinen Einfluss auf den Verlauf des Lastausbreitungsfaktors (siehe Vergleich der Kurvenverläufe [6] und [7]).
- 4) Die Anzahl und die Lage der Verbindungsmittel haben einen Einfluss auf den Lastausbreitungsfaktor. Der Kurvenverlauf [8] für  $n = 2$  Schrauben ist nicht identisch mit dem Kurvenverlauf [3] für  $n = 1$  Schraube. Die Diskrepanz zwischen dem Kurvenverlauf [9] für  $n = 2$  Schrauben und dem Kurvenverlauf [7] für  $n = 1$  Schraube ist noch größer.

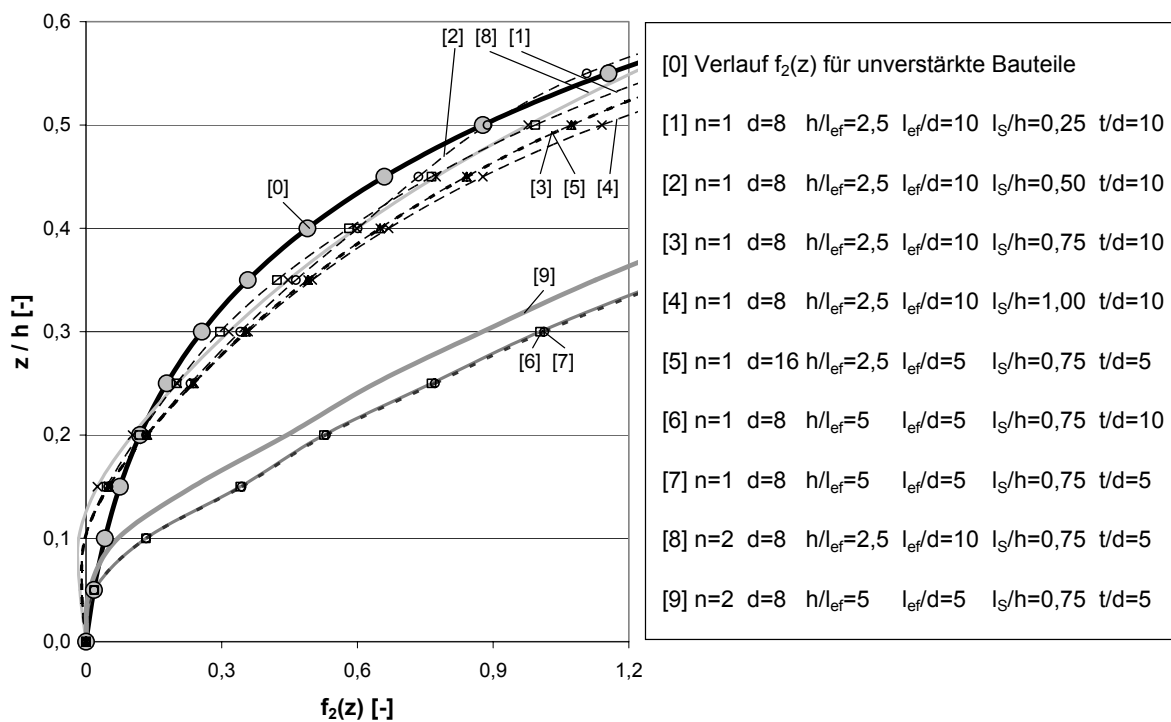


Bild 3-29 Numerisch ermittelte Lastausbreitungsfaktoren für mit Holzschrauben verstärkte querdruckbeanspruchte Bauteile mit indirekter Lasteinleitung

Infolge der Diskrepanz zwischen den Lastausbreitungsfaktoren für verstärkte Bauteile wurden im Rahmen dieser Arbeit die Lastausbreitungsfaktoren nur für unverstärkte Bauteile berechnet.

Grundsätzlich waren für verstärkte Bauteile die Lastausbreitungsfaktoren größer als diejenigen für unverstärkte Bauteile und damit günstiger. Daher liegt eine Berech-



nung der wirksamen querdruckbeanspruchten Fläche für verstärkte querdruckbeanspruchte Bauteile nach Gleichung (49) und (50) unter Betrachtung der untersuchten Parameter auf der sicheren Seite.

Der Verlauf der Querdruckspannung bzw. der Verlauf der Lastausbreitungsfaktoren hat zur Folge, dass bei querdruckbeanspruchten Bauteilen mit indirekter Lasteinleitung (z. B. Trägerauflager) Versagensmechanismus III unter Umständen nicht maßgebend wird. Damit reduziert sich für im Vergleich zur Trägerhöhe lange Vollgewindeschrauben die Bemessung einer Querdruckverstärkung auf die Versagensmechanismen I und II.

### 3.4 Hinweise zur konstruktiven Ausführung von Querdruckverstärkungen

#### 3.4.1 Ausbildung der Lasteinleitung

Damit in einem mit selbstbohrenden Vollgewindeschrauben verstärkten querdruckbeanspruchten Bauteil die Lasten wie beschrieben über das Holz und über die Vollgewindeschrauben in das Holz eingeleitet werden können, muss die Stelle der Lasteinleitung sehr präzise ausgebildet werden. Die Vollgewindeschrauben sind daher stets unter  $90^\circ$  zur Faserrichtung des Holzes in die Träger einzudrehen. Unabhängig von der Geometrie bzw. vom Typ des Schraubenkopfes muss die Oberfläche des Schraubenkopfes bündig mit der Oberfläche des Holzes sein. Die Vollgewindeschrauben sind über die gesamte Lasteinleitungsfläche, unter Einhaltung der erforderlichen Mindestabstände der Verbindungsmittel, zu verteilen. Die erforderlichen Mindestabstände für vorwiegend auf Herausziehen beanspruchte selbstbohrende Holzschrauben sind in Bejtka (2003) angegeben. Diese Mindestabstände gelten auch für vorwiegend auf Hineindrücken beanspruchte selbstbohrende Holzschrauben:

- $a_1$  Achsabstand der Schrauben untereinander in einer Ebene parallel zur Faserrichtung  
 $a_1 \geq 5 \cdot d$
- $a_2$  Achsabstand der Schrauben untereinander rechtwinklig zu einer Ebene parallel zur Faserrichtung  
 $a_2 \geq 2,5 \cdot d$   
zusätzlich gilt:  $a_1 \cdot a_2 \geq 25 \cdot d^2$
- $a_{1,c}$  Abstand des Schwerpunktes des im Holz eingedrehten Schaftteils von der Hirnholzfläche (parallel zur Faser)  
 $a_{1,c} \geq 5 \cdot d$
- $a_{2,c}$  Abstand des Schwerpunktes des im Holz eingedrehten Schaftteils von der Seitenholzfläche (rechtwinklig zur Faser)  
 $a_{2,c} \geq 4 \cdot d$

Im Rahmen dieser Arbeit wurden nur „harte“ Lasteinleitungen untersucht. Das bedeutet, dass die Last auf die Oberfläche des verstärkten, querdruckbeanspruchten Bauteils über eine steife Stahlplatte eingeleitet werden muss. Bei „weichen“ Lasteinleitungen besteht die Gefahr, dass die steifen Schraubenköpfe nicht in das zu verstärkende Bauteil, sondern in das „weiche“ lasteinleitende Bauteil eingedrückt werden. Dieser negative Effekt bei „weichen“ Lasteinleitungen wurde auch von Colling (2000) festgestellt. Daher muss bei mit Vollgewindeschrauben verstärkten querdruckbeanspruchten Bauteilen zwischen den Bauteilen z. B. eine lasteinleitende Stahlplatte angeordnet werden.

In Abschnitt 3.3.3 wurden für den Versagensmechanismus II zwei unterschiedliche Systeme für die Berechnung der Verzweigungslasten und der Grenztragfähigkeiten der Vollgewindeschrauben beim Ausknicken vorgestellt. Der Unterschied zwischen beiden Systemen ist die Lagerung der Lasteinleitung bzw. die Drehfedersteifigkeit  $K$  an der Stelle der Lasteinleitung (Bild 3-10). Das System mit der Drehfedersteifigkeit  $K = 0$  entspricht Querdruckverstärkungen mit der Möglichkeit einer freien Verdrehung und einer freien Verschiebung des Schraubenkopfes. Dieser Fall tritt auf, wenn die Köpfe der Vollgewindeschrauben zu klein gewählt werden bzw. wenn eine Verdrehung sowie eine Verschiebung der Schraubenköpfe durch konstruktive Maßnahmen an der Stelle der Lasteinleitung nicht verhindert wird. Bei diesem System werden die Vollgewindeschrauben in das Holz eingedreht, so dass die Oberfläche des Schraubenkopfes bündig mit der Oberfläche des Holzes ist. Die Lasteinleitung erfolgt z. B. über eine lose auf die Oberfläche des Holzes und die Oberfläche der Schraubenköpfe aufgelegte Stahlplatte.

Sind höhere Wert der Verzweigungslasten und somit höhere Werte der Grenztragfähigkeit der Schrauben beim Ausknicken erwünscht (Drehfedersteifigkeit  $K = \infty$ ), sind querdruckbeanspruchte Bauteile entsprechend Bild 3-30 zu verstärken.

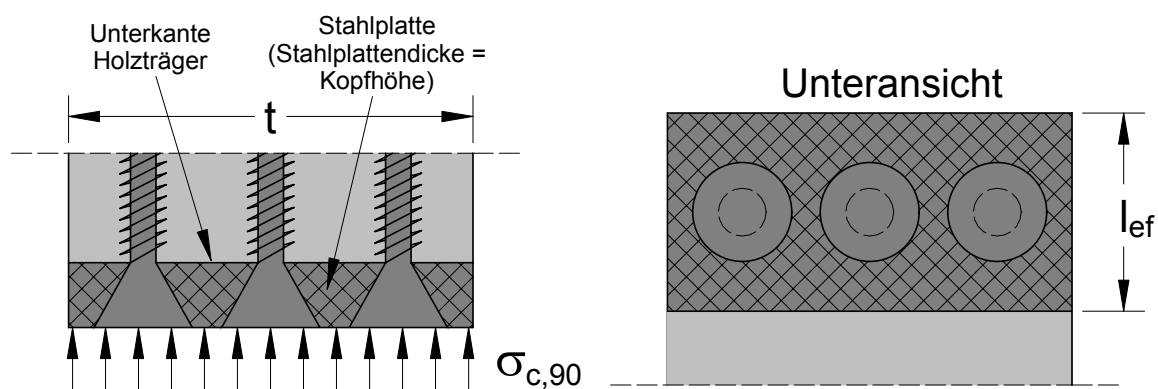


Bild 3-30 Sonderfall eines verstärkten Trägersauflagers für  $N_{ki,E}$  ( $K = \infty$ )

Hierbei wird das Verdrehen der Schraubenköpfe durch eine Stahlplatte behindert. In die Stahlplatte sind entsprechend dem gewünschten Schraubenbild Löcher in Form der Schraubenköpfe auszufräsen. Die Geometrie dieser Löcher entspricht damit der Geometrie der Schraubenköpfe. Die Dicke der Stahlplatte entspricht etwa der Höhe der Schraubenköpfe. Die Größe der Stahlplatte (Breite x Tiefe) entspricht der Lasteinleitungsfläche. Für die Ermittlung der wirksamen Länge der Vollgewindeschraube wird von der Schraubenlänge die Höhe der Stahlplatte abgezogen. Diese Konstruktion verhindert zum Einen eine Verdrehung der Schraubenköpfe und zum Anderen Fehler bei der Herstellung einer Verstärkung. Werden querdruckbeanspruchte Bauteile entsprechend Bild 3-30 hergestellt, kann zur Berechnung der Grenztragfähigkeit die Verzweigungslast  $N_{ki,E,k}$  aus Bild 3-12 oder Tabelle 3-5 verwendet werden.

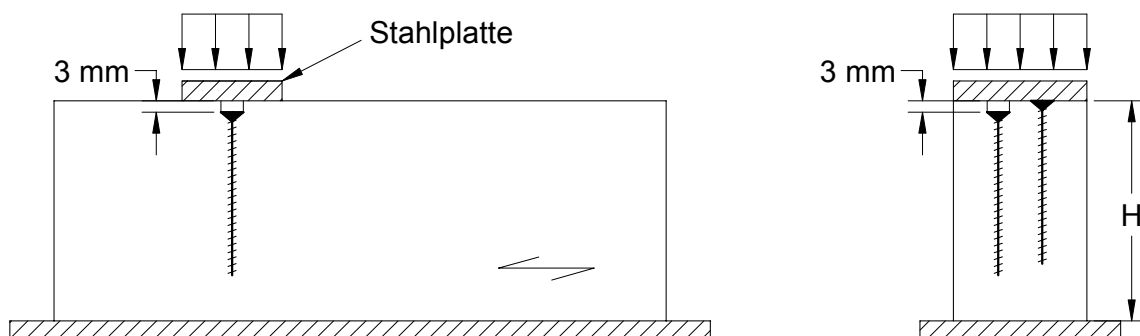
### 3.4.2 Herstellungsungenauigkeiten

Die größte Genauigkeit bei der Herstellung einer Querdruckverstärkung wird erreicht, wenn verstärkte querdruckbeanspruchte Bauteile entsprechend Bild 3-30 mit einer Stahlplatte hergestellt werden. Hierbei muss die Lochform in der Stahlplatte der Form der Schraubenköpfe entsprechen. Damit wird gewährleistet, dass bei der Herstellung der Querdruckverstärkung die Oberfläche des Schraubenkopfes bündig mit der Oberfläche der Stahlplatte ist und dass die Schrauben unter  $90^\circ$  zur Faserrichtung des Holzes in die Bauteile eingedreht werden.

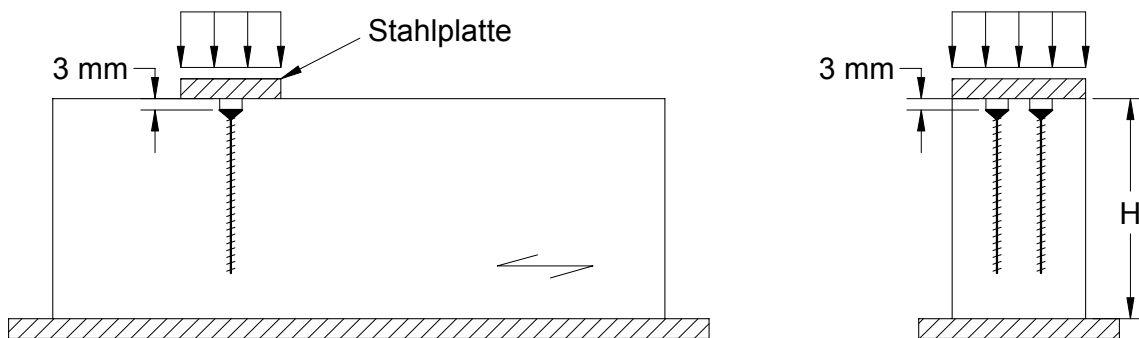
Wird auf eine Stahlplatte verzichtet, können Ungenauigkeiten bei der Herstellung einer Querdruckverstärkung nicht ausgeschlossen werden. Um den Einfluss von Herstellungsungenauigkeiten zu klären, wurden im Rahmen dieser Arbeit 70 Versuche an querdruckbeanspruchten Bauteilen durchgeführt, welche mit selbstbohrenden Vollgewindeschrauben „ungenau“ hergestellt wurden.

Folgende Ungenauigkeiten bei der Herstellung wurden untersucht:

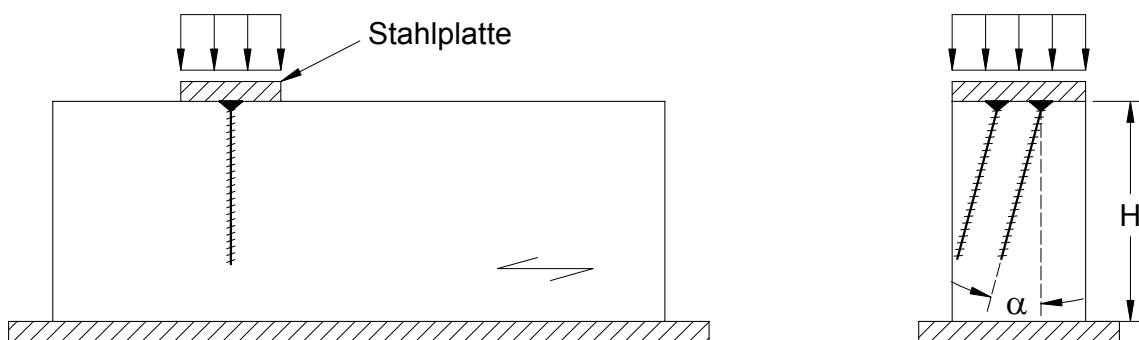
- A) Unterschiedlich versenkte Vollgewindeschrauben. Hierbei wurde eine Schraube bündig mit der Oberfläche des Holzes hergestellt. Die andere Schraube wurde 3 mm in das Holz versenkt (Versuchsreihe 3/0-0°).



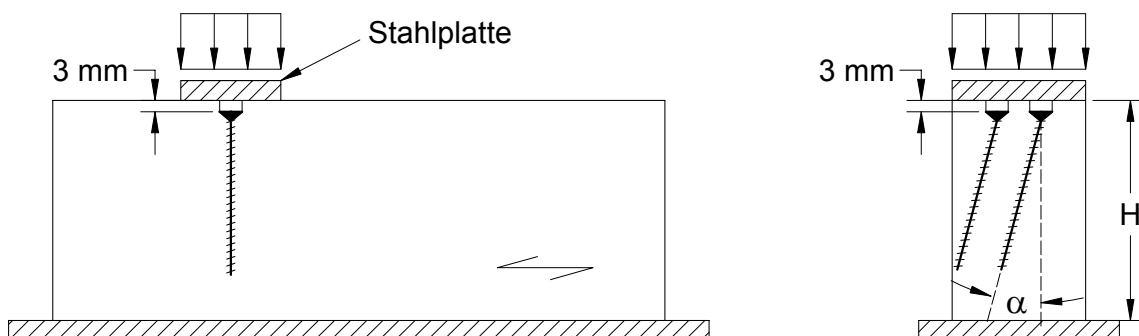
- B) Gleichmäßig versenkte Vollgewindeschrauben. Hierbei wurden alle Schrauben 3 mm in das Holz versenkt (Versuchsreihe 3/3-0°).



- C) Geneigt eingedrehte Vollgewindeschrauben. Der Winkel zwischen der Schraubenachse und der Rechtwinkligen zur Oberfläche des Holzes betrug entweder 10° (bei 7,5 x 182 mm und 10 x 200 mm – Schrauben: Versuchsreihe 0/0-10°) oder 5° (bei 8 x 340 mm – Schrauben: Versuchsreihe 0/0-5°).



- D) Gleichmäßig versenkte sowie geneigt eingedrehte Vollgewindeschrauben (Versuchsreihe 3/3-10° und 3/3-5°). Diese Ungenauigkeit ist eine Kombination aus den Ungenauigkeiten B) und C).



Zur Quantifizierung des Einflusses der Herstellungsungenauigkeiten wurden weiterhin Bauteile mit exakt hergestellten Querdruckverstärkungen geprüft (Versuchsreihe 0/0-0°). Um in Bezug auf die Herstellungsungenauigkeiten eine Aussage zu allen Versagensmechanismen machen zu können, wurden weiterhin drei unterschiedliche Schraubentypen verwendet (7,5 x 182 mm, 8,0 x 340 mm, 10 x 200 mm). Alle querdruckbeanspruchten Bauteile wurden entsprechend den Herstellungsungenauigkeiten A) bis D) mit jeweils zwei Vollgewindeschrauben nebeneinander hergestellt. Die Länge der Lasteinleitung  $l_{ef}$  wurde zu  $l_{ef} = 80$  mm gewählt. Die Breite der Lasteinleitung entsprach der Trägerbreite  $t = 100$  mm. Die Last wurde stets über eine „harte“ Stahlplatte in das verstärkte Bauteil eingeleitet. In Tabelle 3-3 sind für alle Versuchsreihen die gemittelten Traglasten, die gemittelten wirksamen Elastizitätsmoduln sowie die gemittelten Werte der Rohdichte des verwendeten Brettschichtholzes der Festigkeitsklasse GL28h angegeben.

Trotz der Ungenauigkeiten, welche bei der Herstellung der Versuchskörper unter Umständen auftreten können, waren die Traglasten in etwa identisch zu den Traglasten der exakt hergestellten Versuchskörper (Reihe 0/0-0°). Ein Grund für die gute Übereinstimmung der Traglasten ist das gutmütige Last-Verformungs-Verhalten des Holzes bei Beanspruchung rechtwinklig zur Faser (siehe Bild 3-14). Sobald die Querdruckfestigkeit des Holzes erreicht ist, kann die Beanspruchung rechtwinklig zur Faser bei versenkten Verstärkungselementen sogar gesteigert werden. Ein Neigungswinkel von maximal 10° hat ebenso keine negative Auswirkung auf das Tragverhalten eines querdruckbeanspruchten, mit Vollgewindeschrauben verstärkten Bauteils. Bei einem Neigungswinkel von 10° ist der Widerstand der Vollgewindeschrauben auf Hineindrücken fast identisch zu demjenigen bei einem Neigungswinkel von 0°. Werden bei der Herstellung der Bauteile die untersuchten Ungenauigkeiten nicht überschritten (maximale Eindringtiefe = 3 mm; maximaler Neigungswinkel = 10°), muss die Tragfähigkeit eines mit Vollgewindeschrauben verstärkten querdruckbeanspruchten Bauteils nicht abgemindert werden. Diese Untersuchungen beziehen sich jedoch nur auf die verwendeten Schraubendurchmesser, Schraubenlängen und auf eine „harte“ Lasteinleitung mittels einer auf die Oberfläche des Holzes angebrachten Stahlplatte.

Zu beobachten ist jedoch ein Abfall der wirksamen Steifigkeitskenngröße  $E_{tot}$  mit „steigender“ Herstellungsungenauigkeit. Diese beträgt im ungünstigsten Fall nur etwa 60% der wirksamen Steifigkeitskenngröße für exakt hergestellte Bauteile.

Tabelle 3-3 Versuchsergebnisse

Versuchsreihe	Tiefe - Tiefe [mm] - [mm]	Winkel [°]	Anzahl n [-]	Traglast $R_{90}$ [kN]	Abweichung zu 0/0-0° [%]	E-Modul $E_{tot}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Rohdichte $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]
<b>Verstärkung mit 2 Schrauben 7,5 x 182 mm</b>							
0/0-0°	0 - 0	0	5	96,1	0,0%	1050	460
3/0-0°	3 - 0	0	6	94,2	-2,0%	935	442
3/3-0°	3 - 3	0	5	101	5,5%	810	442
0/0-10°	0 - 0	10	5	99,6	3,6%	866	455
3/3-10°	3 - 3	10	7	88,7	-7,7%	624	434
<b>Verstärkung mit 2 Schrauben 8 x 340 mm</b>							
0/0-0°	0 - 0	0	5	98,0	0,0%	1350	425
3/0-0°	3 - 0	0	5	102	3,8%	1016	443
3/3-0°	3 - 3	0	5	114	16,0%	843	427
0/0-5°	0 - 0	10	5	99,6	1,6%	929	419
3/3-5°	3 - 3	10	6	108	9,7%	877	439
<b>Verstärkung mit 2 Schrauben 10 x 200 mm</b>							
0/0-0°	0 - 0	0	5	104	0,0%	1119	439
3/0-0°	3 - 0	0	5	99,0	-5,0%	761	438
3/3-10°	3 - 3	10	6	108	3,5%	656	432

### 3.5 Berechnung

#### 3.5.1 Tragfähigkeit verstärkter Bauteile

Unter Berücksichtigung aller im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen sind nachfolgend Gleichungen zur Berechnung der Traglast von querdruckbeanspruchten, mit selbstbohrenden Vollgewindeschrauben verstärkten Bauteilen angegeben. Im Hinblick auf das Bemessungskonzept mit Teilsicherheitsbeiwerten (vgl. Blaß et al., 2002) sind die folgenden Gleichungen auf dem Niveau der charakteristischen Werte angegeben.

Der charakteristische Wert der Tragfähigkeit  $R_{90,k}$  eines mit Vollgewindeschrauben verstärkten querdruckbeanspruchten Bauteils beträgt:

$$R_{90,k} = \min \left\{ \begin{array}{l} n \cdot R_{S,k} + l_{ef} \cdot t \cdot k_{c,90} \cdot f_{c,90,k} \\ A_{ef}(z) \cdot f_{c,90,k} \end{array} \right\} \quad (51)$$

Mit dem charakteristischen Wert der axialen Tragfähigkeit  $R_{S,k}$  einer Vollgewindeschraube:

$$R_{S,k} = \min \left\{ \begin{array}{l} R_{ax,k} = d \cdot l_S \cdot f_{ax,k} \\ R_{c,k} = \kappa_c \cdot N_{pl,k} \end{array} \right\} \quad (52)$$

Der Abminderungsbeiwert  $\kappa_c$  für die Berechnung der Grenztragfähigkeit der Schraube beim Ausknicken  $R_{c,k}$  wird in Anlehnung an DIN 18800 wie folgt berechnet:

$$\begin{aligned} \kappa_c &= 1 && \text{für} && \bar{\lambda}_k \leq 0,2 \\ \kappa_c &= \frac{1}{k + \sqrt{k^2 - \bar{\lambda}_k^2}} && \text{für} && \bar{\lambda}_k > 0,2 \end{aligned} \quad (53)$$

mit

$$k = 0,5 \cdot \left[ 1 + 0,49 \cdot (\bar{\lambda}_k - 0,2) + \bar{\lambda}_k^2 \right] \quad (54)$$

Der charakteristische Wert des bezogenen Schlankheitsgrades bei Druckbeanspruchung beträgt:

$$\bar{\lambda}_k = \sqrt{\frac{N_{pl,k}}{N_{ki,G/E,k}}} \quad (55)$$

Für selbstbohrende Vollgewindeschrauben mit einem Kerndurchmesser von 70% des Gewindeaußendurchmessers gilt:

$$N_{pl,k} = \pi \cdot \frac{(0,7 \cdot d)^2}{4} \cdot f_{y,k} \quad (56)$$

Weitere Angaben:

$n$  Anzahl der selbstbohrenden Vollgewindeschrauben

$l_{ef}$  Länge der Lasteinleitung. Für die Ermittlung der wirksamen Länge an der Stelle der Lasteinleitung darf die Länge  $l_{ef}$  zu beiden Seiten in Faserrichtung um  $\Delta l = \min[30 \text{ mm} ; l_{ef}]$  erweitert werden.

t	Breite der Lasteinleitung
$k_{c,90}$	Querdruckbeiwert nach Blaß et al. (2002) mit $k_{c,90} \in [1,0 ; 1,75]$
$f_{c,90,k}$	charakteristischer Wert der Querdruckfestigkeit
$A_{ef}(z)$	Wirksame querdruckbeanspruchte Fläche an der Stelle der Schraubenspitze ( $z = l_s$ ) nach Abschnitt 3.3.5 in Abhängigkeit von der Art der Lasteinleitung (direkt und indirekt) und in Abhängigkeit von der Art der Lastausbreitung (einseitig und beidseitig)
d	Schraubennennendurchmesser
$l_s$	Schraubenlänge oder Länge des Gewindebereiches
$f_{ax,k}$	charakteristischer Wert des Ausziehparameters nach Abschnitt 3.3.2.
$f_{y,k}$	charakteristischer Wert der Streckgrenze des Schraubenmaterials. Für gehärtete Holzschrauben kann für den Wert der Streckgrenze $f_y$ die 0,2%-Dehngrenze $f_{0,2\%}$ zugrunde gelegt werden. Die 0,2%-Dehngrenze $f_{0,2\%}$ wird in Anlehnung an DIN EN 10002, Teil 1 ermittelt.
$N_{ki,G/E,k}$	charakteristischer Wert der Verzweigungslast für den Fall einer gelenkigen Lagerung des Schraubenkopfes ( $N_{ki,G,k}$ ) sowie für den Fall einer drehsteifen Lagerung des Schraubenkopfes ( $N_{ki,E,k}$ ). Die charakteristischen Werte der Verzweigungslasten sind in Bild 3-11 und in Bild 3-12 sowie in Tabelle 3-4 und Tabelle 3-5 dargestellt.



Tabelle 3-4 Verzweigungslasten  $N_{ki,G,k}$

$N_{ki,G,k}$ in [kN]		$\rho_k = 310 \text{ kg/m}^3$					$\rho_k = 380 \text{ kg/m}^3$					
		Durchmesser in [mm]					Durchmesser in [mm]					
		4	6	8	10	12	4	6	8	10	12	
Schraubenslänge $l_s$ in [mm]	20	3,99	4,51	4,95	5,37	5,79	4,85	5,52	6,06	6,58	7,10	
	40	7,50	12,5	14,5	15,9	17,3	8,38	14,9	17,6	19,5	21,1	
	60	7,44	16,4	24,2	28,3	31,2	8,30	18,4	28,7	34,3	38,1	
	80	7,41	16,5	28,5	39,0	45,4	8,24	18,5	32,2	45,9	54,7	
	100	7,25	16,6	29,0	43,9	56,9	8,06	18,6	32,5	49,7	66,7	
	120		16,7	29,4	44,9	62,4		18,6	33,0	50,6	71,1	
	140			29,7	45,7	64,2			33,2	51,4	72,5	
	160		29,8	16,7	29,8	46,4		65,4	18,6	33,3	52,1	73,9
	180					46,8		66,5			52,4	75,0
	200					47,1		67,4			52,7	75,8
	220		68,1	76,4								
	>240		68,6	76,9								

$N_{ki,G,k}$ in [kN]		$\rho_k = 410 \text{ kg/m}^3$					$\rho_k = 450 \text{ kg/m}^3$						
		Durchmesser in [mm]					Durchmesser in [mm]						
		4	6	8	10	12	4	6	8	10	12		
Schraubenslänge $l_s$ in [mm]	20	5,22	5,95	6,54	7,10	7,66	5,70	6,53	7,18	7,79	8,40		
	40	8,73	16,0	19,0	21,0	22,8	9,16	17,3	20,7	23,0	25,0		
	60	8,64	19,2	30,5	36,8	41,0	9,08	20,2	32,7	40,1	44,8		
	80	8,58	19,2	33,6	48,7	58,6	9,00	20,2	35,4	52,1	63,7		
	100	8,38	19,3	34,0	52,1	70,6	8,80	20,3	35,8	55,0	75,4		
	120		19,3	34,7	34,4	52,9		74,5	20,3	36,5	36,2	55,8	78,8
	140				34,6	53,7		75,9			36,4	56,7	80,2
	160		34,7	19,3	34,7	54,3		77,3	20,3	36,5	57,2	81,6	
	180					54,7		78,4			57,6	82,7	
	200					55,0		79,2			57,8	83,5	
	220		79,7	84,0									
	>240		80,2	84,4									

**Hinweis:** Zwischenwerte dürfen linear interpoliert werden

Tabelle 3-5 Verzweigungslasten  $N_{ki,E,k}$ 

$N_{ki,E,k}$ in [kN]		$\rho_k = 310 \text{ kg/m}^3$					$\rho_k = 380 \text{ kg/m}^3$					
		Durchmesser in [mm]					Durchmesser in [mm]					
		4	6	8	10	12	4	6	8	10	12	
Schraubenlänge $l_s$ in [mm]	20	13,3	16,9	18,5	20,0	21,6	14,5	20,7	22,6	24,6	26,5	
	40	16,2	24,5	36,1	39,1	42,2	19,1	28,2	44,2	47,9	51,7	
	60	17,2	31,9	41,1	56,4	62,7	19,3	38,0	48,4	64,4	76,9	
	80	17,2	36,6	51,2	61,7	76,5	19,1	41,2	61,4	73,3	89,1	
	100	15,6	36,9	60,7	73,9	85,7	17,3	41,7	69,5	88,9	102	
	120		36,1	62,1	86,8	99,8		40,0	70,5	102	120	
	140			63,7	92,2	115			72,3	105	137	
	160		64,8	36,1	94,5	126		40,0	73,0	108	145	
	180				97,2	130				111	149	
	200		99,1	64,8	36,1	134		17,3	40,0	73,0	112	154
	220					137						157
	>240		140	159								

$N_{ki,E,k}$ in [kN]		$\rho_k = 410 \text{ kg/m}^3$					$\rho_k = 450 \text{ kg/m}^3$					
		Durchmesser in [mm]					Durchmesser in [mm]					
		4	6	8	10	12	4	6	8	10	12	
Schraubenlänge $l_s$ in [mm]	20	15,0	22,4	24,4	26,5	28,6	15,7	24,6	26,8	29,1	31,3	
	40	20,3	29,8	47,7	51,7	55,8	21,7	32,0	50,8	56,8	61,2	
	60	20,1	40,5	51,5	67,8	82,9	21,2	43,7	55,6	72,3	91,0	
	80	19,8	43,0	65,6	78,2	94,5	20,8	45,3	71,2	84,8	102	
	100	17,9	43,6	72,8	95,2	110	18,8	46,0	77,0	103	119	
	120		41,6	74,0	108	129		43,7	78,4	115	140	
	140			75,7	111	146			80,0	117	157	
	160		76,2	41,6	114	153		43,7	80,3	121	163	
	180				116	157				123	167	
	200		117	76,2	41,6	162		18,8	43,7	80,3	124	172
	220					165						175
	>240		167	177								

**Hinweis:** Zwischenwerte dürfen linear interpoliert werden

### 3.5.2 Steifigkeit verstärkter Bauteile

Mit der in Abschnitt 3.3.4 vorgestellten Theorie des verschieblichen Verbundes können auch die Steifigkeiten bzw. die Eindrückungen des Holzes rechtwinklig zur Holzfasern eines mit Vollgewindeschrauben verstärkten querdruckbeanspruchten Bauteiles berechnet werden. Die Relativverschiebung  $\Delta u$  des Holzes rechtwinklig zur Holzfasern bezogen auf eine Länge, die der Schraubenlänge  $l_s$  entspricht, beträgt (siehe Bild 3-15):

$$\Delta u = u_H(0) - u_H(l_S) \quad (57)$$

Die Eindrückung des Holzes  $u_H(0)$  bzw. die Eindrückung der Schrauben  $u_S(0)$  an der Stelle der Lasteinleitung werden aus der Summe der Eindrückung der Schrauben  $u_S(l_S)$  an der Stelle der Schraubenspitze sowie aus der Dehnung infolge der Normalkraft in der Schraube berechnet.

$$u_H(0) = u_S(0) = u_S(l_S) + \varepsilon_S \cdot l_S \quad (58)$$

Die Eindrückung der Schrauben an der Stelle der Schraubenspitze ist die Summe aus der Eindrückung des Holzes an dieser Stelle sowie der Relativverschiebung zwischen der Schraube und dem Holz.

$$u_S(l_S) = \bar{s}(l_S) + u_H(l_S) \quad (59)$$

Mit Gleichung (59) wird Gleichung (58) zu:

$$u_H(0) = \bar{s}(l_S) + u_H(l_S) + \varepsilon_S \cdot l_S \quad (60)$$

Damit gilt für die Relativverschiebung  $\Delta u$ :

$$\Delta u = \bar{s}(l_S) + \varepsilon_S \cdot l_S \quad (61)$$

Nach obiger Gleichung berechnet sich die Relativverschiebung  $\Delta u$  aus der Stauchung der Vollgewindeschraube  $u_{\text{Schraube}} = \varepsilon_S \cdot l_S$  infolge der Normalkraft in der Schraube sowie aus der Relativverschiebung  $\bar{s}(l_S)$  zwischen der Vollgewindeschraube und dem Holz an der Stelle der Schraubenspitze unter Berücksichtigung einer linearen Lastausbreitung nach Gleichung (41). Die Relativverschiebung  $\bar{s}(l_S)$  kann in Anlehnung an Gleichung (38) berechnet werden. Zur Berücksichtigung einer linearen Lastausbreitung wird die Relativverschiebung  $s(l_S)$  durch den Lastausbreitungsfaktor  $f_{LA}$  aus Gleichung (41) dividiert. Damit kann die Relativverschiebung  $\bar{s}(l_S)$  an der Stelle der Schraubenspitze wie folgt berechnet werden:

$$\bar{s}(l_S) = \frac{\left[ \frac{N_{S,0}}{E_S \cdot A_S} - \frac{N_{H,0}}{E_{90} \cdot A_H} \right] + n \cdot \left[ \frac{N_{H,0} + N_{S,0}}{E_{90} \cdot A_H} \right] \cdot \cosh(\omega \cdot l_S)}{\omega \cdot \sinh(\omega \cdot l_S) \cdot \sqrt{1 + A \cdot \frac{l_S}{l_{ef}} \cdot \tan \alpha}} \quad (62)$$

Die Dehnung  $\varepsilon_S$  der Vollgewindeschraube infolge der axialen Beanspruchung  $N_{S,0}$  an der Stelle des Schraubenkopfes wird nach Gleichung (63) berechnet. Unter Berücksichtigung des Verbundes zwischen der Schraube und dem Holz wird der Verlauf der Normalkraft entlang der Schraubenachse als parabelförmig angenommen. Damit berechnet sich die über die Schraubenlänge als konstant angenommene Normalkraft zu etwa 70% der auf den Schraubenkopf wirkenden Kraftkomponente  $N_{S,0}$ .

$$\varepsilon_S \approx \frac{0,7 \cdot N_{S,0}}{E_S \cdot A_S} \quad (63)$$

Die Eindrückung bzw. die Relativverschiebung  $\Delta u$  des Holzes rechtwinklig zur Holzfasern auf einer Länge, die der Schraubenlänge  $l_S$  entspricht, berechnet sich nach Gleichung (64).

$$\Delta u = \frac{\left[ \frac{N_{S,0}}{E_S \cdot A_S} - \frac{N_{H,0}}{E_{90} \cdot A_H} \right] + n \cdot \left[ \frac{N_{H,0} + N_{S,0}}{E_{90} \cdot A_H} \right] \cdot \cosh(\omega \cdot l_S)}{\omega \cdot \sinh(\omega \cdot l_S) \cdot \sqrt{1 + A \cdot \frac{l_S}{l_{ef}} \cdot \tan \alpha}} + \frac{0,7 \cdot N_{S,0} \cdot l_S}{E_S \cdot A_S} \quad (64)$$

Aus der Annahme, dass an der Stelle der Lasteinleitung ( $z = 0$ ) die Eindrückungen des Holzes und der Schrauben  $u_S(0)$  und  $u_H(0)$  bei einer „harten“ Lasteinleitung identisch sind (siehe Gleichung (39)), kann das Verhältnis  $\Theta$  der auf die Oberfläche des Holzes wirkenden Druckkraft  $N_{H,0}$  zu der auf die Vollgewindeschraube wirkenden Druckkraft  $N_{S,0}$  unter Berücksichtigung einer linearen Lastausbreitung, nach Gleichung (65) berechnet werden. Diese Gleichung entspricht Gleichung (42) für  $n$  Verstärkungselemente.

$$\Theta = \frac{N_{H,0}}{N_{S,0}} = \frac{n + \frac{E_{90} \cdot A_H \cdot \cosh(\omega \cdot l_S)}{E_S \cdot A_S}}{\cosh(\omega \cdot l_S) - 1} \cdot \sqrt{1 + A \cdot \frac{l_S}{l_{ef}} \cdot \tan \alpha} \quad (65)$$

Bezogen auf die Fläche  $A_H$  der Lasteinleitung und auf die Länge  $l_S$  der Vollgewindeschrauben, wird der wirksame Elastizitätsmodul  $E_{tot}$  rechtwinklig zur Holzfaser eines mit Vollgewindeschrauben verstärkten querdruckbeanspruchten Bauteils wie folgt berechnet:

$$E_{tot} = \left( \frac{N_{H,0}}{n} + N_{S,0} \right) \cdot \frac{n \cdot l_S}{A_H \cdot \Delta u} \quad (66)$$

Nach Einsetzen von Gleichung (64) sowie von Gleichung (65) in Gleichung (66) wird der wirksame Elastizitätsmodul  $E_{tot}$  der Verbundkonstruktion auf einer Länge  $l_S$  bezogen auf die Querdruckfläche  $A_H$  nach Gleichung (67) berechnet.

$$E_{tot} = \frac{E_{90} \cdot f_{LA} \cdot n \cdot l_S \cdot \left( \frac{\psi}{n} + 1 \right) \cdot \omega \cdot \sinh(\omega \cdot l_S)}{\phi - \psi + n \cdot \left( \frac{\psi}{n} + 1 \right) \cdot \cosh(\omega \cdot l_S) + 0,7 \cdot f_{LA} \cdot l_S \cdot \phi \cdot \omega \cdot \sinh(\omega \cdot l_S)} \quad (67)$$

mit dem Faktor  $f_{LA}$  zur Berücksichtigung einer linearen Lastausbreitung:

$$f_{LA} = \sqrt{1 + A \cdot \frac{l_S}{l_{ef}} \cdot \tan \alpha} \quad (68)$$

sowie mit dem Verhältnis der Dehnsteifigkeit des Holzes bei Druckbeanspruchung rechtwinklig zur Holzfaser zur Dehnsteifigkeit der Schrauben:

$$\phi = \frac{E_{90} \cdot A_H}{E_S \cdot A_S} \quad (69)$$

und mit:

$$\psi = \frac{n + \phi \cdot \cosh(\omega \cdot l_S)}{\cosh(\omega \cdot l_S) - 1} \cdot f_{LA} \quad (70)$$

sowie mit:

$$\omega = \sqrt{\left( \frac{1}{E_S \cdot A_S} + \frac{n}{E_{90} \cdot A_H} \right)} \cdot c_v \quad (71)$$

Weitere Angaben:

n	Anzahl der selbstbohrenden Vollgewindeschrauben
$l_{ef}$	Länge der Lasteinleitung
t	Breite der Lasteinleitung
$E_S$	Elastizitätsmodul des Schraubenmaterials
$E_{90}$	Elastizitätsmodul des Holzes rechtwinklig zur Faser
$l_S$	Schraubenlänge oder Länge des Gewindebereiches
$c_v$	Elastische Abstützung der Schraube im Holz nach Gleichung (10)
$A_S$	Querschnitt der Schraube bezogen auf den Kerndurchmesser
$A_H$	Querdruckfläche an der Stelle der Lasteinleitung
A	linearer Lastausbreitungsfaktor mit
	A = 0      ohne Lastausbreitung
	A = 1      für einseitige Lastausbreitung
	A = 2      für beidseitige Lastausbreitung
$\alpha$	linearer Lastausbreitungswinkel mit $\alpha = 45^\circ$

Mit Gleichung (67) wird der wirksame Elastizitätsmodul  $E_{tot}$  auf der Grundlage der Theorie des verschieblichen Verbundes berechnet. Dieser wirksame Elastizitätsmodul  $E_{tot}$  bezieht sich auf die Querdruckfläche  $A_H$  an der Stelle der Lasteinleitung und ist bezogen auf die Schraubenlänge  $l_S$  über die Schraubenlänge konstant.  $E_{tot}$  darf nur für querdruckverstärkte Bauteile berechnet werden, welche ohne Ungenauigkeiten hergestellt werden. Daher ist die Ermittlung des wirksamen Elastizitätsmoduls nur für verstärkte querdruckbeanspruchte Bauteile sinnvoll, welche mit einer Stahlplatte nach Bild 3-30 zur Vermeidung von Ungenauigkeiten hergestellt werden. Bei verstärkten Bauteilen, bei denen Herstellungsungenauigkeiten nicht ausgeschlossen werden können, ist nur der Elastizitätsmodul  $E_{90}$  rechtwinklig zur Faser anzusetzen (siehe Vergleich der Versuchsergebnisse in Tabelle 3-3). Mit Hilfe des Finite-Elemente-Modells in Bild 3-19 wurden zur Verifizierung der Gleichungen, wirksame Elastizitätsmoduln numerisch ermittelt und den nach Gleichung (67) berechneten Werten gegenübergestellt. Ein Vergleich zwischen den numerischen Werten und den

nach Gleichung (67) ermittelten Werten ergab einen Korrelationskoeffizienten von  $R = 1$ .

Gleichung (67) gilt für eine lineare Ausbreitung der Last im Holz. Diese Art der Lastausbreitung tritt lediglich in Bauteilen mit direkter Lasteinleitung auf. Bei Bauteilen mit indirekter Lasteinleitung kann der wirksame Elastizitätsmodul nach Gleichung (67) relativ genau berechnet werden, solange die Schraubenlänge geringer als die halbe Trägerhöhe ist. Für  $z = l_s < 0,5 \cdot h$  kann für querdruckbeanspruchte Träger mit indirekter Lasteinleitung näherungsweise eine lineare Lastausbreitung mit  $\alpha = 45^\circ$  angenommen werden.

### 3.6 Versuche

Zur Verifizierung der angegebenen Gleichungen wurden im Rahmen dieser Arbeit weitere Versuche durchgeführt. Geprüft wurden verstärkte sowie unverstärkte querdruckbeanspruchte Bauteile mit „direkter“ bzw. „indirekter“ und einer „harten“ Lasteinleitung. Herstellungsungenauigkeiten wurden bei diesen Versuchsreihen nicht berücksichtigt. Bei den Versuchen mit „indirekter“ Lasteinleitung wurden verstärkte sowie unverstärkte Trägersauflager von 1000 mm bzw. 540 mm hohen und 100 mm bzw. 120 mm breiten Brettschichtholzträgern geprüft. Da die Brettschichtholzträger als Einfeldträger mit einer Einzellast in Feldmitte geprüft wurden, waren die Auflagerbereiche durch die Lasteinleitung in Feldmitte weitgehend ungestört. Die Trägersauflager wurden bei allen Versuchen mit „indirekter“ Lasteinleitung ohne Überstand ausgebildet. Damit konnte der Lastausbreitungsfaktor  $f_1(z)$  zur Berechnung der Tragfähigkeit nach Gleichung (50) berechnet werden. Bei den 49 Versuchen mit „indirekter“ Lasteinleitung wurde die Anzahl, die Geometrie und der Typ der Vollgewindeschrauben sowie die Querdruckfläche variiert.

Bei den Versuchen mit „direkter“ Lasteinleitung wurden verstärkte Brettschichtholzträger mit einer Breite von 100 mm und 120 mm geprüft. Die Trägerlänge und der faserparallele Überstand der Querdruckfläche wurden in Abhängigkeit von der Schraubenlänge gewählt, so dass sich die Last im Träger linear unter  $45^\circ$  zur Faserichtung des Holzes ausbreiten konnte. Damit konnte bei diesen Versuchen der Lastausbreitungsfaktor  $A$  zur Berechnung der Tragfähigkeit für Versagensmechanismus III und des wirksamen Elastizitätsmoduls zu  $A = 2$  angenommen werden. Ebenso bei diesen 57 Versuchen mit „direkter“ Lasteinleitung wurde die Anzahl, die Geometrie und der Typ der Vollgewindeschrauben sowie die Querdruckfläche variiert.

Die wichtigsten Eigenschaften der Prüfkörper sowie die Versuchsergebnisse sind in Tabelle 3-6 dargestellt. Die mittlere Rohdichte des Holzes ist für jede Versuchsreihe in der dritten Spalte angegeben. Die mittlere Traglast ist in Spalte 4, der mittlere wirksame Elastizitätsmodul  $E_{\text{tot}}$  bezogen auf die Querdruckfläche an der Stelle der Lasteinleitung ist in Spalte 5 dargestellt. Weiterhin sind in dieser Tabelle die Geometrie

der Lasteinleitung sowie die Geometrie und die Streckgrenze  $f_y$  der Verstärkungselemente angegeben. Die Streckgrenze  $f_y$  des gehärteten Schraubenmaterials wurde aus Zugversuchen an selbstbohrenden Vollgewindeschrauben ermittelt. Für jeden Schraubentyp wurden 5 Schrauben bis zum Bruch gezogen. In Anlehnung an DIN EN 10002, Teil 1 wurde die Streckgrenze  $f_y$  des gehärteten Schraubenmaterials aus der 0,2%-Dehngrenze  $f_{0,2\%}$  bestimmt. Für gehärtete Vollgewindeschrauben repräsentative Spannungs-Dehnungs-Verläufe sind für eine Vollgewindeschraube 8 x 340 mm der Firma Würth in Bild 3-31 dargestellt.

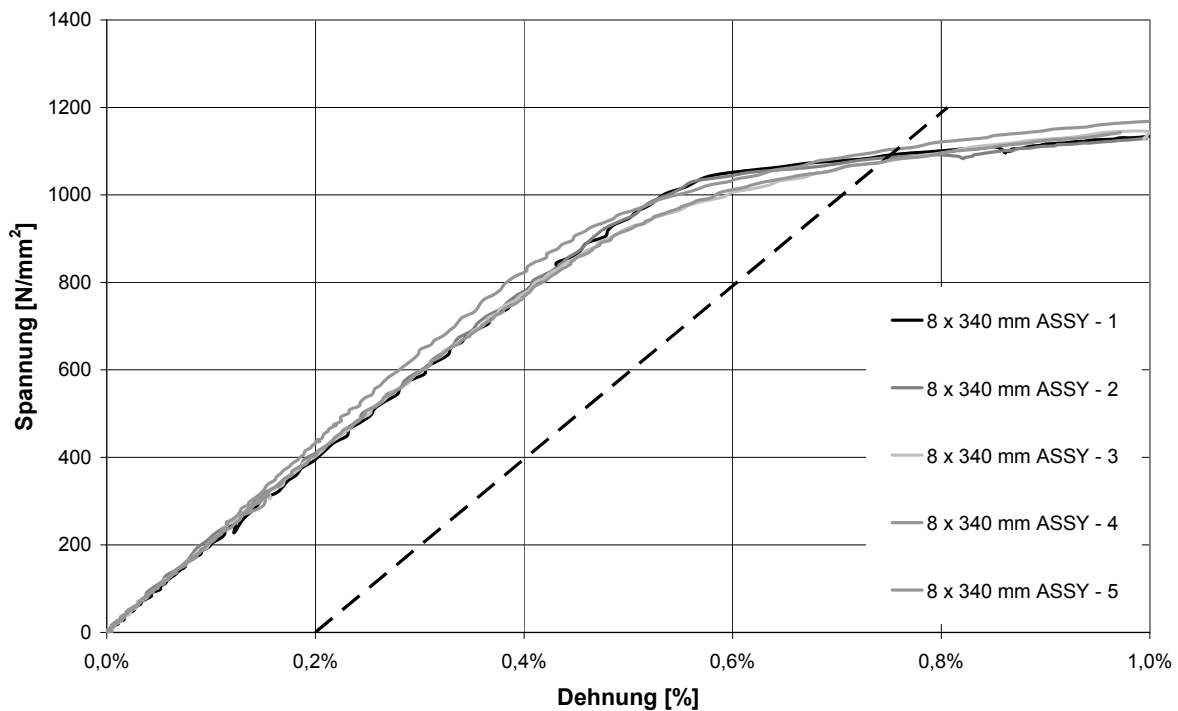


Bild 3-31 Ermittlung der Streckgrenze  $f_y$  als 0,2% Dehngrenze  $f_{0,2\%}$  in Anlehnung an DIN EN 10002, Teil 1

Für die Vollgewindeschraube 8 x 340 mm des Herstellers Würth wurde ein mittlerer Elastizitätsmodul  $E_S$  des Schraubenmaterials von  $E_S = 198000 \text{ N/mm}^2$  ermittelt. Die mittlere Zugspannung  $f_u$  betrug  $f_u = 1241 \text{ N/mm}^2$ , die mittlere Streckgrenze  $f_y$  lag bei  $f_y = 1095 \text{ N/mm}^2$  ( $f_y / f_u = 88\%$ ). Für gehärtete selbstbohrende Holzschrauben liegt das Verhältnis zwischen der Streckgrenze  $f_u$  und der Zugfestigkeit  $f_y$  des Schraubenmaterials zwischen 80 % und 95 %. Da der Härtevorgang bei Holzschrauben bei jedem Schraubenhersteller unterschiedlich ist, sind die Werte der Streckgrenze  $f_y$  für jeden Schraubentyp einzeln zu bestimmen. Weitere Mittelwerte der Streckgrenze  $f_y$  für die als Querdruckverstärkung verwendeten Vollgewindeschrauben sind in Tabelle 3-6 in Spalte 12 dargestellt.

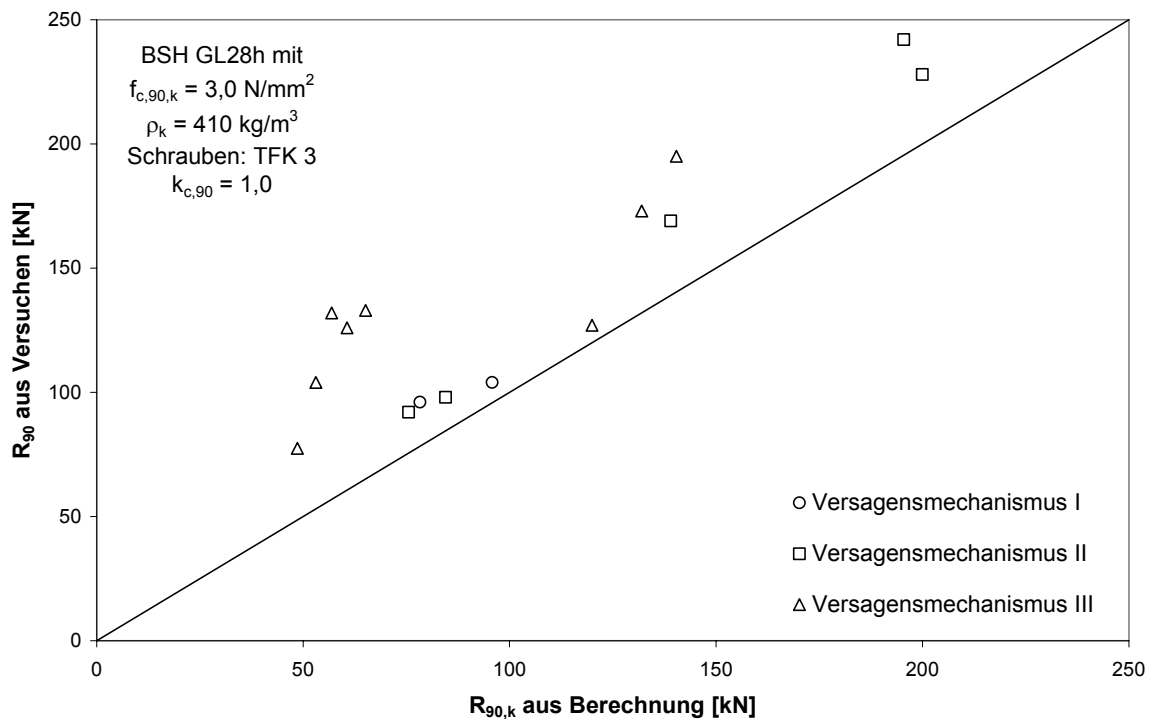
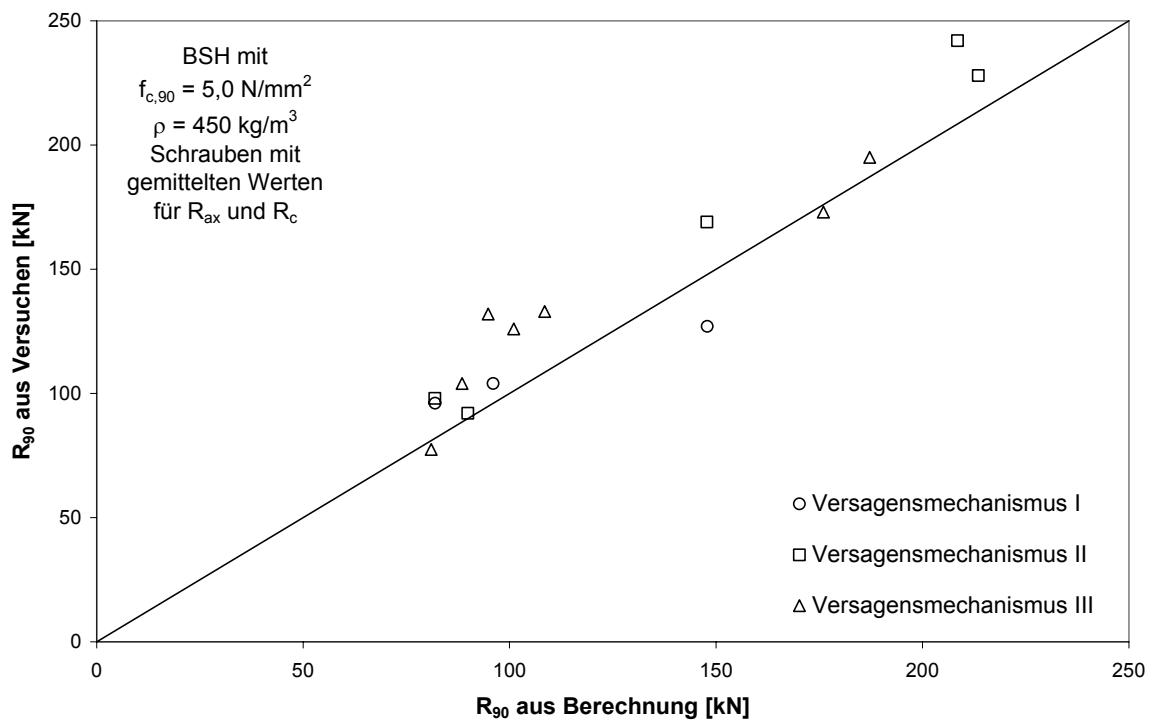
Mit den in Tabelle 3-6 angegebenen Werten und charakteristischen Werten der Tragfähigkeit wurden für jede Versuchsreihe die charakteristischen Werte der Tragfähigkeit



keit  $R_{90,k}$  und die mittleren Tragfähigkeiten  $R_{90}$  berechnet. In Bild 3-32 sind die charakteristischen Werte der Tragfähigkeit den Versuchsergebnissen gegenübergestellt. Ein Vergleich zwischen den mittleren Tragfähigkeiten und den Versuchsergebnissen ist in Bild 3-33 dargestellt. Die charakteristischen Werte der Tragfähigkeit wurden für das in Versuchen verwendete Brettschichtholz der Festigkeitsklasse GL28h bestimmt. Die charakteristische Querdruckfestigkeit des Holzes wurde zu  $f_{c,90,k} = 3,0 \text{ N/mm}^2$ , der charakteristische Wert der Rohdichte zu  $\rho_k = 410 \text{ kg/m}^3$  angenommen. Die mittlere Querdruckfestigkeit betrug etwa  $f_{c,90} = 5,0 \text{ N/mm}^2$ , die mittlere Rohdichte lag bei etwa  $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$ . Die berechneten charakteristischen Werte der Tragfähigkeit  $R_{90,k}$  sind bei allen Versuchsreihen kleiner als die gemittelten Versuchsergebnisse. Dagegen ist beim Vergleich der berechneten Mittelwerte  $R_{90}$  mit den Versuchsergebnissen eine sehr gute Übereinstimmung zu erkennen. Bei fast allen Versuchsreihen war der berechnete Versagensmechanismus konform zu dem Versagensmechanismus, der sich bei den Versuchskörpern eingestellt hat. Maßgebend ist derjenige Versagensmechanismus, dessen Gleichung zur Berechnung der Tragfähigkeit den kleinsten Wert ergibt.

Tabelle 3-6 Versuchsergebnisse

Prüfkörper [-]	Anzahl der Proben  n [-]	mittlere Rohdichte  $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	mittlere Traglast  $R_{90}$ [kN]	mittlerer E-Modul  $E_{tot}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Lasteinleitung direkt / Breite Länge indirekt  t $l_{ef}$ [mm] [mm]			Verstärkungsschrauben Anzahl Durch- Gewinde- Streck- messer l <sub>s</sub> länge grenze n d l <sub>s</sub> f <sub>y</sub> [-] [mm] [mm] [N/mm <sup>2</sup> ]			
A ohne 1	5	463	43,2	-	indirekt	100	80	-	-	-	-
A 7 2	5	444	77,5	790	indirekt	100	80	2	7,5	180	1243
A 8 2	5	459	92,0	1293	indirekt	100	80	2	8	340	1095
A 10 2	5	448	104	845	indirekt	100	80	2	10	200	1110
A 7 4	4	446	126	635	indirekt	100	120	4	7,5	180	1243
A 10 4	5	449	133	764	indirekt	100	120	4	10	200	1110
A ohne 2	10	464	57,1	-	indirekt	120	90	-	-	-	-
A 6 6	10	466	132	861	indirekt	120	90	6	6,5	115/160	1138
D ohne 1	5	451	46,0	-	direkt	100	80	-	-	-	-
D 7 2	5	460	96,1	1050	direkt	100	80	2	7,5	180	1302
D 8 2	5	425	98,0	1350	direkt	100	80	2	8	340	1095
D 10 2	5	439	104	1119	direkt	100	80	2	10	200	1110
D 7 4	14	443	127	985	direkt	100	120	4	7,5	180	1302
D 8 4	6	445	169	1247	direkt	100	120	4	8	340	1095
D 10 4	5	456	173	836	direkt	100	120	4	10	200	1110
D ohne 2	3	450	56,4	-	direkt	120	90	-	-	-	-
D 7 6	3	459	195	1196	direkt	120	90	6	7,5	180	1301
D 8a 6	3	453	228	1435	direkt	120	90	6	8	260	1308
D 8b 6	3	455	242	1870	direkt	120	90	6	8	400	1254

Bild 3-32 Versuchsergebnisse über charakteristische Werte der Tragfähigkeit  $R_{90,k}$ Bild 3-33 Versuchsergebnisse über Mittelwerte der Tragfähigkeit  $R_{90}$ 

Mit den in Tabelle 3-6 angegebenen mittleren Parametern wurden weiterhin die wirk-  
 samen Elastizitätsmoduln  $E_{tot}$  berechnet und den gemittelten Versuchsergebnissen

gegenübergestellt (siehe Bild 3-34). Für die Berechnung der wirksamen Elastizitätsmoduln  $E_{\text{tot}}$  wurde der Elastizitätsmodul des Holzes  $E_{90}$  zu  $E_{90} = 300 \text{ N/mm}^2$  und der Elastizitätsmodul des Schraubenmaterials  $E_S$  zu  $E_S = 210000 \text{ N/mm}^2$  zugrundegelegt. Bei den als Querdruckverstärkung verwendeten Vollgewindeschrauben wurde in Anlehnung an DIN EN 10002, Teil 1 ein mittlerer Elastizitätsmodul  $E_S$  von  $E_S = 208900 \text{ N/mm}^2$  ermittelt. Für den Elastizitätsmodul des Holzes rechtwinklig zur Faser, der in Vorversuchen zu  $E_{90} = 300 \text{ N/mm}^2$  ermittelt wurde, wurde somit ein kleinerer Wert angenommen, als der in Blaß et al. (2002) für diese Festigkeitsklasse des Brett-schichtholzes zugeordnete Wert angegeben ist. Die elastische Abstützung  $c_v$  der Schraube im Holz wurde mit der tatsächlichen Rohdichte des Holzes nach Gleichung (10) berechnet. Damit wurden zur Berechnung der wirksamen Elastizitätsmoduln  $E_{\text{tot}}$  die mittleren Steifigkeiten und nicht die Fraktilwerte herangezogen. Im Vergleich zwischen den berechneten Werten und den Versuchsergebnissen ist damit eine sehr gute Kongruenz zu erkennen.

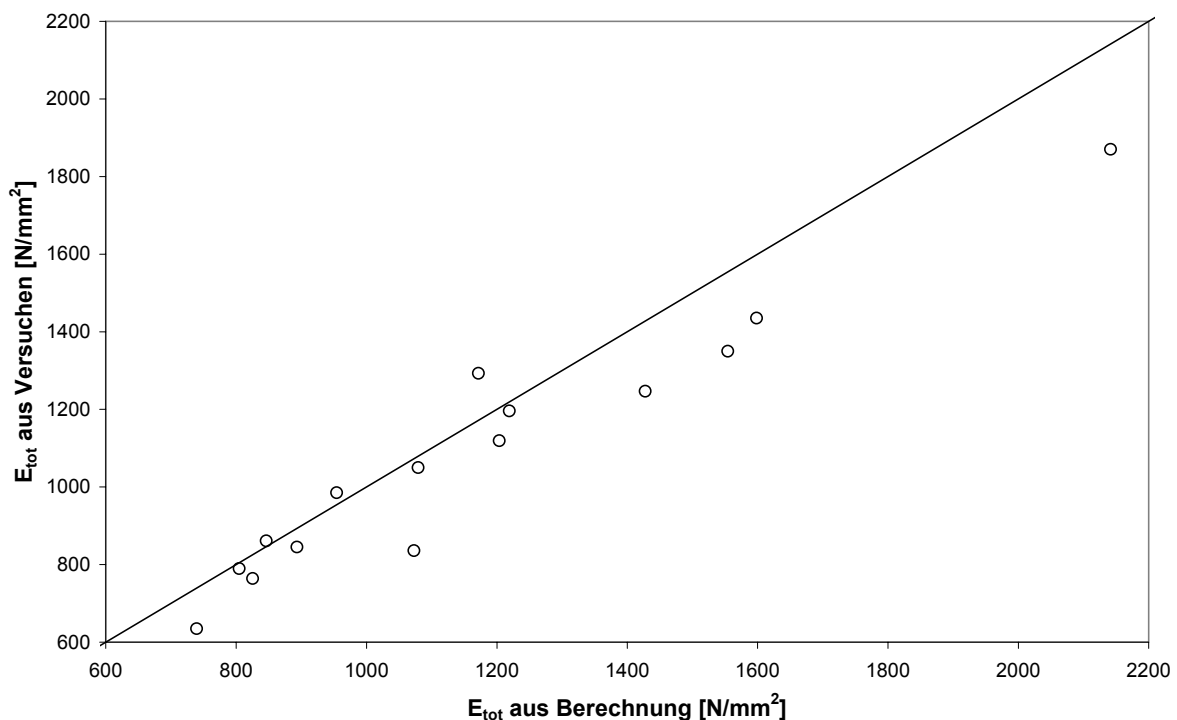


Bild 3-34 Vergleich der wirksamen Elastizitätsmoduln  $E_{\text{tot}}$

### 3.7 Zusammenfassung

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuche haben gezeigt, dass bei einer Verstärkung mittels Vollgewindeschrauben die Tragfähigkeit eines querdruckbeanspruchten Bauteils um bis zu 330% gesteigert werden kann. Diese enorme Steigerung der Traglast wurde bei einem minimalen Arbeitsaufwand für die Herstellung der

Verstärkung sowie bei einem minimalen Materialbedarf an Verstärkungselementen erreicht. Bei der Verwendung mehrerer Vollgewindeschrauben kann die Tragfähigkeit weiter gesteigert werden.

Vollgewindeschrauben als Querdruckverstärkung ermöglichen darüber hinaus eine Erhöhung der wirksamen Steifigkeit rechtwinklig zur Faser. Hohe Steifigkeiten verringern die Setzungen bei Trägersauflagern. Damit können bei hohen einzuleitenden Lasten Verschiebungen rechtwinklig zur Faser bzw. Eindrückungen minimiert werden.

Vollgewindeschrauben bieten gegenwärtig die beste Möglichkeit, querdruckbeanspruchte Bauteile zu verstärken und das Materialverhalten des Holzes rechtwinklig zur Faser zu kompensieren.

Traglasten sowie wirksame Steifigkeiten von mit Vollgewindeschrauben verstärkten querdruckbeanspruchten Bauteilen können mit Hilfe der angegebenen Gleichungen berechnet werden. Vergleiche der berechneten Werte mit numerischen Ergebnissen und mit Versuchsergebnissen konnten die Richtigkeit dieser Gleichungen verifizieren.

### **3.8 Ausblick**

Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine sehr wirksame Möglichkeit einer Querdruckverstärkung mittels selbstbohrender Vollgewindeschrauben vorgestellt. Dennoch können mit Vollgewindeschrauben verstärkte, querdruckbeanspruchte Bauteile weiter optimiert werden.

Zum Einen können die Gewindebereiche der Schrauben zur Erhöhung der Ausziehtragfähigkeit bzw. der Tragfähigkeit auf Hineindrücken oder das Schraubenmaterial zur Erhöhung der Zug- und der Drucktragfähigkeit der Schrauben optimiert werden. Zum Anderen können durch die Optimierung der Schraubenspitze sowie der Beschaffenheit der Oberflächenstruktur des Gewindes die Mindestabstände der Schrauben reduziert werden. Damit könnten eine größere Anzahl und darüber hinaus tragfähigere Verbindungsmittel auf kleineren Lasteinleitungsflächen untergebracht werden. Eine Steigerung der Tragfähigkeit und der Steifigkeit wäre damit ohne Weiteres möglich.

## 4 Mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkte Verbindungen

### 4.1 Einleitung

Die Traglast von Holz-Holz- bzw. Stahlblech-Holz-Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln kann nach der Theorie von Johansen (1949) berechnet werden. Hierbei ist die Traglast in erster Linie von der Lochleibungsfestigkeit des Holzes, vom Fließmoment der Verbindungsmittel sowie von der Geometrie der Verbindung abhängig. Bei der Beanspruchung eines stiftförmigen Verbindungsmittels rechtwinklig zu seiner Achse drückt sich dieses ins Holz ein und erzeugt Lochleibungsspannungen im Holz. Mit steigender Eindrückung steigt diese Lochleibungsspannung an. Der Widerstand des Holzes, der einem stiftförmigen Verbindungsmittel bei einer maximalen Eindrückung von 5 mm entgegengebracht wird, wird Lochleibungsfestigkeit genannt. Das Fließmoment eines stiftförmigen Verbindungsmittels ist sein aufnehmbares plastisches Moment unter Biegebeanspruchung. Sowohl das Materialverhalten des Holzes unter Lochleibungsbeanspruchung als auch des Verbindungsmittels unter Biegebeanspruchung sind durch ein nichtlineares Last-Verformungs-Verhalten gekennzeichnet. Johansen legte für das Last-Verformungs-Verhalten des Holzes unter Lochleibungsbeanspruchung und des Verbindungsmittels unter Biegebeanspruchung ein ideal-plastisches Materialverhalten zugrunde. Diese Annahme ist soweit richtig, weil das angenommene ideal-plastische Last-Verformungs-Verhalten bereits bei kleinen Verformungen dem tatsächlichen Last-Verformungs-Verhalten entspricht. Darüber hinaus wird bei Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln angenommen, dass die Tragfähigkeit bei ausreichender plastischer Verformung erreicht wird.

Werden Verbindungen mit mehreren in Faserrichtung des Holzes angeordneten Verbindungsmitteln hergestellt, kann unter Umständen ein sprödes Versagen der Verbindung eintreten. Dieses spröde Versagen ist häufig bereits bei sehr geringen Verformungen einer Verbindung zu beobachten. Dabei können zwei unterschiedliche Versagensarten auftreten: Ausscheren eines Blockes im Holz sowie Spalten des Holzes. Beide Versagensarten treten häufiger auf, wenn die faserparallelen Abstände  $a_1$  der Verbindungsmittel untereinander kleiner werden.

In Johansens Modellbildung wurden diese spröden Versagensarten nicht berücksichtigt. Versagt eine Verbindung infolge Ausscheren eines Blockes oder Spalten des Holzes, kann die nach Johansen berechnete Tragfähigkeit nicht erreicht werden. Die Tragfähigkeit einer spaltgefährdeten Verbindung kann näherungsweise berechnet werden, indem anstelle der tatsächlichen Anzahl  $n$  der Verbindungsmittel untereinander eine wirksame Anzahl  $n_{ef} \leq n$  verwendet wird. Nach den Untersuchungen von Jorissen (1998) kann die wirksame Anzahl  $n_{ef}$  nach folgender Gleichung berechnet werden:

$$n_{\text{ef}} = \min \left\{ n, n^{0,9} \cdot \sqrt[4]{\frac{a_1}{10 \cdot d}} \right\} \quad (72)$$

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

$$n_{\text{ef}} = 2 \cdot \left( \frac{n}{2} \right)^{0,8 \cdot \lambda_r} \quad (73)$$

Die aktuellsten Untersuchungen zum Spaltverhalten bei Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln sind in Schmid (2002) dokumentiert. Hierbei hat Schmid aufbauend auf einem bruchmechanischen Ansatz die wirksame Anzahl  $n_{\text{ef}}$  ermittelt. Diese entspricht in etwa der wirksamen Anzahl nach Gleichung (72).

Mit Hilfe dieser Ansätze wird die Traglast von Verbindungen mit mehreren in Faserichtung hintereinander angeordneten stiftförmigen Verbindungsmitteln berechnet. Dennoch geben alle drei Autoren an, dass ein sprödes Versagen bei Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln möglichst vermieden werden sollte.

Sprödes Versagen infolge Spalten des Holzes oder Ausscheren eines Blockes kann vermieden werden, wenn das Holz im Verbindungsbereich verstärkt wird. Ein Überblick über zur Zeit mögliche Verstärkungsmaßnahmen ist in Prion et al. (2001) enthalten. Grundsätzlich kann zwischen außen und innen liegenden Verstärkungselementen unterschieden werden. Zu den außen liegenden Verstärkungselementen zählen seitlich auf das Holz aufgeklebte Plattenwerkstoffe sowie seitlich aufgedruckte Nagelplatten. Diese Verstärkungsmaßnahmen verhindern ein sprödes Versagen der Verbindung. Werden Verstärkungselemente mit einer hohen Lochleibungsfestigkeit in der Fuge zwischen zwei zu verbindenden Bauteilen angebracht, kann zudem die Tragfähigkeit der Verbindung erhöht werden.

Zu den innen liegenden Verstärkungselementen gehören eingeklebte Gewindestangen oder Schrauben in vorgebohrten oder nicht vorgebohrten Löchern. Im Vergleich zu der Verstärkungsmethode mit außen liegenden Verstärkungselementen ist diese Methode ansprechender, weil stiftförmige Verstärkungselemente in das Holz eingebracht werden und somit unsichtbar sind. Ein weiterer Unterschied zwischen diesen Verstärkungsmethoden ist der Verbund zwischen dem Holz und dem Verstärkungselement. Verstärkungselemente mit mechanischem Verbund (z. B. Schrauben oder aufgedruckte Nagelplatten) sind im Vergleich zu eingeklebten oder aufgeklebten

Verstärkungselementen einfacher herzustellen. Damit bieten insbesondere Holzschrauben mit durchgehendem Gewinde, welche ohne Vorbohren ins Holz eingedreht werden, gegenwärtig die einfachste und auch ansprechendste Methode einer Verstärkung.

Im Jahr 2002 hat Schmid Untersuchungen an mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkten, spaltgefährdeten Verbindungen durchgeführt. Hierbei wurden in die Hölzer der spaltgefährdeten Verbindungen selbstbohrende Holzschrauben rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes sowie rechtwinklig zur Stabdübelachse eingedreht. Die Verstärkungselemente wurden stets in der Mitte zwischen zwei hintereinander liegenden Stabdübeln angeordnet. Im Vergleich zu spaltgefährdeten, unverstärkten Verbindungen konnte bei einer ausreichenden Verstärkung das Spalten des Holzes wirksam vermieden werden. In Abhängigkeit von der Anzahl der Verbindungsmittel untereinander gibt Schmid für unterschiedliche Anordnungen der Verstärkungselemente die auf das Verstärkungselement wirkende Kraft an. Bei einer Anordnung der Verstärkungselemente zwischen jeweils zwei hintereinander liegenden Stabdübeln beträgt die axiale Kraftkomponente in jedem Verstärkungselement 25% bis 27% der Kraftkomponente je Scherfuge und Stabdübel.

Werden diese Verstärkungselemente ausreichend dimensioniert, kann das Spalten einer Verbindung vermieden und die Traglast in Anlehnung an die Theorie von Johansen berechnet werden. Das Versagen dieser Verbindungen ist dann, wie von Johansen vorausgesetzt, plastisch.

Weiterhin ist es ähnlich wie bei aufgeklebten Verstärkungen möglich, mit Hilfe von selbstbohrenden Holzschrauben die Traglast einer Verbindung zu steigern.

Im Rahmen dieser Arbeit wird auf der Grundlage der Theorie von Johansen eine Methode vorgestellt, mit deren Hilfe nicht nur das Spalten des Holzes vermieden, sondern die Tragfähigkeit einer nicht spaltgefährdeten Verbindung erhöht werden kann. Aufbauend auf den Untersuchungen von Jorissen und Schmid wird weiterhin ein Modell zur Berechnung des erforderlichen Verstärkungsgrades von mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkten, spaltgefährdeten Verbindungen zur Vermeidung des Spaltens des Holzes vorgestellt.

## **4.2 Traglaststeigernde Wirkung von selbstbohrenden Vollgewindeschrauben bei Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln**

### **4.2.1 Derzeitiger Kenntnisstand**

Betrachtet man das Modell von Johansen, kann die Traglast von Holz-Holz- bzw. Stahlblech-Holz-Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln ohne Änderung der Geometrie erhöht werden, indem entweder das Fleißmoment der Verbindungsmittel oder die Lochleibungsfestigkeit des Holzes erhöht wird. Dies ist nur möglich, wenn z. B. Verbindungsmittel aus Stahl höherer Festigkeit oder Hölzer höherer Roh-

dichte verwendet werden. Eine weitere Steigerung der Traglast ist darüber hinaus nur möglich, wenn Verbindungen verstärkt werden.

Eine sehr wirkungsvolle Verstärkungsmethode hat Werner vorgestellt (Werner, 1993). Durch das Aufkleben von Holzwerkstoffplatten in der Fuge zwischen zwei zu verbindenden Bauteilen wird die Lochleibungsfestigkeit unmittelbar in der Nähe der Fuge und somit die Tragfähigkeit einer Verbindung erhöht. Diese Verstärkungsmethode wurde erfolgreich weiterentwickelt, indem immer härtere Verstärkungen, wie z. B. Nagelplatten, verwendet wurden. Unabhängig vom Material der Verstärkung beruht die Erhöhung der Tragfähigkeit einer Verbindung alleine auf der Erhöhung der Lochleibungsfestigkeit in der Nähe der Fuge.

Ein Verstärkungseffekt kann ebenfalls mit Hilfe selbstbohrender Holzschrauben erreicht werden. Die Schrauben werden rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes sowie rechtwinklig zur Achse der Verbindungsmittel so in das Holz eingedreht, dass sie die stiftförmigen Verbindungsmittel gerade berühren. Infolge der hohen Steifigkeit sowie der hohen Tragfähigkeit rechtwinklig zur Achse wirken diese Schrauben wie Auflager für die Verbindungsmittel. Diese Auflagerwirkung reduziert die Verschiebung und erhöht die Tragfähigkeit der Verbindungsmittel in Richtung der Kraft. In Bild 4-1 ist eine Stabdübelverbindung dargestellt, die mit Hilfe selbstbohrender Vollgewindeschrauben verstärkt wird. Hierbei kann eine Schraube entweder als Verstärkung für einen Stabdübel (linke Seitenansicht), zwei (rechte Seitenansicht) oder auch mehrere Stabdübel dienen. Die Tragwirkung einer derart verstärkten Verbindung wird in den folgenden Abschnitten erläutert.

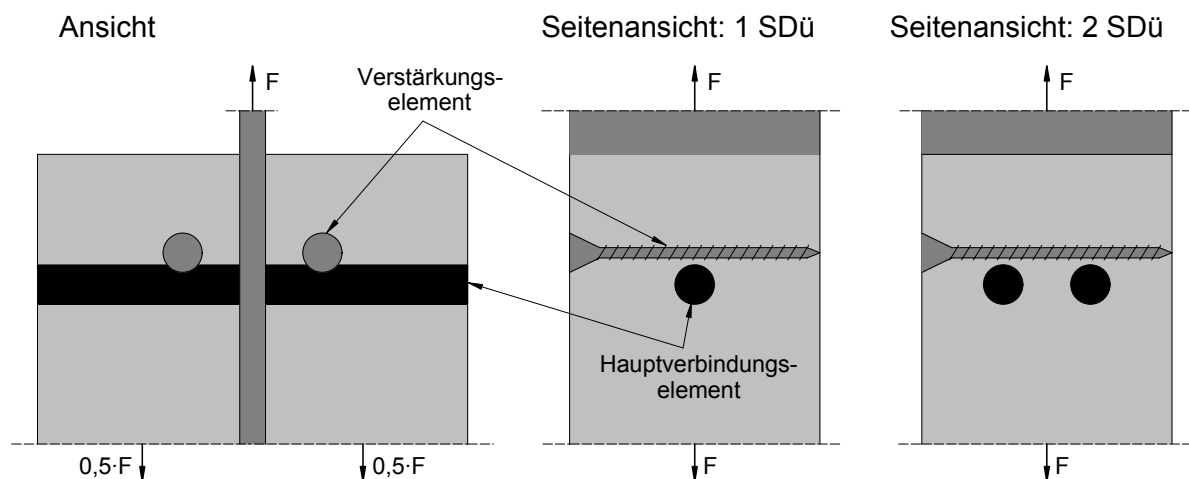


Bild 4-1 Mit selbstbohrenden Vollgewindeschrauben verstärkte Stabdübelverbindung



#### 4.2.2 Annahmen

Nachfolgend werden die eigentlichen stiftförmigen Verbindungsmittel Hauptverbindungselemente und die zur Verstärkung einer Verbindung eingebrachten selbstbohrenden Vollgewindeschrauben Verstärkungselemente genannt.

Ist die Tragfähigkeit und Steifigkeit eines Verstärkungselementes bei Beanspruchung rechtwinklig zur Stiftachse unendlich groß, wirkt das Verstärkungselement auf die Hauptverbindungselemente wie ein unverschiebliches Auflager. Wird dieses Verstärkungselement in unmittelbarer Nähe zum Hauptverbindungselement sowie in unmittelbarer Nähe zur Fuge angeordnet, bildet sich das Fließgelenk im Hauptverbindungselement an der Stelle des Verstärkungselementes aus. Die Lage des Fließgelenkes im Hauptverbindungselement wird in diesem Fall durch die Lage des Verstärkungselementes erzwungen.

Ist die Tragfähigkeit und Steifigkeit eines Verstärkungselementes bei Beanspruchung rechtwinklig zur Stiftachse dagegen klein, wird sich das Verstärkungselement mit zunehmender Verschiebung des Hauptverbindungselementes in Krafrichtung mitverschieben.

Ist die Steifigkeit des Verstärkungselementes sogar kleiner als die Steifigkeit des Holzes bei Beanspruchung rechtwinklig zur Holzfaser, hat das Verstärkungselement keine traglaststeigernde Wirkung und somit keinen Verstärkungseffekt.

Grundsätzlich liegt der Wert der Steifigkeit und der Tragfähigkeit eines Verstärkungselementes bei Beanspruchung rechtwinklig zur Stiftachse zwischen diesen beiden beschriebenen Extremfällen. Bei einer Verschiebung des Hauptverbindungselementes in Krafrichtung verschiebt sich das Verstärkungselement mit, wobei nach wie vor die Möglichkeit eines Fließgelenkes des Hauptverbindungselementes an der Stelle des Verstärkungselementes besteht. Da der Biegewinkel des Hauptverbindungselementes an der Stelle des Verstärkungselementes von der Steifigkeit des Verstärkungselementes, der Steifigkeit des Hauptverbindungselementes sowie der Steifigkeit des Holzes abhängig ist, ist es sehr schwer, eine analytische Lösung für dieses System zu finden.

Ein weiterer kritischer Punkt, der eine Herleitung einer analytischen Lösung dieses Problems behindert, ist das nichtlineare Last-Verformungs-Verhalten des Holzes bei Lochleibungsbeanspruchung und insbesondere der Verstärkungselemente bei Beanspruchung rechtwinklig zur Stiftachse.

Verstärkungselemente werden durch die Hauptverbindungselemente rechtwinklig zu ihrer Achse beansprucht. Daher kann das Tragverhalten der Verstärkungselemente ebenfalls in Anlehnung an die Theorie von Johansen – gegebenenfalls unter Berücksichtigung des günstigen Auszieh Widerstandes – berechnet werden. Sobald das Verstärkungselement mit einem durchgehenden Gewinde rechtwinklig zu seiner Achse

beansprucht wird, wirkt auf dieses die Lochleibungsspannung des Holzes. Zudem können sich in Abhängigkeit vom Versagensmechanismus bis zu zwei Fließgelenke im Verstärkungselement ausbilden. Bei einer Ausbildung dieser Fließgelenke stellt sich ein Teil des Verstärkungselementes schräg. Bei dieser Schrägstellung verschiebt sich das Verstärkungselement relativ zum Holz in Richtung seiner Achse. Damit kann die Traglast eines auf Abscheren beanspruchten Verstärkungselementes aus einem Anteil der Tragfähigkeit auf Abscheren und einem Anteil der Tragfähigkeit auf Herausziehen berechnet werden. Mit zunehmender Schrägstellung steigt der Anteil der Tragfähigkeit auf Herausziehen. Selbstbohrende Holzschrauben mit Vollgewinde weisen einen sehr hohen Widerstand auf Herausziehen auf. Daher ist bei ausreichender Schrägstellung der Verstärkungselemente die Tragfähigkeit auf Abscheren im Vergleich zur Tragfähigkeit eines ähnlichen stiftförmigen Verbindungsmittels ohne Verankerung im Holz deutlich höher.

Diese traglaststeigernde Auszieh Wirkung (Seileffekt) bei selbstbohrenden Vollgewindeschrauben kann für den Einsatz einer Vollgewindeschraube als Verstärkungselement allerdings nicht ausgenutzt werden. Grund hierfür ist das nicht duktile Last-Verformungs-Verhalten der Vollgewindeschraube bei Beanspruchung auf Herausziehen.

Auf Abscheren beanspruchte Schrauben weisen ein ähnliches Last-Verformungs-Verhalten auf wie andere stiftförmige metallische Verbindungsmittel. Bei kleinen Verformungen weist das Holz bei Beanspruchung rechtwinklig zur Schraubenachse sowie die Holzschraube bei Biegebeanspruchung ein linear-elastisches Materialverhalten auf. Bei größeren Verformungen kann ein plastisches Materialverhalten angenommen werden (links in Bild 4-2). Das Last-Verformungs-Verhalten von Schrauben bei Beanspruchung auf Herausziehen ist bis zum spröden Versagen jedoch quasi linear-elastisch. Bei Beanspruchung auf Herausziehen tritt anschließend ohne Ankündigung ein deutlicher Lastabfall und damit Versagen ein (rechts in Bild 4-2).

Bei der Beanspruchung einer verstärkten Verbindung ist wegen der Anordnung der Verstärkungselemente in einem Abstand zur Fuge die Verschiebung der Verstärkungselemente rechtwinklig zu ihrer Achse kleiner als die Verschiebung der Hauptverbindungselemente in der Fuge. Dadurch können sich die Verstärkungselemente im Holz nicht ausreichend schräg stellen, damit sich eine nennenswerte Zugtragwirkung einstellt. Unter Berücksichtigung des Last-Verformungs-Verhaltens bei Beanspruchung auf Herausziehen wird bei einer geringen axialen Relativverschiebung die Ausziehtragfähigkeit nicht erreicht. Dieser Effekt wird mit steigender Entfernung der Verstärkungselemente von der Fuge größer. Daher ist es wirklichkeitsnäher, bei auf Abscheren beanspruchten Verstärkungselementen die traglaststeigernde Wirkung auf Herausziehen zu vernachlässigen.

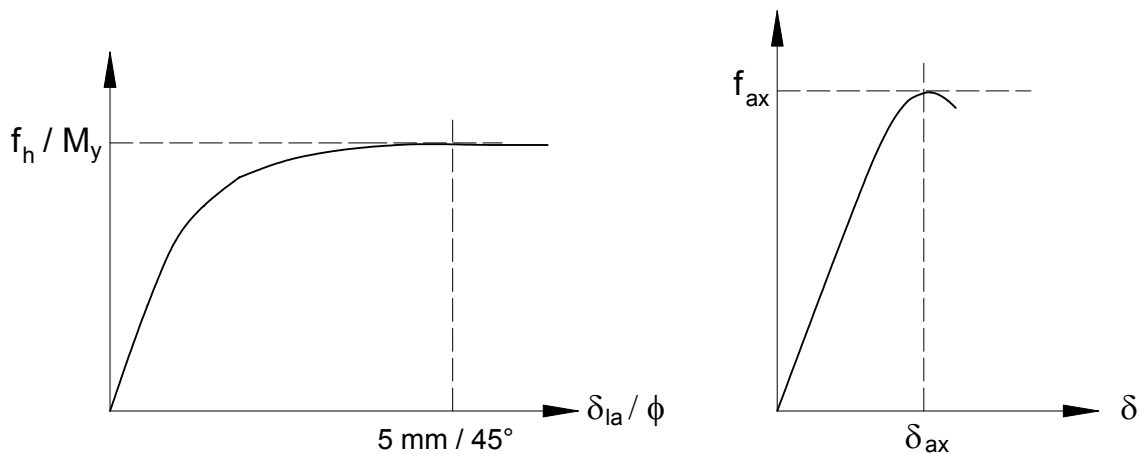


Bild 4-2 Links: Schematisches Last-Verformungs-Verhalten des Holzes bei Lochleibungsbeanspruchung und der Schraube bei Biegebeanspruchung—Rechts: Schematisches Last-Verformungs-Verhalten einer Schraube bei Beanspruchung auf Herausziehen

Für die Herleitung der Gleichungen zur Berechnung der Tragfähigkeit von mit selbstbohrenden Vollgewindeschrauben verstärkten Verbindungen wird daher der Auszieh Widerstand der Verstärkungselemente vernachlässigt. Für das Last-Verformungs-Verhalten des Holzes bei Lochleibungsbeanspruchung und der Schrauben bei Biegebeanspruchung wird in Anlehnung an Johansen ein ideal-plastisches Last-Verformungs-Verhalten zugrundegelegt (Bild 4-3).

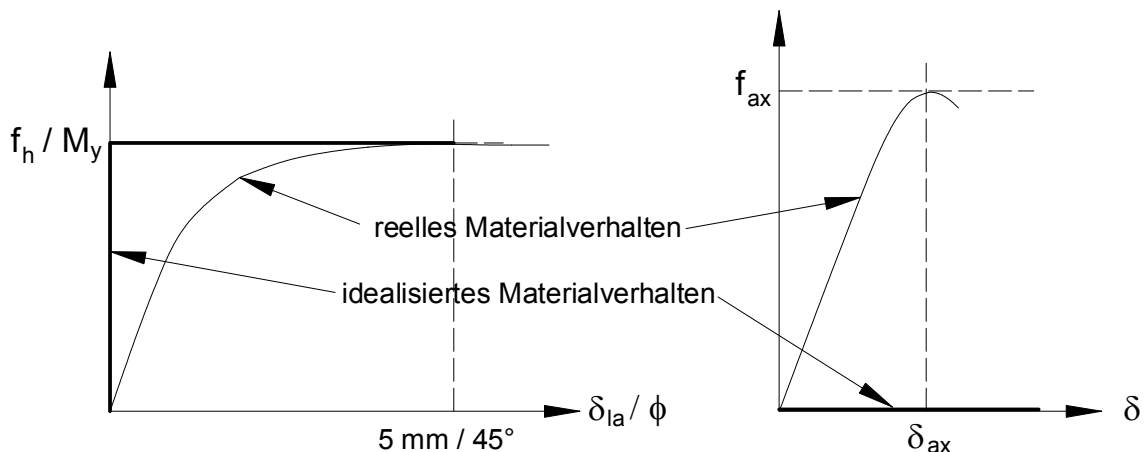


Bild 4-3 Vereinfachte Annahmen für das Last-Verformungs-Verhalten des Holzes bei Lochleibungsbeanspruchung und der Verstärkungselemente bei Biegebeanspruchung

Um diese Annahmen zu verifizieren, wird im späteren Teil dieser Arbeit ein Finite-Elemente-Modell vorgestellt. Dort werden die Tragfähigkeiten verstärkter Verbindun-

gen unter Berücksichtigung eines wirklichkeitsnahen Last-Verformungs-Verhaltens für das Holz und für die stiftförmigen Verbindungsmittel berechnet. Eine Gegenüberstellung der Traglasten aus der numerischen und der analytischen Berechnung soll zeigen, dass die getroffenen Annahmen zum Last-Verformungs-Verhalten, insbesondere für den Ausziehwiderstand der Verstärkungselemente, durchaus richtig sind.

#### 4.2.3 Tragfähigkeit von mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkten Stahlblech-Holz-Verbindungen

Unter Berücksichtigung der vereinfachten Annahmen für das Last-Verformungs-Verhalten des Holzes bei Lochleibungsbeanspruchung und der Verstärkungselemente bei Biegebeanspruchung sowie unter Vernachlässigung des Ausziehwiderstandes (Bild 4-3) entspricht das Last-Verformungs-Verhalten der Verstärkungselemente bei Beanspruchung rechtwinklig zu ihrer Achse, demjenigen in Bild 4-4.

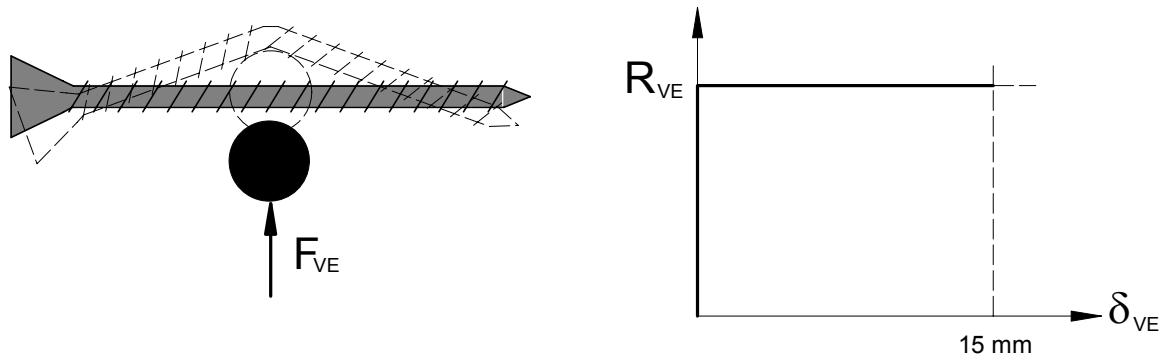


Bild 4-4 Last-Verformungs-Verhalten für ein rechtwinklig zu seiner Achse beanspruchtes Verstärkungselement

Bei diesem in Bild 4-4 dargestellten idealisierten Last-Verformungs-Verhalten für das Verstärkungselement bei Beanspruchung rechtwinklig zur Achse können sich für die Hauptverbindungselemente nur folgende Grundversagensmechanismen einstellen:

Wird unter der Annahme des Zusammenwirkens der Hauptverbindungselemente und der Verstärkungselemente und unter der Annahme des idealisierten Last-Verformungs-Verhaltens der Verstärkungselemente nach Bild 4-4 die Tragfähigkeit des Verstärkungselementes  $R_{VE}$  bei Beanspruchung rechtwinklig zur Achse durch die Kraftkomponente  $F_{VE}$  aus den Hauptverbindungselementen erreicht, wird sich das Verstärkungselement in Richtung der Kraft mitverschieben. Diese Art der Verstärkung wird von nun an als "weiche" Verstärkung bezeichnet.

Wird unter der Annahme des Zusammenwirkens der Hauptverbindungselemente und der Verstärkungselemente und unter der Annahme des idealisierten Last-Verformungs-Verhaltens der Verstärkungselemente nach Bild 4-4 die Tragfähigkeit

des Verstärkungselementes  $R_{VE}$  bei Beanspruchung rechtwinklig zur Achse durch die Kraftkomponente  $F_{VE}$  aus den Hauptverbindungselementen nicht erreicht, kann sich das Verstärkungselement in Krafrichtung nicht mitverschieben. Das Verstärkungselement wirkt auf das Hauptverbindungselement wie ein unverschiebliches Auflager. Dieser Art der Verstärkung wird von nun an als "harte" Verstärkung bezeichnet.

In Bild 4-5 ist für den Versagensmechanismus mit zwei Fließgelenken (VM 3) eine einschnittige Stahlblech-Holz-Verbindung mit einem "harten" und einem "weichen" Verstärkungselement und eine Verbindung ohne Verstärkungselemente dargestellt. Für diese Verbindung werden nachfolgend Gleichungen zur Berechnung der Tragfähigkeit verstärkter Stahlblech-Holz-Verbindungen hergeleitet.

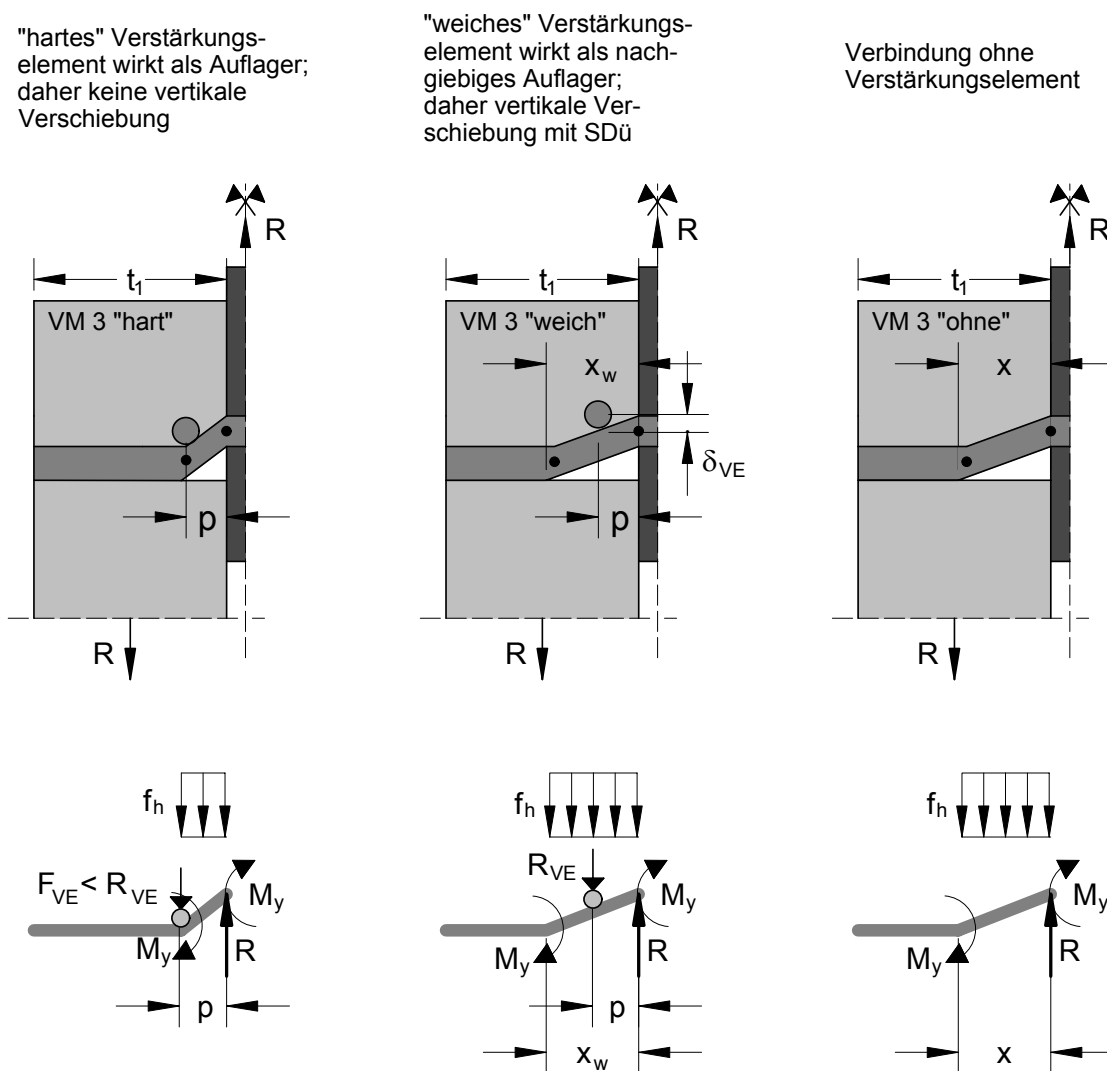


Bild 4-5 Mechanisches Modell für VM 3 bei einer verstärkten Stahlblech-Holz-Verbindung mit einem dickem Stahlblech. Links: "harte" Verstärkung; Mitte: "weiche" Verstärkung; Rechts: ohne Verstärkung

Die Tragfähigkeit des Verstärkungselementes nach Bild 4-4 und Bild 4-5 ist  $R_{VE}$ . Die Beanspruchung des Verstärkungselementes durch das Hauptverbindungselement ist  $F_{VE}$ .

Die Tragfähigkeit je Verbindungsmittel und Scherfuge einer unverstärkten Stahlblech-Holz-Verbindung für den in Bild 4-5 dargestellten Versagensmechanismus 3 wird ohne Berücksichtigung des Seileffektes nach der Theorie von Johansen wie folgt berechnet:

$$R = \sqrt{2} \cdot \sqrt{2 \cdot M_y \cdot f_h \cdot d} \quad (74)$$

Der Abstand  $x$  zwischen dem Fließgelenk und der Fuge bei einer unverstärkten Verbindung berechnet sich für Versagensmechanismus 3 nach Gleichung (75).

$$x = \sqrt{\frac{4 \cdot M_y}{f_h \cdot d}} \quad (75)$$

Wird ein Verstärkungselement zwischen dem Fließgelenk einer quasi unverstärkten Verbindung und der Fuge bündig an das Hauptverbindungselement angebracht, können sich zwei Versagensmechanismen für das Hauptverbindungselement einstellen. Wird das Verstärkungselement außerhalb der Strecke  $x$  angebracht, ist keine Steigerung der Traglast zu erwarten.

Für den Fall einer "weichen" Verstärkung nach Bild 4-5 wird die Tragfähigkeit  $R_{VM3,weich}$  je Scherfuge und Hauptverbindungselement nach Gleichung (76) berechnet.

$$R_{VM3,weich} = R_{VE} + \sqrt{2} \cdot \sqrt{f_h \cdot d \cdot (2 \cdot M_y - R_{VE} \cdot p)} \quad \text{mit} \quad p \leq \sqrt{\frac{4 \cdot M_y}{f_h \cdot d}} \quad (76)$$

Die Tragfähigkeit  $R_{VM3,weich}$  wird aus dem Momentengleichgewicht und dem Kräftegleichgewicht in der Fuge ermittelt. Bei diesem Grundversagensmechanismus ist die Tragfähigkeit des Verstärkungselementes  $R_{VE}$  erreicht.

Ist die Beanspruchung  $F_{VM}$  des Verstärkungselementes durch das Hauptverbindungselement kleiner als die Tragfähigkeit  $R_{VE}$  des Verstärkungselementes, wird sich unter Betrachtung des Last-Verformungs-Verhaltens in Bild 4-4 das Verstärkungselement in Krafrichtung nicht mitverschieben. Für diesen Fall einer "harten" Verstär-

kung (siehe links in Bild 4-5) wird die Tragfähigkeit  $R_{VM3, \text{hart}}$  je Scherfuge und Hauptverbindungselement wie folgt berechnet:

$$R_{VM3, \text{hart}} = \frac{2 \cdot M_y}{p} + \frac{f_h \cdot d \cdot p}{2} \quad \text{mit} \quad p \leq \sqrt{\frac{4 \cdot M_y}{f_h \cdot d}} \quad (77)$$

Die Beanspruchung  $F_{VE}$  des Verstärkungselementes durch das Hauptverbindungselement wird ebenfalls aus dem Kräftegleichgewicht in der Fuge hergeleitet:

$$F_{VE} = \frac{2 \cdot M_y}{p} - \frac{f_h \cdot d \cdot p}{2} \quad (78)$$

Für  $F_{VE} < R_{VE}$  wird Gleichung (77) maßgebend, weil das Verstärkungselement auf das Hauptverbindungselement wie ein unverschiebliches Auflager wirkt. Für  $F_{VE} \geq R_{VE}$  ist die Tragfähigkeit des Verstärkungselementes erreicht. Unter Berücksichtigung des Last-Verformungs-Verhaltens für das Verstärkungselement wird sich dieses mit dem Hauptverbindungselement in Richtung der Kraft mitverschieben. Für den Fall einer „weichen“ Verstärkung wird Gleichung (76) maßgebend.

Anhand dieses Beispiels (Stahlblech-Holz-Verbindung und Versagensmechanismus 3) wurde die Herleitung der Traglastgleichungen für verstärkte Stahlblech-Holz-Verbindungen vorgestellt.

Die Tragfähigkeit einer verstärkten Stahlblech-Holz-Verbindung wird ermittelt, indem zunächst die Tragfähigkeit  $R_{VE}$  des Verstärkungselementes berechnet wird. Die Tragfähigkeit der Verstärkungselemente wird im weiteren Teil dieser Arbeit dargestellt. Für jeden Versagensmechanismus der Hauptverbindungselemente wird zunächst die Beanspruchung  $F_{VE}$  berechnet. Für den Fall  $F_{VE} < R_{VE}$  wird die Tragfähigkeit einer verstärkten Verbindung mit den Gleichungen für eine "harte" Verstärkung berechnet. Für den Fall  $F_{VE} \geq R_{VE}$  wird sich das Verstärkungselement in Krafrichtung mitverschieben. Für diesen Fall ist die Tragfähigkeit einer verstärkten Verbindung unter Berücksichtigung eines "weichen" Verstärkungselementes zu berechnen.

#### 4.2.3.1 Einschnittige Stahlblech-Holz-Verbindungen mit dicken Stahlblech

Bei einschnittigen Stahlblech-Holz-Verbindungen mit dicken Stahlblechen kann sich das Hauptverbindungselement im Stahlblech nicht verdrehen, da eine vollständige Einspannung im Blech vorausgesetzt wird. Damit können bei einschnittigen Stahl-

blech-Holz-Verbindungen mit dicken Stahlblechen folgende Versagensmechanismen auftreten:

Versagensmechanismus 1:

Dieser Versagensmechanismus ist gekennzeichnet durch das Erreichen der Lochleibungsfestigkeit  $f_h$  im Holz. Da sich im Hauptverbindungselement keine Fließgelenke ausbilden, kann bei verstärkten Verbindungen mit diesem Versagensmechanismus nur der Fall der "weichen" Verstärkung auftreten.

Versagensmechanismus 2:

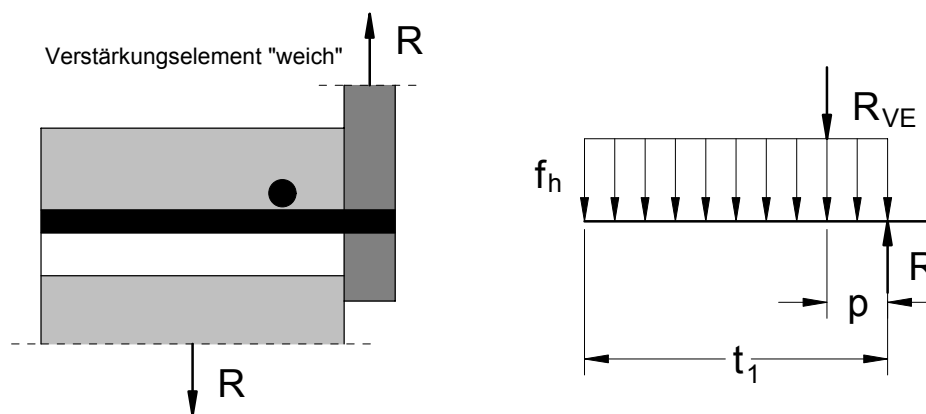
Dieser Versagensmechanismus ist gekennzeichnet durch das Erreichen der Lochleibungsfestigkeit des Holzes und der Ausbildung eines Fließgelenkes in der Fuge. Bei diesem Versagensmechanismus kann sich in Abhängigkeit von der Größe der Beanspruchung  $F_{VE}$  entweder ein "weiches" oder ein "hartes" Versagen einstellen.

Versagensmechanismus 3:

Dieser Versagensmechanismus ist gekennzeichnet durch das Erreichen der Lochleibungsfestigkeit des Holzes und der Ausbildung von zwei Fließgelenken. Ein Fließgelenk bildet sich direkt in der Fuge, das andere im Holz aus. Ebenso bei diesem Versagensmechanismus kann sich in Abhängigkeit von der Größe der Beanspruchung  $F_{VE}$  entweder ein "weiches" oder ein "hartes" Versagen einstellen.

Die Tragfähigkeit einer einschnittigen Stahlblech-Holz-Verbindung ist der kleinste Wert der Tragfähigkeiten für die entsprechenden Versagensmechanismen.

### *Versagensmechanismus 1*

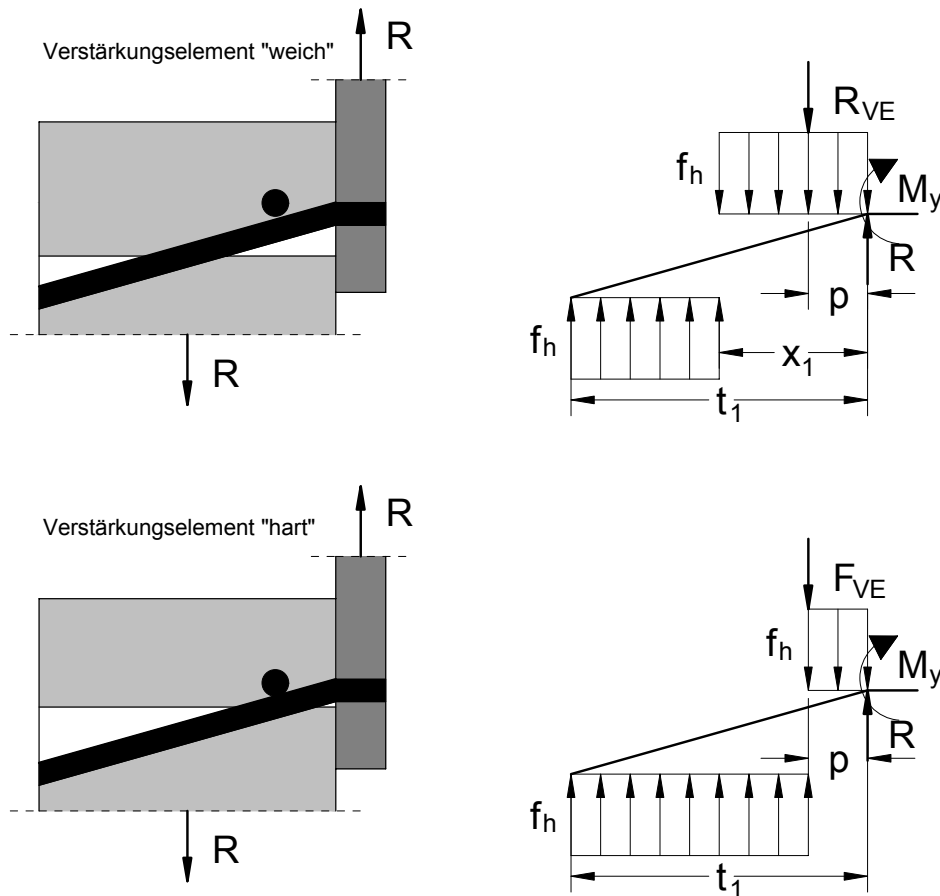


Die Tragfähigkeit der Verbindung je Scherfuge und Hauptverbindungselement berechnet sich aus dem Kräftegleichgewicht in der Fuge zu:

$$R = f_h \cdot d \cdot t_1 + R_{VE} \quad \text{mit} \quad p \leq t_1 \quad (79)$$



Versagensmechanismus 2



Die Tragfähigkeit kann nicht erhöht werden, wenn das Verstärkungselement außerhalb der Strecke zwischen dem Drehpunkt des Hauptverbindungselementes und der Fuge angebracht wird. Für diesen Fall wird die Tragfähigkeit entsprechend der Tragfähigkeit für eine unverstärkte Verbindung berechnet.

$$R = f_h \cdot d \cdot t_1 \cdot \left[ \sqrt{2 + \frac{4}{t_1^2} \cdot \frac{M_y}{f_h \cdot d}} - 1 \right] \quad \text{gilt für} \quad p > \sqrt{\frac{t_1^2}{2} + \frac{M_y}{f_h \cdot d}} \quad (80)$$

Wird das Verstärkungselement innerhalb der Strecke zwischen dem Drehpunkt des Hauptverbindungselementes und der Fuge angeordnet und ist die Tragfähigkeit  $R_{VE}$  größer als die Beanspruchung  $F_{VE}$ , wird die Tragfähigkeit einer Verbindung mit "harter" Verstärkung wie folgt berechnet:

$$R = \frac{M_y}{p} + f_h \cdot d \cdot t_1 \cdot \left[ \frac{t_1}{2 \cdot p} + \frac{p}{t_1} - 1 \right] \quad (81)$$

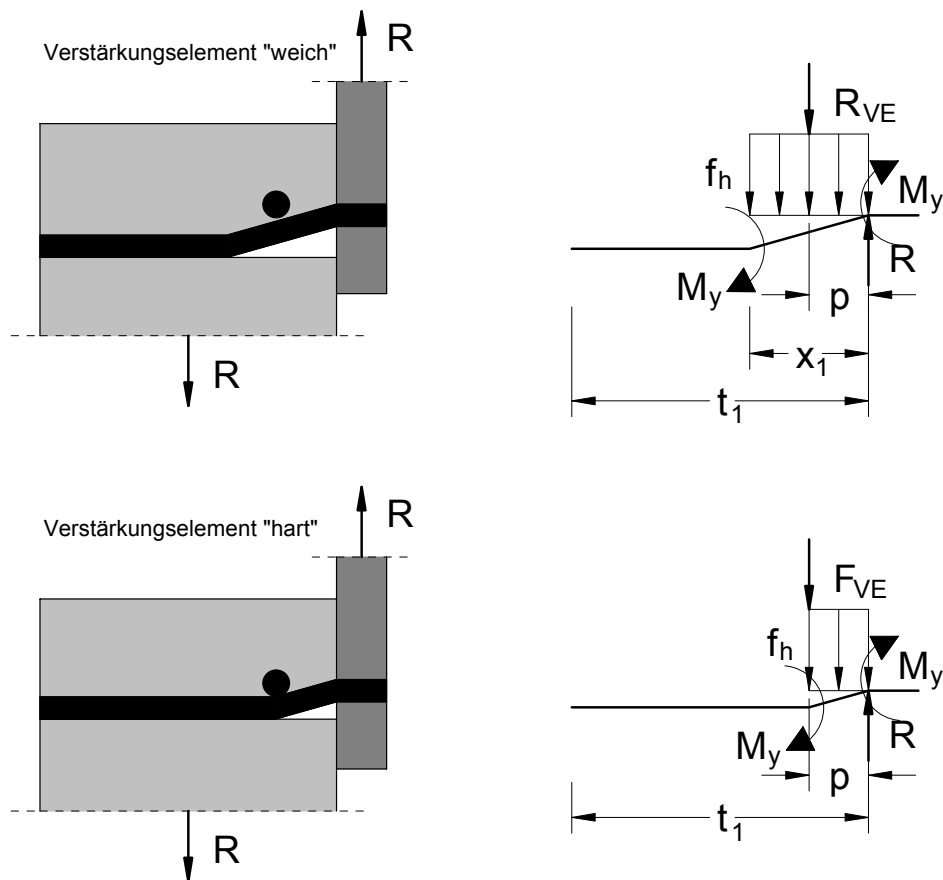
gilt für  $p \leq \sqrt{\frac{t_1^2}{2} + \frac{M_y}{f_h \cdot d}}$  und  $R_{VE} > \frac{M_y}{p} + \frac{f_h \cdot d}{p} \cdot \left[ \frac{t_1^2}{2} - p^2 \right]$

Ist die Tragfähigkeit  $R_{VE}$  kleiner als die Beanspruchung  $F_{VE}$ , wird die Tragfähigkeit einer Verbindung mit "weicher" Verstärkung nach folgender Gleichung berechnet. Hierbei wird vorausgesetzt, dass das Verstärkungselement innerhalb der Strecke zwischen dem Drehpunkt des Hauptverbindungselementes und der Fuge angeordnet wird.

$$R = R_{VE} + f_h \cdot t_1 \cdot d \cdot \left[ \sqrt{2 + \frac{4}{t_1^2} \cdot \left( \frac{M_y - R_{VE} \cdot p}{f_h \cdot d} \right)} - 1 \right] \quad (82)$$

gilt für  $p \leq \sqrt{\frac{t_1^2}{2} + \frac{M_y}{f_h \cdot d}}$  und  $R_{VE} \leq \frac{M_y}{p} + \frac{f_h \cdot d}{p} \cdot \left[ \frac{t_1^2}{2} - p^2 \right]$

### Versagensmechanismus 3



Wird das Verstärkungselement außerhalb der Strecke zwischen dem Fließgelenk des Hauptverbindungselementes und Fuge angeordnet, kann die Tragfähigkeit der Verbindung nicht erhöht werden. Damit berechnet sich die Tragfähigkeit entsprechend der Tragfähigkeit für eine unverstärkte Verbindung.

$$R = \sqrt{2} \cdot \sqrt{2 \cdot M_y \cdot f_h \cdot d} \quad \text{gilt für} \quad p > \sqrt{\frac{4 \cdot M_y}{f_h \cdot d}} \quad (83)$$

Wird das Verstärkungselement innerhalb der Strecke zwischen Fließgelenk und Fuge angeordnet und ist die Tragfähigkeit  $R_{VE}$  größer als die Beanspruchung  $F_{VE}$ , wird die Tragfähigkeit einer Verbindung mit "harter" Verstärkung wie folgt berechnet:

$$R = \frac{2 \cdot M_y + f_h \cdot d \cdot p}{p} \quad (84)$$

$$\text{gilt für} \quad p \leq \sqrt{\frac{4 \cdot M_y}{f_h \cdot d}} \quad \text{und} \quad R_{VE} > \frac{2 \cdot M_y}{p} - \frac{f_h \cdot d \cdot p}{2}$$

Ist die Tragfähigkeit  $R_{VE}$  kleiner als die Beanspruchung  $F_{VE}$ , berechnet sich die Tragfähigkeit einer Verbindung mit "weicher" Verstärkung nach folgender Gleichung. Gleichung (85) gilt nur, wenn das Verstärkungselement innerhalb der Strecke zwischen dem Fließgelenk des Hauptverbindungselementes und der Fuge angeordnet wird.

$$R = R_{VE} + \sqrt{2} \cdot \sqrt{f_h \cdot d \cdot (2 \cdot M_y - R_{VE} \cdot p)} \quad (85)$$

$$\text{gilt für} \quad p \leq \sqrt{\frac{4 \cdot M_y}{f_h \cdot d}} \quad \text{und} \quad R_{VE} \leq \frac{2 \cdot M_y}{p} - \frac{f_h \cdot d \cdot p}{2}$$

#### 4.2.3.2 Einschnittige Stahlblech-Holz-Verbindungen mit dünnem Stahlblech

Im Gegensatz zu einschnittigen Stahlblech-Holz-Verbindungen mit dicken Stahlblechen, kann sich bei Verbindungen mit dünnen Stahlblechen das Hauptverbindungselement im Stahlblech verdrehen. Es wird eine gelenkige Lagerung des Stiftes im Stahlblech angenommen.

Folgende Versagensmechanismen können sich bei einer Verbindung mit dünnem Stahlblech einstellen:

Versagensmechanismus 2:

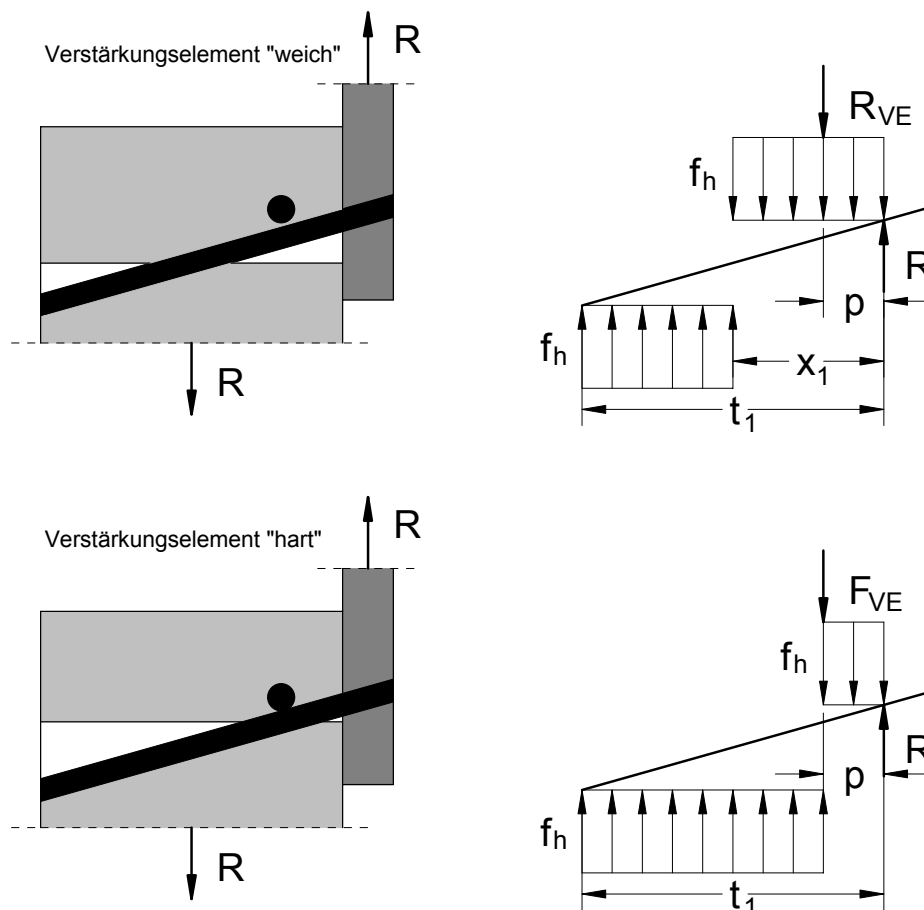
Dieser Versagensmechanismus ist gekennzeichnet durch das Erreichen der Lochleibungsfestigkeit des Holzes sowie durch das Verdrehen des Hauptverbindungselementes im Holz. Für den Fall einer "weichen" Verstärkung ( $F_{VE} \geq R_{VE}$ ) befindet sich

der Drehpunkt des Hauptverbindungselementes außerhalb der Lage des Verstärkungselementes. Für den Fall einer "harten" Verstärkung ( $F_{VE} < R_{VE}$ ) verdreht sich das Hauptverbindungselement genau an der Stelle des Verstärkungselementes.

Versagensmechanismus 3:

Dieser Versagensmechanismus ist gekennzeichnet durch das Erreichen der Lochleibungsfestigkeit des Holzes und der Ausbildung eines Fließgelenkes im Hauptverbindungselement in einem Abstand  $x_1$  zur Fuge. Für den Fall einer "weichen" Verstärkung ( $F_{VE} \geq R_{VE}$ ) bildet sich das Fließgelenk im Hauptverbindungselement außerhalb der Lage des Verstärkungselementes aus. Für den Fall einer "harten" Verstärkung ( $F_{VE} < R_{VE}$ ) bildet sich das Fließgelenk im Hauptverbindungselement an der Stelle des Verstärkungselementes aus. Da die Tragfähigkeit des Verstärkungselementes  $R_{VE}$  größer ist als die Beanspruchung  $F_{VE}$ , wirkt das Verstärkungselement als Auflager für das Hauptverbindungselement.

*Versagensmechanismus 2*



Wird das Verstärkungselement außerhalb der Strecke zwischen dem Drehpunkt des Hauptverbindungselementes und der Fuge angeordnet, kann die Tragfähigkeit der

Verbindung nicht erhöht werden. Für diesen Fall wird die Tragfähigkeit entsprechend der Tragfähigkeit für eine unverstärkte Verbindung berechnet.

$$R = f_h \cdot d \cdot t_1 \cdot [\sqrt{2} - 1] \quad \text{gilt für} \quad p > \frac{t_1}{\sqrt{2}} \quad (86)$$

Für  $R_{VE} > F_{VE}$  und für eine Anordnung des Verstärkungselementes innerhalb der Strecke zwischen dem Drehpunkt des Hauptverbindungselementes und der Fuge wird die Tragfähigkeit einer Verbindung mit einer "harten" Verstärkung wie folgt berechnet:

$$R = f_h \cdot d \cdot t_1 \cdot \left[ \frac{t_1}{2 \cdot p} + \frac{p}{t_1} - 1 \right] \quad (87)$$

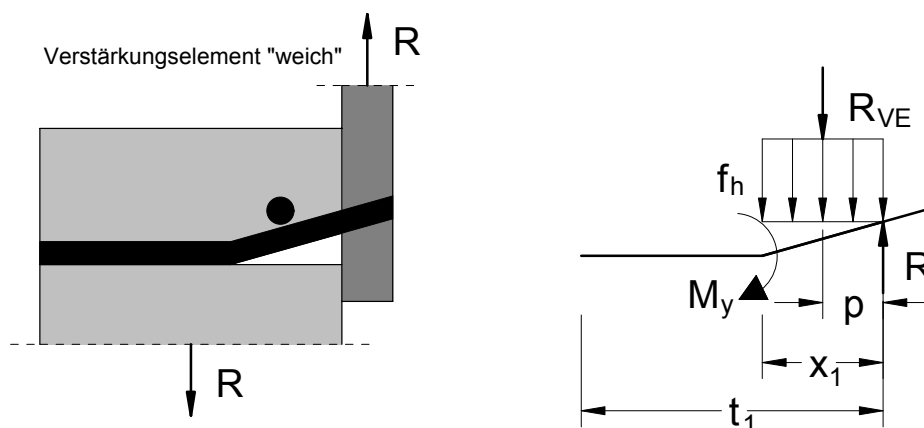
$$\text{gilt für} \quad p \leq \frac{t_1}{\sqrt{2}} \quad \text{und} \quad R_{VE} > \frac{f_h \cdot d}{p} \cdot \left[ \frac{t_1^2}{2} - p^2 \right]$$

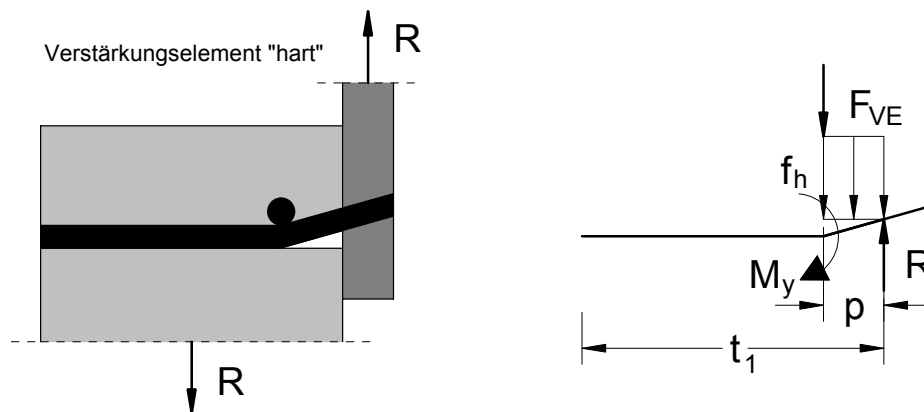
Für  $R_{VE} \leq F_{VE}$  und für eine Anordnung des Verstärkungselementes innerhalb der Strecke zwischen dem Drehpunkt des Hauptverbindungselementes und der Fuge berechnet sich die Tragfähigkeit einer Verbindung mit einer "weichen" Verstärkung nach folgender Gleichung:

$$R = R_{VE} + f_h \cdot t_1 \cdot d \cdot \left[ \sqrt{2 - \frac{4 \cdot R_{VE} \cdot p}{t_1^2 \cdot f_h \cdot d}} - 1 \right] \quad (88)$$

$$\text{gilt für} \quad p \leq \frac{t_1}{\sqrt{2}} \quad \text{und} \quad R_{VE} \leq \frac{f_h \cdot d}{p} \cdot \left[ \frac{t_1^2}{2} - p^2 \right]$$

### Versagensmechanismus 3





Wird das Verstärkungselement außerhalb der Strecke zwischen dem Fließgelenk im Hauptverbindungselement und der Fuge angeordnet, kann die Tragfähigkeit der Verbindung nicht erhöht werden. Für diesen Fall entspricht die Tragfähigkeit derjenigen einer unverstärkten Verbindung.

$$R = \sqrt{2 \cdot f_h \cdot d \cdot M_y} \quad \text{gilt für} \quad p > \sqrt{\frac{2 \cdot M_y}{f_h \cdot d}} \quad (89)$$

Für  $R_{VE} > F_{VE}$  und für eine Anordnung des Verstärkungselementes innerhalb der Strecke zwischen dem Fließgelenk im Hauptverbindungselement und der Fuge wird die Tragfähigkeit einer Verbindung mit einer "harten" Verstärkung wie folgt berechnet:

$$R = \frac{M_y}{p} + \frac{f_h \cdot d \cdot p}{2} \quad (90)$$

$$\text{gilt für} \quad p \leq \sqrt{\frac{2 \cdot M_y}{f_h \cdot d}} \quad \text{und} \quad R_{VE} > \frac{M_y}{p} - \frac{f_h \cdot d \cdot p}{2}$$

Für  $R_{VE} \leq F_{VE}$  und für eine Anordnung des Verstärkungselementes innerhalb der Strecke zwischen dem Fließgelenk im Hauptverbindungselement und der Fuge berechnet sich die Tragfähigkeit einer Verbindung mit einer "weichen" Verstärkung nach folgender Gleichung:

$$R = R_{VE} + \sqrt{2 \cdot f_h \cdot d \cdot (M_y - R_{VE} \cdot p)} \quad (91)$$

$$\text{gilt für} \quad p \leq \sqrt{\frac{2 \cdot M_y}{f_h \cdot d}} \quad \text{und} \quad R_{VE} \leq \frac{M_y}{p} - \frac{f_h \cdot d \cdot p}{2}$$

#### 4.2.3.3 Zweischnittige Stahlblech-Holz-Verbindungen mit innen liegendem Stahlblech

Bei zweischnittigen Stahlblech-Holz-Verbindungen mit innen liegendem Stahlblech kann sich das Hauptverbindungselement im Stahlblech wie bei den einschnittigen Stahlblech-Holz-Verbindungen mit dicken Stahlblechen nicht verdrehen. Daher entspricht die Tragfähigkeit je Scherfuge und Hauptverbindungselement für eine zweischnittige Stahlblech-Holz-Verbindung mit innen liegendem Stahlblech derjenigen für eine einschnittige Stahlblech-Holz-Verbindung mit dickem Stahlblech. Die Tragfähigkeit für eine zweischnittige Stahlblech-Holz-Verbindung mit innen liegendem Stahlblech ist folglich der kleinste Wert der Tragfähigkeit aus Versagensmechanismus 1, 2 oder 3 nach Abschnitt 4.2.3.1.

#### 4.2.3.4 Zweischnittige Stahlblech-Holz-Verbindungen mit dünnen, außen liegenden Stahlblechen

Dünne Stahlbleche liegen vor, wenn die Stahlblechdicke höchstens der halben Dicke des Hauptverbindungselementes entspricht ( $t < 0,5 \cdot d$ ). Diese Verbindung ist in etwa zu einer einschnittigen Stahlblech-Holz-Verbindung mit dünnen Stahlblechen identisch, wobei sich bei diesem Fall nicht alle Versagensmechanismen einstellen können.

Folgende Versagensmechanismen können sich bei dieser Verbindung einstellen:

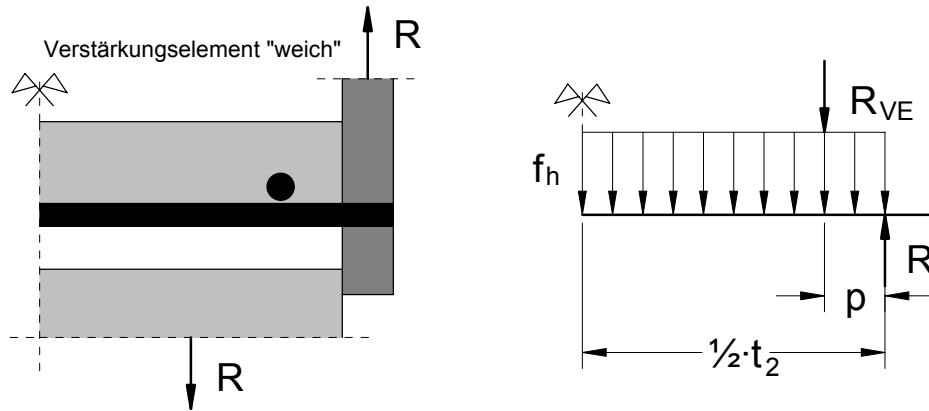
Versagensmechanismus 1:

Dieser Versagensmechanismus ist gekennzeichnet durch das Erreichen der Lochleibungsfestigkeit  $f_h$  im Holz. Da sich keine Fließgelenke ausbilden, kann hier nur der Fall der "weichen" Verstärkung auftreten.

Versagensmechanismus 3:

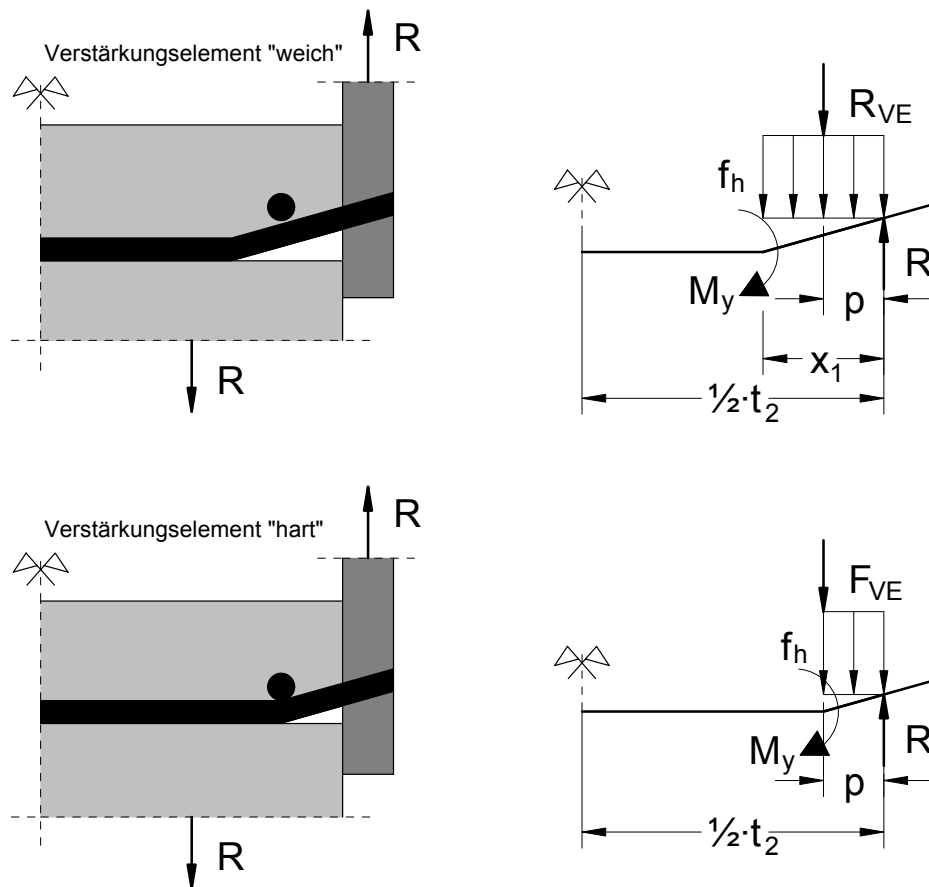
Dieser Versagensmechanismus ist gekennzeichnet durch das Erreichen der Lochleibungsfestigkeit des Holzes und der Ausbildung eines Fließgelenkes im Hauptverbindungselement sowie der Verdrehung des Hauptverbindungselementes im Stahlblech. Für den Fall einer "weichen" Verstärkung ( $F_{VE} \geq R_{VE}$ ) bildet sich das Fließgelenk im Hauptverbindungselement außerhalb der Lage des Verstärkungselementes aus. Für den Fall einer "harten" Verstärkung ( $F_{VE} < R_{VE}$ ) bildet sich das Fließgelenk im Hauptverbindungselement genau an der Stelle des Verstärkungselementes aus.

Versagensmechanismus 1



$$R = \frac{1}{2} \cdot f_h \cdot d \cdot t_2 + R_{VE} \quad \text{mit} \quad p \leq \frac{t_2}{2} \quad (92)$$

Versagensmechanismus 3





Wird das Verstärkungselement außerhalb der Strecke zwischen dem Fließgelenk im Hauptverbindungselement und der Fuge für den Fall einer unverstärkten Verbindung angeordnet, kann die Tragfähigkeit der Verbindung nicht erhöht werden. Damit berechnet sich die Tragfähigkeit entsprechend der Tragfähigkeit für eine unverstärkte Verbindung.

$$R = \sqrt{2 \cdot f_h \cdot d \cdot M_y} \quad \text{gilt für} \quad \frac{t_2}{2} > p > \sqrt{\frac{2 \cdot M_y}{f_h \cdot d}} \quad (93)$$

Wird das Verstärkungselement innerhalb der Strecke zwischen dem Fließgelenk und der Fuge angeordnet und ist seine Tragfähigkeit  $R_{VE}$  größer als die Beanspruchung  $F_{VE}$ , wird die Tragfähigkeit einer Verbindung mit einer "harten" Verstärkung wie folgt berechnet:

$$R = \frac{M_y}{p} + \frac{f_h \cdot d \cdot p}{2} \quad (94)$$

$$\text{gilt für} \quad p \leq \sqrt{\frac{2 \cdot M_y}{f_h \cdot d}} < \frac{t_2}{2} \quad \text{und} \quad R_{VE} > \frac{M_y}{p} - \frac{f_h \cdot d \cdot p}{2}$$

Ist die Tragfähigkeit  $R_{VE}$  kleiner als die Beanspruchung  $F_{VE}$ , berechnet sich die Tragfähigkeit einer Verbindung mit einer "weichen" Verstärkung nach folgender Gleichung. Diese Gleichung gilt, solange das Verstärkungselement innerhalb der Strecke zwischen dem Fließgelenk und der Fuge angeordnet wird.

$$R = R_{VE} + \sqrt{2 \cdot f_h \cdot d \cdot (M_y - R_{VE} \cdot p)} \quad (95)$$

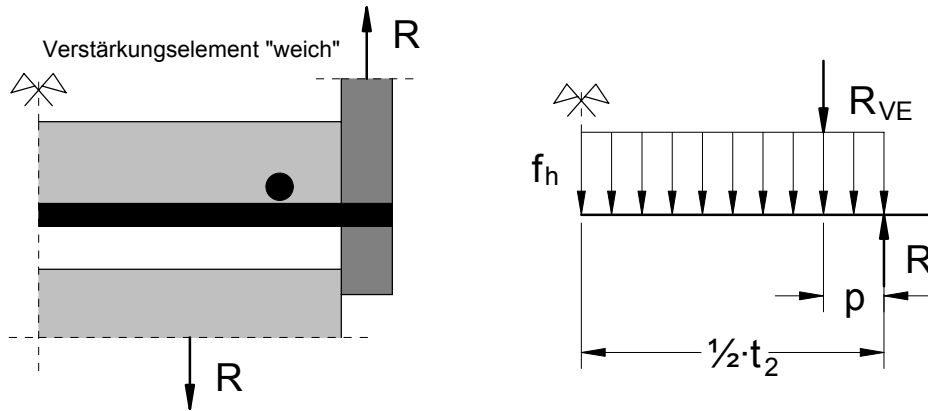
$$\text{gilt für} \quad p \leq \sqrt{\frac{2 \cdot M_y}{f_h \cdot d}} < \frac{t_2}{2} \quad \text{und} \quad R_{VE} \leq \frac{M_y}{p} - \frac{f_h \cdot d \cdot p}{2}$$

#### 4.2.3.5 Zweischnittige Stahlblech-Holz-Verbindungen mit dicken außen liegenden Stahlblechen

Dicke Stahlbleche liegen vor, wenn die Stahlblechdicke mindestens der Dicke des Hauptverbindungselementes entspricht ( $t \geq d$ ). Diese Verbindung ist in etwa zu einer einschnittigen Stahlblech-Holz-Verbindung mit einem dicken Stahlblech identisch, wobei sich hier nicht alle Versagensmechanismen einstellen können.

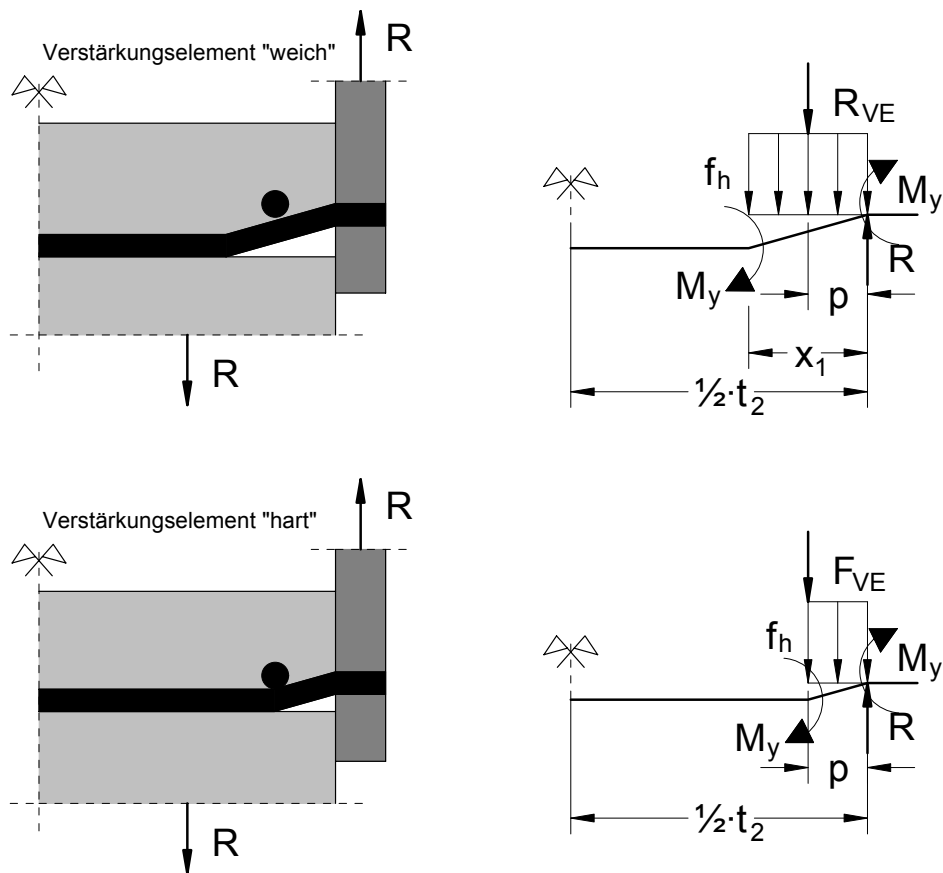
Maßgebend für ein Versagen ist Versagensmechanismus 1 und 3.

Versagensmechanismus 1



$$R = \frac{1}{2} \cdot f_h \cdot d \cdot t_2 + R_{VE} \quad \text{mit} \quad p \leq \frac{t_2}{2} \quad (96)$$

Versagensmechanismus 3



Wird das Verstärkungselement außerhalb der Strecke zwischen dem Fließgelenk im Hauptverbindungselement und der Fuge für den Fall einer unverstärkten Verbindung angeordnet, kann die Tragfähigkeit der Verbindung nicht erhöht werden. Damit berechnet sich die Tragfähigkeit entsprechend der Tragfähigkeit für eine unverstärkte Verbindung.

$$R = \sqrt{2} \cdot \sqrt{2 \cdot f_h \cdot d \cdot M_y} \quad \text{gilt für} \quad \frac{t_2}{2} > p > \sqrt{\frac{4 \cdot M_y}{f_h \cdot d}} \quad (97)$$

Wird das Verstärkungselement innerhalb dieser Strecke angeordnet und ist seine Tragfähigkeit auf Abscheren  $R_{VE}$  größer als die Beanspruchung  $F_{VE}$ , wird die Tragfähigkeit einer Verbindung mit einer "harten" Verstärkung wie folgt berechnet:

$$R = \frac{2 \cdot M_y}{p} + \frac{f_h \cdot d \cdot p}{2} \quad (98)$$

$$\text{gilt für} \quad p \leq \sqrt{\frac{4 \cdot M_y}{f_h \cdot d}} < \frac{t_2}{2} \quad \text{und} \quad R_{VE} > \frac{2 \cdot M_y}{p} - \frac{f_h \cdot d \cdot p}{2}$$

Ist die Tragfähigkeit auf Abscheren  $R_{VE}$  kleiner als die Beanspruchung  $F_{VE}$ , berechnet sich die Tragfähigkeit einer Verbindung mit einer "weichen" Verstärkung nach folgender Gleichung. Hierbei muss das Verstärkungselement innerhalb der Strecke zwischen dem Fließgelenk und der Fuge angeordnet werden.

$$R = R_{VE} + \sqrt{2} \cdot \sqrt{f_h \cdot d \cdot (2 \cdot M_y - R_{VE} \cdot p)} \quad (99)$$

$$\text{gilt für} \quad p \leq \sqrt{\frac{4 \cdot M_y}{f_h \cdot d}} < \frac{t_2}{2} \quad \text{und} \quad R_{VE} \leq \frac{2 \cdot M_y}{p} - \frac{f_h \cdot d \cdot p}{2}$$

Mit Hilfe der Gleichungen (79) bis (99) werden die Tragfähigkeiten von verstärkten Stahlblech-Holz-Verbindungen berechnet.

Die Wirkungsweise einer Verstärkung ist in Bild 4-6 dargestellt. Hier ist für eine einschichtige Stahlblech-Holz-Verbindung mit einem dicken Stahlblech der Verlauf der Tragfähigkeit in Abhängigkeit von der Tragfähigkeit  $R_{VE}$  des Verstärkungselementes dargestellt.

Für die Berechnung der Tragfähigkeit wurden folgende Eingangsgrößen gewählt:

Lochleibungsfestigkeit des Holzes:	$f_h = 30 \text{ N/mm}^2$
Dicke des Hauptverbindungselementes:	$d = 16 \text{ mm}$
Dicke des anzuschließenden Bauteils:	$t_1 = 60 \text{ mm}$
Fließmoment des Hauptverbindungselementes:	$M_y = 246 \text{ Nm}$

Abstand des Verstärkungselementes zur Fuge:

$$p = 20 \text{ mm}$$

(Ein Abstand von  $p = 20 \text{ mm}$  entspricht bei einem erforderlichen Mindestabstand von  $a_{2,c} = 2,5 \cdot d$  einem Durchmesser des Verstärkungselementes von  $d = 8 \text{ mm}$ ).

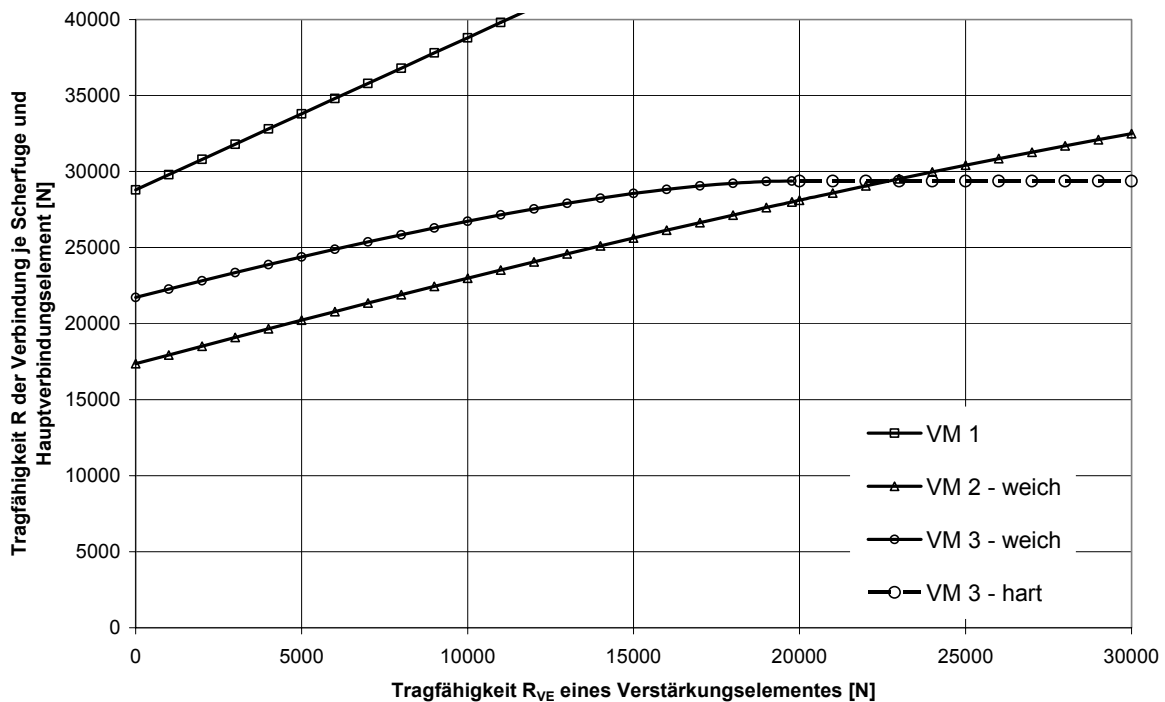


Bild 4-6 Tragfähigkeit  $R$  einer verstärkten Stahlblech-Holz-Verbindung in Abhängigkeit von der Tragfähigkeit des Verstärkungselementes  $R_{VE}$

Für  $R_{VE} = 0 \text{ N}$  beträgt die Tragfähigkeit  $R = 17,4 \text{ kN}$  und entspricht exakt der Tragfähigkeit für eine unverstärkte Verbindung. Maßgebend für dieses Versagen ist Versagensmechanismus 2. Mit steigender Tragfähigkeit  $R_{VE}$  des Verstärkungselementes steigt die Tragfähigkeit  $R$  je Scherfuge und Hauptverbindungselement. Wird in die Verbindung ein Verstärkungselement mit einer Tragfähigkeit von  $R_{VE} = 22,6 \text{ kN}$  in einem Abstand von  $p = 20 \text{ mm}$  zur Fuge direkt an das Hauptverbindungselement angebracht, kann die Tragfähigkeit der verstärkten Verbindung auf  $R = 29,4 \text{ kN}$  erhöht werden. Der Anstieg der Tragfähigkeit von  $R = 17,4 \text{ kN}$  auf  $R = 29,4 \text{ kN}$  entspricht einer Steigerung der Tragfähigkeit um 69%. Eine weitere Erhöhung der Tragfähigkeit ist nicht mehr möglich, weil ab einer Tragfähigkeit des Verstärkungselementes von  $R_{VE} = 22,6 \text{ kN}$  das „harte“ Verstärkungselement auf das Hauptverbindungselement quasi wie ein unverschiebliches Auflager wirkt. Im Vergleich zu einer unverstärkten Verbindung mit dem maßgebenden Versagensmechanismus 2 ändert sich infolge einer Verstärkung mit  $R_{VE} = 22,6 \text{ kN}$  der maßgebende Versagensmechanismus zum VM 3 (siehe Bild 4-6).

#### 4.2.4 Tragfähigkeit von mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkten Holz-Holz-Verbindungen

Im Gegensatz zu verstärkten Stahlblech-Holz-Verbindungen, bei denen nur ein Bauteil aus Holz mit selbstbohrenden Holzschrauben zu verstärken ist, sind bei Holz-Holz-Verbindungen sämtliche Bauteile zu verstärken. Erst dann kann ein wirksamer Verstärkungseffekt erzielt werden. Damit ist die Ermittlung der Tragfähigkeit von verstärkten Holz-Holz-Verbindungen im Vergleich zu den bereits vorgestellten Stahlblech-Holz-Verbindungen deutlich komplizierter. Unterschiede in der Lochleibungsfestigkeit in Holz-Holz-Verbindungen können durch eine unterschiedliche Rohdichte oder unterschiedliche Last-Faser-Winkel der verbundenen Hölzer verursacht werden. Dadurch entstehen unterschiedliche Tragfähigkeiten  $R_{VE,i}$  der Verstärkungselemente und/oder der Beanspruchungen  $F_{VE,i}$  aus den Hauptverbindungselementen. Für den Fall unterschiedlicher Tragfähigkeiten  $R_{VE,i}$  und/oder unterschiedlicher Beanspruchungen  $F_{VE,i}$  treten im Vergleich zu verstärkten Stahlblech-Holz-Verbindungen mit nur zwei Grundversagensmechanismen, zusätzlich zwei Grundversagensmechanismen auf.

Der erste "harte" Grundversagensmechanismus entspricht demjenigen für verstärkte Stahlblech-Holz-Verbindungen. Der "harte" Grundversagensmechanismus tritt ein, wenn unter der Annahme des Zusammenwirkens der Hauptverbindungselemente und der Verstärkungselemente und unter der Annahme des Last-Verformungsverhaltens der Verstärkungselemente nach Bild 4-4 die Tragfähigkeiten beider Verstärkungselemente  $R_{VE,1}$  und  $R_{VE,2}$  größer als die entsprechenden Kraftkomponenten  $F_{VE,1}$  und  $F_{VE,2}$  sind. Bei diesem "harten" Grundversagensmechanismus wirken die Verstärkungselemente wie unverschiebbliche Auflager der Hauptverbindungselemente.

Sind entweder die Beanspruchungen aus den Hauptverbindungselementen  $F_{VE,i}$  und/oder die Tragfähigkeiten der Verstärkungselemente  $R_{VE,i}$  nicht gleich, können sich weiterhin die zusätzlichen Grundversagensmechanismen "weich-hart" oder "hart-weich" einstellen.

Der Grundversagensmechanismus "weich-hart" tritt ein, wenn aufgrund unterschiedlicher Tragfähigkeiten  $R_{VE,i}$  der Verstärkungselemente und/oder aufgrund unterschiedlicher Beanspruchungen  $F_{VE,i}$ , im Bauteil 1 die Tragfähigkeit  $R_{VE,1}$  kleiner als die entsprechende Beanspruchung  $F_{VE,1}$  und im Bauteil 2 die Beanspruchung  $F_{VE,2}$  kleiner als die entsprechende Tragfähigkeit  $R_{VE,2}$  ist.

Ist im Bauteil 2 die Tragfähigkeit  $R_{VE,2}$  kleiner als die entsprechende Beanspruchung  $F_{VE,2}$  und im Bauteil 1 die Beanspruchung  $F_{VE,1}$  kleiner als die entsprechende Tragfähigkeit  $R_{VE,1}$ , tritt der Grundversagensmechanismus "hart-weich" ein.

Der „weiche“ Grundversagensmechanismus kann praktisch nur dann auftreten, wenn beide Beanspruchungen  $F_{VE,1}$  und  $F_{VE,2}$  aus den Hauptverbindungselementen größer als die entsprechenden Tragfähigkeiten  $R_{VE,1}$  und  $R_{VE,2}$  sind.

Diese vier Grundversagensmechanismen sind bei der Berechnung der Tragfähigkeit von verstärkten Holz-Holz-Verbindungen und daher bei der Betrachtung jedes einzelnen Versagensmechanismus zu berücksichtigen.

Anhand des Versagensmechanismus 3 für eine einschnittige Holz-Holz-Verbindung wird nachfolgend die Herleitung der Gleichungen zur Berechnung der Traglast von verstärkten Holz-Holz-Verbindungen vorgestellt.

Dieser Versagensmechanismus ist gekennzeichnet durch das Erreichen von zwei Fließgelenken im Hauptverbindungselement sowie durch das Erreichen der Lochleibungsfestigkeit in beiden Bauteilen.

In Bild 4-7 bis Bild 4-10 sind für diesen Versagensmechanismus (VM) alle möglichen Grundversagensmechanismen dargestellt, welche sich in Abhängigkeit von der Größe der Beanspruchungen  $F_{VE,i}$  und der Tragfähigkeiten  $R_{VE,i}$  einstellen können.

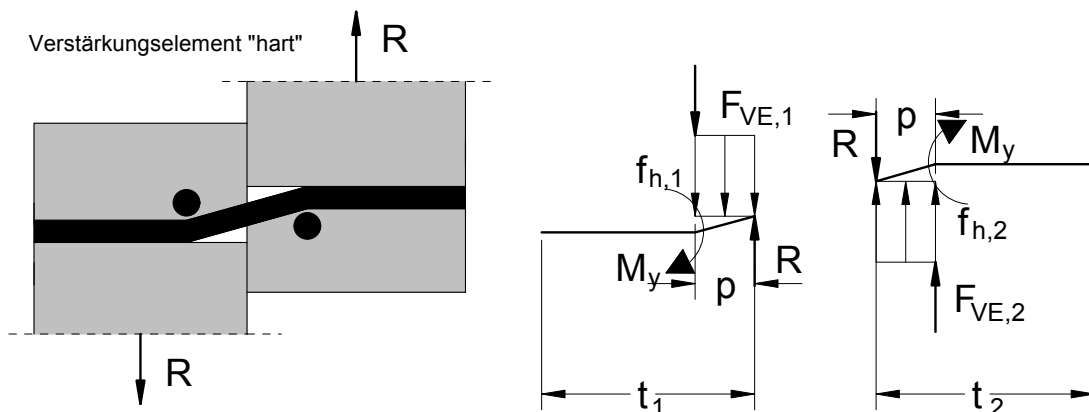


Bild 4-7 Grundversagensmechanismus "hart" bei VM 3

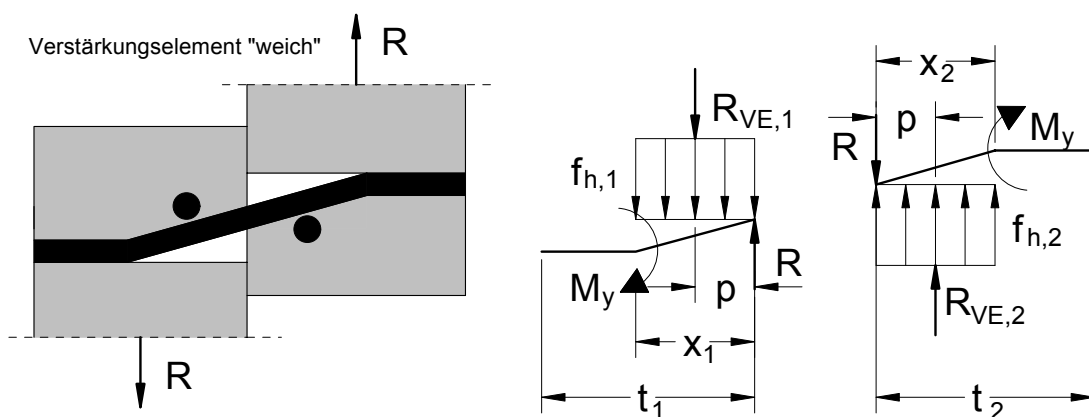


Bild 4-8 Grundversagensmechanismus "weich" bei VM 3

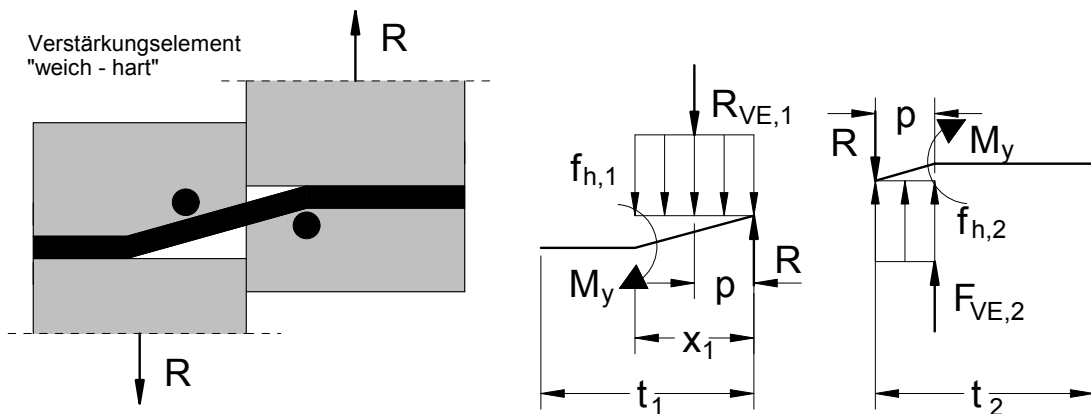


Bild 4-9 Grundversagensmechanismus "weich-hart" bei VM 3

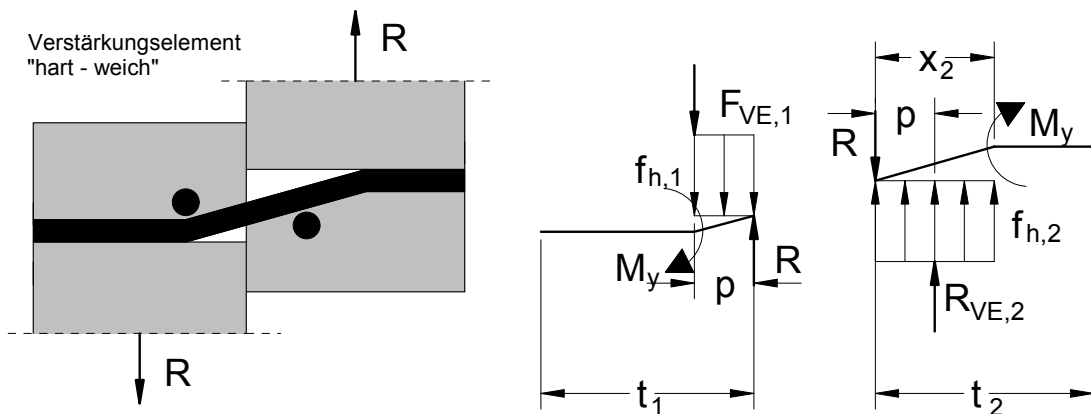


Bild 4-10 Grundversagensmechanismus "hart-weich" bei VM 3

Die Tragfähigkeit des Verstärkungselementes in Bauteil 1 ist  $R_{VE,1}$ , diejenige in Bauteil 2 ist  $R_{VE,2}$ . Die Beanspruchung des Verstärkungselementes durch das Hauptverbindungselement im Bauteil 1 ist  $F_{VE,1}$ , diejenige im Bauteil 2 ist  $F_{VE,2}$ . Es wird angenommen, dass der Abstand  $p$  der Verstärkungselemente zur Fuge in beiden Bauteilen gleich ist.

Für die Verhältnisse der Lochleibungsfestigkeiten und der Tragfähigkeiten gilt:

$$\psi = \frac{R_{VE,2}}{R_{VE,1}} \quad \text{und} \quad \beta = \frac{f_{h,2}}{f_{h,1}} \tag{100}$$

Die Tragfähigkeit je Hauptverbindungselement und Scherfuge einer unverstärkten Holz-Holz-Verbindung für den Versagensmechanismus 3 wird nach der Theorie von Johansen ohne Berücksichtigung des Seileffektes wie folgt berechnet:

$$R = \frac{\sqrt{2 \cdot \beta}}{\sqrt{1 + \beta}} \cdot \sqrt{2 \cdot f_{h,1} \cdot d \cdot M_y} \quad (101)$$

Die Abstände  $x_1$  und  $x_2$  zwischen den Fließgelenken und der Fuge in Bauteil 1 und 2 bei einer unverstärkten Verbindung mit Versagensmechanismus 3 berechnen sich nach folgender Gleichung:

$$x_1 = \frac{\sqrt{2 \cdot \beta}}{\sqrt{1 + \beta}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot M_y}{f_{h,1} \cdot d}} \quad \text{und} \quad x_2 = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{\beta \cdot (1 + \beta)}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot M_y}{f_{h,1} \cdot d}} \quad (102)$$

Werden die Verstärkungselemente innerhalb der Strecken  $x_1$  und  $x_2$  berührend an die Hauptverbindungselemente angeordnet, kann die Tragfähigkeit der Verbindung gesteigert werden. Werden die Verstärkungselemente außerhalb der Strecken  $x_1$  und  $x_2$  angeordnet, haben die Verstärkungselemente keine Auswirkung auf das Tragverhalten der Verbindung.

Für den Fall einer "harten" Verstärkung nach Bild 4-7 wird die Tragfähigkeit einer verstärkten Verbindung aus dem Momenten- und Kräftegleichgewicht in der Fuge nach Gleichung (103) berechnet.

$$R = \frac{M_y}{p} + \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot p}{4} \cdot (1 + \beta) \quad (103)$$

Der "harte" Grundversagensmechanismus tritt auf, wenn die Tragfähigkeiten der Verstärkungselemente  $R_{VE,1}$  und  $R_{VE,2}$  bei Beanspruchung rechtwinklig zur Achse größer sind als die entsprechenden Kraftkomponenten  $F_{VE,1}$  und  $F_{VE,2}$ . Die Kraftkomponenten  $F_{VE,1}$  und  $F_{VE,2}$  werden ebenfalls aus dem Momenten- und dem Kräftegleichgewicht in der Fuge für eine "harte" Verbindung hergeleitet. Gleichung (103) gilt somit, wenn Gleichungen (104) und (105) eingehalten werden.

$$R_{VE,1} > F_{VE,1} = \frac{M_y}{p} - \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot p}{4} \cdot (3 - \beta) \quad (104)$$

und

$$R_{VE,1} > \frac{F_{VE,2}}{\psi} = \frac{M_y}{\psi \cdot p} - \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot p}{\psi \cdot 4} \cdot (3 \cdot \beta - 1) \quad (105)$$



Der "weiche" Grundversagensmechanismus kann aus dem Momenten- und dem Kräftegleichgewicht in Bild 4-8 nach folgender Gleichung berechnet werden:

$$R = R_{VE,1} \cdot \frac{(\beta + \psi)}{(1 + \beta)} + \sqrt{\frac{2 \cdot \beta}{1 + \beta}} \cdot \sqrt{f_{h,1} \cdot d \cdot (2 \cdot M_y - R_{VE,1} \cdot p \cdot (1 + \psi)) - \frac{R_{VE,1}^2 \cdot (\psi - 1)^2}{2 \cdot (1 + \beta)}} \quad (106)$$

Der "weiche" Grundversagensmechanismus tritt auf, wenn das Verstärkungselement in Bauteil 1 innerhalb der Strecke  $x_1$  und das Verstärkungselement in Bauteil 2 innerhalb der Strecke  $x_2$  angeordnet wird ( $p \leq x_1$  und  $p \leq x_2$ ). Die Strecken  $x_1$  und  $x_2$  für den "weichen" Grundversagensmechanismus in Bild 4-8 können aus dem Momenten- und dem Kräftegleichgewicht in der Fuge berechnet werden. Für  $p \leq x_1$  und  $p \leq x_2$  können diese Gleichungen nach  $R_{VE,1}$  umgeformt werden (siehe Gleichung (107)). Damit der "weiche" Grundversagensmechanismus maßgebend wird, müssen folglich folgende Gleichungen eingehalten werden:

$$R_{VE,1} \leq \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot p}{(\psi - 1)^2} \cdot \left[ \frac{\sqrt{(1 + \psi)^2 \cdot (\beta^2 + \beta) - 4 \cdot \beta \cdot \psi^2 + \frac{4 \cdot \beta \cdot (\psi - 1)^2 \cdot M_y}{p^2 \cdot d \cdot f_{h,1}}}}{-(\beta - 1) \cdot \psi - \beta - 1} \right] \\ \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot p}{(\psi - 1)^2} \cdot \left[ \frac{\sqrt{(2 + \psi) \cdot (\beta + 1) \cdot \psi + 1 - 3 \cdot \beta + \frac{4 \cdot (\psi - 1)^2 \cdot M_y}{p^2 \cdot d \cdot f_{h,1}}}}{-(\beta + 1) \cdot \psi + \beta - 1} \right] \end{array} \right\} \geq 0, \quad (107)$$

wenn  $\psi \neq 1$

$$R_{VE,1} \leq \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{M_y - \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot p}{4 \cdot \beta} \cdot (1 + \beta)}{p} \\ \frac{M_y - \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot p \cdot \beta}{4} \cdot (1 + \beta)}{p} \end{array} \right\} \geq 0, \text{ wenn } \psi = 1$$

Für den Fall, dass Gleichung (107) nicht eingehalten wird und gleichzeitig die Tragfähigkeit  $R_{VE,1}$  kleiner als oder gleich der Beanspruchung  $F_{VE,1}$  und zusätzlich die Beanspruchung  $F_{VE,1} > F_{VE,2} / \psi$  ist, tritt der "weich-harte" Grundversagensmechanismus nach Bild 4-9 ein. Bei diesem Grundversagensmechanismus kann sich das Verstärkungselement in Bauteil 1 mit dem Hauptverbindungselement mitverschieben. In Bauteil 2 wirkt das Verstärkungselement auf das Hauptverbindungselement quasi wie ein unverschiebliches Auflager.

Für diesen Fall berechnet sich die Tragfähigkeit einer verstärkten Verbindung mit Versagensmechanismus 3 durch das Lösen des Momenten- und des Kräftegleichgewichtes in Bild 4-9 nach folgender Gleichung:

$$R = R_{VE,1} + f_{h,1} \cdot d \cdot \left[ \sqrt{(1 + \beta) \cdot p^2 - \frac{4 \cdot R_{VE,1} \cdot p - 4 \cdot M_y}{f_{h,1} \cdot d}} - p \right] \quad (108)$$

Für den Fall, dass Gleichung (107) nicht eingehalten wird und gleichzeitig die Tragfähigkeit  $R_{VE,1}$  kleiner als oder gleich der Beanspruchung  $F_{VE,2} / \psi$  ist und zusätzlich die Beanspruchung  $F_{VE,1} \leq F_{VE,2} / \psi$  ist, tritt der "hart-weiche" Grundversagensmechanismus nach Bild 4-10 ein. Bei diesem Grundversagensmechanismus kann sich das Verstärkungselement in Bauteil 2 mit dem Hauptverbindungselement mitverschieben. In Bauteil 1 wirkt das Verstärkungselement als unverschiebliches Auflager des Hauptverbindungselementes.

Für diesen Fall berechnet sich die Tragfähigkeit einer verstärkten Verbindung mit Versagensmechanismus 3 durch das Lösen des Momenten- und des Kräftegleichgewichtes in Bild 4-10 nach folgender Gleichung:

$$R = R_{VE,1} \cdot \psi + f_{h,1} \cdot d \cdot \left[ \sqrt{(1 + \beta) \cdot \beta \cdot p^2 - \frac{4 \cdot \beta \cdot (R_{VE,1} \cdot \psi \cdot p - M_y)}{f_{h,1} \cdot d}} - p \cdot \beta \right] \quad (109)$$

Basierend auf die Herleitung der Traglastgleichungen für eine einschnittige Holz-Holz-Verbindung mit Versagensmechanismus 3 werden die übrigen Traglastgleichungen angegeben.

Die Tragfähigkeit einer verstärkten Holz-Holz-Verbindung wird ermittelt, indem zunächst die Tragfähigkeiten  $R_{VE,1}$  und  $R_{VE,2}$  der Verstärkungselemente berechnet werden. Abhängig von der Größe der Tragfähigkeiten  $R_{VE,1}$  und  $R_{VE,2}$  bezogen auf die Größe der Beanspruchungen  $F_{VE,1}$  und  $F_{VE,2}$ , wird für jeden Versagensmechanismus nur einer der Grundversagensmechanismen "hart", "weich", "weich-hart" oder "hart-weich" maßgebend. Für den maßgebenden Grundversagensmechanismus ist die entsprechende Tragfähigkeit zu berechnen.

Im Vergleich zu den Gleichungen für konventionelle unverstärkte Holz-Holz-Verbindungen sind diese Gleichungen umfangreicher. Trotzdem kann es von Vorteil sein, ohne Änderung der Anschlussgeometrie durch eine Verstärkung mit selbstbohrenden Holzschrauben die Tragfähigkeit zu erhöhen.

Ist darüber hinaus die Tragfähigkeit  $R_{VE,1}$  gleich der Tragfähigkeit  $R_{VE,2}$  ( $\psi = 1$ ), vereinfachen sich die Gleichungen (100) bis (109).

#### 4.2.4.1 Einschnittige Holz-Holz-Verbindungen

Analog zur Herleitung der Traglastgleichungen für den Versagensmechanismus 3 wurden die Traglastgleichungen für die restlichen Versagensmechanismen hergeleitet. Bei verstärkten einschnittigen Holz-Holz-Verbindungen können die Versagensmechanismen 1a, 1b, 1c, 2a, 2b und 3 auftreten.

Für die Versagensmechanismen 1a, 1b, 1c, 2a und 2b werden nachfolgend die Gleichungen zur Berechnung der Tragfähigkeit ohne Herleitung angegeben. Die Gleichungen wurden wie für den Versagensmechanismus 3 hergeleitet.

Versagensmechanismus 1a:

Dieser Versagensmechanismus ist gekennzeichnet durch das Erreichen der Lochleibungsfestigkeit  $f_{h,1}$  im Bauteil 1 mit der Dicke  $t_1$ . Da sich keine Fließgelenke ausbilden, kann hier nur der „weiche“ Grundversagensmechanismus auftreten.

Versagensmechanismus 1b:

Dieser Versagensmechanismus ist gekennzeichnet durch das Erreichen der Lochleibungsfestigkeit  $f_{h,2}$  im Bauteil 2 mit der Dicke  $t_2$ . Da sich keine Fließgelenke ausbilden, kann hier ebenfalls nur der „weiche“ Grundversagensmechanismus auftreten.

Versagensmechanismus 1c:

Dieser Versagensmechanismus ist gekennzeichnet durch das Erreichen der Lochleibungsfestigkeit des Holzes in beiden Bauteilen und durch eine Schrägstellung des Hauptverbindungselementes. Für den Fall einer "weichen" Verstärkung verschieben sich beide Verstärkungselemente mit den Hauptverbindungselementen in Richtung der Kraft. Für den Fall einer "harten" Verstärkung verdreht sich das Hauptverbindungselement um die beiden Verstärkungselemente. Diese wirken dann als unverschiebliche Auflager. Die kombinierten Grundversagensmechanismen "weich-hart" und "hart-weich" treten auf, wenn die Tragfähigkeit  $R_{VE,i}$  eines Verstärkungselementes erreicht ist und das andere Verstärkungselement durch eine kleinere Kraftkomponente  $F_{VE,i}$  beansprucht wird.

Versagensmechanismus 2a:

Dieser Versagensmechanismus ist gekennzeichnet durch das Erreichen der Lochleibungsfestigkeit des Holzes in beiden Bauteilen und durch die Ausbildung eines Fließgelenkes im Bauteil 2. Die Einteilung der Verstärkung in "hart", "weich", "weich-hart" und "hart-weich" gilt auch für diesen Versagensmechanismus.

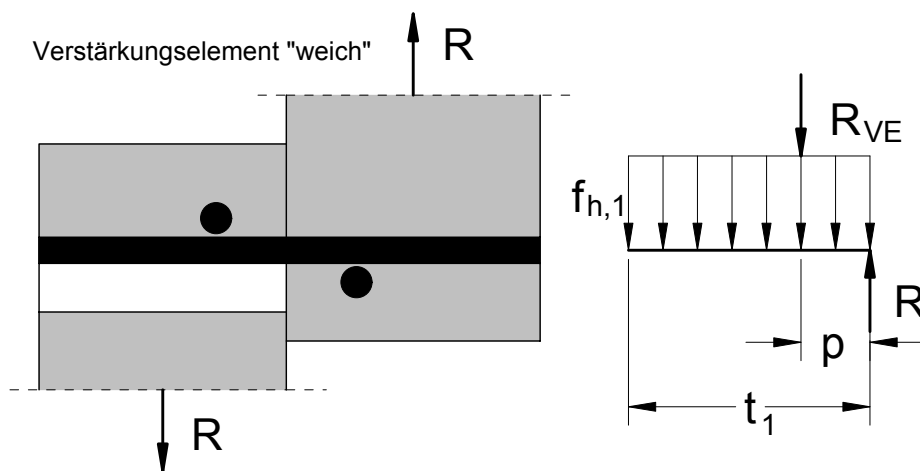
### Versagensmechanismus 2b:

Dieser Versagensmechanismus entspricht in etwa dem Versagensmechanismus 2a, wobei sich hier das Fließgelenk im Hauptverbindungselement im Bauteil 1 mit der Dicke  $t_1$  ausbildet.

### Versagensmechanismus 3:

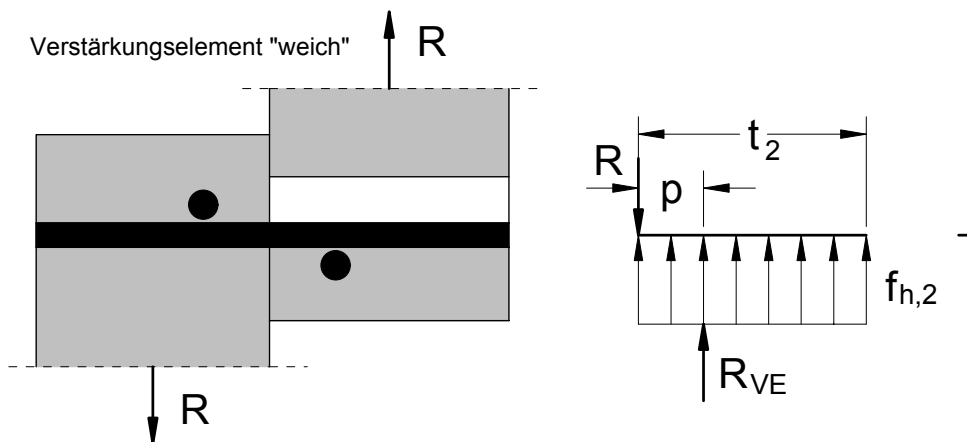
Dieser Versagensmechanismus ist gekennzeichnet durch das Erreichen der Lochleibungsfestigkeit des Holzes sowie durch die Ausbildung von zwei Fließgelenken in beiden Bauteilen.

### Versagensmechanismus 1a



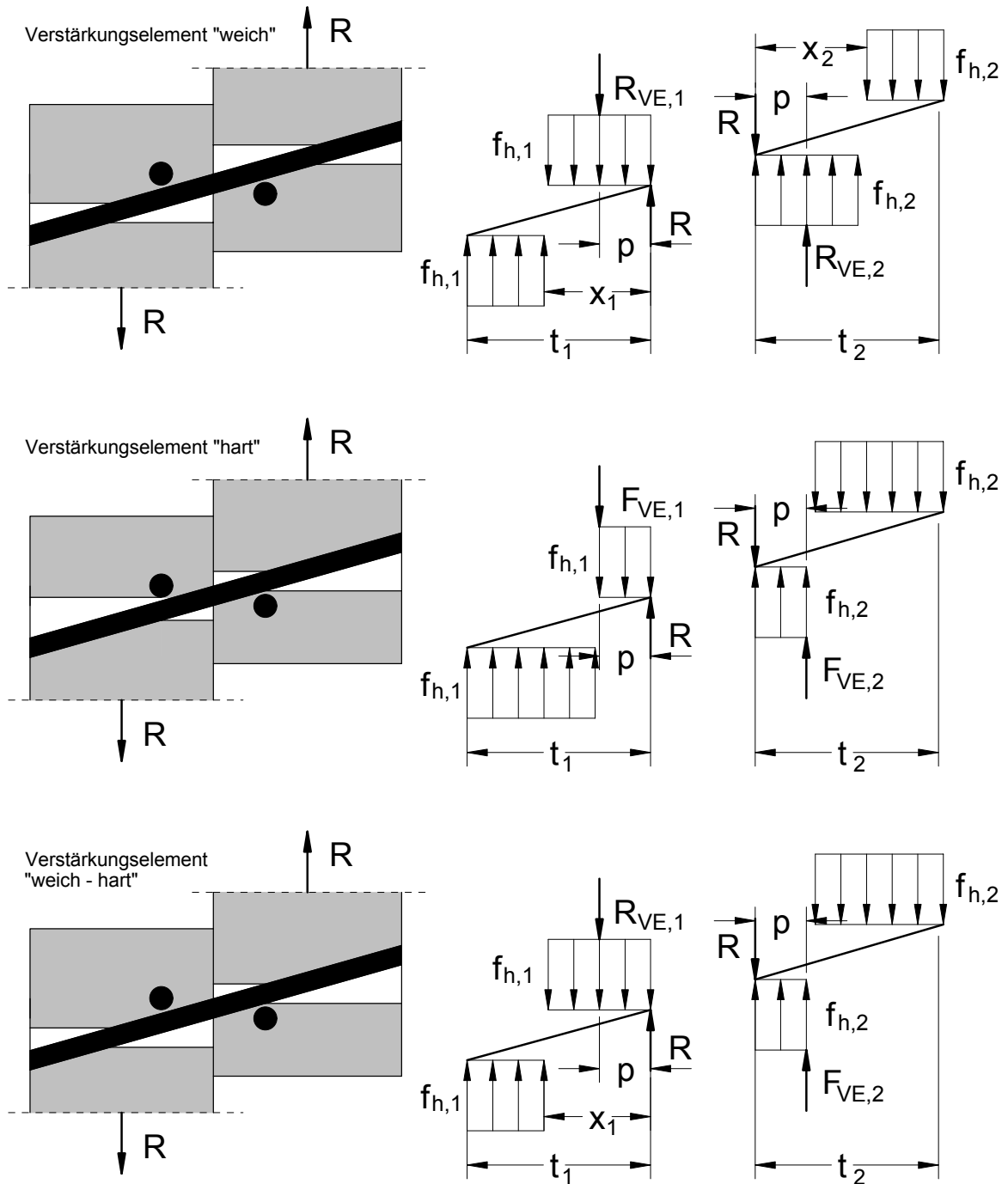
$$R = f_{h,1} \cdot d \cdot t_1 + R_{VE,1} \quad \text{mit} \quad p \leq t_1 \quad (110)$$

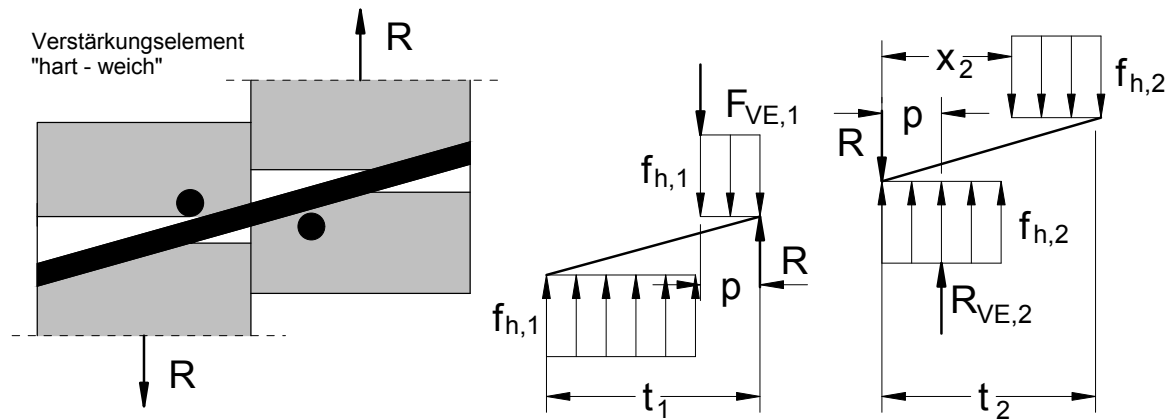
### Versagensmechanismus 1b



$$R = \beta \cdot f_{h,1} \cdot d \cdot t_2 + \psi \cdot R_{VE,1} \quad \text{mit} \quad p \leq t_2 \quad (111)$$

Versagensmechanismus 1c





Für die Abstände der Drehpunkte des Hauptverbindungselementes zur Fuge in Bauteil 1 und 2 für den Fall einer unverstärkten Verbindung mit Versagensmechanismus 1c gilt:

$$x_1 = \frac{t_1}{2 \cdot (1 + \beta)} \cdot \left[ \sqrt{\beta + 2 \cdot \beta^2 \cdot \left[ 1 + \frac{t_2}{t_1} + \left( \frac{t_2}{t_1} \right)^2 \right] + \beta^3 \cdot \left( \frac{t_2}{t_1} \right)^2} + 1 - \beta \cdot \frac{t_2}{t_1} \right] \quad (112)$$

$$x_2 = \frac{t_1}{2 \cdot \beta \cdot (1 + \beta)} \cdot \left[ \sqrt{\beta + 2 \cdot \beta^2 \cdot \left[ 1 + \frac{t_2}{t_1} + \left( \frac{t_2}{t_1} \right)^2 \right] + \beta^3 \cdot \left( \frac{t_2}{t_1} \right)^2} - \beta \cdot \left( 1 - \beta \cdot \frac{t_2}{t_1} \right) \right]$$

Werden die Verstärkungselemente außerhalb der Strecken  $x_1$  und  $x_2$  nach Gleichung (112) angeordnet ( $p > x_1$  und  $p > x_2$ ), kann die Tragfähigkeit der Verbindung durch eine Verstärkung mit Schrauben nicht erhöht werden. Damit berechnet sich die Tragfähigkeit entsprechend der Tragfähigkeit für eine unverstärkte Verbindung.

Werden die Verstärkungselemente innerhalb der Strecken  $x_1$  und  $x_2$  nach Gleichung (112) bündig an die Hauptverbindungselemente angeordnet ( $p < x_1$  und  $p < x_2$ ), wird die Tragfähigkeit der Verbindung durch die Verstärkungselemente erhöht.

Für verstärkte Verbindungen gilt:

$$\psi = \frac{R_{VE,2}}{R_{VE,1}} \quad \text{und} \quad \beta = \frac{f_{h,2}}{f_{h,1}} \quad (113)$$

Weiterhin gilt für die Beanspruchungen aus den Hauptverbindungselementen:

$$F_{VE,1} = \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot t_1}{2} \cdot \left[ (\beta - 3) \cdot \frac{p}{t_1} + 1 - \beta \cdot \frac{t_2}{t_1} + \left( 1 + \beta \cdot \frac{t_2^2}{t_1^2} \right) \cdot \frac{t_1}{2 \cdot p} \right] \quad (114)$$

$$F_{VE,2} = \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot t_1}{2} \cdot \left[ (1 - 3 \cdot \beta) \cdot \frac{p}{t_1} - 1 + \beta \cdot \frac{t_2}{t_1} + \left( 1 + \beta \cdot \frac{t_2^2}{t_1^2} \right) \cdot \frac{t_1}{2 \cdot p} \right]$$

und für die Grenzen bei Grundversagensmechanismus "weich":

$$Z = \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{f_{h,1} \cdot d}{2 \cdot \beta} \cdot \left[ (t_1 - t_2 \cdot \beta) - p \cdot (\beta + 1) + \frac{t_1^2}{2 \cdot p} \cdot (\beta - 1) + \frac{(\beta \cdot t_2 + t_1)^2}{4 \cdot p} \right] \\ \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot \beta}{2} \cdot \left[ (t_2 \cdot \beta - t_1) - p \cdot (\beta + 1) + \frac{t_2^2}{2 \cdot p} \cdot (1 - \beta) + \frac{(\beta \cdot t_2 + t_1)^2}{4 \cdot p \cdot \beta} \right] \end{array} \right\} \geq 0 \quad (115)$$

für  $\psi = 1$

$$Z = \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{f_{h,1} \cdot d}{(\psi - 1)^2} \cdot \left[ \frac{(t_1 - t_2 \cdot \beta - 2 \cdot p) \cdot (1 - \psi) - 2 \cdot p \cdot \beta \cdot (1 + \psi) + \sqrt{2 \cdot \beta}}{\sqrt{2 \cdot p^2 \cdot (\psi + 1)^2 \cdot (1 + \beta) + t_1^2 \cdot (\psi - 1)^2 \cdot \left( 1 + \beta \cdot \frac{t_2^2}{t_1^2} \right)}} \right. \\ \left. + 2 \cdot p \cdot t_1 \cdot (1 - \psi^2) \cdot \left( \beta \cdot \frac{t_2}{t_1} - 1 \right) - 8 \cdot \psi^2 \cdot p^2 \right] \\ \frac{f_{h,1} \cdot d}{(\psi - 1)^2} \cdot \left[ \frac{(t_1 - t_2 \cdot \beta - 2 \cdot p) \cdot (1 - \psi) + 2 \cdot p \cdot \beta \cdot (1 - \psi) - 4 \cdot \psi \cdot p}{\sqrt{2 \cdot p^2 \cdot \psi \cdot (\psi + 2) \cdot (1 + \beta) + 2 \cdot p^2 \cdot (1 - 3 \cdot \beta)}} \right. \\ \left. + \sqrt{2 \cdot p \cdot (1 - \psi^2) \cdot (\beta \cdot t_2 - t_1) + (\psi - 1)^2 \cdot (t_1^2 + \beta \cdot t_2^2)} \right] \end{array} \right\}$$

für  $\psi \neq 1$

Die Tragfähigkeit einer verstärkten Verbindung berechnet sich für den Versagensmechanismus 1c nach einer der folgenden Gleichungen:

Grundversagensmechanismus „hart“:

$$R = \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot t_1}{2} \cdot \left[ (\beta + 1) \cdot \frac{p}{t_1} - 1 - \beta \cdot \frac{t_2}{t_1} + \left( 1 + \beta \cdot \frac{t_2^2}{t_1^2} \right) \cdot \frac{t_1}{2 \cdot p} \right] \quad (116)$$

wenn  $R_{VE,1} > F_{VE,1}$  und  $R_{VE,1} > \frac{F_{VE,2}}{\psi}$

Grundversagensmechanismus „weich“:

$$R = R_{VE,1} \cdot \frac{(\psi + \beta)}{(1 + \beta)} + \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot t_1}{(1 + \beta)} \quad (117)$$

$$\left[ \sqrt{\frac{\beta + 2 \cdot \beta^2 \cdot \left(1 + \frac{t_2}{t_1} + \frac{t_2^2}{t_1^2}\right) + \beta^3 \cdot \frac{t_2^2}{t_1^2} - \frac{R_{VE,1}^2 \cdot \beta \cdot (\psi - 1)^2}{t_1^2 \cdot d^2 \cdot f_{h,1}^2}}{2 \cdot R_{VE,1} \cdot \beta \cdot p \cdot \left(2 \cdot (1 + \beta) \cdot (1 + \psi) + \frac{t_1}{p} \cdot (1 - \psi) \cdot \left(\beta \cdot \frac{t_2}{t_1} - 1\right)\right)} - \beta \cdot \left(1 + \frac{t_2}{t_1}\right)}{f_{h,1} \cdot d \cdot t_1^2} \right]$$

wenn  $R_{VE,1} \leq Z$

Grundversagensmechanismus „weich-hart“:

$$R = R_{VE,1} + f_{h,1} \cdot d \cdot t_1 \quad (118)$$

$$\left[ \sqrt{2} \cdot \sqrt{2 \cdot \frac{p^2}{t_1^2} \cdot (1 + \beta) + 2 \cdot \frac{p}{t_1} \cdot \left(1 - \beta \cdot \frac{t_2}{t_1}\right) + \left(1 + \beta \cdot \frac{t_2^2}{t_1^2}\right) - \frac{4 \cdot R_{VE,1} \cdot p}{t_1^2 \cdot d \cdot f_{h,1}}} - 2 \cdot \frac{p}{t_1} - 1 \right]$$

wenn  $F_{VE,1} > \frac{F_{VE,2}}{\psi}$  und  $Z < R_{VE,1} \leq F_{VE,1}$

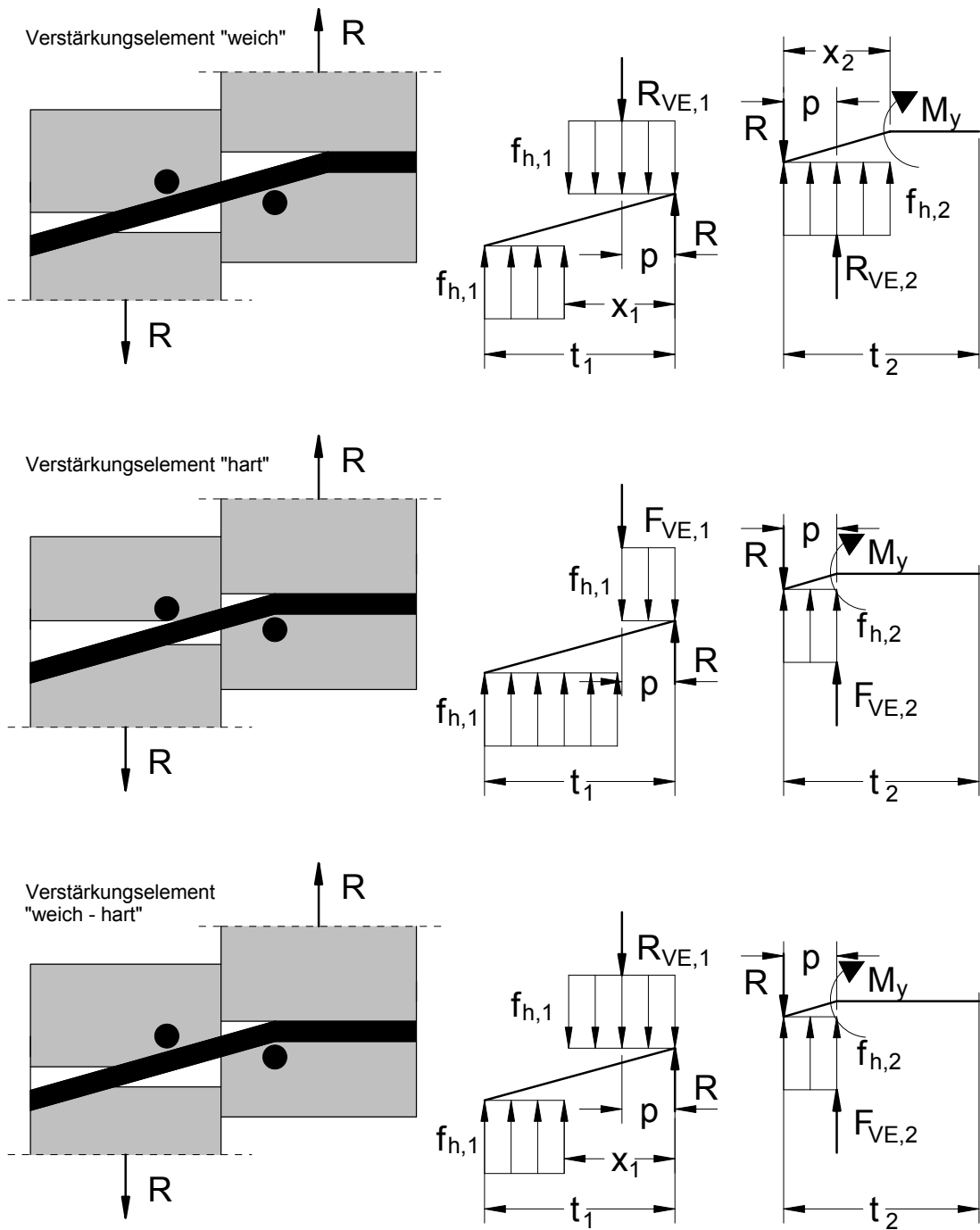
Grundversagensmechanismus „hart-weich“:

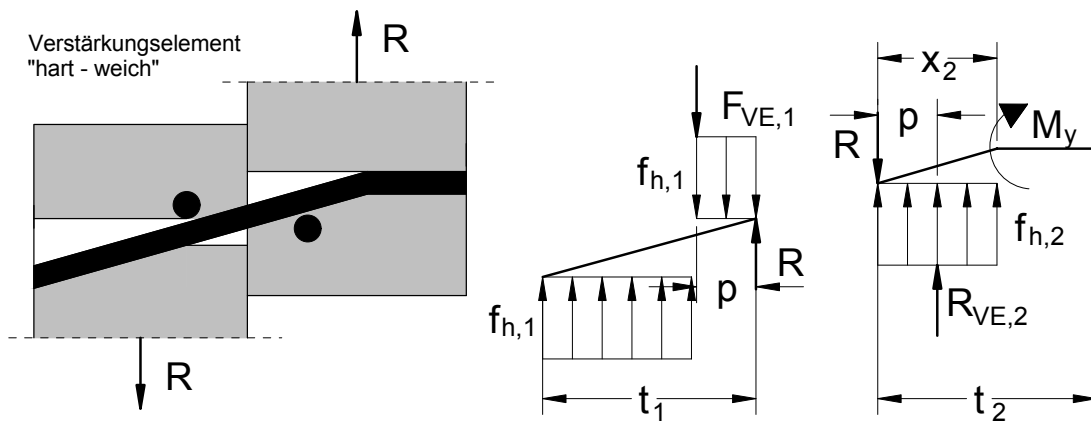
$$R = R_{VE,1} \cdot \psi + f_{h,1} \cdot d \cdot t_1 \cdot \left[ \sqrt{2 \cdot \beta} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \frac{p^2}{t_1^2} \cdot (1 + \beta) - 2 \cdot \frac{p}{t_1} \cdot \left(1 - \beta \cdot \frac{t_2}{t_1}\right)}{+1 + \beta \cdot \frac{t_2^2}{t_1^2} - \frac{4 \cdot R_{VE,1} \cdot \psi \cdot p}{t_1^2 \cdot d \cdot f_{h,1}}} - \beta \cdot \left(\frac{t_2}{t_1} + 2 \cdot \frac{p}{t_1}\right)} \right] \quad (119)$$

wenn  $F_{VE,1} \leq \frac{F_{VE,2}}{\psi}$  und  $Z < R_{VE,1} \leq \frac{F_{VE,2}}{\psi}$



Versagensmechanismus 2a





Der Abstand  $x_1$  des Drehpunktes des Hauptverbindungselementes zur Fuge in Bauteil 1 und der Abstand  $x_2$  des Fließgelenkes zur Fuge in Bauteil 2 für den Fall einer unverstärkten Verbindung mit Versagensmechanismus 2a werden wie folgt berechnet:

$$x_1 = \frac{t_1}{2 \cdot (2 + \beta)} \cdot \left[ \sqrt{2 \cdot \beta \cdot (1 + \beta) + \frac{(2 + \beta) \cdot \beta \cdot 4 \cdot M_y}{t_1^2 \cdot f_{h,1} \cdot d}} + 2 \right] \quad (120)$$

$$x_2 = \frac{t_1}{\beta \cdot (2 + \beta)} \cdot \left[ \sqrt{2 \cdot \beta \cdot (1 + \beta) + \frac{(2 + \beta) \cdot \beta \cdot 4 \cdot M_y}{t_1^2 \cdot f_{h,1} \cdot d}} - \beta \right]$$

Werden die Verstärkungselemente außerhalb der Strecken  $x_1$  und  $x_2$  nach Gleichung (120) angeordnet ( $p > x_1$  und  $p > x_2$ ), kann die Tragfähigkeit der Verbindung nicht erhöht werden. Damit berechnet sich die Tragfähigkeit entsprechend der Tragfähigkeit für eine unverstärkte Verbindung.

Werden die Verstärkungselemente innerhalb der Strecken  $x_1$  und  $x_2$  nach Gleichung (120) bündig an die Hauptverbindungselemente angeordnet ( $p < x_1$  und  $p < x_2$ ), wird die Tragfähigkeit der Verbindung durch die Verstärkungselemente erhöht.

Für verstärkte Verbindungen gilt:

$$\psi = \frac{R_{VE,2}}{R_{VE,1}} \quad \text{und} \quad \beta = \frac{f_{h,2}}{f_{h,1}} \quad (121)$$

Weiterhin gilt für die Beanspruchungen aus den Hauptverbindungselementen:

$$F_{VE,1} = \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot t_1}{4} \cdot \left[ (\beta - 6) \cdot \frac{p}{t_1} + 2 + \frac{t_1}{p} \right] + \frac{M_y}{2 \cdot p} \quad (122)$$

$$F_{VE,2} = \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot t_1}{4} \cdot \left[ (2 - 3 \cdot \beta) \cdot \frac{p}{t_1} - 2 + \frac{t_1}{p} \right] + \frac{M_y}{2 \cdot p}$$

und für die Grenzen bei Grundversagensmechanismus "weich":

$$Z = \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{f_{h,1} \cdot d}{4 \cdot p \cdot \beta} \cdot \left[ (\beta - 1) \cdot t_1^2 + 4 \cdot p \cdot t_1 - 2 \cdot p^2 \cdot (2 + \beta) \right] + \frac{M_y}{2 \cdot p} \\ \frac{f_{h,1} \cdot d}{8 \cdot p} \cdot \left[ t_1^2 - 2 \cdot p \cdot \beta \cdot t_1 - p^2 \cdot \beta \cdot (2 + \beta) \right] + \frac{M_y}{2 \cdot p} \end{array} \right\} \geq 0 \quad \text{für } \psi = 1 \quad (123)$$

$$Z = \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{f_{h,1} \cdot d}{(\psi - 1)^2} \cdot \left[ \frac{(2 \cdot p - t_1 - \beta \cdot p) \cdot (\psi - 1) - 2 \cdot p \cdot \beta}{\sqrt{\beta \cdot p^2 \cdot (\psi + 1)^2 \cdot (2 + \beta) + 2 \cdot p \cdot t_1 \cdot \beta \cdot (\psi^2 - 1)}} + \frac{2 \cdot \beta \cdot (\psi - 1)^2 \cdot M_y}{f_{h,1} \cdot d} \right] \\ \frac{f_{h,1} \cdot d}{(\psi - 1)^2} \cdot \left[ \frac{(2 \cdot p + t_1 + \beta \cdot p) \cdot (1 - \psi) - 4 \cdot p}{\sqrt{p^2 \cdot (\psi + 1)^2 \cdot (2 + \beta) + 2 \cdot p \cdot t_1 \cdot (\psi^2 - 1)}} + \sqrt{2} \cdot \frac{2 \cdot (\psi - 1)^2 \cdot M_y}{f_{h,1} \cdot d} \right] \end{array} \right\} \geq 0$$

für  $\psi \neq 1$

Die Tragfähigkeit einer verstärkten Verbindung berechnet sich für den Versagensmechanismus 2a nach einer der folgenden Gleichungen:

Grundversagensmechanismus „hart“:

$$R = \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot t_1}{4} \cdot \left[ (\beta + 2) \cdot \frac{p}{t_1} - 2 + \frac{t_1}{p} \right] + \frac{M_y}{2 \cdot p} \quad (124)$$

wenn  $R_{VE,1} > F_{VE,1}$  und  $R_{VE,1} > \frac{F_{VE,2}}{\psi}$

Grundversagensmechanismus „weich“

$$R = R_{VE,1} \cdot \frac{(2 \cdot \psi + \beta)}{(2 + \beta)} \quad (125)$$

$$+ \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot t_1}{(2 + \beta)} \cdot \left[ \sqrt{2 \cdot \beta \cdot (1 + \beta) - \frac{2 \cdot R_{VE,1}^2 \cdot \beta \cdot (\psi - 1)^2}{t_1^2 \cdot d^2 \cdot f_{h,1}^2}} - \beta \right]$$

$$\left[ \frac{4 \cdot R_{VE,1} \cdot \beta \cdot \left( \frac{p}{t_1} \cdot (1 + \psi) \cdot (2 + \beta) + \psi - 1 \right)}{f_{h,1} \cdot d \cdot t_1} + \frac{4 \cdot \beta \cdot (2 + \beta) \cdot M_y}{f_{h,1} \cdot d \cdot t_1^2} \right]$$

wenn  $R_{VE,1} \leq Z$

Grundversagensmechanismus „weich-hart“:

$$R = R_{VE,1} + f_{h,1} \cdot d \cdot t_1 \cdot \left[ \sqrt{(2 + \beta) \cdot 2 \cdot \frac{p^2}{t_1^2} + 2 + 4 \cdot \frac{p}{t_1} - \frac{(8 \cdot R_{VE,1} \cdot p - 4 \cdot M_y)}{t_1^2 \cdot f_{h,1} \cdot d}} - 2 \cdot \frac{p}{t_1} - 1 \right] \quad (126)$$

wenn  $F_{VE,1} > \frac{F_{VE,2}}{\psi}$  und  $Z < R_{VE,1} \leq F_{VE,1}$

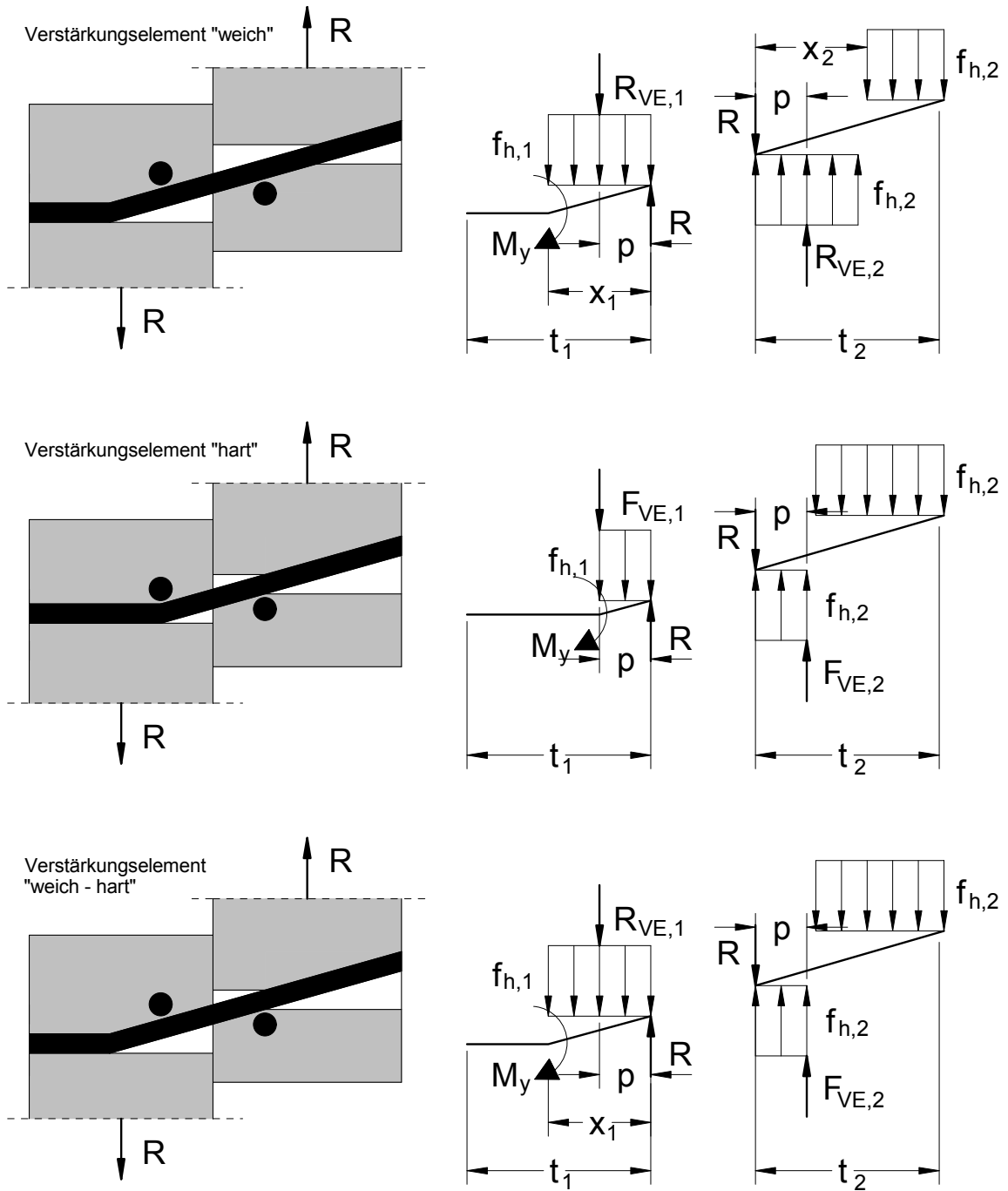
Grundversagensmechanismus „hart-weich“:

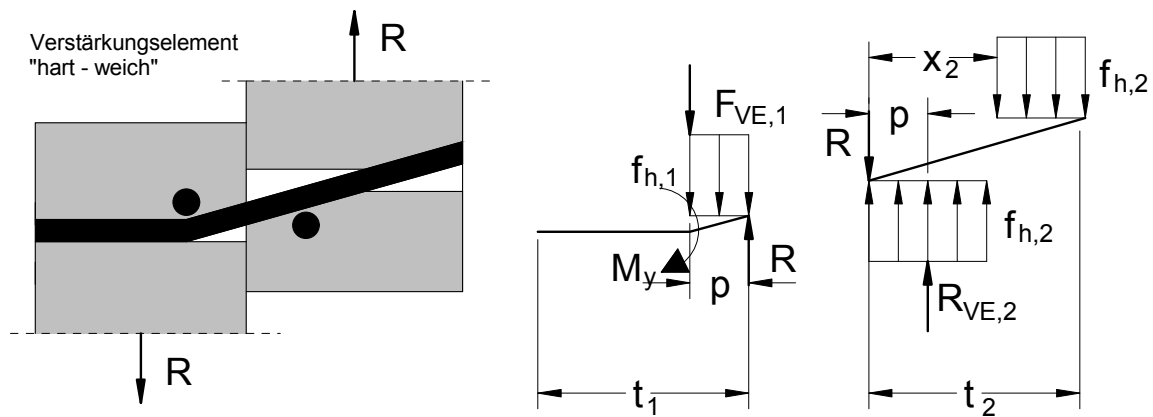
$$R = R_{VE,1} \cdot \psi \quad (127)$$

$$+ f_{h,1} \cdot d \cdot t_1 \cdot \left[ \sqrt{(2 + \beta) \cdot \beta \cdot \frac{p^2}{t_1^2} + \beta - 2 \cdot \beta \cdot \frac{p}{t_1} - \frac{\beta \cdot (4 \cdot R_{VE,1} \cdot \psi \cdot p - 2 \cdot M_y)}{t_1^2 \cdot f_{h,1} \cdot d}} - \beta \cdot \frac{p}{t_1} \right]$$

wenn  $F_{VE,1} \leq \frac{F_{VE,2}}{\psi}$  und  $Z < R_{VE,1} \leq \frac{F_{VE,2}}{\psi}$

Versagensmechanismus 2b





Der Abstand  $x_2$  des Drehpunktes des Hauptverbindungselementes zur Fuge in Bauteil 2 und der Abstand  $x_1$  des Fließgelenkes zur Fuge in Bauteil 1 für den Fall einer unverstärkten Verbindung mit Versagensmechanismus 2b werden wie folgt berechnet:

$$x_1 = \frac{t_2}{1+2\cdot\beta} \cdot \left[ \sqrt{2\cdot\beta^2 \cdot (1+\beta) + \frac{(1+2\cdot\beta) \cdot \beta \cdot 4 \cdot M_y}{t_2^2 \cdot f_{h,1} \cdot d}} - \beta \right] \quad (128)$$

$$x_2 = \frac{t_2}{2\cdot\beta \cdot (1+2\cdot\beta)} \cdot \left[ \sqrt{2\cdot\beta^2 \cdot (1+\beta) + \frac{(1+2\cdot\beta) \cdot \beta \cdot 4 \cdot M_y}{t_2^2 \cdot f_{h,1} \cdot d}} + 2\cdot\beta^2 \right]$$

Werden die Verstärkungselemente außerhalb der Strecken  $x_1$  und  $x_2$  nach Gleichung (128) angeordnet ( $p > x_1$  und  $p > x_2$ ), kann die Tragfähigkeit der Verbindung nicht erhöht werden. Damit berechnet sich die Tragfähigkeit entsprechend der Tragfähigkeit für eine unverstärkte Verbindung.

Werden die Verstärkungselemente innerhalb der Strecken  $x_1$  und  $x_2$  nach Gleichung (128) bündig an die Hauptverbindungselemente angeordnet ( $p < x_1$  und  $p < x_2$ ), kann die Tragfähigkeit der Verbindung durch die Verstärkungselemente erhöht werden.

Für verstärkte Verbindungen gilt:

$$\psi = \frac{R_{VE,2}}{R_{VE,1}} \quad \text{und} \quad \beta = \frac{f_{h,2}}{f_{h,1}} \quad (129)$$

Weiterhin gilt für die Beanspruchungen aus den Hauptverbindungselementen:

$$F_{VE,1} = \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot t_2}{4} \cdot \left[ (2 \cdot \beta - 3) \cdot \frac{p}{t_2} + 2 \cdot \beta \cdot \left( \frac{t_2}{2 \cdot p} - 1 \right) \right] + \frac{M_y}{2 \cdot p} \quad (130)$$

$$F_{VE,2} = \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot t_2}{4} \cdot \left[ (1 - 6 \cdot \beta) \cdot \frac{p}{t_2} + 2 \cdot \beta \cdot \left( \frac{t_2}{2 \cdot p} + 1 \right) \right] + \frac{M_y}{2 \cdot p}$$

und für die Grenzen bei Grundversagensmechanismus "weich":

$$Z = \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{f_{h,1} \cdot d}{8 \cdot p \cdot \beta} \cdot \left[ \beta^2 \cdot t_2^2 - 2 \cdot p \cdot \beta \cdot t_2 - p^2 \cdot (2 \cdot \beta + 1) \right] + \frac{M_y}{2 \cdot p} \\ \frac{f_{h,1} \cdot d}{4 \cdot p} \cdot \left[ 4 \cdot p \cdot \beta^2 \cdot t_2 - 2 \cdot p^2 \cdot \beta \cdot (2 \cdot \beta + 1) + t_2^2 \cdot \beta \cdot (1 - \beta) \right] + \frac{M_y}{2 \cdot p} \end{array} \right\} \geq 0 \quad (131)$$

für  $\psi = 1$

$$Z = \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{f_{h,1} \cdot d}{(\psi - 1)^2} \cdot \left[ \frac{(p + \beta \cdot t_2 - 2 \cdot \beta \cdot p) \cdot (\psi - 1) - 4 \cdot p \cdot \beta + \sqrt{2}}{\sqrt{\beta \cdot p^2 \cdot (\psi + 1)^2 \cdot (2 \cdot \beta + 1) + 2 \cdot p \cdot t_2 \cdot \beta^2 \cdot (1 - \psi^2)}} \right. \\ \left. + \frac{\beta^2 \cdot t_2^2 \cdot (\psi - 1)^2 - 4 \cdot \beta \cdot \psi^2 \cdot p^2 + \frac{2 \cdot \beta \cdot (\psi - 1)^2 \cdot M_y}{f_{h,1} \cdot d}}{\sqrt{\beta^2 \cdot t_2^2 \cdot (\psi - 1)^2 - 4 \cdot \beta \cdot \psi^2 \cdot p^2 + \frac{2 \cdot \beta \cdot (\psi - 1)^2 \cdot M_y}{f_{h,1} \cdot d}}} \right] \\ \frac{f_{h,1} \cdot d}{(\psi - 1)^2} \cdot \left[ \frac{(2 \cdot p \cdot \beta - \beta \cdot t_2 + p) \cdot (1 - \psi) - 2 \cdot p}{\sqrt{p^2 \cdot (\psi + 1)^2 \cdot (2 \cdot \beta + 1) + 2 \cdot \beta \cdot p \cdot t_2 \cdot (1 - \psi^2)}} \right. \\ \left. + \frac{\beta \cdot t_2^2 \cdot (\psi - 1)^2 - 8 \cdot \beta \cdot p^2 + \frac{2 \cdot (\psi - 1)^2 \cdot M_y}{f_{h,1} \cdot d}}{\sqrt{\beta \cdot t_2^2 \cdot (\psi - 1)^2 - 8 \cdot \beta \cdot p^2 + \frac{2 \cdot (\psi - 1)^2 \cdot M_y}{f_{h,1} \cdot d}}} \right] \end{array} \right\} \geq 0$$

für  $\psi \neq 1$

Die Tragfähigkeit einer verstärkten Verbindung berechnet sich für den Versagensmechanismus 2b nach einer der folgenden Gleichungen:

Grundversagensmechanismus „hart“:

$$R = \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot t_2}{4} \cdot \left[ (2 \cdot \beta + 1) \cdot \frac{p}{t_2} + 2 \cdot \beta \cdot \left( \frac{t_2}{2 \cdot p} - 1 \right) \right] + \frac{M_y}{2 \cdot p} \quad (132)$$

wenn  $R_{VE,1} > F_{VE,1}$  und  $R_{VE,1} > \frac{F_{VE,2}}{\psi}$

Grundversagensmechanismus „weich“:

$$R = R_{VE,1} \cdot \frac{(2 \cdot \beta + \psi)}{(2 \cdot \beta + 1)} \quad (133)$$

$$+ \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot t_2}{(2 \cdot \beta + 1)} \cdot \left[ \sqrt{\frac{2 \cdot \beta^2 \cdot (1 + \beta) - \frac{2 \cdot R_{VE,1}^2 \cdot \beta \cdot (\psi - 1)^2}{t_2^2 \cdot d^2 \cdot f_{h,1}^2} + \frac{4 \cdot \beta \cdot (2 \cdot \beta + 1) \cdot M_y}{f_{h,1} \cdot d \cdot t_2^2}}{4 \cdot R_{VE,1} \cdot \beta \cdot \left( \frac{p}{t_2} \cdot (1 + \psi) \cdot (2 \cdot \beta + 1) + \beta - \psi \cdot \beta \right)}} - \beta \right]$$

wenn  $R_{VE,1} \leq Z$

Grundversagensmechanismus „weich-hart“:

$$R = R_{VE,1} + f_{h,1} \cdot d \cdot t_2 \cdot \left[ \sqrt{(1 + 2 \cdot \beta) \cdot \frac{p^2}{t_2^2} + \left(1 - 2 \cdot \frac{p}{t_2}\right) \cdot \beta} - \frac{(4 \cdot R_{VE,1} \cdot p - 2 \cdot M_y)}{t_2^2 \cdot f_{h,1} \cdot d} - \frac{p}{t_2} \right] \quad (134)$$

wenn  $F_{VE,1} > \frac{F_{VE,2}}{\psi}$  und  $Z < R_{VE,1} \leq F_{VE,1}$

Grundversagensmechanismus „hart-weich“:

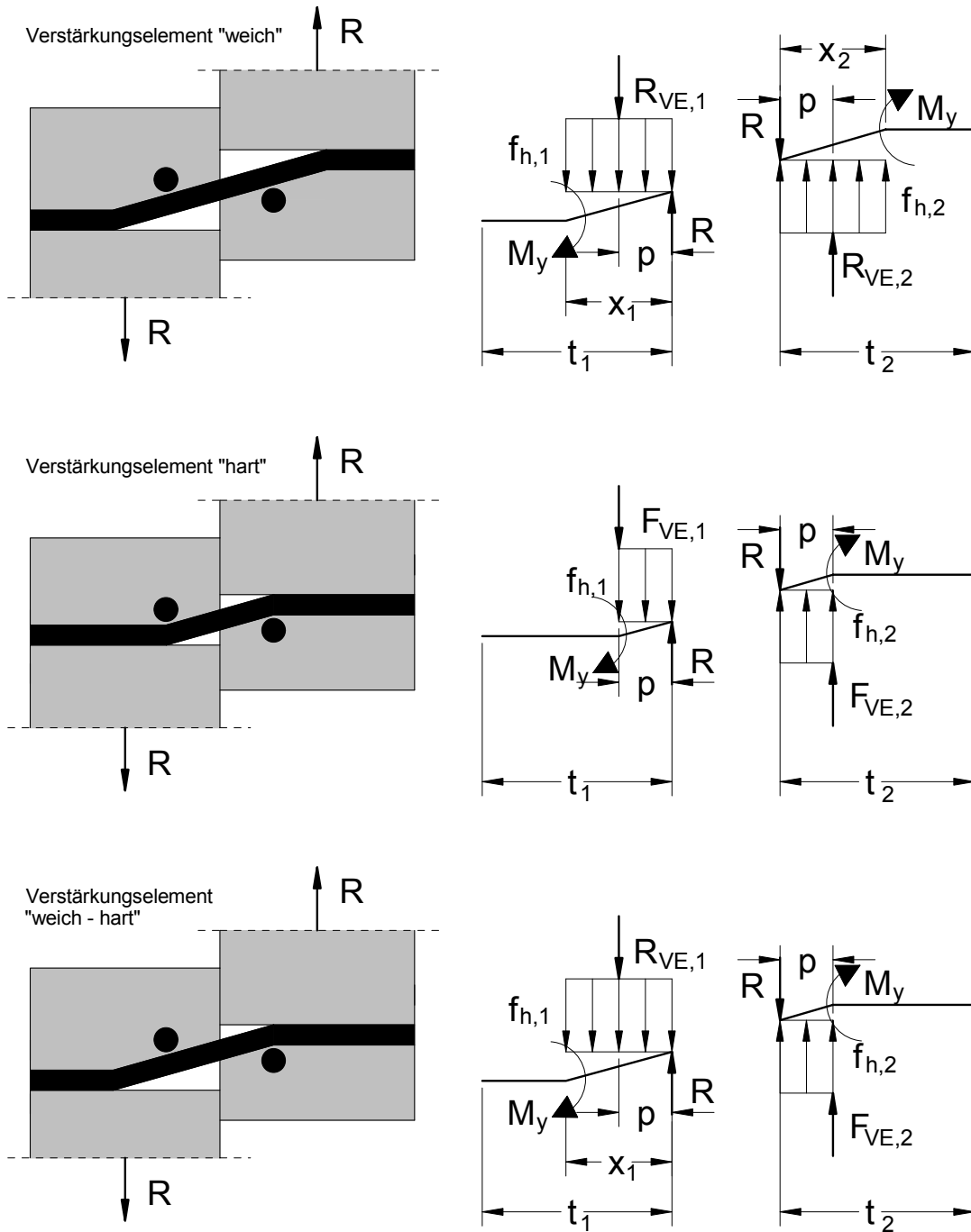
$$R = R_{VE,1} \cdot \psi + f_{h,1} \cdot d \cdot t_2 \cdot \quad (135)$$

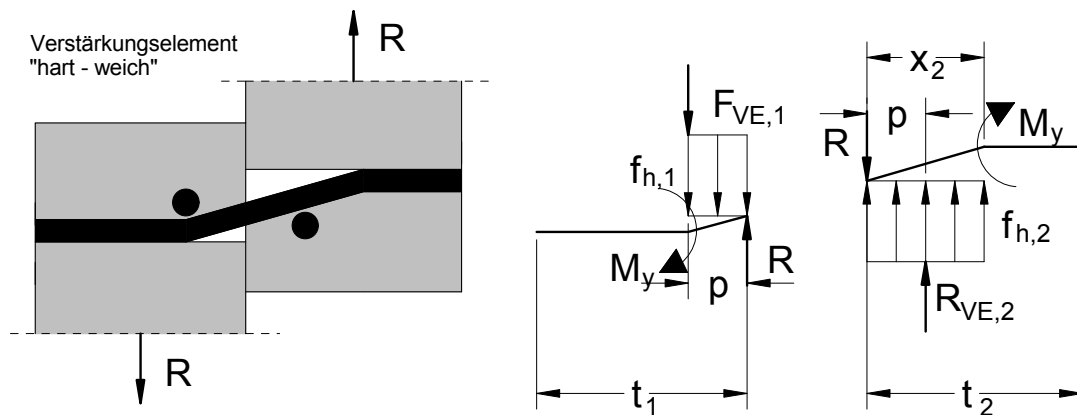
$$\left[ \sqrt{\beta} \cdot \sqrt{(1 + 2 \cdot \beta) \cdot 2 \cdot \frac{p^2}{t_2^2} + \left(1 + 2 \cdot \frac{p}{t_2}\right) \cdot 2 \cdot \beta} - \frac{4 \cdot (2 \cdot R_{VE,1} \cdot \psi \cdot p - M_y)}{t_2^2 \cdot f_{h,1} \cdot d} - \beta \cdot \left(1 + 2 \cdot \frac{p}{t_2}\right) \right]$$

wenn  $F_{VE,1} \leq \frac{F_{VE,2}}{\psi}$  und  $Z < R_{VE,1} \leq \frac{F_{VE,2}}{\psi}$



Versagensmechanismus 3





Die Abstände  $x_1$  und  $x_2$  der Fließgelenke der Hauptverbindungselemente zur Fuge in den Bauteilen 1 und 2 für den Fall einer unverstärkten Verbindung mit Versagensmechanismus 3 werden wie folgt berechnet:

$$x_1 = \frac{\sqrt{2 \cdot \beta}}{\sqrt{1 + \beta}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot M_y}{f_{h,1} \cdot d}} \quad (136)$$

$$x_2 = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{\beta \cdot (1 + \beta)}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot M_y}{f_{h,1} \cdot d}}$$

Werden die Verstärkungselemente außerhalb der Strecken  $x_1$  und  $x_2$  nach Gleichung (136) angeordnet ( $p > x_1$  und  $p > x_2$ ), kann die Tragfähigkeit der Verbindung nicht erhöht werden. Damit berechnet sich die Tragfähigkeit entsprechend der Tragfähigkeit für eine unverstärkte Verbindung.

Werden die Verstärkungselemente innerhalb der Strecken  $x_1$  und  $x_2$  nach Gleichung (136) bündig an die Hauptverbindungselemente angeordnet ( $p < x_1$  und  $p < x_2$ ), kann die Tragfähigkeit der Verbindung durch die Verstärkungselemente erhöht werden.

Für verstärkte Verbindungen gilt:

$$\psi = \frac{R_{VE,2}}{R_{VE,1}} \quad \text{und} \quad \beta = \frac{f_{h,2}}{f_{h,1}} \quad (137)$$

Weiterhin gilt für die Beanspruchungen aus den Hauptverbindungselementen:

$$F_{VE,1} = \frac{M_y}{p} - \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot p}{4} \cdot (3 - \beta) \quad (138)$$

$$F_{VE,2} = \frac{M_y}{p} - \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot p}{4} \cdot (3 \cdot \beta - 1)$$

und für die Grenzen bei Grundversagensmechanismus "weich":

$$Z = \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{M_y}{p} - \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot p}{4 \cdot \beta} \cdot (1 + \beta) \\ \frac{M_y}{p} - \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot p \cdot \beta}{4} \cdot (1 + \beta) \end{array} \right\} \geq 0 \quad \text{für } \psi = 1 \quad (139)$$

$$Z = \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot p}{(\psi - 1)^2} \cdot \left[ \frac{\sqrt{(1 + \psi)^2 \cdot (\beta^2 + \beta) - 4 \cdot \beta \cdot \psi^2 + \frac{4 \cdot \beta \cdot (\psi - 1)^2 \cdot M_y}{p^2 \cdot d \cdot f_{h,1}}}}{-(\beta - 1) \cdot \psi - \beta - 1} \right] \\ \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot p}{(\psi - 1)^2} \cdot \left[ \frac{\sqrt{(2 + \psi) \cdot (\beta + 1) \cdot \psi + 1 - 3 \cdot \beta + \frac{4 \cdot (\psi - 1)^2 \cdot M_y}{p^2 \cdot d \cdot f_{h,1}}}}{-(\beta + 1) \cdot \psi + \beta - 1} \right] \end{array} \right\} \geq 0$$

für  $\psi \neq 1$

Die Tragfähigkeit einer verstärkten Verbindung berechnet sich für den Versagensmechanismus 3 nach einer der folgenden Gleichungen:

Grundversagensmechanismus „hart“:

$$R = \frac{M_y}{p} + \frac{f_{h,1} \cdot d \cdot p}{4} \cdot (1 + \beta) \quad (140)$$

$$\text{wenn } R_{VE,1} > F_{VE,1} \text{ und } R_{VE,1} > \frac{F_{VE,2}}{\psi}$$

Grundversagensmechanismus „weich“:

$$R = R_{VE,1} \cdot \frac{(\beta + \psi)}{(1 + \beta)} + \sqrt{\frac{2 \cdot \beta}{1 + \beta}} \cdot \sqrt{f_{h,1} \cdot d \cdot (2 \cdot M_y - R_{VE,1} \cdot p \cdot (1 + \psi)) - \frac{R_{VE,1}^2 \cdot (\psi - 1)^2}{2 \cdot (1 + \beta)}} \quad (141)$$

$$\text{wenn } R_{VE,1} \leq Z$$

Grundversagensmechanismus „weich-hart“:

$$R = R_{VE,1} + f_{h,1} \cdot d \cdot \left[ \sqrt{(1 + \beta) \cdot p^2 - \frac{4 \cdot R_{VE,1} \cdot p - 4 \cdot M_y}{f_{h,1} \cdot d}} - p \right] \quad (142)$$

wenn  $F_{VE,1} > \frac{F_{VE,2}}{\psi}$  und  $Z < R_{VE,1} \leq F_{VE,1}$

Grundversagensmechanismus „hart-weich“:

$$R = R_{VE,1} \cdot \psi + f_{h,1} \cdot d \cdot \left[ \sqrt{(1 + \beta) \cdot \beta \cdot p^2 - \frac{4 \cdot \beta \cdot (R_{VE,1} \cdot \psi \cdot p - M_y)}{f_{h,1} \cdot d}} - p \cdot \beta \right] \quad (143)$$

wenn  $F_{VE,1} \leq \frac{F_{VE,2}}{\psi}$  und  $Z < R_{VE,1} \leq \frac{F_{VE,2}}{\psi}$

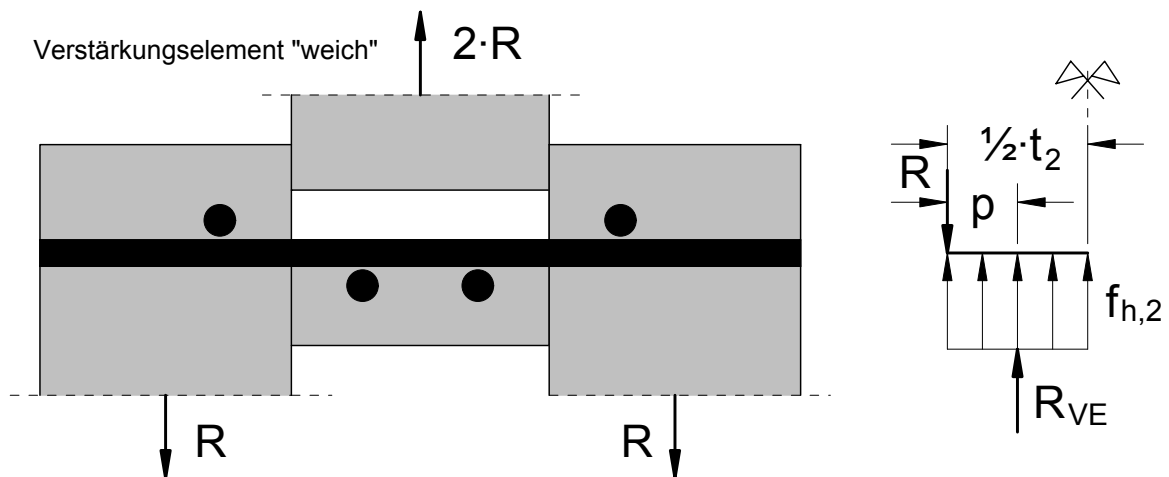
#### 4.2.4.2 Zweischnittige Holz-Holz-Verbindungen

Diese Verbindung entspricht einer einschnittigen Holz-Holz-Verbindung, wobei sich hier jedoch nur die Versagensmechanismen 1a, 1b, 2a und 3 einstellen können. Die Versagensfälle 1a, 2a und 3 entsprechen den entsprechenden Fällen bei einschnittigen Holz-Holz-Verbindungen nach Abschnitt 4.2.4.1. Daher werden diese Versagensfälle an dieser Stelle nicht angegeben. Lediglich der Versagensfall 1b unterscheidet sich formal vom Versagensfall 1b für eine einschnittige Holz-Holz-Verbindung und wird in diesem Abschnitt gesondert angegeben.

Damit die Traglast effektiv gesteigert werden kann, sind ebenso wie bei den einschnittigen Holz-Holz-Verbindungen sämtliche Hölzer mit selbstbohrenden Holzschrauben zu verstärken.

##### *Versagensmechanismus 1b*

Dieser Versagensmechanismus ist gekennzeichnet durch das Erreichen der Lochleibungsfestigkeit  $f_{h,2}$  im mittleren Bauteil der Dicke  $t_2$ . Da sich keine Fließgelenke ausbilden, kann hier nur der „weiche“ Versagensmechanismus auftreten.



$$R = 0,5 \cdot \beta \cdot f_{h,1} \cdot d \cdot t_2 + \psi \cdot R_{VE,1} \quad \text{mit} \quad p \leq 0,5 \cdot t_2 \quad (144)$$

Mit Hilfe der Gleichungen (110) bis (144) werden die Tragfähigkeiten von verstärkten Holz-Holz-Verbindungen berechnet.

Die Wirkungsweise einer Verstärkung ist beispielhaft in Bild 4-11 dargestellt. Hier ist für eine einschnittige Holz-Holz-Verbindung der Verlauf der Tragfähigkeit in Abhängigkeit von der Tragfähigkeit  $R_{VE,1}$  des Verstärkungselementes in Bauteil 1 dargestellt.

Zur Berechnung der Tragfähigkeit wurden folgende Parameter gewählt:

Lochleibungsfestigkeit des Holzes in Bauteil 1:	$f_{h,1} = 26 \text{ N/mm}^2$
Dicke des Hauptverbindungselementes:	$d = 16 \text{ mm}$
Dicke des linken Bauteils:	$t_1 = 60 \text{ mm}$
Dicke des rechten Bauteils:	$t_2 = 80 \text{ mm}$
Fließmoment des Hauptverbindungselementes:	$M_y = 246 \text{ Nm}$
Abstand der Verstärkungselemente zur Fuge:	$p = 15 \text{ mm}$
Verhältnis der Lochleibungsfestigkeiten:	$\beta = 1,2$
Verhältnis der Tragfähigkeiten der Verstärkungselemente:	$\psi = 1,1$

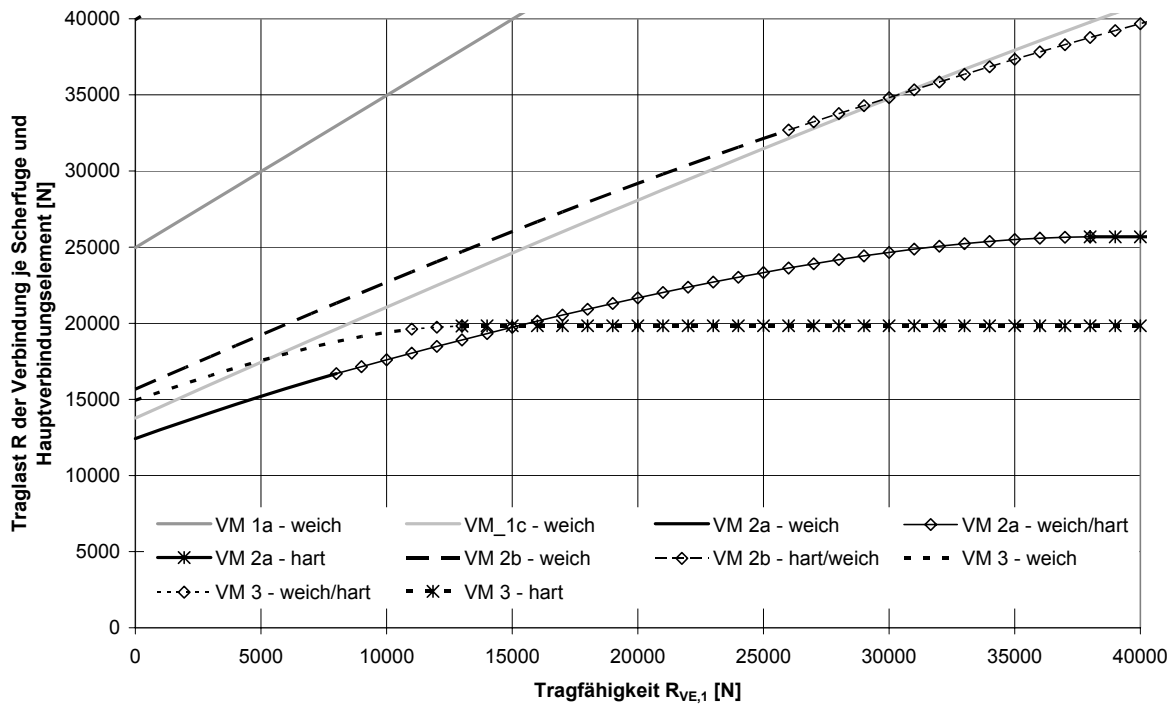


Bild 4-11 Tragfähigkeit einer verstärkten, einschnittigen Holz-Holz-Verbindung in Abhängigkeit von der Tragfähigkeit  $R_{VE,1}$  des Verstärkungselementes in Bauteil 1

Für  $R_{VE,1} = 0$  N beträgt die Tragfähigkeit der Verbindung  $R = 12,4$  kN und entspricht der Tragfähigkeit für eine unverstärkte Verbindung. Maßgebend für dieses Versagen ist Versagensmechanismus 2a. Wird diese Verbindung verstärkt, indem in jedes Bauteil eine selbstbohrende Vollgewindeschraube in einem Abstand von  $p = 15$  mm zur Fuge direkt an das Hauptverbindungselement angebracht wird, kann die Tragfähigkeit auf  $R = 19,8$  kN gesteigert werden. Diese Steigerung entspricht einem Zuwachs der Tragfähigkeit von 60% gegenüber der Tragfähigkeit einer unverstärkten Verbindung. Die dafür erforderlichen Tragfähigkeiten der Verstärkungselemente betragen  $R_{VE,1} = 15,3$  kN und  $R_{VE,2} = \psi \cdot R_{VE,1} = 16,8$  kN. Eine weitere Erhöhung der Tragfähigkeit durch Steigerung der Tragfähigkeiten  $R_{VE,i}$  ist nicht mehr möglich, weil für  $R_{VE,1} > 15,3$  kN das Verstärkungselement als ein unverschiebliches Auflager des Hauptverbindungselementes wirkt.

Anhand des Verlaufs der Tragfähigkeiten  $R$  in Abhängigkeit der Tragfähigkeiten  $R_{VE,i}$  können die Übergänge zwischen den einzelnen Grundversagensmechanismen betrachtet werden. Mit zunehmender Tragfähigkeit der Verstärkung tritt zunächst der „weiche“ Grundversagensmechanismus auf. Gefolgt vom „weich-harten“ oder „hart-weichen“ Grundversagensmechanismus wird bei ausreichender Tragfähigkeit der Verstärkungselemente der „harte“ Grundversagensmechanismus erreicht. Bei einem

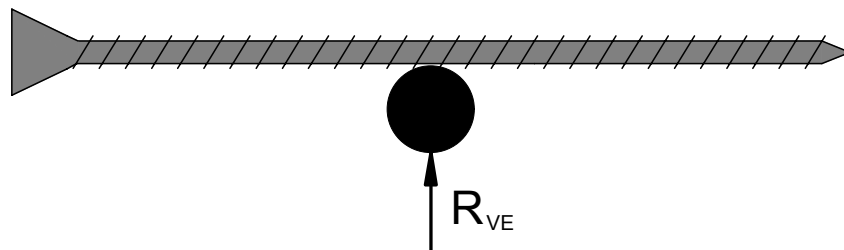
„harten“ Grundversagensmechanismus nimmt die Tragfähigkeit einer verstärkten Verbindung mit steigender Tragfähigkeit der Verstärkungselemente nicht mehr zu. Die exakten Übergänge zwischen den Grundversagensmechanismen bestätigen die Gültigkeit der hergeleiteten Gleichungen.

#### 4.2.5 Tragfähigkeit der Verstärkungselemente

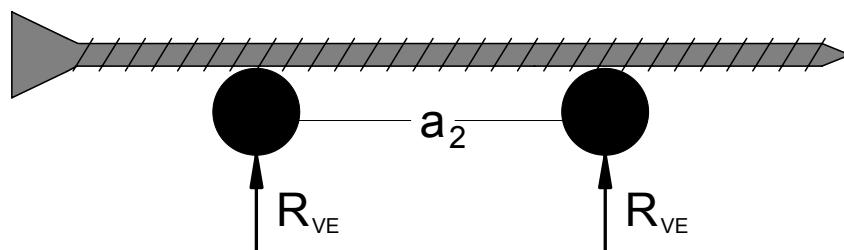
Mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkte Stahlblech-Holz-Verbindungen und Holz-Holz-Verbindungen werden mit Hilfe der in den Abschnitten 4.2.3 und 4.2.4 vorgestellten Gleichungen in Abhängigkeit von der Tragfähigkeit  $R_{VE}$  der Verstärkungselemente berechnet.

Zur Berechnung der Tragfähigkeit  $R_{VE}$  der Verstärkungselemente sind nachfolgend Gleichungen angegeben. Hierbei wird zwischen folgenden Fällen unterschieden:

Fall A: Das Verstärkungselement wird durch ein Hauptverbindungselement beansprucht. Dieser Fall entspricht dem Fall einer zweischnittigen Stahlblech-Holz-Verbindung mit innen liegendem Stahlblech.



Fall B: Das Verstärkungselement wird durch zwei Hauptverbindungselemente beansprucht. Der Abstand zwischen den Hauptverbindungselementen beträgt  $a_2$ .

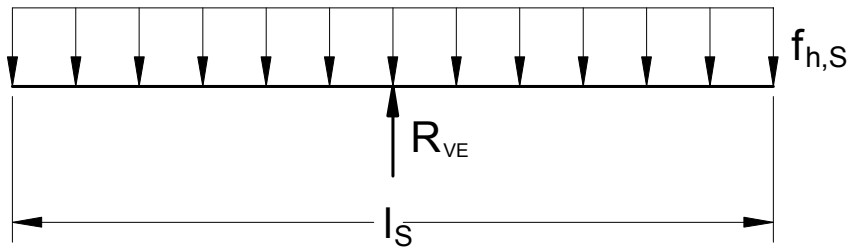


Die Tragfähigkeit  $R_{VE}$  der Verstärkungselemente wird in Anlehnung an die Theorie von Johansen ermittelt. Aufgrund der getroffenen Annahmen für das Last-Verformungs-Verhalten der Verstärkungselemente bei Beanspruchung auf Abscheren wird die günstig wirkende Tragfähigkeit der Verstärkungselemente auf Herausziehen nicht berücksichtigt.

Die Tragfähigkeit der Verstärkungselemente wird entsprechend der Theorie von Johansen durch das Gleichsetzen der Kräfte in Richtung der Beanspruchung und der Momente entlang der Stiftachse ermittelt.

Bei der Beanspruchung der Verstärkungselemente durch ein Hauptverbindungselement (Fall A) können sich folgende Versagensmechanismen einstellen:

#### *Versagensmechanismus A-1*

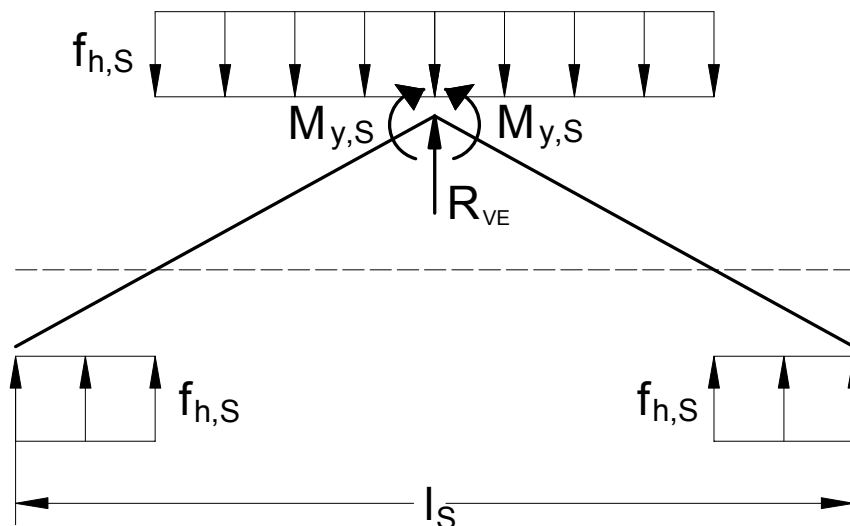


Dieser Versagensmechanismus ist gekennzeichnet durch das Erreichen der Lochleibungsfestigkeit des Holzes über die ganze Länge des Verstärkungselementes. Fließgelenke bilden sich bei diesem Versagensmechanismus nicht aus.

Die Tragfähigkeit für diesen Versagensmechanismus berechnet sich zu:

$$R_{VE} = f_{h,S} \cdot d_S \cdot l_S \quad (145)$$

#### *Versagensmechanismus A-2*



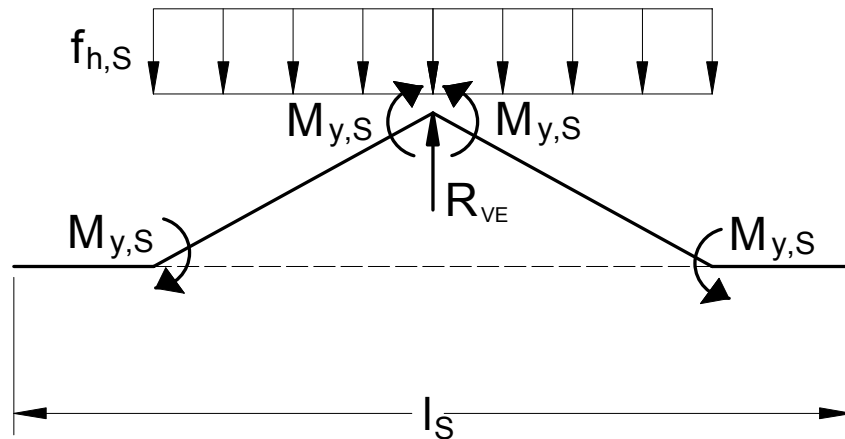
Dieser Versagensmechanismus ist gekennzeichnet durch das Ausbilden von Fließgelenken direkt an der Stelle der Lasteinleitung sowie durch das Erreichen der Lochleibungsfestigkeit des Holzes.



Die Tragfähigkeit für diesen Versagensmechanismus berechnet sich zu:

$$R_{VE} = f_{h,S} \cdot d_S \cdot l_S \cdot \left[ \sqrt{\frac{16 \cdot M_{y,S}}{f_{h,S} \cdot d_S \cdot l_S^2} + 2} - 1 \right] \quad (146)$$

### Versagensmechanismus A-3

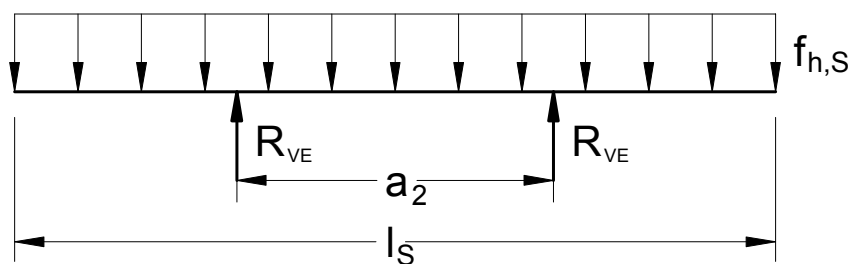


Dieser Versagensmechanismus ist gekennzeichnet durch das Ausbilden von insgesamt vier Fließgelenken und das Erreichen der Lochleibungsfestigkeit des Holzes. Die Tragfähigkeit für diesen Versagensmechanismus berechnet sich zu:

$$R_{VE} = 4 \cdot \sqrt{M_{y,S} \cdot f_{h,S} \cdot d_S} \quad (147)$$

Bei der Beanspruchung der Verstärkungselemente durch zwei Hauptverbindungselemente (Fall B) sind folgende Versagensmechanismen möglich:

### Versagensmechanismus B-1

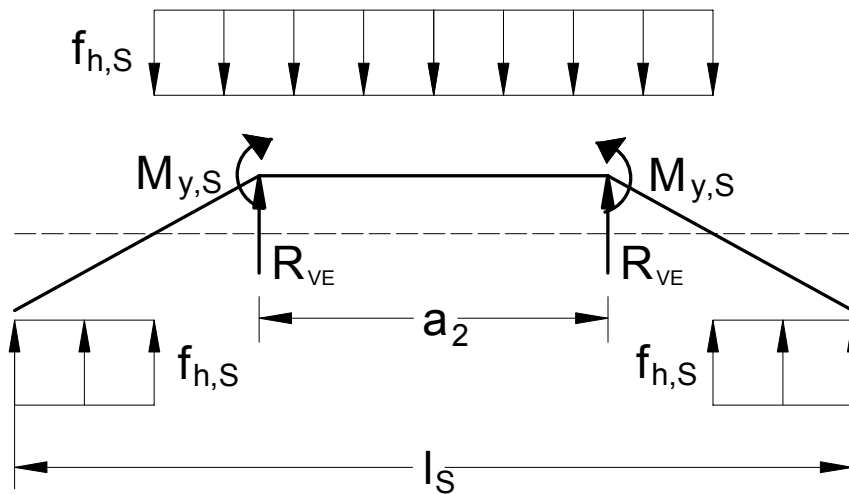


Dieser Versagensmechanismus ist gekennzeichnet durch das Erreichen der Lochleibungsfestigkeit des Holzes über die ganze Länge des Verstärkungselementes. Fließgelenke bilden sich bei diesem Versagensmechanismus nicht aus.

Die Tragfähigkeit für diesen Versagensmechanismus berechnet sich zu:

$$R_{VE} = 0,5 \cdot f_{h,S} \cdot d_s \cdot l_s \quad (148)$$

### Versagensmechanismus B-2

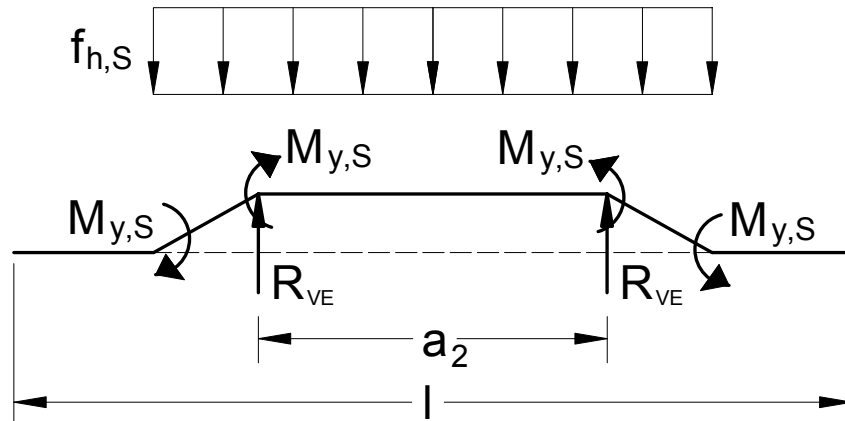


Dieser Versagensmechanismus ist gekennzeichnet durch das Ausbilden von Fließgelenken an den Stellen der Lasteinleitung und durch das Erreichen der Lochleibungsfestigkeit des Holzes.

Die Tragfähigkeit für diesen Versagensmechanismus berechnet sich zu:

$$R_{VE} = \frac{f_{h,S} \cdot d_s \cdot l_s}{2} \cdot \left[ \sqrt{\frac{16 \cdot M_{y,S}}{f_{h,S} \cdot d_s \cdot l_s^2} + 2 \cdot \left(\frac{a_2}{l_s} - 1\right)^2} + 2 \cdot \frac{a_2}{l_s} - 1 \right] \quad (149)$$

Versagensmechanismus B-3

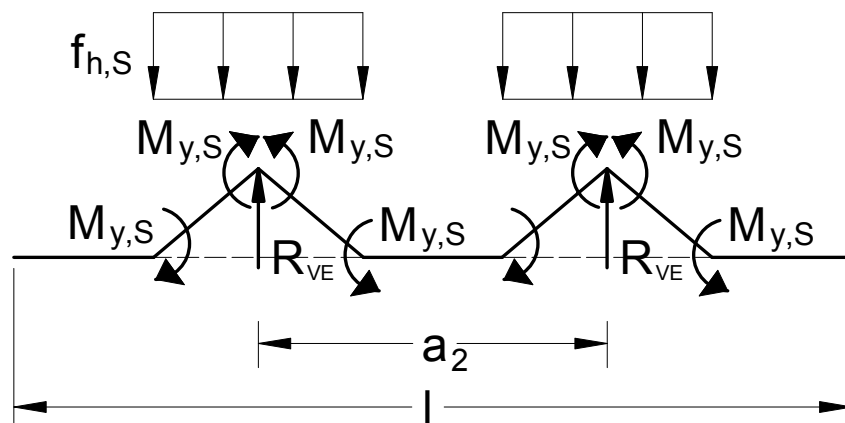


Dieser Versagensmechanismus ist gekennzeichnet durch das Ausbilden von insgesamt vier Fließgelenken und durch das Erreichen der Lochleibungsfestigkeit des Holzes auf einer Strecke zwischen den beiden jeweils äußeren Fließgelenken.

Die Tragfähigkeit für diesen Versagensmechanismus berechnet sich zu:

$$R_{VE} = \frac{f_{h,S} \cdot d_s \cdot a_2}{2} + \sqrt{2} \cdot \sqrt{2 \cdot M_{y,S} \cdot f_{h,S} \cdot d_s} \quad (150)$$

Versagensmechanismus B-4

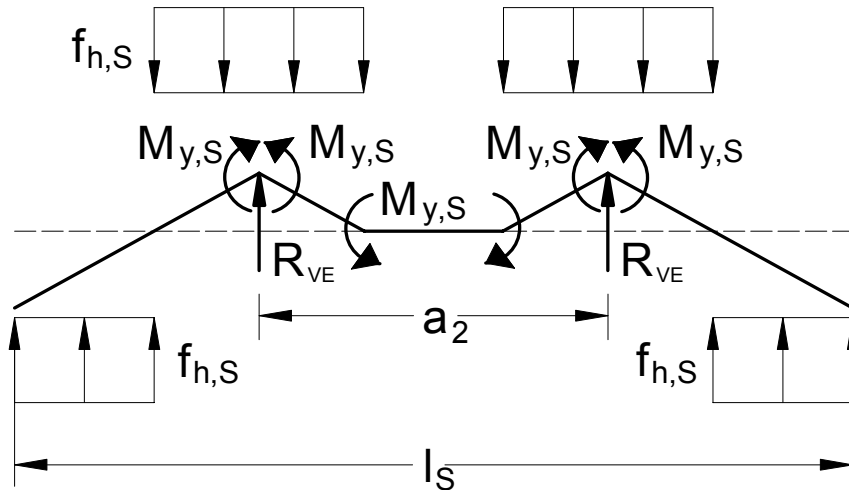


Dieser Versagensmechanismus ist gekennzeichnet durch das Ausbilden von acht Fließgelenken und durch das Erreichen der Lochleibungsfestigkeit des Holzes. Bezogen auf ein Hauptverbindungselement entspricht dieser Versagensmechanismus dem Versagensmechanismus A-3.

Die Tragfähigkeit für diesen Versagensmechanismus berechnet sich zu:

$$R_{VE} = 4 \cdot \sqrt{M_{y,S} \cdot f_{h,S} \cdot d_S} \quad (151)$$

### Versagensmechanismus B-5

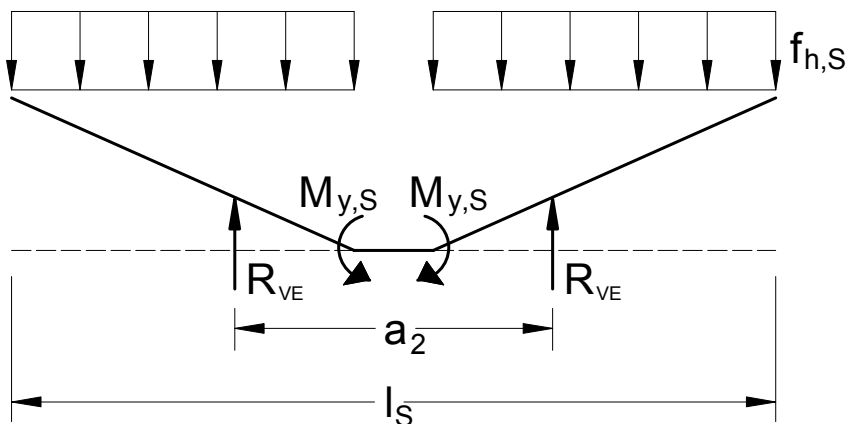


Dieser Versagensmechanismus ist eine Kombination aus den Versagensmechanismen A-2 und A-3 und kann nur auftreten, wenn das Verstärkungselement durch mindestens zwei Hauptverbindungselemente beansprucht wird.

Die Tragfähigkeit für diesen Versagensmechanismus berechnet sich zu:

$$R_{VE} = \frac{f_{h,S} \cdot d_S \cdot l_S}{2} \cdot \left[ \sqrt{\frac{16 \cdot M_{y,S}}{f_{h,S} \cdot d_S \cdot l_S^2} + 2 \cdot \left(\frac{a_2}{l_S} - 1\right)^2} + 4 \cdot \sqrt{\frac{M_{y,S}}{f_{h,S} \cdot d_S \cdot l_S^2} + \frac{a_2}{l_S} - 1} \right] \quad (152)$$

### Versagensmechanismus B-6



Dieser Versagensmechanismus ist gekennzeichnet durch zwei Fließgelenke und das Erreichen der Lochleibungsfestigkeit des Holzes.

Die Tragfähigkeit für diesen Versagensmechanismus berechnet sich zu:

$$R_{VE} = \frac{f_{h,S} \cdot d_S \cdot l_S}{2} \cdot \left[ \sqrt{\frac{8 \cdot M_{y,S}}{f_{h,S} \cdot d_S \cdot l_S^2} + \left(\frac{a_2}{l_S} - 1\right)^2} - \frac{a_2}{l_S} + 1 \right] \quad (153)$$

Bei der Beanspruchung des Verstärkungselementes durch ein Hauptverbindungselement können nur drei Versagensmechanismen A-1 bis A-3 auftreten.

Bei der Beanspruchung des Verstärkungselementes durch zwei Hauptverbindungselemente können mindestens sechs Versagensmechanismen auftreten. Rechnerisch werden jedoch nur die vorgestellten sechs Versagensmechanismen B-1 bis B-6 maßgebend.

Bei mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkten Verbindungen mit mehreren nebeneinander angeordneten Verbindungsmitteln, können die Verstärkungselemente durch mehr als zwei Hauptverbindungselemente beansprucht werden. Die Herleitung dieser Gleichungen erfolgt entsprechend der Theorie von Johansen. Diese Arbeit beschränkt sich auf Verstärkungen von maximal zwei nebeneinander angeordneten Hauptverbindungselementen. Eine Erweiterung der Gleichungen auf mehr als zwei nebeneinander angeordnete Hauptverbindungselemente ist jedoch ohne weiteres möglich. Die Tragfähigkeit der Verstärkungselemente bei Beanspruchung durch mehr als zwei nebeneinander angeordnete Hauptverbindungselemente kann z.B. durch die Addition der Tragfähigkeiten der Verstärkungselemente bei Beanspruchung durch ein und/oder zwei Hauptverbindungselemente bestimmt werden.

In den folgenden Abschnitten werden alle notwendigen Parameter zur Berechnung der Tragfähigkeit von verstärkten Verbindungen angegeben.

#### 4.2.6 Lochleibungsfestigkeit des Holzes für selbstbohrende Holzschrauben

Die Lochleibungsfestigkeit des Holzes ist der Widerstand, der bei der Eindrückung eines stiftförmigen Verbindungsmittels rechtwinklig zu seiner Achse vom Holz entgegengebracht wird. Für konventionelle stiftförmige Verbindungsmittel ist die Lochleibungsfestigkeit des Holzes von der Rohdichte des Holzes, vom Durchmesser des stiftförmigen Verbindungsmittels und vom Winkel zwischen der Faserrichtung und der Krafrichtung abhängig.

In jüngerer Zeit ist eine Vielzahl von Untersuchungen auf dem Gebiet der Verbindungstechnik durchgeführt worden. An zahlreichen unterschiedlichen Hölzern, darunter auch Laubhölzer, wurde die Lochleibungsfestigkeit bei Beanspruchung durch

glattschaftige Verbindungsmittel und Sondernägel ermittelt. Die Forschungsergebnisse sind unter anderem in Werner (1993), Hilson et al. (1987), Rodd et al. (1987), Smith und Whale (1987), Whale und Smith (1989), Whale et al. (1989) und Ehlbeck und Werner (1992) wiedergegeben.

Die Ergebnisse aus diesen Untersuchungen sind im folgenden zusammengefasst:

- Die Last-Verformungs-Kurven können gut durch eine 3-parametrische Exponentialfunktion angepasst werden.
- Die Lochleibungsfestigkeit wird signifikant durch die Rohdichte und den Durchmesser des stiftförmigen Verbindungsmittels beeinflusst.
- Für große Durchmesser ist der Einfluss des Winkels zwischen Kraft- und Faserrichtung größer als für kleine Durchmesser.

Die genannten Untersuchungen enthalten keine Lochleibungsfestigkeiten bei Beanspruchung durch den Gewindebereich von Holzschrauben. Dennoch wird im aktuellen Entwurf der Bemessungsnorm für den Holzbau (vgl. Blaß et al., 2002) die Lochleibungsfestigkeit des Holzes bei Beanspruchung durch Holzschrauben in vorgebohrten Hölzern entsprechend der Lochleibungsfestigkeit bei Beanspruchung durch Nägel in vorgebohrten Hölzern ( $d \leq 8$  mm) oder durch Stabdübel ( $d > 8$  mm) berechnet. Die Lochleibungsfestigkeit bei Beanspruchung durch Holzschrauben in nicht vorgebohrten Hölzern wird entsprechend der Lochleibungsfestigkeit bei Beanspruchung durch Nägel in nicht vorgebohrten Hölzern berechnet. Selbstbohrende Holzschrauben werden in die Kategorie der Verbindungsmittel eingegliedert, die in nicht vorgebohrte Hölzer eingebracht werden. Damit beträgt der charakteristische Wert der Lochleibungsfestigkeit des Holzes bei Beanspruchung durch selbstbohrende Holzschrauben in Anlehnung an Blaß et al. (2002):

$$f_{h,S,k} = 0,082 \cdot \rho_k \cdot d^{-0,3} \quad \text{in } \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad (154)$$

mit

$d$  Schraubennendurchmesser in mm

$\rho_k$  charakteristischer Wert der Rohdichte des Holzes in  $\text{kg/m}^3$

Entsprechend der Lochleibungsfestigkeit für Nägel in nicht vorgebohrten Hölzern ist bei selbstbohrenden Holzschrauben kein Einfluss des Winkels zwischen Kraft- und Faserrichtung zu berücksichtigen.

Vorversuche, welche im Rahmen eines Forschungsvorhabens (Blaß und Bejtka, 2003d) durchgeführt wurden, belegen, dass die Lochleibungsfestigkeit des Holzes bei Beanspruchung durch den Gewindebereich von Holzschrauben, insbesondere für höhere Werte der Rohdichte des Holzes, von den nach Gleichung (154) berechneten

Werten abweichen. Mit steigender Rohdichte des Holzes steigt das Verhältnis zwischen den Versuchswerten und den nach Gleichung (154) berechneten Werten.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden Versuche zur Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit des Holzes bei Beanspruchung durch den Gewindebereich selbstbohrender Holzschrauben in Anlehnung an DIN EN 383 durchgeführt. Variiert wurden hierbei der Nenndurchmesser der Schrauben ( $d = 6 \text{ mm}$ ,  $8 \text{ mm}$ ,  $10 \text{ mm}$  und  $12 \text{ mm}$ ) sowie der Winkel  $\alpha$  zwischen Kraft- und Faserrichtung des Holzes ( $\alpha = 0^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $60^\circ$  und  $90^\circ$ ). Werden selbstbohrende Holzschrauben als Verstärkungselemente in Holz-Holz-Verbindungen eingesetzt, können diese auch parallel zur Holzfaser eingedreht werden. Daher wurde außerdem der Winkel  $\varepsilon$  zwischen der Schraubenachse und der Holzfaserrichtung variiert ( $\varepsilon = 0^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $60^\circ$  und  $90^\circ$ ). Die Definition der Winkel  $\alpha$  und  $\varepsilon$  ist in Bild 4-12 dargestellt.

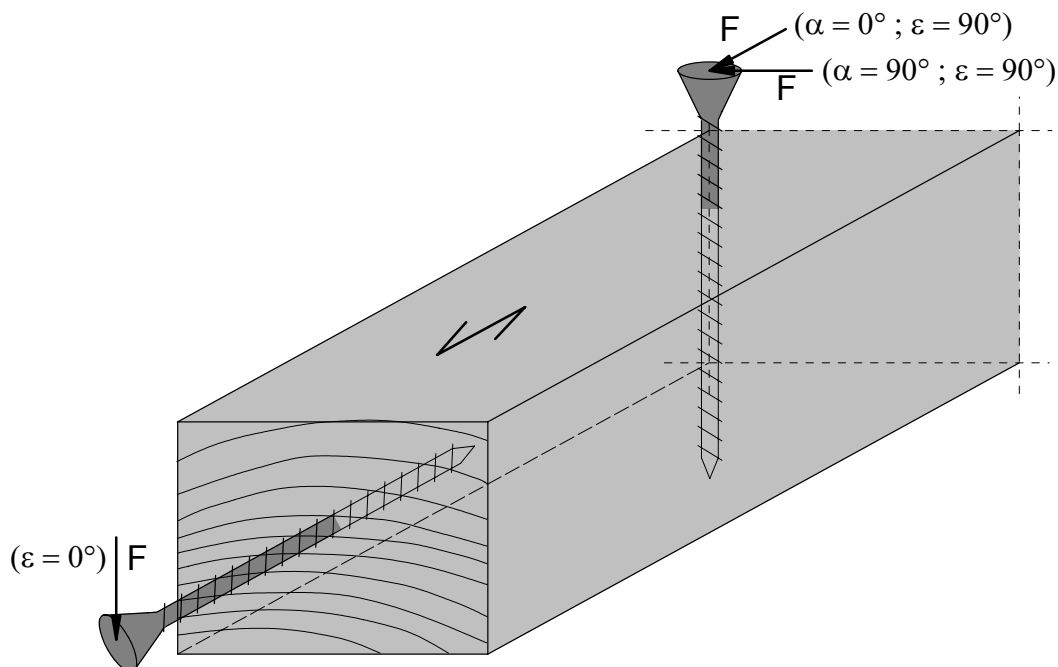


Bild 4-12 Definition der Winkel  $\alpha$  und  $\varepsilon$

Für jede Winkelkombination und für jeden Verbindungsmitteltyp wurden mindestens 20 Versuche und insgesamt 733 Versuche durchgeführt. Die Einschraubtiefe wurde bei allen Versuchen so gewählt, so dass der glatte Schaftbereich der Holzschrauben außerhalb der Prüfkörper war und sich die Verbindungsmittel bei Beanspruchung rechtwinklig zur Schraubenachse nicht verbiegen konnten.

In Bild 4-13 sind die in Versuchen ermittelten Werte der Lochleibungsfestigkeit des Holzes über die nach Gleichung (155) berechneten Werte aufgetragen. Gleichung (155) wurde aus einer multiplen Regressionsanalyse bestimmt. Es ergibt sich ein Korrelationskoeffizient  $R$  von  $R = 0,909$ .

$$f_{h,s} = \frac{0,022 \cdot \rho^{1,24} \cdot d^{-0,3}}{2,5 \cdot \cos^2 \varepsilon + \sin^2 \varepsilon} \quad \text{in } \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad (155)$$

$$R = 0,909$$

mit

d        Schraubennendurchmesser in mm

$\rho$        Rohdichte des Holzes in  $\text{kg/m}^3$

$\varepsilon$        Winkel zwischen der Schraubenachse und der Holzfaserrichtung

Wie für dünne, glattschaftige stiftförmige Verbindungsmittel in nicht vorgebohrten Löchern konnte kein Einfluss des Winkels  $\alpha$  auf die Lochleibungsfestigkeit des Holzes beobachtet werden. Der Einfluss des Durchmessers des Verbindungsmittel auf die Lochleibungsfestigkeit ist bei den Gleichungen (154) und (155) identisch. Der Einfluss der Rohdichte ist in Gleichung (155) jedoch etwas größer als in Gleichung (154). Dieser Einfluss ist insbesondere bei Hölzern höherer Rohdichte feststellbar. Der Winkel  $\varepsilon$  zwischen der Schraubenachse und der Holzfaserrichtung ist ein neuer Parameter. Parallel zur Holzfaser eingedrehte und rechtwinklig zur Achse beanspruchte Holzschrauben weisen eine 60% kleinere Lochleibungsfestigkeit auf als rechtwinklig zur Holzfaser eingedrehte und rechtwinklig zur Achse beanspruchte Holzschrauben.

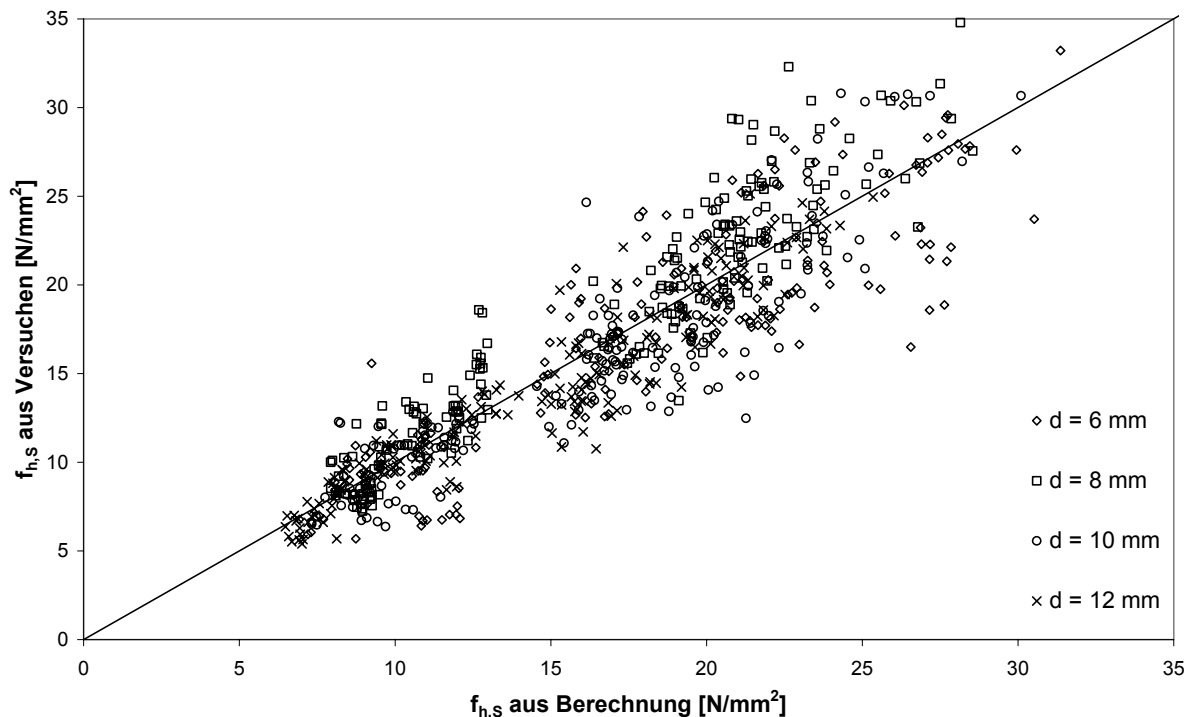


Bild 4-13    Lochleibungsfestigkeit des Holzes  $f_{h,s}$  aus Versuchen über der nach Gleichung (155) berechneten Lochleibungsfestigkeit  $f_{h,s}$



In Abschnitt 4.2.11 wird ein Finite-Elemente-Modell vorgestellt, mit dessen Hilfe mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkte Stahlblech-Holz- und Holz-Holz-Verbindungen berechnet werden können. Damit das Last-Verformungs-Verhalten dieser Verbindungen realitätstreu nachgebildet werden kann, müssen sämtliche traglastrelevante Parameter bekannt sein. Das nichtlineare Lochleibungsverhalten des Holzes bei Beanspruchung durch selbstbohrende Holzschrauben kann in Anlehnung an Werner (1993) durch eine 3-parametrische Exponentialfunktion nachgebildet werden. Der Verlauf dieser Näherungsfunktion ist in Bild 4-14 dargestellt.

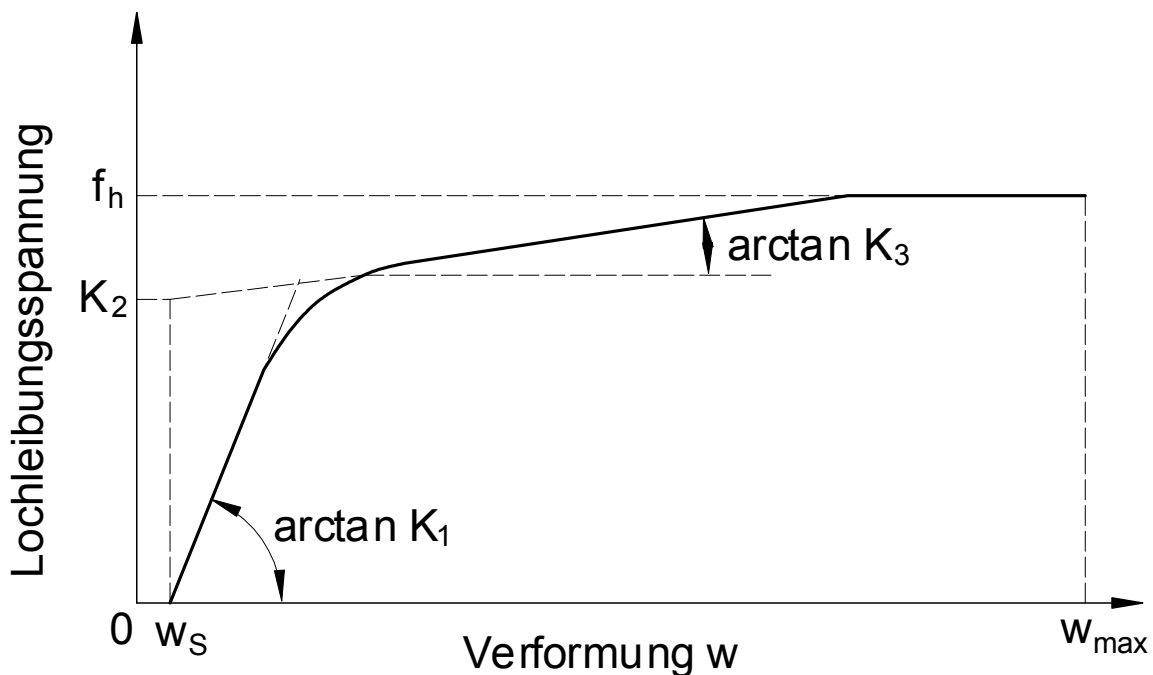


Bild 4-14 Verlauf der Näherungsfunktion zur Anpassung der Spannungs-Verformungs-Kurve eines Lochleibungsversuches

Die in Bild 4-14 dargestellte 3-parametrische Exponentialfunktion wird nach folgender Gleichung berechnet:

$$\sigma_{h,s}(w) = [K_2 + K_3 \cdot (w - w_s)] \cdot \left[ 1 - e^{\left( -K_1 \cdot \frac{w - w_s}{K_2} \right)} \right] \leq f_{h,s} \quad (156)$$

mit  $K_1$  in  $\text{N/mm}^3$ ,  $K_2$  in  $\text{N/mm}^2$ ,  $K_3$  in  $\text{N/mm}^3$  und  $w_s$  in mm nach Bild 4-14 und  $f_{h,s}$  in  $\text{N/mm}^2$  nach Gleichung (155).

Zur Bestimmung der Parameter  $K_1$ ,  $K_2$ ,  $K_3$  und  $w_s$  wurden mit den Ergebnissen aus den Lochleibungsversuchen multiple Regressionsanalysen durchgeführt. Obwohl die Lochleibungsfestigkeit  $f_{h,s}$  nach Gleichung (155) vom Winkel  $\alpha$  unabhängig ist, ist es

möglich, dass die Kurvenparameter  $K_1$ ,  $K_2$ ,  $K_3$  und  $w_S$  vom Winkel  $\alpha$  abhängig sind. Daher wurden mit allen Werten (Lochleibungsspannung und Verformung) aus allen Versuchen die Kurvenparameter für unterschiedliche  $\alpha$  und  $\varepsilon$  ermittelt.

In Tabelle 4-1 bis Tabelle 4-4 sind die Mittelwerte und die Standardabweichungen der Kurvenparameter  $K_1$ ,  $K_2$ ,  $K_3$  und  $w_S$  für den Verlauf der Lochleibungsspannungen bei Beanspruchung durch selbstbohrende Holzschrauben dargestellt.

Die Kurvenparameter  $K_1$ ,  $K_2$ ,  $K_3$  und  $w_S$  für parallel zur Faserrichtung beanspruchte und rechtwinklig zur Faserrichtung eingedrehte Schrauben sind in Tabelle 4-1 dargestellt.

Tabelle 4-1 Beanspruchung in Faserrichtung, Schrauben rechtwinklig zur Faserrichtung ( $\alpha = 0^\circ$ ,  $\varepsilon = 90^\circ$ ) - n = 80 Versuche

$\alpha = 0^\circ$ , $\varepsilon = 90^\circ$	$K_1$	$K_2$	$K_3$	$w_S$
<b>Mittelwert</b>	1,287	1,029	-0,010	0,022
<b>Standardabweichung</b>	0,0081	0,0060	0,0015	0,0019

In Tabelle 4-2 sind die Kurvenparameter  $K_1$ ,  $K_2$ ,  $K_3$  und  $w_S$  für unter  $45^\circ$  zur Faserrichtung beanspruchte und rechtwinklig zur Faserrichtung eingedrehte Schrauben dargestellt.

Tabelle 4-2 Beanspruchung unter  $45^\circ$  zur Faser, Schrauben rechtwinklig zur Faserrichtung ( $\alpha = 45^\circ$ ,  $\varepsilon = 90^\circ$ ) - n = 80 Versuche

$\alpha = 45^\circ$ , $\varepsilon = 90^\circ$	$K_1$	$K_2$	$K_3$	$w_S$
<b>Mittelwert</b>	1,301	0,889	0,019	0,009
<b>Standardabweichung</b>	0,0083	0,0045	0,0012	0,0018

Die Kurvenparameter  $K_1$ ,  $K_2$ ,  $K_3$  und  $w_S$  für rechtwinklig zur Faserrichtung beanspruchte und rechtwinklig zur Faserrichtung eingedrehte Schrauben sind in Tabelle 4-3 dargestellt.

Tabelle 4-3 Beanspruchung rechtwinklig zur Faser, Schrauben rechtwinklig zur Faserrichtung ( $\alpha = 90^\circ$ ,  $\varepsilon = 90^\circ$ ) - n = 80 Versuche

$\alpha = 90^\circ$ , $\varepsilon = 90^\circ$	$K_1$	$K_2$	$K_3$	$w_S$
<b>Mittelwert</b>	0,917	0,695	0,061	0,025
<b>Standardabweichung</b>	0,0050	0,0040	0,0010	0,0017

In Tabelle 4-4 sind zuletzt die Kurvenparameter  $K_1$ ,  $K_2$ ,  $K_3$  und  $w_s$  für parallel zur Faserrichtung eingedrehte Schrauben dargestellt.

Tabelle 4-4 Schrauben parallel zur Faserrichtung ( $\varepsilon = 0^\circ$ ) -  $n = 80$  Versuche

$\varepsilon = 0^\circ$	$K_1$	$K_2$	$K_3$	$w_s$
<b>Mittelwert</b>	1,678	0,878	0,021	0,010
<b>Standardabweichung</b>	0,0090	0,0027	0,0008	0,0012

Kurvenparameter für weitere Winkel  $\alpha$  und  $\varepsilon$  wurden nicht ermittelt. Sie können aus den in Tabelle 4-1 bis Tabelle 4-4 angegebenen Parametern durch lineare Interpolation bestimmt werden.

In Bild 4-15 ist der Verlauf der Lochleibungsspannung in Abhängigkeit von der Verformung  $w$  für drei unterschiedliche Winkel  $\alpha$  zwischen Kraft- und Faserrichtung des Holzes ( $\varepsilon = 90^\circ$ ) dargestellt. Weiterhin ist ein Kurvenverlauf für parallel zur Faserrichtung des Holzes eingedrehte Schrauben angegeben ( $\varepsilon = 0^\circ$ ).

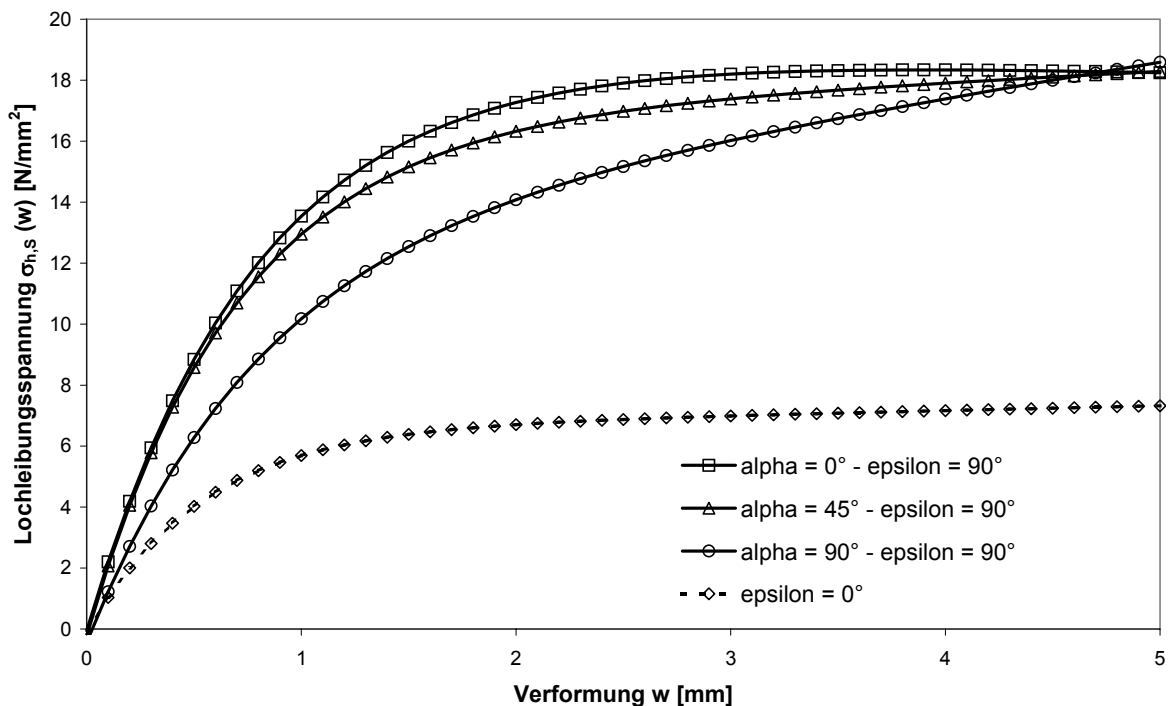


Bild 4-15 Verlauf der Lochleibungsspannung in Abhängigkeit von der Verformung  $w$  für Schrauben mit  $d = 8$  mm Durchmesser sowie für eine Rohdichte des Holzes mit  $\rho = 380 \text{ kg/m}^3$

#### 4.2.7 Fließmomente bei selbstbohrenden Holzschrauben

Ein weiterer Parameter, der die Tragfähigkeit der Verstärkungselemente nach Abschnitt 4.2.5 beeinflusst, ist das Fließmoment der Schrauben.

Im Gegensatz zu genormten Holzschrauben mit einem Gewinde nach DIN 7998 werden selbstbohrende Holzschrauben aus Kohlenstoffstahl nach dem Aufbringen des Gewindes in der Regel gehärtet. Diese Härtung ist notwendig, um insbesondere bei langen Vollgewindeschrauben höhere Werte der Zugtragfähigkeit, des Bruchdrehmomentes sowie des Fließmomentes zu erreichen.

Die Zugfestigkeit, die Streckgrenze und die Fließspannung sind damit von der Art der Härtung abhängig. Einige selbstbohrende Holzschrauben weisen Fließspannungen des gehärteten Materials von  $f_y = 2000 \text{ N/mm}^2$  auf. Häufiger sind jedoch Werte von  $f_y = 1000 \text{ N/mm}^2$ .

Da die Art der Härtung bei jedem Schraubenhersteller unterschiedlich ist, kann für selbstbohrende Holzschrauben keine allgemeingültige Gleichung zur Berechnung der Zugfestigkeit oder der Fließspannung angegeben werden. Die Zugfestigkeit und das Fließmoment sind für jede Schraube durch Versuche zu bestimmen.

Damit die nach Abschnitt 4.2.5 berechneten Tragfähigkeiten für verstärkte Stahlblech-Holz-Verbindungen und für Holz-Holz-Verbindungen mit den Versuchsergebnissen verglichen werden können, wurden im Rahmen dieser Arbeit für ausgesuchte, allgemein bauaufsichtlich zugelassene selbstbohrende Holzschrauben, die Fließmomente ermittelt. Zur Verifizierung der bisherigen Untersuchungen mit dem in Abschnitt 4.2.11 vorgestellten Finite-Elemente-Modell muss darüber hinaus das Materialverhalten der Schrauben unter Biegebeanspruchung bekannt sein.

Für 272 selbstbohrende Holzschrauben unterschiedlicher Hersteller mit 12 unterschiedlichen Gewindeaußendurchmessern ( $d = 3 \text{ mm}; 3,5 \text{ mm}; 4 \text{ mm}; 4,5 \text{ mm}; 5 \text{ mm}; 6 \text{ mm}; 6,5 \text{ mm}; 7 \text{ mm}; 7,5 \text{ mm}; 8 \text{ mm}; 10 \text{ mm}$  und  $12 \text{ mm}$ ) wurden die Höchstwerte der Fließmomente und daraus die rechnerischen Fließspannungen des Materials ermittelt. Die Fließspannung  $f_{y,S}$  wurde wie folgt berechnet:

$$f_{y,S} = \frac{6 \cdot M_{y,S}}{d_k^3} \quad (157)$$

In Bild 4-16 sind für 272 selbstbohrende Holzschrauben mit Durchmessern von 3 mm bis 12 mm die Fließspannungen  $f_y$  in Abhängigkeit vom Kerndurchmesser  $d_k$  dargestellt.

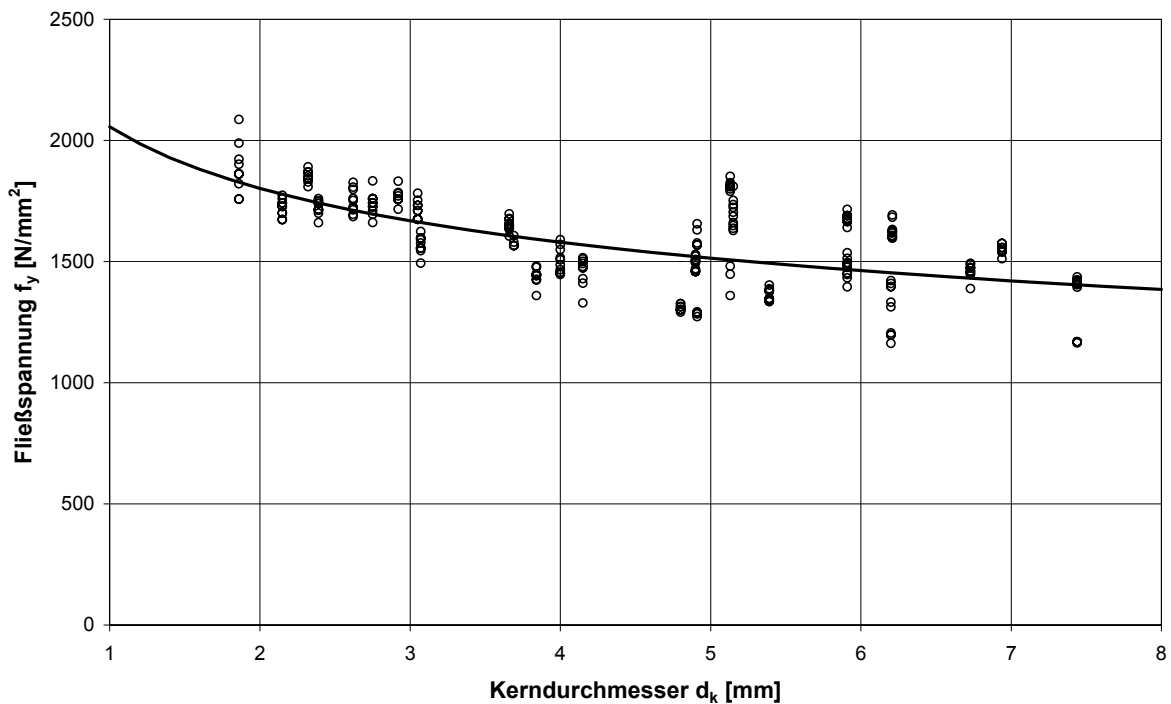


Bild 4-16 Fließspannung in Abhängigkeit vom Kerndurchmesser  $d_k$

Mit steigendem Kerndurchmesser  $d_k$  sinkt die Fließspannung. Dieser Effekt wurde ebenfalls in (Werner, 1993) bei Nägeln nach DIN 1151 festgestellt. Die Abhängigkeit der Fließspannung  $f_y$  in  $\text{N/mm}^2$  vom Kerndurchmesser  $d_k$  in mm kann mit einem Korrelationskoeffizienten  $R = 0,670$  nach Gleichung (158) beschrieben werden.

$$f_{y,s} = 2056 \cdot d_k^{-0,19} \quad \text{in } \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad (158)$$

$$R = 0,670$$

Für alle 272 untersuchten Schrauben wurde folgender Zusammenhang zwischen dem Kerndurchmesser  $d_k$  und dem Gewindeaußen- bzw. dem Nenndurchmesser  $d$  festgestellt:

Mittelwert:  $d_k / d = 0,611$

Standardabweichung:  $d_k / d = 0,028$

Variationskoeffizient: 4,63%

Mit den Gleichungen (157) und (158) können nur die Höchstwerte der Fließspannungen im vollplastischen Zustand und somit nur die Höchstwerte der Fließmomente

$M_{y,s}$  berechnet werden. Bei auf Abscheren beanspruchten stiftförmigen Verbindungsmitteln wird der maximale Biegewinkel und damit das Fließmoment im vollplastischen Zustand jedoch nicht immer erreicht. Oft wird die Tragfähigkeit bei auf Abscheren beanspruchten Verbindungsmitteln bei einem Biegewinkel erreicht, der kleiner ist als der maximale Biegewinkel im vollplastischen Zustand. Dieser Effekt kann insbesondere bei Verstärkungselementen beobachtet werden, bei denen aufgrund ihrer Lage zur Fuge die Verschiebung rechtwinklig zur Achse geringer ist als diejenige des entsprechenden Hauptverbindungselementes.

Um diesen Effekt berücksichtigen zu können, wurden die Beziehungen zwischen dem Biegemoment  $M_{y,s}(\phi)$  und dem Biegewinkel  $\phi$  für die geprüften Schrauben ausgewertet. Die Beziehung zwischen dem Biegemoment  $M_{y,s}(\phi)$  und dem Biegewinkel  $\phi$  kann durch eine Exponentialfunktion beschrieben werden. Die Parameter der Exponentialfunktion wurden aus allen 272 Kurven zur Bestimmung des Fließmomentes in Anlehnung an DIN EN 409 durch die Aufteilung jeder Kurve in 100 Abschnitte bestimmt. Damit wurden insgesamt 27200 Wertepaare mit Hilfe einer multiplen Regressionsanalyse ausgewertet. Zwischen dem Biegemoment  $M_{y,s}(\phi) = \eta \cdot M_{y,s}$  und dem Biegewinkel  $\phi$  wurde folgender Zusammenhang gefunden:

$$\eta = [1,1083 - 0,0002914 \cdot \phi \cdot d] \cdot [1 - e^{-0,01397 \cdot \phi \cdot d}] \quad \text{und} \quad M_{y,s}(\phi) = \eta \cdot M_{y,s} \quad (159)$$

$R = 0,962$

mit

$d$  Schraubennendurchmesser in mm

$\phi$  Biegewinkel in Grad

$M_{y,s}$  Höchstwert des Fließmomentes nach Gleichung (157)

Der Verlauf des Abminderungsbeiwertes  $\eta$  in Abhängigkeit vom Biegewinkel  $\phi$  ist in Bild 4-17 dargestellt. Mit steigendem Durchmesser wird das Fließmoment bei geringeren Biegewinkeln erreicht. Für Schrauben mit einem Durchmesser von  $d = 4$  mm beträgt der Grenzwert des Biegewinkel etwa  $45^\circ$ . Für Schrauben mit einem Durchmesser von  $d = 12$  mm Durchmesser beträgt der Grenzwert des Biegewinkels nur noch  $20^\circ$ .

In Bild 4-18 sind für zwei selbstbohrende Holzschrauben ( $d = 6$  mm und  $d = 10$  mm) die Beziehungen zwischen dem Fließmoment und dem Biegewinkel dargestellt. Die Beziehung des Fließmomentes in Abhängigkeit vom Biegewinkel wurde mit einem Verhältnis zwischen dem Kerndurchmesser und dem Gewindeaußendurchmesser von  $d_k/d = 0,611$  berechnet. Zwischen den Versuchsergebnissen und den berechneten Werten ist eine sehr gute Übereinstimmung zu erkennen.

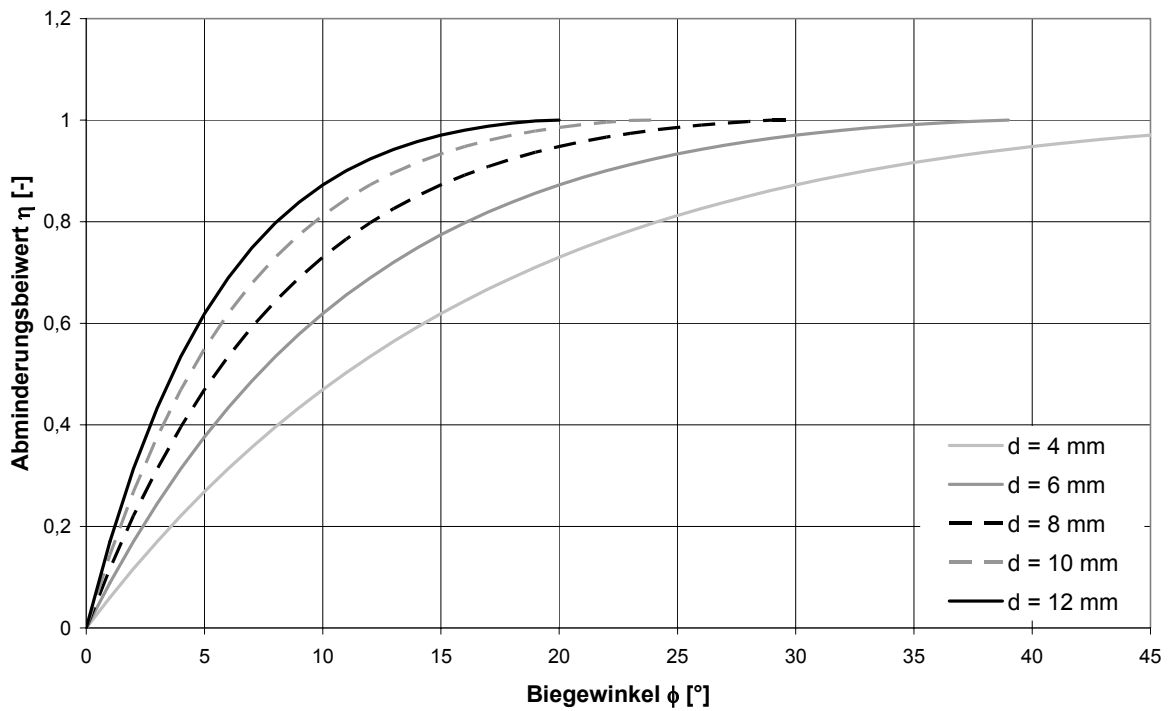


Bild 4-17 Verlauf des Abminderungsbeiwertes in Abhängigkeit vom Biegewinkel

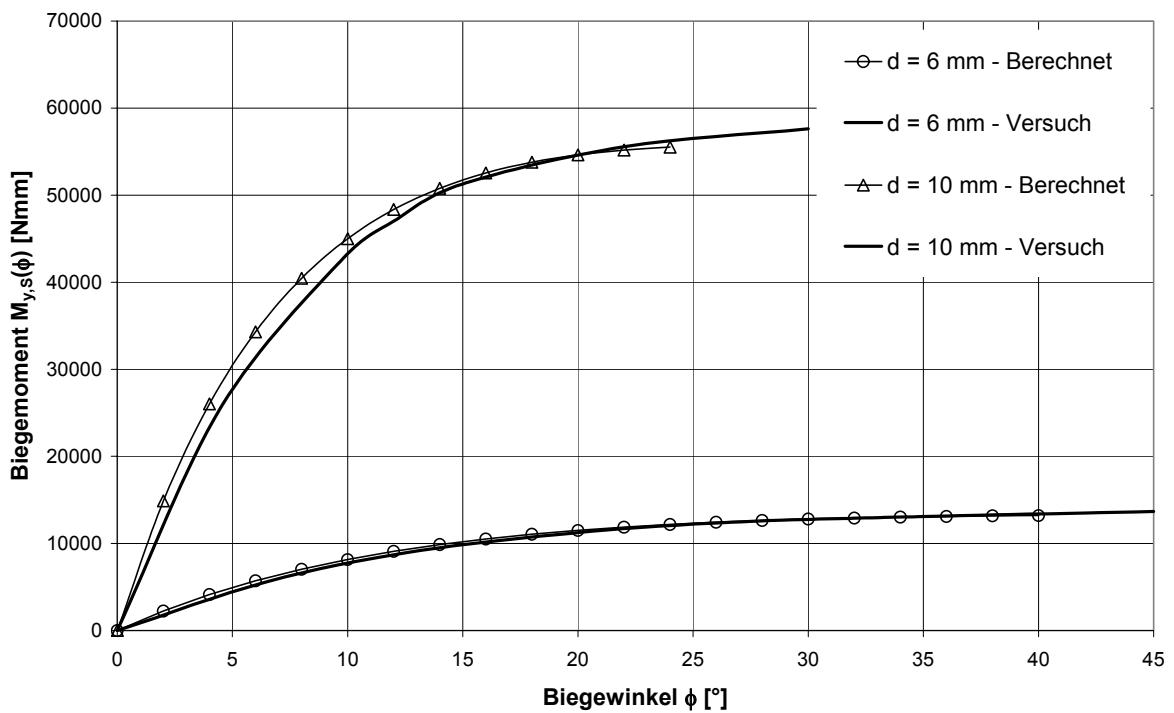


Bild 4-18 Vergleich zwischen berechneter und tatsächlicher Beziehung zwischen dem Biegemoment und dem Biegewinkel für selbstbohrende Holzschrauben mit  $d = 6$  mm und  $d = 10$  mm Durchmesser

#### 4.2.8 Ausziehverhalten von selbstbohrenden Holzschrauben

Die Tragfähigkeit von auf Abscheren beanspruchten selbstbohrenden Holzschrauben (Verstärkungselemente) und folglich die Tragfähigkeit einer verstärkten Verbindung (Hauptverbindungselemente) ist wegen der in Abschnitt 4.2.2 getroffenen vereinfachten Annahmen vom Auszieh Widerstand der Verstärkungselemente unabhängig.

In Abschnitt 4.2.11 wird jedoch ein Finite-Elemente-Modell vorgestellt, mit dessen Hilfe die Tragfähigkeiten und die Steifigkeiten von verstärkten Verbindungen unter Berücksichtigung des tatsächlichen Last-Verformungs-Verhaltens berechnet werden. Dafür ist es notwendig, das Last-Verformungs-Verhalten auf Herausziehen beanspruchter selbstbohrender Holzschrauben zu berücksichtigen.

Das Last-Verformungs-Verhalten auf Herausziehen beanspruchter Schrauben kann durch den Auszieh Widerstand  $R_{ax}$  und durch die axiale Verschiebung  $\delta_{ax}$  beschrieben werden (siehe Bild 4-19).

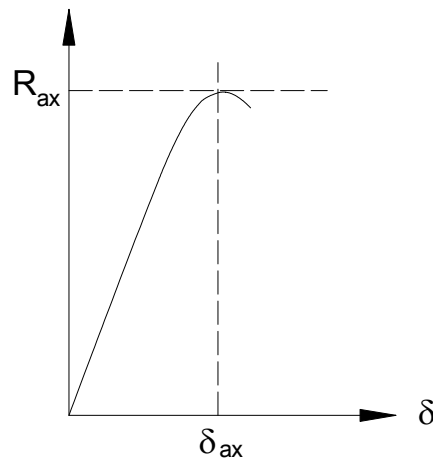


Bild 4-19 Last-Verformungs-Verhalten von auf Herausziehen beanspruchten selbstbohrenden Holzschrauben

Für rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes eingedrehte und in Achsrichtung beanspruchte selbstbohrende Holzschrauben gelten die in Abschnitt 3.3.2 angegebenen Gleichungen. Gleichung (160) wurde aus 413 Versuchen mit einem Korrelationskoeffizienten  $R = 0,953$  ermittelt.

$$R_{ax} = d \cdot l_S \cdot f_{ax,neu} \quad (160)$$

$$f_{ax,neu} = 0,61 \cdot \frac{\rho^{0,79}}{d^{0,47} \cdot l_S^{0,09}} \quad \text{in } \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad (161)$$



Die axiale Verschiebung  $\delta_{ax}$  wurde ebenfalls aus insgesamt 413 Versuchen zur Bestimmung des Auszieh Widerstandes hergeleitet. Hierbei wurden selbstbohrende Holzschrauben mit Durchmessern von  $d = 6$  mm,  $d = 7,5$  mm,  $d = 8$  mm,  $d = 10$  mm und  $d = 12$  mm unter  $90^\circ$  zur Faserrichtung des Holzes in die Prüfkörper eingedreht und in Richtung ihrer Achse beansprucht. Bei der Herstellung der Prüfkörper wurde stets darauf geachtet, dass die Schrauben nicht an Aststellen eingedreht wurden und dass die Schraubenspitze außerhalb des Prüfkörpers war. Weiterhin wurde die Einschraubtiefe  $l_s$  variiert. Folgende Einschraubtiefen  $l_s$  und Schraubenhersteller wurden variiert:

Schmid Star Drive Schraube 6 x 130 mm:	$l_s = 20$ bis 60 mm
Würth AMO III Schraube 7,5 x 182 mm:	$l_s = 40$ bis 120 mm
Würth ASSY Schraube 8 x 340 mm:	$l_s = 40$ bis 100 mm
Schmid Star Drive Schraube 10 x 200 mm:	$l_s = 40$ bis 100 mm
ABC Spax-S Schraube 12 x 420 mm:	$l_s = 40$ bis 100 mm

Aus den aufgezeichneten Last-Verschiebungs-Diagrammen wurde die axiale Verschiebung  $\delta_{ax}$  an der Stelle der Höchstlast abgelesen. Die axiale Verschiebung ist die Relativverschiebung zwischen der Schraube und der Oberfläche des Holzes.

Die beste Korrelation zwischen den Versuchsergebnissen und den berechneten Werten ist mit einem Korrelationskoeffizienten  $R = 0,918$  in Bild 4-20 dargestellt. Hierbei wurden die axialen Verschiebungen nach Gleichung (162) berechnet.

$$\delta_{ax} = 0,0016 \cdot d \cdot \sqrt{\rho \cdot l_s} \quad \text{in mm} \quad (162)$$

$$R = 0,918$$

mit

$d$	Schraubennennendurchmesser in mm
$\rho$	Rohdichte des Holzes in $\text{kg/m}^3$
$l_s$	Länge des im Holz eingedrehten Gewindeteils in mm

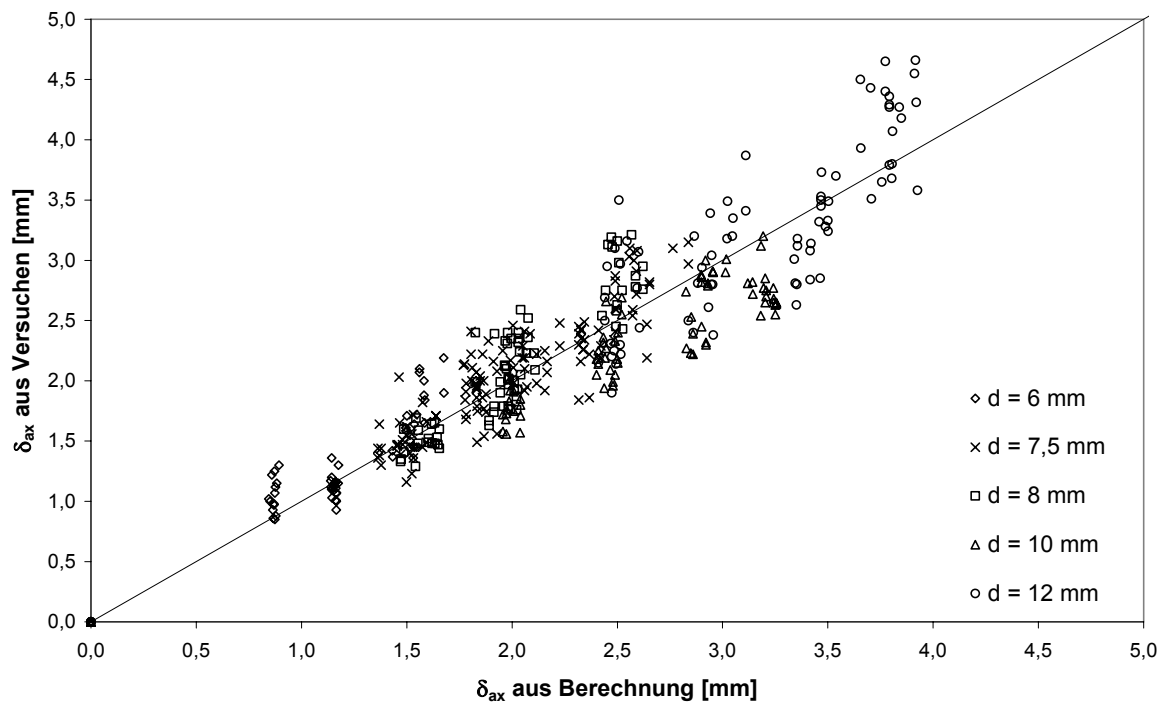


Bild 4-20 Axiale Verschiebung  $\delta_{ax}$  aus Versuchen über den nach Gleichung (162) berechneten Werten

Gleichungen (160) bis (162) gelten nur für rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes eingedrehte und in Richtung der Schraubenachse auf Herausziehen beanspruchte selbstbohrende Holzschrauben.

Im Rahmen weiterer 800 Versuche wurde der Einfluss des Winkels zwischen der Schraubenachse und der Holzfaserrichtung untersucht. Variiert wurde hierbei der Durchmesser der Schrauben ( $d = 5 \text{ mm}; 7,5 \text{ mm}; 8 \text{ mm}; 10 \text{ mm}$  und  $12 \text{ mm}$ ) sowie der Winkel  $\alpha$  zwischen der Schraubenachse und der Faserrichtung des Holzes ( $\alpha = 0^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ$  und  $90^\circ$ ). Für jeden Schraubentyp und Einschraubwinkel wurden mindestens 20 Ausziehversuche durchgeführt. Die Einschraubtiefe betrug bei allen Ausziehversuchen  $l_s = 4 \cdot d$ .

Für den Ausziehparameter wurde die beste Korrelation zwischen den Versuchsergebnissen und den nach Gleichung (163) berechneten Werten mit einem Korrelationskoeffizienten von  $R = 0,724$  erreicht.

$$f_{ax,\alpha} = 0,61 \cdot \frac{\rho^{0,79}}{d^{0,47} \cdot l_s^{0,09}} \cdot k_{f,\alpha} \quad \text{in } \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad (163)$$

$$k_{f,\alpha} = \frac{1}{1,19 \cdot \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha} \quad (164)$$

Für die axiale Verschiebung  $\delta_{ax}$  wurde die beste Korrelation zwischen den Versuchsergebnissen und den nach Gleichung (165) berechneten Werten mit einem Korrelationskoeffizienten von  $R = 0,798$  erreicht.

$$\delta_{ax,\alpha} = 0,0016 \cdot d \cdot \sqrt{\rho \cdot l_s} \cdot k_{\delta,\alpha} \quad \text{in mm} \quad (165)$$

$$k_{\delta,\alpha} = \frac{1}{1,54 \cdot \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha} \quad (166)$$

#### 4.2.9 Lochleibungsverhalten von Stabdübeln

Die Lochleibungsfestigkeit des Holzes bei Beanspruchung durch Stabdübel ist ein weiterer notwendiger Parameter zur numerischen Berechnung der Tragfähigkeit von verstärkten Stahlblech-Holz- oder Holz-Holz-Verbindungen. Entsprechend der Lochleibungsfestigkeit des Holzes bei Beanspruchung durch Schrauben kann das Lochleibungsverhalten bei Beanspruchung durch Stabdübel durch eine 3-parametrische Exponentialfunktion angegeben werden. Der Verlauf dieser Näherungsfunktion ist in Bild 4-21 dargestellt. Sie wird nach Gleichung (167) berechnet.

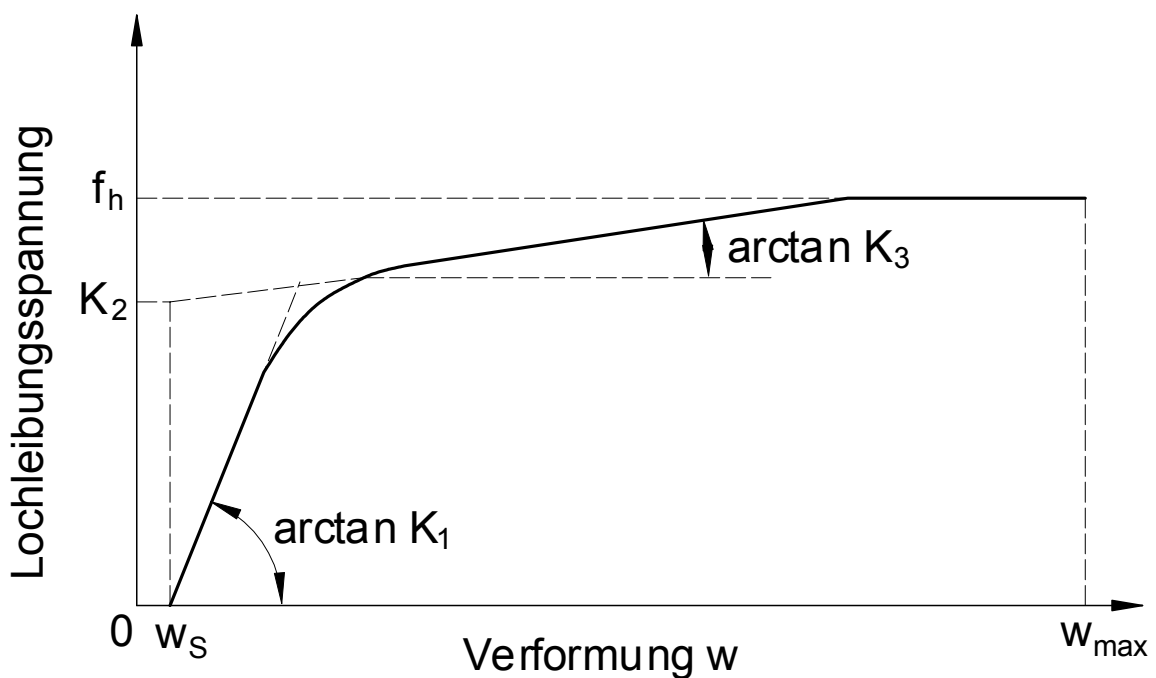


Bild 4-21 Verlauf der Näherungsfunktion zur Anpassung der Spannungs-Verformungskurve eines Lochleibungsversuches

$$\sigma_{h,nom}(w) = \left[ K_{2,nom} + K_{3,nom} \cdot (w - w_S) \right] \cdot \left[ 1 - e^{\left( -K_{1,nom} \frac{w - w_S}{K_{2,nom}} \right)} \right] \leq f_{h,nom} \quad (167)$$

mit

$$\sigma_{h,nom}(w) = \frac{\sigma_h(w)}{\rho \cdot (1 - 0,01 \cdot d)}$$

$$K_{1,nom} = \frac{K_1}{\rho \cdot (1 - 0,01 \cdot d)}$$

$$K_{2,nom} = \frac{K_2}{\rho \cdot (1 - 0,01 \cdot d)}$$

$$K_{3,nom} = \frac{K_3}{\rho \cdot (1 - 0,01 \cdot d)}$$

$$f_{h,nom} = \frac{f_h}{\rho \cdot (1 - 0,01 \cdot d)}$$

Werner hat für Stabdübel bei Beanspruchung parallel und rechtwinklig zur Holzfaser die Parameter  $K_1$ ,  $K_2$ ,  $K_3$  sowie  $w_S$  ermittelt (Werner, 1993).

Die Mittelwerte sowie die Standardabweichungen zur Berechnung der Lochleibungsspannung bei Beanspruchung der Stabdübel in Faserrichtung sind in Tabelle 4-5, die Werte bei Beanspruchung rechtwinklig zur Faserrichtung in Tabelle 4-6 dargestellt.

Tabelle 4-5 Nadelholz - Beanspruchung in Faserrichtung - n = 360 Versuche

	$K_{1,nom}$	$K_{2,nom}$	$K_{3,nom}$	$w_S$	$w_{max}$	$f_{h,nom}$
<b>Mittelwert</b>	0,148	0,069	0,010	0,140	3,21	0,082
<b>Standardabweichung</b>	0,0602	0,0183	0,0073	0,138	1,10	0,0085

Tabelle 4-6 Nadelholz - Beanspruchung rechtwinklig zur Faser - n = 78 Versuche

	$K_{1,nom}$	$K_{2,nom}$	$K_{3,nom}$	$w_S$	$w_{max}$	$f_{h,nom}$
<b>Mittelwert</b>	0,070	0,049	0,002	0,160	5,00	0,058
<b>Standardabweichung</b>	0,0189	0,0095	0,0018	0,141	0,00	0,0064

#### 4.2.10 Fließmomente von Stabdübeln

Mit der in Werner (1993) vorgestellten Versuchseinrichtung zur Bestimmung des Fließmomentes von stiftförmigen Verbindungsmitteln wurden 69 Stabdübel und Gewindestangen unterschiedlicher Durchmesser und Stahlgüten geprüft und mit den im Zugversuch nach DIN EN 10002, Teil 1 ermittelten Festigkeitskennwerten verglichen (Werner, 1993). Die Stabdübel wurden aus Rundstahl gefertigt und die Gewindestangen von 1 m langen Stangen abgesägt. Das Material wurde aus verschiedenen Stangen entnommen.

In Tabelle 4-7 sind die Mittelwerte und Variationskoeffizienten der Versuchsergebnisse zusammengestellt. Aus dem gemessenen Fließmoment wurde eine Fließspannung nach folgender Beziehung errechnet:

$$f_y = \frac{6 \cdot M_y}{d^3} \quad (168)$$

Aus den Versuchen mit metrischen Gewindestangen der Stahlsorte 8.8 ergab sich ein Mittelwert der rechnerischen Fließspannung zu  $f_y = 895 \text{ N/mm}^2$  mit einer Standardabweichung von  $68,4 \text{ N/mm}^2$ .

Für die geprüften Stabdübel aus blanken Stahl St 37 K nach DIN 1652 wurde eine rechnerische Fließspannung von  $f_y = 610 \text{ N/mm}^2$  mit einer Standardabweichung von  $49,5 \text{ N/mm}^2$  ermittelt.

Diese Werte, insbesondere die für die Stabdübel, dienen zur numerischen Berechnung (FEM-Berechnung) der Tragfähigkeit von mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkten Verbindungen.

Tabelle 4-7 Ergebnisse der Biege- und Zugversuche nach Werner (1993)

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

#### 4.2.11 Finite-Elemente-Modell für verstärkte Verbindungen

Mit Hilfe der in den Abschnitten 4.2.3 bis 4.2.5 vorgestellten Gleichungen werden verstärkte Stahlblech-Holz- sowie Holz-Holz-Verbindungen berechnet. Hierzu wurden vereinfachende Annahmen für das Last-Verformungs-Verhalten bei Lochleibungsbeanspruchung des Holzes und der Verbindungsmittel bei Biegebeanspruchung getroffen. Die Tragfähigkeit unter Berücksichtigung des tatsächlichen Last-Verformungs-Verhaltens für das Holz und für die stiftförmigen Verbindungsmittel kann nur numerisch mit Hilfe der Methode der Finiten-Elemente berechnet werden.

Zur Verifizierung der vorgestellten Gleichungen und der getroffenen Annahmen wird nachfolgend ein Finite-Elemente-Modell für unverstärkte sowie verstärkte Stahlblech-Holz-Verbindungen unter Berücksichtigung des tatsächlichen Last-Verformungs-Verhaltens für das Holz und für die Verbindungsmittel vorgestellt (Bild 4-22). Durch einfache Ergänzungen und Veränderungen kann dieses Berechnungsmodell auch auf andere Zugscherverbindungen, wie zum Beispiel Holz-Holz-Verbindungen, erweitert werden. Zur Berechnung der Systeme wurde das Finite-Elemente-Programm Ansys verwendet.

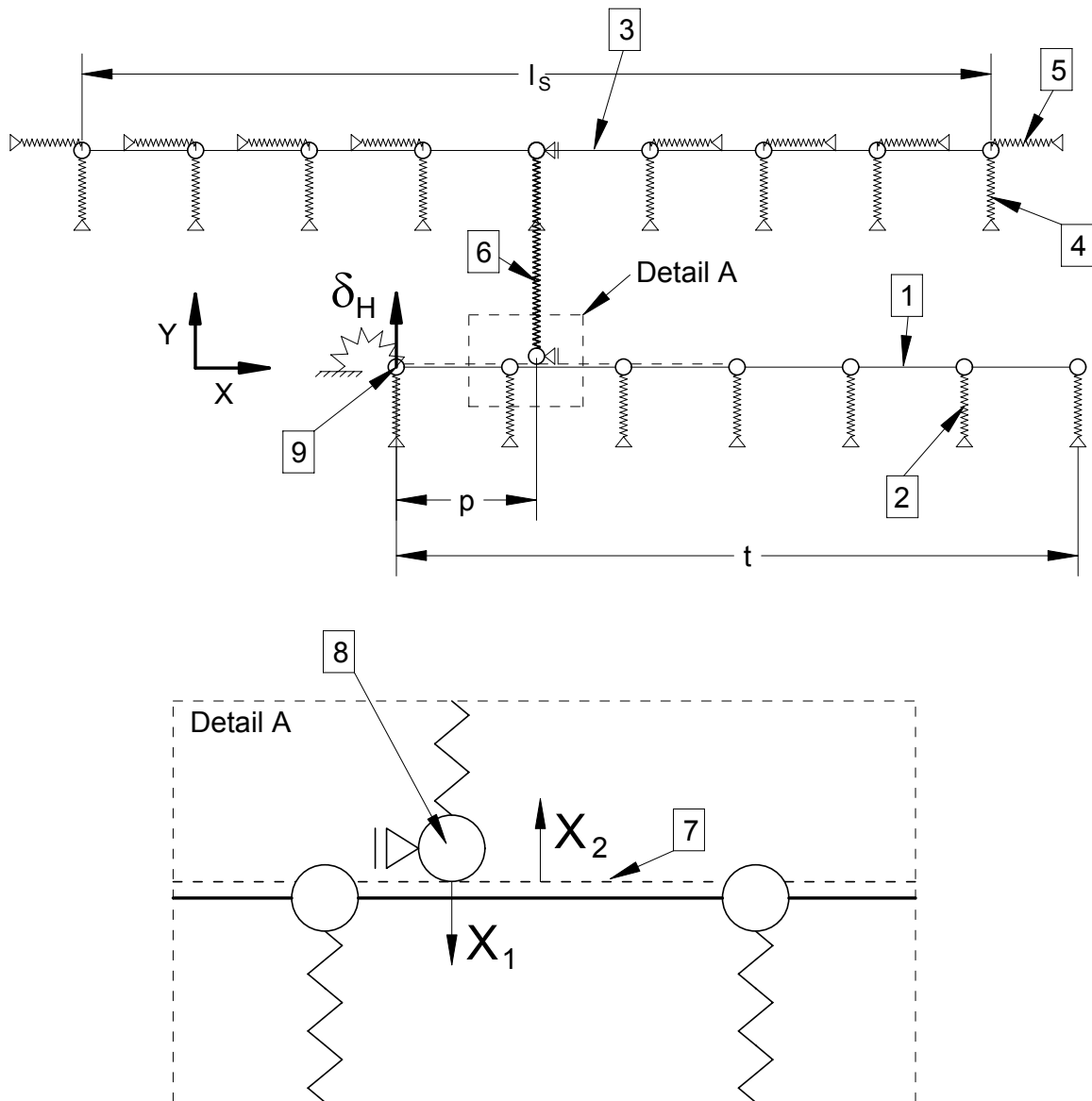


Bild 4-22 Finite-Elemente-Modell zur Berechnung von unverstärkten sowie verstärkten Verbindungen

Stiff förmige Verbindungsmittel mit runden, quadratischen sowie beliebigen Querschnitten können im Finite-Elemente-Programm Ansys durch zweidimensionale Beam23-Stebelemente mit nichtlinearen Materialeigenschaften abgebildet werden. Bei diesen Stebelementen können die Spannungen in der Mitte, am Rand sowie 30% oberhalb und unterhalb der Systemachse im Querschnitt ausgegeben werden. Damit können an jeder Stelle eines stiff förmigen Verbindungsmittels der Spannungszustand (elastisch, elastisch-plastisch sowie vollplastisch) und die zugehörigen Spannungen im Querschnitt ausgegeben werden.

Mit Hilfe der Beam23-Stabelemente wurden die Hauptverbindungselemente sowie die Verstärkungselemente unter Berücksichtigung des realitätstreuen Last-Verformungs-Verhaltens bei Biegebeanspruchung abgebildet. In Bild 4-22 sind die Hauptverbindungselemente als [1], die Verstärkungselemente als [3] dargestellt.

Die Eigenschaften des Holzes in unmittelbarer Nähe des stiftförmigen Verbindungsmittels werden durch zweidimensionale Combin39-Federelemente mit nichtlinearen Materialeigenschaften abgebildet. Combin39-Federelemente bilden sowohl das nichtlineare Lochleibungsverhalten des Holzes bei Beanspruchung durch stiftförmige Verbindungsmittel als auch das nichtlineare Ausziehverhalten der Verstärkungselemente ab.

Das Lochleibungsverhalten des Holzes bei Beanspruchung durch die Hauptverbindungselemente ist als [2], dasjenige bei Beanspruchung durch die Verstärkungselemente als [4] abgebildet. Für das Lochleibungsverhalten [2] wurde die in Abschnitt 4.2.9 ermittelte 3-parametrische Exponentialfunktion, für das Lochleibungsverhalten [4] die in Abschnitt 4.2.6 ermittelte 3-parametrische Exponentialfunktion angesetzt.

Zusätzlich zur Lochleibungsfestigkeit des Holzes, wurde der Auszieh Widerstand der Verstärkungselemente modelliert. Das in Abschnitt 4.2.8 ermittelte Ausziehverhalten wurde in Form von Combin39-Federelementen [5] berücksichtigt. Da als Hauptverbindungselemente vorwiegend glattschaftige Stabdübel eingesetzt werden, wurde für die Hauptverbindungselemente kein Auszieh Widerstand berücksichtigt. Dennoch kann durch Hinzufügen von Kontaktelementen, insbesondere bei profilierten Hauptverbindungselementen, die Reibung zwischen der Oberfläche des Holzes und der Oberfläche der stiftförmigen Verbindungsmittel abgebildet werden.

Den Schnittpunkt zwischen diesen Stab- und Federelementen bilden Knoten, welche in einem Abstand von 5 mm zueinander angeordnet sind. Konvergenzuntersuchungen haben gezeigt, dass ausgehend von dem gewählten Knotenabstand bis hin zu einer vollständigen Bettung des Verbindungsmittels die numerischen Ergebnisse um weniger als 5% voneinander abweichen. Mit kleinerem Knotenabstand steigt jedoch die Berechnungszeit überproportional an.

Die Koppelung zwischen den Hauptverbindungs- und den Verstärkungselementen wird ebenfalls durch ein Combin39-Federelement [6] gebildet. Dieses Element wird in einem Abstand  $p$  zur Fuge an das Hauptverbindungselement angebracht und ist mit dem Verstärkungselement direkt verbunden. Im Vergleich zu einem steifen Verbindungsstab zwischen dem Hauptverbindungs- und dem Verstärkungselement kann mit Hilfe dieses Combin39-Federelementes ein herstellungsbedingter Abstand zwischen dem Hauptverbindungs- und dem Verstärkungselement modelliert werden. Für den Fall, dass die Verstärkungselemente in einem Abstand  $a_{1,v}$  zum Hauptverbin-



dungselement angebracht werden, und damit bis zu einer Verschiebung  $a_{1,v}$  der Hauptverbindungselemente keinen Verstärkungseffekt aufweisen, kann das Last-Verformungs-Verhalten des Kopplungselementes nach Bild 4-23 berücksichtigt werden.

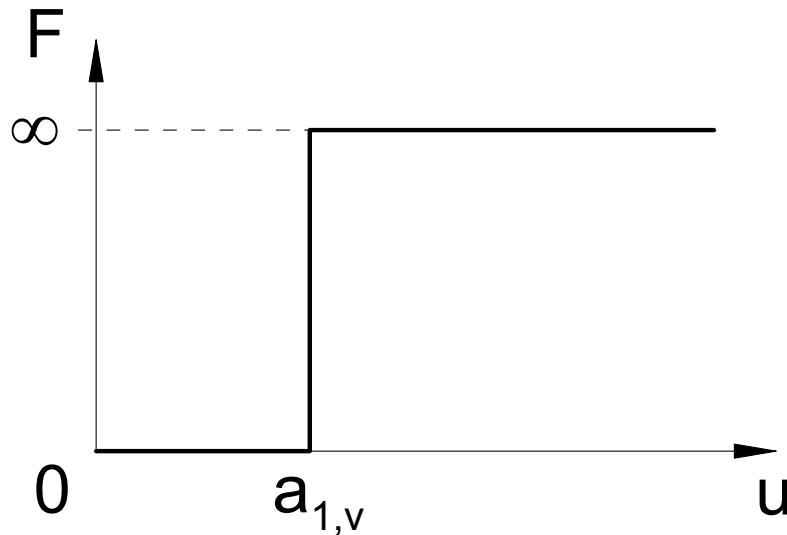




Bild 4-23 Last-Verformungs-Verhalten des Kopplungselementes

Bis zu einer Verschiebung  $a_{1,v}$ , die dem herstellungsbedingten Abstand zwischen dem Hauptverbindungs- und dem Verstärkungselement entspricht, ist die Steifigkeit des Federelementes gleich Null. Das Verstärkungselement weist keinen Verstärkungseffekt auf. Anschließend kann durch eine „unendliche“ Federsteifigkeit eine Last aus dem Hauptverbindungselement in das Verstärkungselement übertragen werden. Werden die Verstärkungselemente unmittelbar an die Hauptverbindungselemente angebracht, ist  $a_{1,v} = 0$ .

In Bild 4-22, Detail A ist die Schnittstelle zwischen dem Kopplungselement und den Stabelementen des Hauptverbindungselementes dargestellt. Bei einer Verschiebung des Hauptverbindungselementes rechtwinklig zu seiner Achse um  $\delta_H$  (Abscheren), verschieben sich die Knoten des Hauptverbindungselementes in Richtung der Y-Achse und in Richtung der X-Achse. Mit steigender Verschiebung rechtwinklig zur Stabachse steigt die Relativverschiebung in X-Richtung zwischen dem Hauptverbindungselement und dem Verstärkungselement. Damit aufgrund dieser Relativverschiebung keine Zwängungen im Kopplungselement entstehen, wurde dieses gleitend auf dem Hauptverbindungselement angebracht. Die Eigenschaft des Gleitens wird durch Kontaktelemente Contact48 zwischen dem untersten Knoten des Kopplungselementes und den Stäben des Hauptverbindungselementes dargestellt. Sind die Normalenvektoren des Kontaktelementes  $\boxed{8}$  und des Zielelementes  $\boxed{7}$  identisch, kann zwischen beiden Elementen eine Kraft übertragen werden. Wirken die

Normalenvektoren in entgegengesetzte Richtung, kann vom Hauptverbindungselement in das Verstärkungselement keine Kraft übertragen werden. Durch die Steuerung der Richtung der Normalenvektoren, können ohne Änderung des Finite-Elemente-Systems verstärkte und unverstärkte Verbindungen gleichermaßen modelliert und berechnet werden. Für den Reibbeiwert zwischen dem Kontakt- und dem Zielelement wurde  $\mu = 0$  gesetzt. Hierbei kann der Reibbeiwert jedoch beliebig geändert werden. Dies kann dann notwendig werden, wenn Verstärkungselemente mit einer profilierten Oberfläche direkt an Hauptverbindungselemente mit einer ebenfalls profilierten Oberfläche angebracht werden. Dies erfordert jedoch eine sehr präzise Herstellung der Verstärkung.

Die Berechnung jedes einzelnen Finite-Elemente-Systems erfolgt schrittweise. Hierbei wird das Hauptverbindungselement an der Stelle der Fuge , rechtwinklig zu seiner Achse von  $\delta_H = 0$  mm bis  $\delta_H = 15$  mm in 0,2 mm-Schritten verschoben. Zu jedem Verschiebungsschritt wird die Last aufgezeichnet. Im zeitgesteuerten Postprozessor des Finite-Elemente-Programms Ansys kann abschließend aus den berechneten Wertepaaren (Last und dazugehörige Verschiebung) eine Last-Verformungskurve für unverstärkte oder verstärkte Verbindungen unter Berücksichtigung des realitätsgetreuen Last-Verformungs-Verhaltens ausgegeben werden.

Bei Stahlblech-Holz-Verbindungen wird zwischen dicken und dünnen Stahlblechen unterschieden. Der Unterschied zwischen beiden Systemen ist die Lagerung des Hauptverbindungselementes im Stahlblech. Bei dünnen Stahlblechen kann sich das Hauptverbindungselement im Stahlblech frei verdrehen, bei dicken Stahlblechen ist eine Verdrehung des Hauptverbindungselementes im Stahlblech nicht möglich. Diese Eigenschaft wird im Finite-Elemente-Modell durch eine Behinderung der Verdrehung des Knotens  gesteuert.

Eine genaue Nachbildung der Lagerung des Hauptverbindungselementes im Stahlblech ist zwar möglich, aber nicht sinnvoll, weil in der Praxis der Lochdurchmesser im Stahlblech vom Durchmesser des Hauptverbindungselementes in der Regel abweicht. Damit sind der Schlupf und folglich die Spannungsverteilung im Loch bei jeder Verbindung unterschiedlich.

Die Betrachtung der Grenzfälle „Einspannung des Stiftes“ oder „gelenkige Lagerung des Stiftes“ führt zu einer sinnvolleren Abschätzung der Lagerung des Hauptverbindungselementes im Stahlblech.

Das vorgestellte numerische Modell soll die Möglichkeit einer realitätstreuen Nachbildung des Last-Verformungs-Verhaltens von unverstärkten sowie verstärkten Verbindungen zeigen. Durch einfache Änderungen im System können verschiedene Verbindungstypen, wie zum Beispiel Holz-Holz-Verbindungen, modelliert und berechnet werden.

Weil das Finite-Elemente-Modell lediglich zur Verifizierung der getroffenen Annahmen bei der analytischen Herleitung der Gleichungen zur Berechnung der Traglast von verstärkten Verbindungen dienen soll, wurden im Rahmen dieser Arbeit keine weiteren Finite-Elemente-Berechnungen für weitere Verbindungstypen durchgeführt.

Der zugehörige ANSYS - Quelltext zur Berechnung der Traglast von unverstärkten und verstärkten Stahlblech-Holz-Verbindungen mit dünnen und dicken Stahlblechen ist in Bild A-3 (Anlage 8.3) dargestellt.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden 2088 Last-Verschiebungs-Diagramme mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode berechnet. Hierbei wurden für verstärkte Stahlblech-Holz-Verbindungen folgende Parameter variiert:

Durchmesser des Hauptverbindungselementes $d$ :	$d = 8, 16, 24, 32 \text{ mm}$
Durchmesser des Verstärkungselementes $d_S$ :	$d_S = 6, 8, 10, 12 \text{ mm}$
Länge des Hauptverbindungselementes $l$ :	$l = 100, 300, 500 \text{ mm}$
Dicke des anzuschließenden Holzes $t = 0,5 \cdot l$ :	$t = 50, 150, 250 \text{ mm}$
Länge des Verstärkungselementes $l_S$ :	$l_S = 100, 200, 300 \text{ mm}$
Rohdichte des Holzes:	$\rho = 350, 400, 450 \text{ kg/m}^3$
Fließspannung des Hauptverbindungselementes $f_y$ :	$f_y = 240, 360 \text{ N/mm}^2$
Stahlblechdicke:	dünn, dick

Unter Berücksichtigung sämtlicher Parameter wurden somit 1728 verstärkte Stahlblech-Holz-Verbindungen berechnet.

Darüber hinaus wurden 360 unverstärkte Stahlblech-Holz-Verbindungen modelliert. Dabei wurden folgende Parameter variiert:

Durchmesser des Hauptverbindungselementes $d$ :	$d = 8, 16, 24, 32 \text{ mm}$
Länge des Hauptverbindungselementes $l$ :	$l = 100, 300, 500 \text{ mm}$
Dicke des anzuschließenden Holzes $t = 0,5 \cdot l$ :	$t = 50, 150, 250 \text{ mm}$
Rohdichte des Holzes:	$\rho = 300, 350, 400, 450, 500 \text{ kg/m}^3$
Fließspannung des Hauptverbindungselementes $f_y$ :	$f_y = 240, 360, 600 \text{ N/mm}^2$
Stahlblechdicke:	dünn, dick

Der Abstand  $a_{1,v}$  zwischen dem Hauptverbindungselement und dem Verstärkungselement wurde bei allen Finite-Elemente-Modellen zu  $a_{1,v} = 0$  gesetzt. Damit wurde nur der Fall eines direkten Kontaktes zwischen dem Verstärkungselement und dem Hauptverbindungselement untersucht.

Der Abstand  $p$  zwischen der Fuge und dem Verstärkungselement wurde bei allen Finite-Elemente-Systemen zu  $p = 2,5 \cdot d_S$  angenommen. Dieser Abstand entspricht dem Abstand in den Traglastversuchen.

Das Lochleibungsverhalten des Holzes bei Beanspruchung durch die Verstärkungselemente  $f_{h,S}$  und bei Beanspruchung durch die Hauptverbindungselemente  $f_h$  wurde in Abhängigkeit von der Rohdichte und vom Durchmesser des stiftförmigen Verbindungsmittels aus den in den Abschnitten 4.2.6 und 4.2.9 angegebenen 3-parametrischen Näherungsfunktionen berechnet. Das Fließmoment der Hauptverbindungselemente wurde mit einer Fließspannung  $f_y = 240, 360$  oder  $600 \text{ N/mm}^2$ , dasjenige der Verstärkungselemente mit der in Abschnitt 4.2.7 angegebenen Fließspannung berechnet. Das Last-Verformungs-Verhalten der Verstärkungselemente bei Beanspruchung auf Herausziehen entspricht demjenigen nach Abschnitt 4.2.8.

Aus den aufgezeichneten Last-Verformungs-Diagrammen für unverstärkte und verstärkte Stahlblech-Holz-Verbindungen wurden die Traglasten sowie die Steifigkeiten je Hauptverbindungselement und Scherfuge berechnet. In Bild 4-24 ist eine numerisch ermittelte Last-Verformungs-Kurve einer zugehörigen Versuchskurve gegenübergestellt.

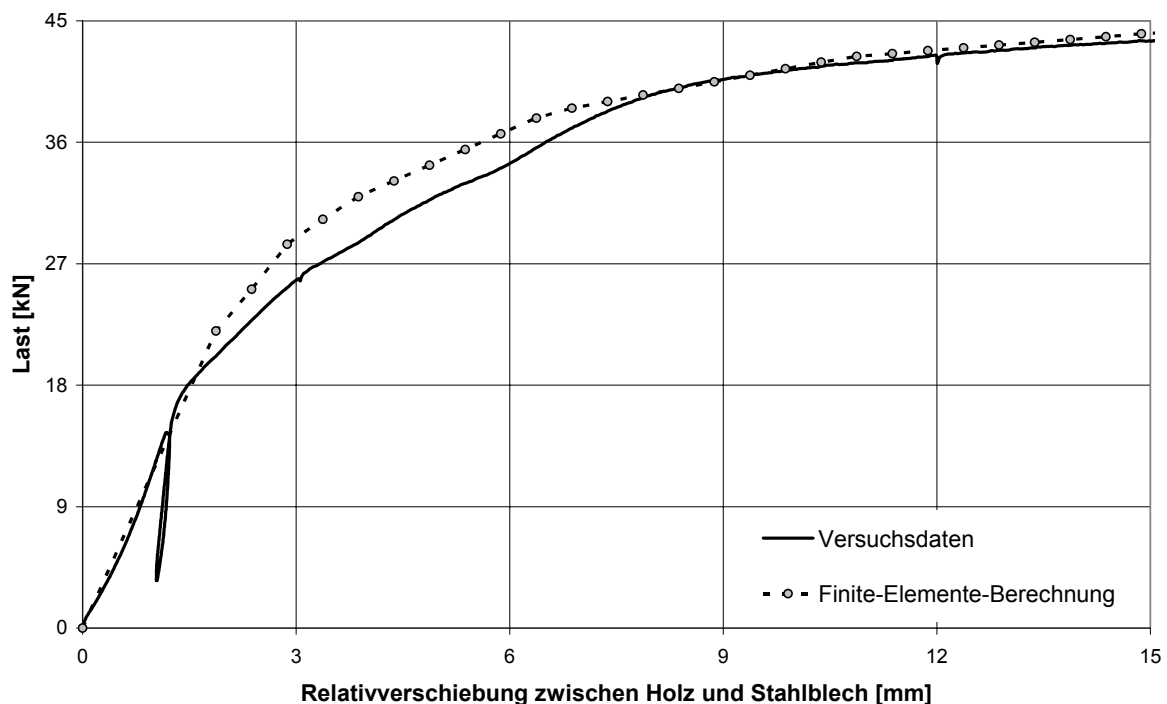


Bild 4-24 Gegenüberstellung des Last-Verformungs-Verhaltens aus einer Finite-Elemente-Berechnung sowie aus einem Versuch für eine verstärkte Stahlblech-Holz-Verbindung

Beide Kurven stellen das Last-Verformungs-Verhalten einer verstärkten Verbindung dar. Unter Vernachlässigung geringer Abweichungen stimmen im gesamten nichtlinearen Bereich beide Kurven sehr gut überein.

Zur Verifizierung der Annahmen für das Last-Verformungs-Verhalten der Verstärkungselemente bei Beanspruchung auf Abscheren wurden die Quotienten aus der maximalen axialen Beanspruchung zur axialen Tragfähigkeit der Verstärkungselemente berechnet. Damit soll gezeigt werden, dass wegen der geringen Verschiebung der Verstärkungselemente rechtwinklig zu ihrer Achse und wegen des quasi spröden Last-Verformungs-Verhaltens bei Beanspruchung auf Herausziehen keine nennenswerte Zugkräfte im Verstärkungselement auftreten und folglich die axiale Tragfähigkeit der Verstärkungselemente in der Regel nicht erreicht wird. Konsequenterweise wäre damit die Vernachlässigung des Ausziehwiderstandes der Verstärkungselemente im analytischen Berechnungsmodell bestätigt.

In Bild 4-25 sind 2088 numerisch ermittelte Traglasten den analytisch berechneten Traglasten für unverstärkte sowie verstärkte Verbindungen gegenübergestellt. Trotz unterschiedlicher Annahmen für das Last-Verformungs-Verhalten des Holzes und der Verbindungsmittel beträgt die größte Abweichung zwischen den numerisch und den analytisch berechneten Traglasten lediglich 15%. Bei der numerischen Berechnung wurde das tatsächliche, bei der analytischen Berechnung ein idealisiertes Last-Verformungs-Verhalten für das Holz und die stiftförmigen Verbindungsmittel angenommen.

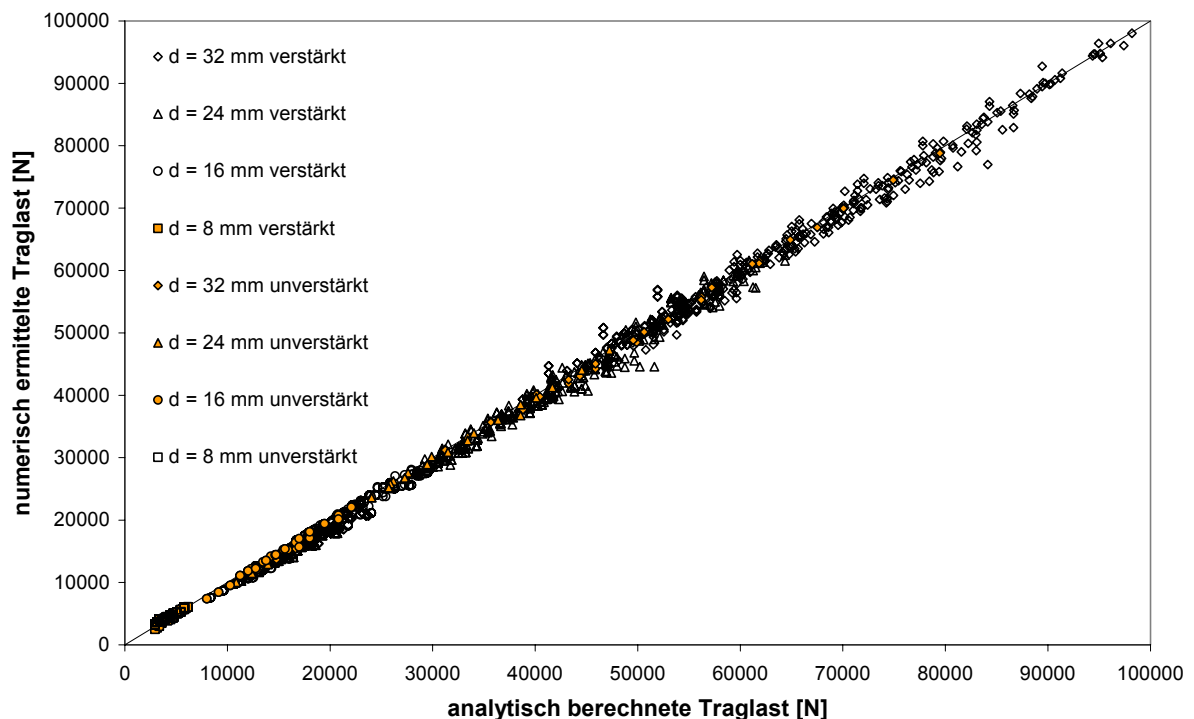


Bild 4-25 Numerisch ermittelte Traglasten über analytisch berechnete Traglasten

Diese gute Korrelation zwischen den numerisch und den analytisch berechneten Traglasten bestätigt die getroffenen Annahmen.

Obwohl im Finite-Elemente-Modell das realitätstreue Last-Verformungs-Verhalten der Verstärkungselemente bei Beanspruchung auf Herausziehen berücksichtigt wurde, konnte in keinem der 1728 berechneten Systeme die axiale Tragfähigkeit der Verstärkungsschrauben erreicht werden. Der größte Anteil der axialen Kraftkomponente zur axialen Tragfähigkeit der Verstärkungselemente betrug 63%. Bei 50% der Simulationen lag das Verhältnis zwischen der axialen Kraftkomponente und der axialen Tragfähigkeit des Verstärkungselementes unter 11%. Die Summenhäufigkeit des Anteiles der axialen Kraftkomponente zur Tragfähigkeit der Verstärkungselemente ist in Bild 4-26 dargestellt.

Bei 23% der untersuchten Systeme wird das Verstärkungselement auf Herausziehen überhaupt nicht beansprucht. Dieser Fall tritt auf, wenn das Verstärkungselement für den Fall einer „harten“ Verstärkung als Auflager wirkt oder für den Fall einer „weichen“ Verstärkung sich infolge seiner hohen Biegetragfähigkeit nicht verbiegt und folglich, ohne axiale Bewegungen nur rechtwinklig zu seiner Achse in das Holz eingedrückt wird.

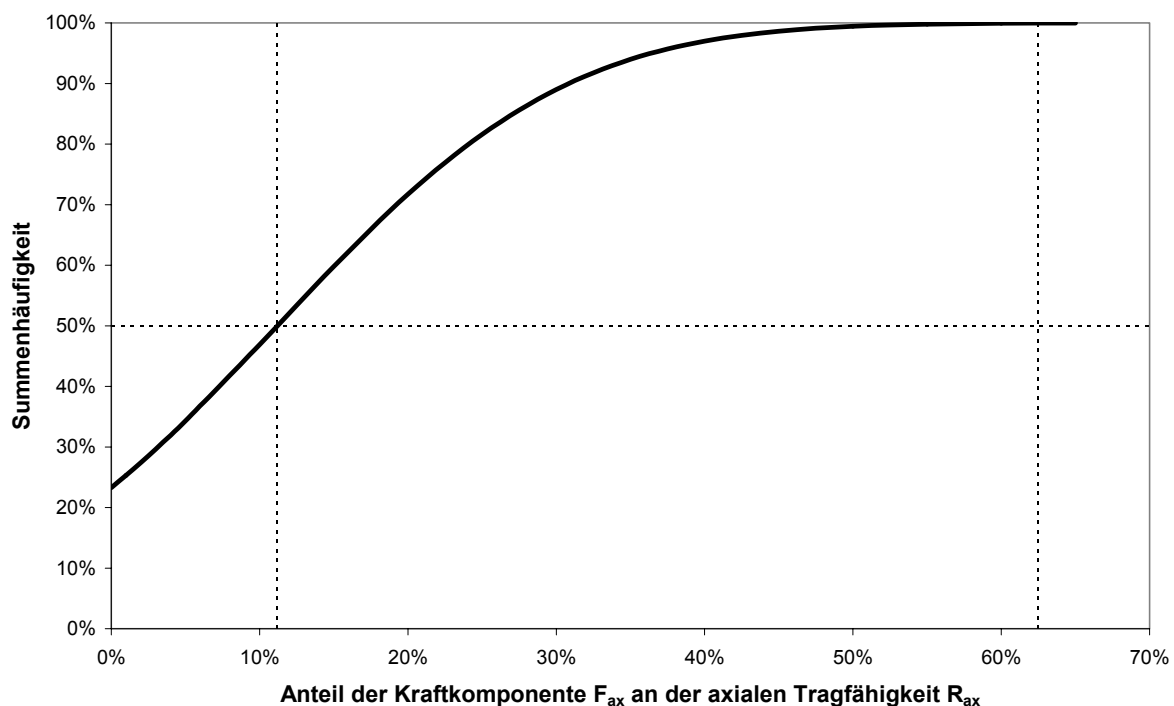


Bild 4-26 Summenhäufigkeit des Anteiles  $F_{ax} / R_{ax}$

In den folgenden beiden Bildern ist die Wirksamkeit dieser Verstärkungsmethode dargestellt. In Abhängigkeit vom Durchmesser des Hauptverbindungselementes und

des Verstärkungselementes ist der Zuwachs der Traglast einer verstärkten Verbindung im Vergleich zu einer geometrisch identischen, jedoch unverstärkten Verbindung dargestellt. In Bild 4-27 ist der Traglastzuwachs aus den analytischen Berechnungen, in Bild 4-28 derjenige aus den numerischen Berechnungen dargestellt.

Der Vergleich zwischen beiden Bildern bestätigt die Kongruenz zwischen analytischer und numerischer Berechnung. Weiterhin ist zu erkennen, dass der Verstärkungseffekt mit zunehmenden Durchmesser der Hauptverbindungselemente steigt. Der höchste Verstärkungseffekt wird erreicht, wenn der Durchmesser der Verstärkungselemente in etwa 30% bis 40% des Durchmessers der Hauptverbindungselemente entspricht und die Verstärkungselemente mit dem kleinst möglichen Abstand zur Fuge direkt an die Hauptverbindungselemente angebracht werden.

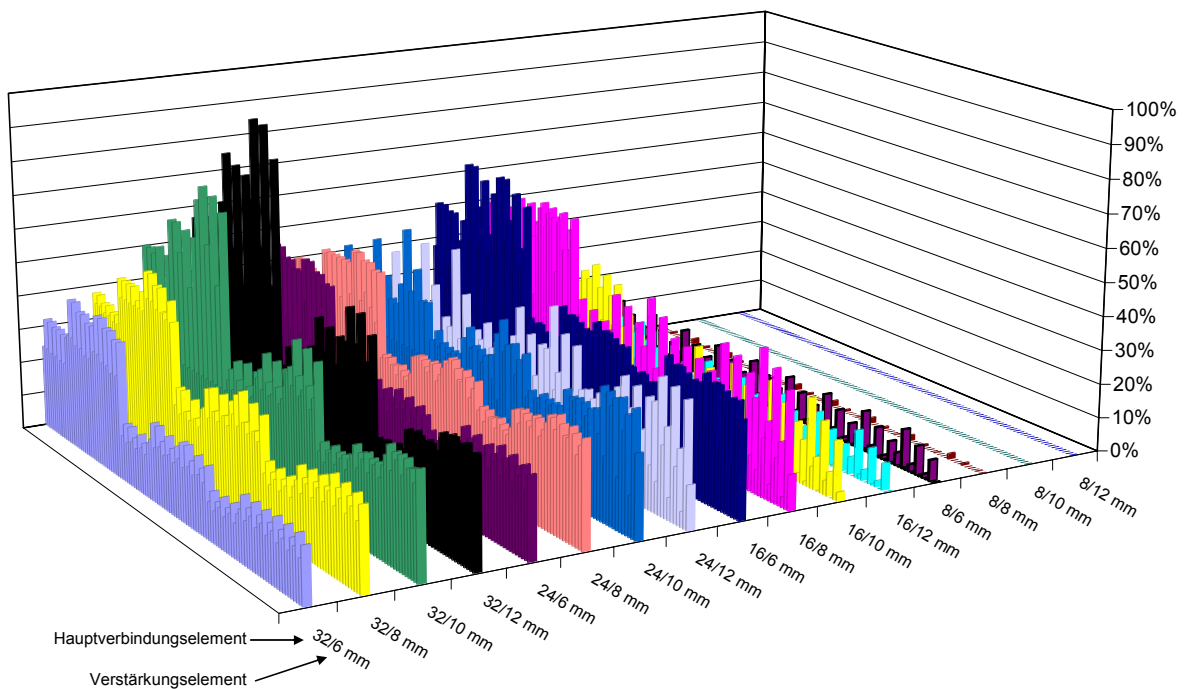


Bild 4-27 Traglastzuwachs aus analytischer Berechnung

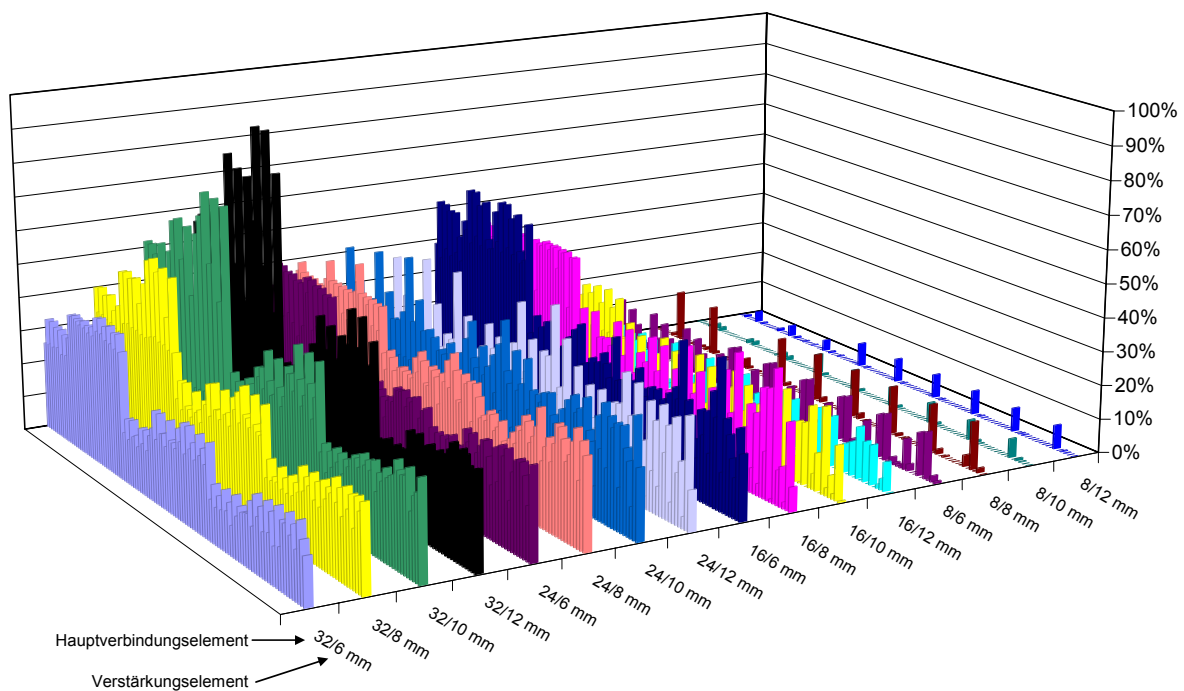


Bild 4-28 Traglastzuwachs aus numerischer Berechnung

Im Rahmen dieser Arbeit wurden die Tragfähigkeiten von verstärkten Verbindungen und zur Verifizierung der Ergebnisse von unverstärkten Verbindungen analytisch sowie numerisch berechnet. Eine analytische Ermittlung der Steifigkeiten von verstärkten oder unverstärkten Verbindungen ist jedoch nahezu unmöglich, weil hierzu für sämtliche Parameter das Last-Verformungs-Verhalten im linear-elastischen Bereich berücksichtigt werden muss.

Ehlbeck und Werner haben aus Versuchen an Holz-Holz-Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln den Verschiebungsmodul bestimmt (Ehlbeck und Werner, 1992). Dieser ist in erster Linie vom Durchmesser des Verbindungsmittels sowie von der Rohdichte des Holzes abhängig. Einen Einfluss weiterer Parameter, wie zum Beispiel der Holzdicke oder der Fließspannung der Verbindungsmittel, konnten Ehlbeck und Werner aufgrund einer zu geringen Anzahl der Versuche nicht ermitteln. Nach Ehlbeck und Werner (1992) wird der Verschiebungsmodul  $K_{\text{ser}}$  je Verbindungsmittel und Scherfuge nach folgender Gleichung berechnet:

$$K_{\text{ser}} = \frac{\rho^{1.5} \cdot d}{20} \quad \text{in} \quad \frac{\text{N}}{\text{mm}} \quad (169)$$

mit

$\rho$  Rohdichte des Holzes in  $\text{kg/m}^3$

$d$  Durchmesser in mm



Obwohl Gleichung (169) aus Versuchen an Holz-Holz-Verbindungen ermittelt wurde, wird sie gleichermaßen zur Berechnung des Verschiebungsmoduls von Stahlblech-Holz-Verbindungen eingesetzt. Zahlreiche Versuche bestätigen jedoch, dass für Stahlblech-Holz-Verbindungen der tatsächliche Verschiebungsmodul nicht mit Gleichung (169) übereinstimmt.

Aus insgesamt 360 numerisch ermittelten Last-Verformungs-Diagrammen für unverstärkte Stahlblech-Holz-Verbindungen mit dicken und dünnen Stahlblechen (je 180 Simulationen) wurden die Verschiebungsmoduln  $K_{\text{ser,num}}$  ausgewertet und den nach Gleichung (169) berechneten Werten gegenübergestellt.

Folgende Parameter wurden zur Bestimmung der 360 numerischen Last-Verformungs-Diagramme variiert:

Durchmesser des Hauptverbindungselementes $d$ :	$d = 8, 16, 24, 32 \text{ mm}$
Länge des Hauptverbindungselementes $l$ :	$l = 100, 300, 500 \text{ mm}$
Dicke des anzuschließenden Holzes $t = 0,5 \cdot l$ :	$t = 50, 150, 250 \text{ mm}$
Rohdichte des Holzes:	$\rho = 300, 350, 400, 450, 500 \text{ kg/m}^3$
Fließspannung des Hauptverbindungselementes $f_y$ :	$f_y = 240, 360, 600 \text{ N/mm}^2$
Stahlblechdicke:	dünn, dick

In Bild 4-29 sind für alle 360 Simulationen die Summenhäufigkeiten der Abweichungen des numerisch ermittelten Verschiebungsmoduls  $K_{\text{ser,num}}$  zu dem nach Gleichung (169) berechneten Wert  $K_{\text{ser}}$  angegeben. Die schwarze Kurve der Summenhäufigkeit zeigt die Abweichung  $K_{\text{ser,num}}$  zu  $K_{\text{ser}}$  bei unverstärkten Stahlblech-Holz-Verbindungen mit dicken Stahlblechen, der graue Verlauf diejenige bei unverstärkten Stahlblech-Holz-Verbindungen mit dünnen Stahlblechen.

Gleichung (169) unterscheidet nicht zwischen der Dicke des Stahlbleches und folglich nicht zwischen der Lagerung des Hauptverbindungselementes im Stahlblech (dickes bzw. dünnes Stahlblech). Die unterschiedlichen Verläufe der Summenhäufigkeit bestätigen jedoch, dass die Stahlblechdicke (dickes bzw. dünnes Stahlblech) einen Einfluss auf den Verschiebungsmodul hat.

Für unverstärkte Stahlblech-Holz-Verbindungen mit dünnen Stahlblechen ist die mittlere Abweichung zwischen  $K_{\text{ser,num}}$  und  $K_{\text{ser}}$  nach Gleichung (169) mit etwa 10% gering.

Für unverstärkte Stahlblech-Holz-Verbindungen mit dicken Stahlblechen ist die mittlere Abweichung zwischen  $K_{\text{ser,num}}$  und  $K_{\text{ser}}$  mit etwa 150% sehr groß. Die maximale Abweichung zwischen  $K_{\text{ser,num}}$  und  $K_{\text{ser}}$  nach Gleichung (169) beträgt sogar 400%.

Damit ist Gleichung (169) zur Bestimmung des Verschiebungsmoduls bei Stahlblech-Holz-Verbindungen, insbesondere mit dicken Stahlblechen, ungeeignet. Allerdings muss an dieser Stelle erwähnt werden, dass der Fall eines „übergroßen“ Bohrloches im Rahmen dieser Untersuchungen nicht berücksichtigt wurde.

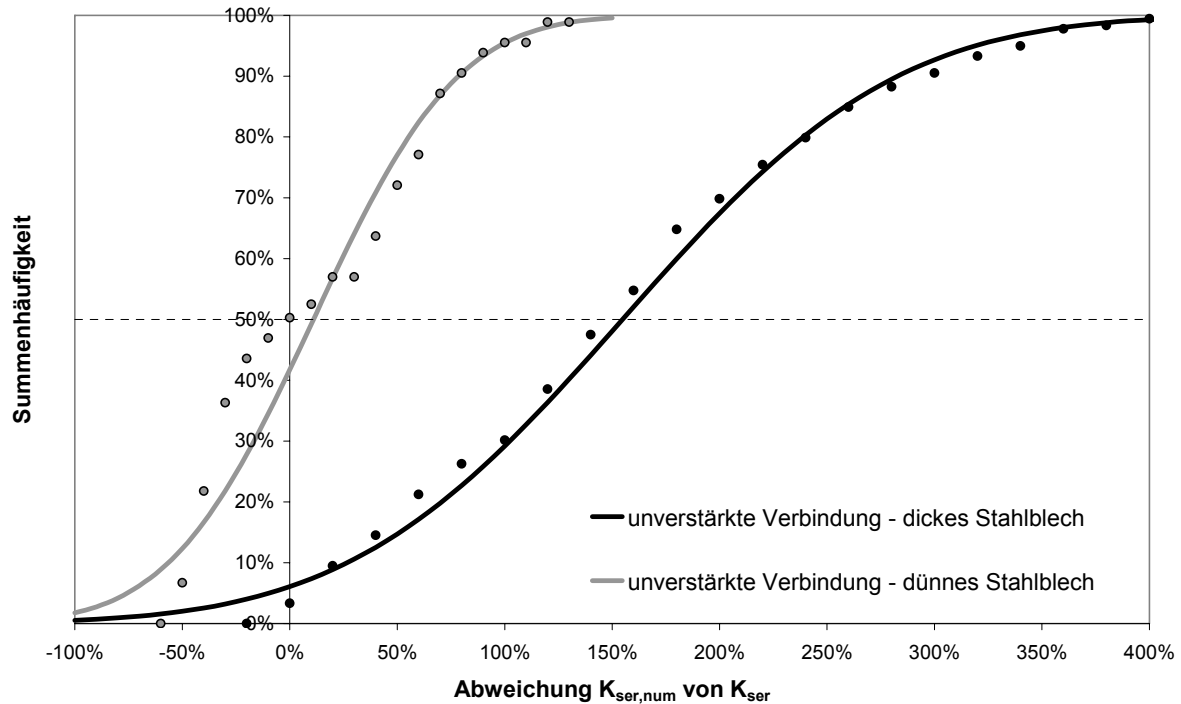


Bild 4-29 Summenhäufigkeiten der Abweichung des numerisch ermittelten Verschiebungsmoduls zu dem nach Gleichung (169) berechneten Wert

Vergleicht man nur die numerischen Ergebnisse untereinander, sind die Verschiebungsmoduln von verstärkten Stahlblech-Holz-Verbindungen im Mittel um 24% größer als diejenigen von unverstärkten Stahlblech-Holz-Verbindungen (Bild 4-30). Diese Differenz gilt jedoch nur, wenn die Verstärkungselemente im Kontakt an die Hauptverbindungselemente angebracht werden.

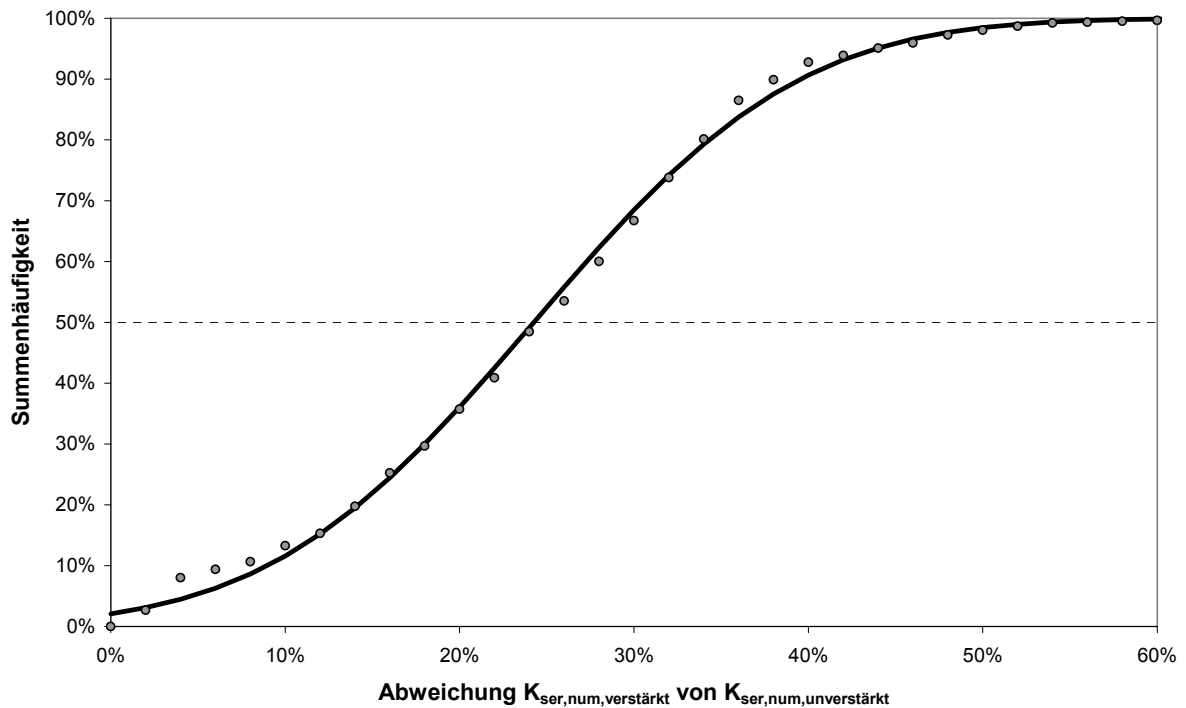


Bild 4-30 Summenhäufigkeit der Abweichung des Verschiebungsmoduls für verstärkte Verbindungen zu demjenigen für unverstärkte Verbindungen (Vergleich der Ergebnisse aus numerischer Berechnung)

Zur Quantifizierung des Verschiebungsmoduls von Stahlblech-Holz-Verbindungen wurden aus 360 Finite-Elemente-Berechnungen an unverstärkten Verbindungen die Verschiebungsmoduln mit Hilfe einer multiplen Regressionsanalyse ausgewertet. Da die Verschiebungsmoduln für verstärkte Stahlblech-Holz-Verbindungen im Mittel um 24% und im günstigsten Fall um 60% größer sind als diejenigen für unverstärkte Verbindungen (siehe Bild 4-30), können folgende Gleichungen auch auf verstärkte Verbindungen übertragen werden.

Mit einem Korrelationskoeffizienten von  $R = 0,983$  kann der Verschiebungsmodul für Stahlblech-Holz-Verbindungen unter der Annahme einer freien Verdrehung des Stabdübels im Stahlblech (dünnes Stahlblech), nach folgender Gleichung berechnet werden:

$$K_{\text{ser,G}} = 0,037 \cdot \rho^{0,82} \cdot d^{1,41} \cdot t^{0,66} \quad \text{in } \frac{\text{N}}{\text{mm}} \quad (170)$$

Die Berechnung des Verschiebungsmoduls für Stahlblech-Holz-Verbindungen unter der Annahme einer Einspannung des Stabdübels im Stahlblech (dickes Stahlblech), wird nach Gleichung (171) empfohlen. Hierbei beträgt der Korrelationskoeffizient  $R = 0,989$ .

$$K_{\text{ser,E}} = 0,31 \cdot \rho^{0,72} \cdot d^{1,54} \cdot t^{0,25} \cdot f_y^{0,16} \quad \text{in } \frac{\text{N}}{\text{mm}} \quad (171)$$

mit

$\rho$	Rohdichte des Holzes in $\text{kg/m}^3$
$d$	Durchmesser des Hauptverbindungselementes in mm
$t$	Stahlblechdicke in mm
$f_y$	Fließspannung des Hauptverbindungselementes in $\text{N/mm}^2$

Im Vergleich zu dem Verschiebungsmodul nach Gleichung (169) ist der Verschiebungsmodul  $K_{\text{ser,G}}$  zusätzlich von der Dicke des Holzes abhängig. Bei dem Verschiebungsmodul  $K_{\text{ser,E}}$  nach Gleichung (171) für Stahlblech-Holz-Verbindungen mit einem dicken Stahlblech kommt als weiterer Parameter noch die Fließspannung des Hauptverbindungselementes hinzu.

Der Verschiebungsmodul nach Gleichung (170) gilt für den Extremfall einer gelenkigen Lagerung des Hauptverbindungselementes. Der Extremfall einer Einspannung des Hauptverbindungselementes im Stahlblech wird mit Gleichung (171) beschrieben. Da der Lochdurchmesser im Stahlblech nicht gleich dem Durchmesser eines Verbindungsmittels ist, liegen die tatsächlichen Werte der Verschiebungsmoduln zwischen den Werten aus diesen beiden Gleichungen.

Ein Vergleich zwischen den Verschiebungsmoduln aus Versuchen, den Verschiebungsmoduln nach Gleichung (169) sowie den Verschiebungsmoduln aus der Finite-Elemente-Berechnung ist im folgenden Abschnitt dargestellt.

#### 4.2.12 Versuche an mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkten Verbindungen

Zur weiteren Verifizierung analytischer und numerischer Berechnungen wurden Versuche an unverstärkten und verstärkten Stahlblech-Holz-Verbindungen sowie Holz-Holz-Verbindungen durchgeführt.

Insgesamt wurden 26 Versuchsreihen unterteilt in drei unterschiedlichen Versuchsgruppen geprüft.

In der ersten Versuchsgruppe wurden Stahlblech-Holz-Verbindungen mit innen liegenden und außen liegenden dicken und dünnen Stahlblechen mit Stabdübeln oder Bolzen als Hauptverbindungselemente geprüft. Hierbei wurden in jeder Versuchsreihe geometrisch identische verstärkte und, zum Vergleich der Ergebnisse, unverstärkte Versuchskörper geprüft. Bei jedem Versuchskörper wurden maximal zwei Hauptverbindungselemente nebeneinander angeordnet. Da ein Spalten des Holzes als Versagen nicht maßgebend war, konnten die Last-Verformungs-Diagramme bis zu einer Verschiebung von 15 mm aufgezeichnet werden. Die Ergebnisse aus dieser Versuchsgruppe dienen zur Verifizierung der berechneten Verschiebungsmoduln und

der berechneten Tragfähigkeiten. Darüber hinaus kann im Vergleich zwischen den Ergebnissen für unverstärkte und verstärkte Verbindungen der Zuwachs der Traglast auch experimentell ermittelt werden.

In der zweiten Versuchsgruppe wurden zur Verifizierung der berechneten Verschiebungsmoduln Versuche an unverstärkten Stahlblech-Holz-Verbindungen mit innen liegenden Stahlblechen und Stabdübeln durchgeführt. Bei dieser Versuchsgruppe wurden in Abhängigkeit von der Versuchsreihe drei bis fünf Hauptverbindungselemente hintereinander in Faserrichtung des Holzes angeordnet. Verbindungen mit mehreren hintereinander angeordneten Verbindungsmitteln neigen zu Spalten, wenn gleichzeitig der faserparallele Abstand der Verbindungsmittel untereinander zu gering ist. Bei fast allen Versuchskörpern aus dieser Versuchsgruppe war Spalten des Holzes die Bruchursache. Diese Bruchursache trat jedoch im Übergang zwischen dem ausgeprägten linear-elastischen und dem plastischen Bereich auf. Daher können diese Versuche nicht zur Verifizierung der Traglasten, sondern nur zur Verifizierung der berechneten Verschiebungsmoduln herangezogen werden.

In der dritten Versuchsgruppe wurden einschnittige und zweischnittige Holz-Holz-Verbindungen geprüft. Hierbei wurden entsprechend den Versuchen aus der ersten Versuchsgruppe paarweise geometrisch identische, unverstärkte und verstärkte Verbindungen mit zwei faserparallel angeordneten Stabdübelreihen geprüft. Die Ergebnisse aus dieser Versuchsgruppe dienen zur Verifizierung der berechneten Traglasten für unverstärkte und verstärkte Verbindungen und zur Verifizierung des Traglastzuwachses.

Die erste Versuchsgruppe wurde in 10 Versuchsreihen unterteilt. In jeder Versuchsreihe wurden 5 geometrisch identische Versuchskörper geprüft. Die wichtigsten Eigenschaften der Versuchskörper sind in Tabelle 4-8 in den ersten 10 Zeilen dargestellt. In der ersten Spalte sind die Prüfkörperbezeichnungen dargestellt. Versuchskörper der Versuchsreihe S wurden mit Stabdübeln, Versuchskörper der Versuchsreihe B mit Bolzen hergestellt. In der zweiten Spalte ist die Anzahl der Versuchskörper je Versuchsreihe angegeben. Bei Versuchskörpern des Typs H-S-H (Spalte 3) wurde ein 10 mm dickes Stahlblech mittig zwischen zwei Holzteile eingefügt. Bei Versuchskörpern des Typs S-H-S wurden zwei 10 mm dicke außen liegende Stahlbleche an ein Holzteil angebracht. Die mittlere Rohdichte des Holzes aller Versuchskörper aus einer Versuchsreihe ist in Spalte 4 angegeben. Die Dicke der angeschlossenen Holzteile betrug bei dieser ersten Versuchsgruppe  $t = 60$  mm. Der Durchmesser der Hauptverbindungselemente (Stabdübel oder Bolzen) ist in Spalte 7, die zugehörige Fließspannung in Spalte 8 angegeben. In Spalte 9 ist die Anzahl der Hauptverbindungselemente rechtwinklig zur Faser sowie in Faserrichtung dargestellt. Der Abstand  $a_2$  der Hauptverbindungselemente untereinander rechtwinklig zur Faser ist in Spalte 13 angegeben. Die Eigenschaften der Verstärkungselemente (Durch-

messer  $d_s$ , Gewindelänge  $l_s$ , Anzahl der Verstärkungselemente sowie der Abstand  $p$  der Verstärkungselemente zur Fuge) sind in den Spalten 10 bis 14 dargestellt. Bei verstärkten Verbindungen wurden die Verstärkungselemente rechtwinklig zur Achse der Hauptverbindungselemente und rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes bündig an die Hauptverbindungselemente eingedreht. Die Breite der Hölzer entsprach bei allen Versuchskörpern der Länge  $l_s = 130$  mm der Verstärkungselemente. Die mittlere Traglast je Scherfuge und Hauptverbindungselement ist in Spalte 15, der mittlere Verschiebungsmodul  $K_{ser}$  je Scherfuge und Hauptverbindungselement in Spalte 16 angegeben. Der Verschiebungsmodul  $K_{ser}$  wurde aus der Steigung der Last-Verformungs-Kurve zwischen 10% und 40% der Höchstlast ermittelt.

Die zweite Versuchsgruppe wurde in 8 Versuchsreihen unterteilt. In jeder Versuchsreihe (siehe Tabelle 4-8, Zeile 11 bis 18) wurden zur Verifizierung der berechneten Verschiebungsmoduln zweischnittige Stahlblech-Holz-Verbindungen mit innen liegenden, 10 mm dicken Stahlblechen (Typ H-S-H) und Stabdübeln als Hauptverbindungselemente geprüft. Die mittlere Rohdichte der Hölzer, die Dicke der Hölzer, der Durchmesser sowie die Fließspannung der Hauptverbindungselemente sind in den Spalten 4 bis 8 angegeben. Die Breite der Hölzer betrug bei allen Versuchskörpern 200 mm. Die Anordnung der Hauptverbindungselemente (Anzahl rechtwinklig sowie parallel zur Faser) ist in Spalte 9 dargestellt. Der Abstand der Hauptverbindungselemente in Faserrichtung wurde zu  $a_1 = 5 \cdot d$  gewählt. In Spalte 16 sind zur Verifizierung der berechneten Verschiebungsmoduln die mittleren Werte der Verschiebungsmoduln je Scherfuge und Hauptverbindungselement angegeben.

Die dritte Versuchsgruppe wurde ebenfalls in 8 Versuchsreihen unterteilt. In jeder Versuchsreihe wurden 5 geometrisch identische Versuchskörper geprüft. Verbindungen vom Typ H-H (Spalte 3) entsprechen einschnittigen Holz-Holz-Verbindungen, diejenigen vom Typ H-H-H entsprechen zweischnittigen Holz-Holz-Verbindungen. Die mittlere Rohdichte der Versuchskörper bezogen auf eine Versuchsreihe ist in Spalte 4 angegeben. Die Dicken  $t_1$  und  $t_2$  der angeschlossenen Holzteile sind in Spalte 5 und 6 dargestellt. Bei zweischnittigen Verbindungen vom Typ H-H-H entspricht die Dicke  $t_1$  dem Seitenholz, die Dicke  $t_2$  dem Mittelholz. Als Hauptverbindungselemente wurden bei dieser Versuchsgruppe nur Stabdübel mit einem Durchmesser nach Spalte 7, mit einer Fließspannung nach Spalte 8 und mit einer Anordnung nach Spalte 9 eingesetzt. Die Breite der Hölzer betrug 180 mm und entsprach der Länge der Verstärkungselemente. Weitere Angaben zu den Verstärkungselementen sind in den Spalten 10 bis 14 angegeben. Die mittlere Traglast je Scherfuge und Hauptverbindungselement ist in Spalte 15, der mittlere Verschiebungsmodul  $K_{ser}$  je Scherfuge und Hauptverbindungselement in Spalte 16 angegeben. Der Verschiebungsmodul  $K_{ser}$  wurde aus der Steigung der Last-Verformungs-Kurve zwischen 10% und 40% der Höchstlast ermittelt.

Tabelle 4-8 Zusammenstellung der Ergebnisse

Prüf- körper	Anzahl n [-]	Typ [-]	mittlere Rohdichte $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Hauptverbindungselemente					Verstärkungselemente					Traglast je SF/VM $R_{VM}$ [kN]	Steifigkeit je SF/VM $K_{ser,VM}$ [kN/mm]
				$t_1$ [mm]	$t_2$ [mm]	d [mm]	$f_y$ [N/mm <sup>2</sup> ]	VM-Anzahl rechtw./ parallel	$d_s$ [mm]	$l_s$ [mm]	Abstand p [mm]	$a_2$ [mm]	VM Anzahl [-]		
S-2-8-0	5	H-S-H	412	60		8	600	2 / 1	-	-	-	40	-	7,65	4,65
S-2-8-1	5	H-S-H	425	60		8	600	2 / 1	7,5	130	15	40	1	9,33	4,69
S-1-16-0	5	H-S-H	406	60		16	240	1 / 1	-	-	-	-	-	16,1	10,2
S-1-16-1	5	H-S-H	416	60		16	240	1 / 1	7,5	130	15	-	1	22,6	9,89
S-1-24-0	5	H-S-H	396	60		24	240	1 / 1	-	-	-	-	-	32,0	20,8
S-1-24-2	5	H-S-H	407	60		24	240	1 / 1	7,5	130	15	-	2	53,5	24,1
B-2-8-0	5	S-H-S	397	60		8	430	2 / 1	-	-	-	40	-	6,38	3,59
B-2-8-2	5	S-H-S	401	60		8	430	2 / 1	7,5	130	15	40	2	12,6	3,80
B-1-20-0	5	S-H-S	411	60		20	430	1 / 1	-	-	-	-	-	16,9	4,78
B-1-20-2	5	S-H-S	414	60		20	430	1 / 1	7,5	130	15	-	2	31,2	6,05
S-5/100-16	11	H-S-H	465	100		16	240	1 / 5	-	-	-	-	-	*)	14,5
S-3/50-24	2	H-S-H	474	50		24	360	1 / 3	-	-	-	-	-	*)	38,2
S-4/50-24	2	H-S-H	506	50		24	360	1 / 4	-	-	-	-	-	*)	22,9
S-5/50-24	3	H-S-H	449	50		24	600	1 / 5	-	-	-	-	-	*)	28,7
S-3/100-24	8	H-S-H	469	100		24	600	1 / 3	-	-	-	-	-	*)	45,2
S-3/100-24	7	H-S-H	469	100		24	360	1 / 3	-	-	-	-	-	*)	38,2
S-4/100-24	6	H-S-H	465	100		24	360	1 / 4	-	-	-	-	-	*)	40,3
S-5/100-24	1	H-S-H	450	100		24	360	1 / 5	-	-	-	-	-	*)	47,7
H-24-0	5	H-H	412	50	50	24	240	1 / 2	-	-	-	-	-	13,1	11,2
H-24-1	5	H-H	409	50	50	24	240	1 / 2	7,5	180	15	-	1	19,1	13,6
H-16-0	5	H-H	415	40	40	16	240	2 / 2	-	-	-	60	-	7,6	7,61
H-16-1	5	H-H	399	40	40	16	240	2 / 2	7,5	180	15	60	1	11,5	8,92
H-20-0	5	H-H-H	392	100	60	20	240	2 / 2	-	-	-	60	-	19,6	8,66
H-20-1	5	H-H-H	403	100	60	20	240	2 / 2	7,5	180	15	60	1	24,5	9,12
H-30-0	5	H-H-H	415	100	100	30	240	1 / 2	-	-	-	-	-	34,9	12,3
H-30-1	5	H-H-H	408	100	100	30	240	1 / 2	7,5	180	15	-	1	42,3	13,9

\*) Traglast konnte nicht ermittelt werden, weil Proben vorzeitig gespalten sind

In Bild 4-31 sind für alle Versuchsreihen aus der ersten und der dritten Versuchsgruppe die Versuchsergebnisse den nach Abschnitt 4.2.3 und 4.2.4 berechneten Tragfähigkeiten je Scherfuge und Verbindungsmittel dargestellt. In jeder Spalte sind die Einzelwerte für unverstärkte (Reihe xxx-0) sowie für geometrisch identische, verstärkte Versuchskörper (Reihe xxx-1 oder xxx-2) dargestellt. Zum Vergleich der Ergebnisse wurden die Tragfähigkeiten nach Abschnitt 4.2.3 und 4.2.4 mit den in Tabelle 4-8 angegebenen Parametern und mit der mittleren Rohdichte des Holzes berechnet. Unterhalb jeder Spalte ist der prozentuelle Zuwachs  $\Delta$  der Traglast für verstärkte Verbindungen im Vergleich zu unverstärkten Verbindungen dargestellt.  $\Delta_V$  entspricht dem mittleren Zuwachs der Versuchstraglast.  $\Delta_{GI}$  entspricht dem Zuwachs der berechneten Traglast.

Bei den Versuchsreihen in Spalte 1 und 2 sowie 6 bis 9 sind die berechneten Traglasten praktisch identisch zu den Versuchsergebnissen. Ebenso entspricht der Zuwachs der Versuchstraglast  $\Delta_V$  dem berechneten Zuwachs  $\Delta_{GI}$  der Traglast. Bei diesen Versuchsreihen wurde jeweils nur ein Verstärkungselement in einem Abstand p zur Fuge im Kontakt mit den Hauptverbindungselementen angeordnet.

Bei den Versuchsreihen in Spalte 3 bis 5 stimmen die berechneten Traglasten für unverstärkte Verbindungen ebenfalls mit den Versuchsergebnissen überein. Bei den verstärkten Verbindungen wurden im Vergleich zu den berechneten Werten jedoch deutlich höhere Traglasten erreicht. Hierbei wurden zwei Verstärkungselemente je Hauptverbindungsmittel direkt an das Hauptverbindungselement angebracht. Der Abstand zwischen dem ersten Verstärkungselement und der Fuge betrug  $p$ . In einem Abstand von 20 mm zu dem ersten Verstärkungselement wurde dann das zweite Verstärkungselement angebracht. Die in den Abschnitten 4.2.3 und 4.2.4 angegebenen Gleichungen gelten nur für Verbindungen mit einem Verstärkungselement. Damit lassen sich die Tragfähigkeiten und folglich der Traglastzuwachs nicht miteinander vergleichen. Da jedoch ein zusätzliches Verstärkungselement die Tragfähigkeit einer Verbindung positiv beeinflusst, können die angegebenen Gleichungen konservativ auch für mehrere Verstärkungselemente je Hauptverbindungselement angewendet werden.

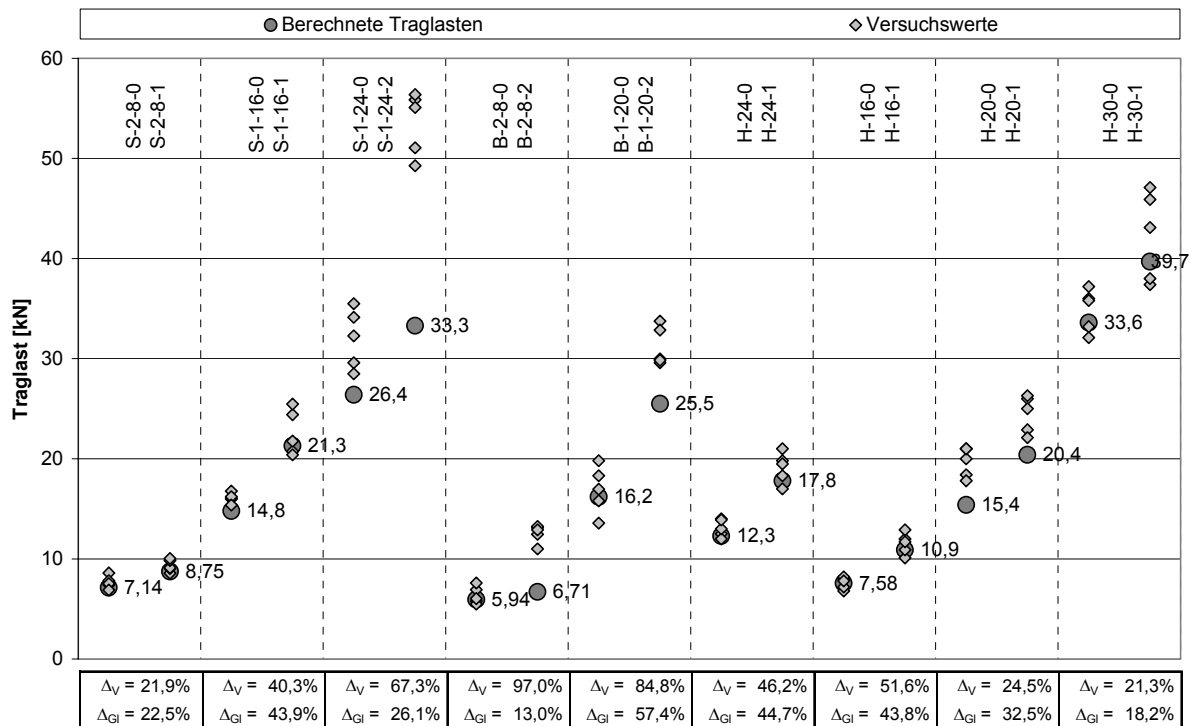


Bild 4-31 Versuchsergebnisse und berechnete Traglasten für unverstärkte und verstärkte Verbindungen

Nachfolgend sind Bilder von geprüften Verbindungen dargestellt. In Bild 4-32 ist ein Schnitt durch einen unverstärkten Versuchskörper aus der Versuchsreihe S-2-8-0 dargestellt. Die Verformungsfigur entspricht dem berechneten Versagensmechanismus. In Bild 4-33 ist ein Schnitt durch einen verstärkten Versuchskörper aus der Versuchsreihe S-2-8-1 dargestellt. Hier ist der berechnete Versagensmechanismus „3-



hart“ mit zwei Fließgelenken zu erkennen. Die Fließgelenke bildeten sich an der Stelle der „harten“ Verstärkungselemente aus.



Bild 4-32 Schnitt durch einen unverstärkten Versuchskörper der Reihe S-2-8-0



Bild 4-33 Schnitt durch einen verstärkten Versuchskörper der Reihe S-2-8-1

Schnitte durch Versuchskörper aus der Versuchsreihe S-1-16-0 und S-1-16-1 sind in Bild 4-34 dargestellt. Im Vergleich zur Versuchsreihe S-2-8-1 konnte sich das Verstärkungselement in Richtung der Last mitverschieben. Dieser „weiche“ Versagensmechanismus 2 entspricht dem berechneten und maßgebenden Versagensmechanismus 2 mit einer „weichen“ Verstärkung.

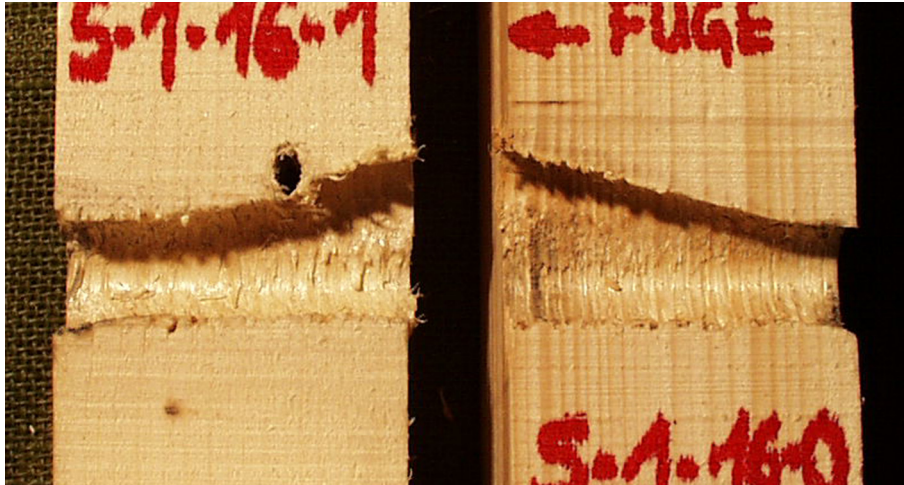


Bild 4-34 Schnitt durch einen verstärkten (links) und durch einen unverstärkten (rechts) Versuchskörper aus der Versuchsreihe S-1-16

Eine verformte Vollgewindeschraube als Verstärkungselement ist in Bild 4-35 dargestellt.



Bild 4-35 Verstärkungselement aus der Versuchsreihe S-1-24-2



In Bild 4-35 ist deutlich der Ausgangszustand sowie der Endzustand der Lage eines Verstärkungselementes zu erkennen.

Zur Überprüfung der Gleichungen zur Berechnung des Verschiebungsmoduls  $K_{\text{ser}}$  für Stahlblech-Holz-Verbindungen wurden die Verschiebungsmoduln aus der ersten und der zweiten Versuchsgruppe den berechneten Werten gegenübergestellt. In Bild 4-36 sind die Verschiebungsmoduln aus der ersten Versuchsgruppe, in Bild 4-37 diejenigen aus der zweiten Versuchsgruppe dargestellt. Für jede Versuchsreihe wurden die nach den Gleichungen (169) bis (171) berechneten Werte den zugehörigen Versuchswerten gegenübergestellt. Die Verschiebungsmoduln wurden hierbei mit der zugehörigen Rohdichte des Holzes sowie mit den entsprechenden mittleren Parametern berechnet.

Die schwarzen Säulen repräsentieren die nach Gleichung (169) bzw. in Anlehnung an Blaß et al. (2002) berechneten Werte der Verschiebungsmoduln. Diese Werte sind nur vom Durchmesser des stiftförmigen Verbindungsmittels sowie von der Rohdichte des Holzes abhängig. Die weißen Säulen repräsentieren die nach den Gleichungen (170) und (171) berechneten Verschiebungsmoduln  $K_{\text{ser,G}}$  und  $K_{\text{ser,E}}$ .

Bei Versuchskörpern mit innen liegenden Stahlblechen ist der Verschiebungsmodul  $K_{\text{ser,E}}$  nach Gleichung (171) maßgebend. Diese Gleichung gilt für Stahlblech-Holz-Verbindungen unter der Annahme einer Einspannung des stiftförmigen Verbindungsmittels im Stahlblech. Diese Annahme trifft bei innen liegenden Stahlblechen immer zu.

Bei Versuchskörpern mit außen liegenden, dünnen Stahlblechen wird der Verschiebungsmodul nach Gleichung (170) unter der Annahme einer drehfreien Lagerung des stiftförmigen Verbindungsmittels im Stahlblech berechnet. Der Fall einer drehfreien Lagerung des stiftförmigen Verbindungsmittels konnte nur bei der Versuchsreihe B-1-20-0/2 angenommen werden. Bei diesen zweischnittigen Verbindungen mit außen liegenden Stahlblechen der Dicke  $t = 10$  mm und Verbindungsmitteln mit einem Durchmesser von  $d = 20$  mm konnten sich die Verbindungsmittel im Stahlblech frei verdrehen. Bei der Versuchsreihe B-2-8-0/2 mit dünnen Verbindungsmitteln ( $d = 8$  mm,  $t = 10$  mm) konnte keine drehfreie Lagerung angenommen werden. Bei dieser Versuchsreihe können die Verbindungsmittel in den Stahlblechen als eingespannt betrachtet werden.

Alle Versuchskörper wurden ohne Schlupf im Stahlblech hergestellt. Die Passbolzen und die Stabdübel wurden passgenau in die Bauteile aus Holz und Stahl eingesetzt.

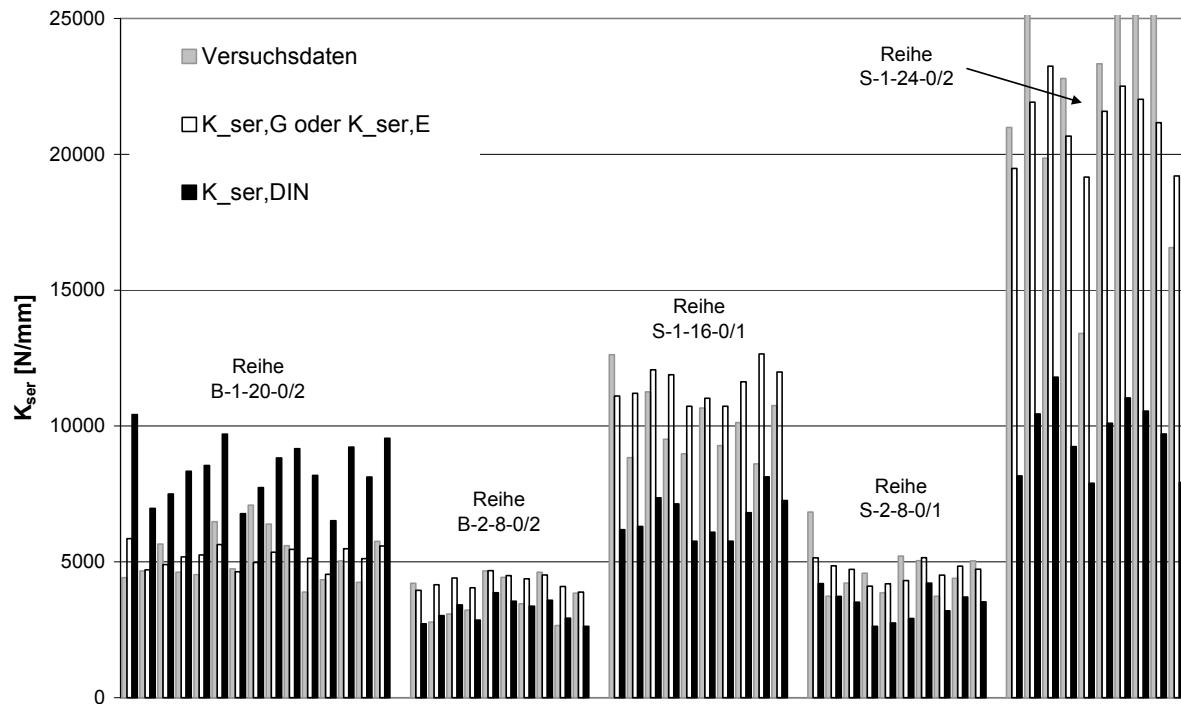


Bild 4-36 Gegenüberstellung der Verschiebungsmoduln für die erste Versuchsgruppe aus Versuchen, nach Gleichung (169) und nach den Gleichungen (170) und (171)

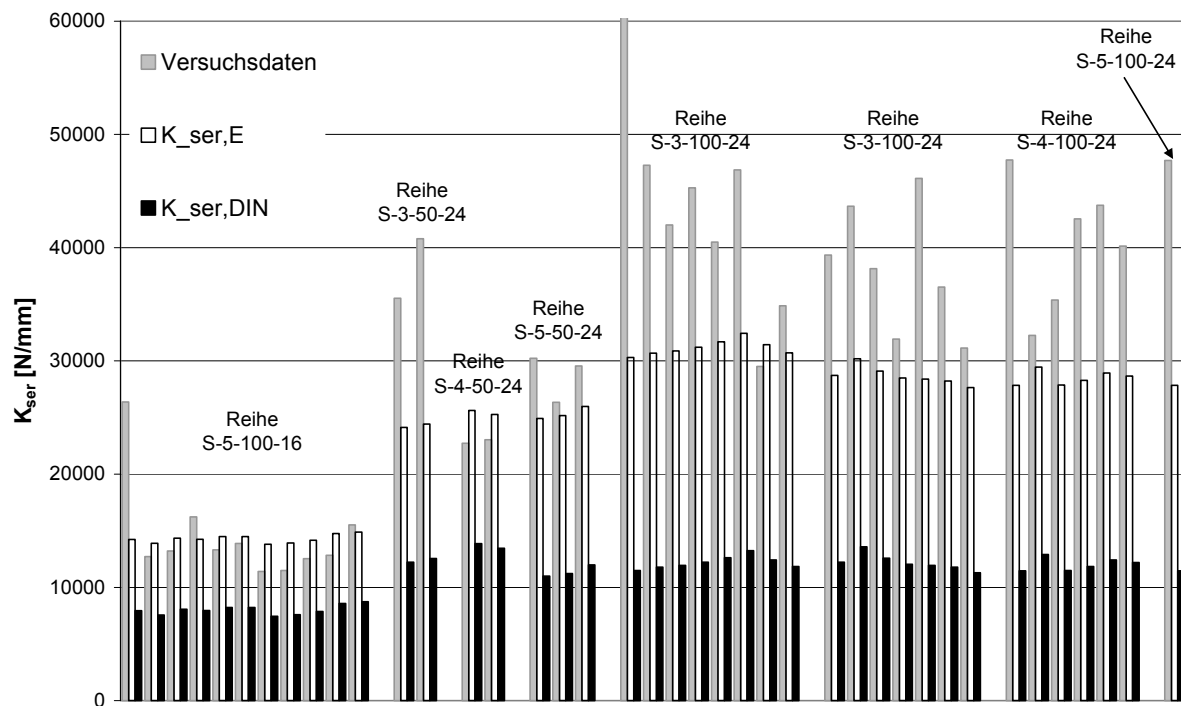


Bild 4-37 Gegenüberstellung der Verschiebungsmoduln für die zweite Versuchsgruppe aus Versuchen, nach Gleichung (169) und nach Gleichung (171)

Die nach Gleichung (170) berechneten Verschiebungsmoduln  $K_{\text{ser,G}}$  für drehfrei gelagerte stiftförmige Verbindungsmittel sind deutlich kleiner als die nach Gleichung (169) berechneten Werte  $K_{\text{ser}}$  (siehe Versuchsreihe B-1-20-0/2 in Bild 4-36). Die nach Gleichung (171) berechneten Verschiebungsmoduln  $K_{\text{ser,E}}$  für drehsteif gelagerte stiftförmige Verbindungsmittel sind jedoch deutlich größer als die nach Gleichung (169) berechneten Werte  $K_{\text{ser}}$ . Im Allgemeinen ist jedoch zu erkennen, dass im Vergleich zu den Versuchsergebnissen Gleichungen (170) und (171) deutlich bessere Ergebnisse liefern als Gleichung (169).

### 4.3 Mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkte spaltgefährdete Verbindungen

#### 4.3.1 Derzeitiger Kenntnisstand

Werden Verbindungen mit mehreren in Faserrichtung des Holzes angeordneten Verbindungsmitteln ohne Verstärkung des Holzes im Verbindungsbereich hergestellt, kann unter Umständen ein sprödes Versagen des Holzes eintreten. Dieses spröde Versagen ist häufig bereits bei geringen Verschiebungen zu beobachten. Bei einem spröden Versagen können zwei unterschiedliche Versagensarten auftreten: Auscheren eines Blockes im Holz sowie Spalten des Holzes. Beide Versagensarten treten vorwiegend auf, wenn die faserparallelen Abstände  $a_1$  mehrerer hintereinander angeordneter Verbindungsmittel zu klein sind. Tritt sprödes Versagen ein, können die nach der Theorie von Johansen berechneten Traglasten in der Regel nicht erreicht werden.

Diese Versagensarten treten vorwiegend bei dicken Verbindungsmitteln, wie z. B. Bolzen und Stabdübel auf. Das Spalten des Holzes, verursacht durch dünne Verbindungsmittel (wie z. B. Nägel), welche in nicht vorgebohrte Hölzer eintrieben werden, wird im Rahmen dieser Arbeit nicht behandelt.

Die aktuellsten Untersuchungen zum Spaltverhalten bei Verbindungen mit dicken stiftförmigen Verbindungsmitteln sind in Schmid (2002) zu finden. Hierbei hat Schmid aufbauend auf einem bruchmechanischen Ansatz die Traglasten von spaltgefährdeten Verbindungen berechnet. Neigt das Holz einer Verbindung zum Spalten, sind die nach Johansen berechneten Traglasten abzumindern. Dabei wird die Tragfähigkeit einer spaltgefährdeten Verbindung berechnet, indem die Tragfähigkeit je Verbindungsmittel mit der wirksamen Anzahl  $n_{\text{ef}}$  hintereinander angeordneter Verbindungsmittel multipliziert wird.

Dennoch empfehlen Schmid und auch andere Autoren, spaltgefährdete Verbindungen zu verstärken, um die nach Johansen berechnete Tragfähigkeit nicht abmindern zu müssen. Dies ist vorteilhaft, weil nicht spaltgefährdete bzw. verstärkte Verbindungen ein plastisches Last-Verformungs-Verhalten aufweisen und deutlich höhere Traglasten erreichen.

Für mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkte spaltgefährdete Verbindungen hat Schmid ein Berechnungsmodell entwickelt (Schmid, 2002). Werden Holzschrauben rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes sowie rechtwinklig zur Achse der Hauptverbindungselemente eingedreht, kann die axiale Kraftkomponente in der Schraube (Verstärkungselement) in Abhängigkeit von der faserparallelen Kraftkomponente im Hauptverbindungselement berechnet werden. Eine spaltgefährdete Verbindung ist ausreichend verstärkt, wenn die axiale Kraftkomponente geringer ist als die Tragfähigkeit der Schraube. Das Modell einer verstärkten Verbindung ist in Bild 4-38 dargestellt.

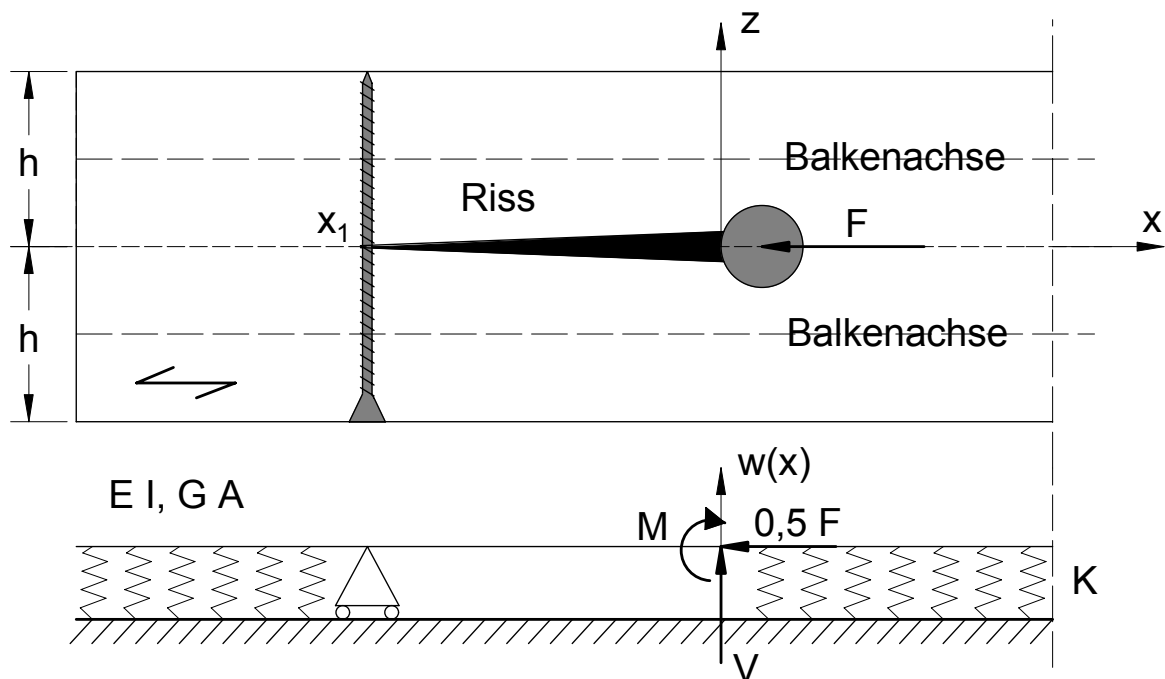


Bild 4-38 Modell einer verstärkten Verbindung nach Schmid

Bei der Modellierung von mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkten spaltgefährdeten Verbindungen geht Schmid davon aus, dass ein Risswachstum ausgehend vom Hauptverbindungselement bis zur Achse des Verstärkungselementes erfolgt. Werden spaltgefährdete Verbindungen mit mehreren hintereinander angeordneten Hauptverbindungselementen mit jeweils einer Schraube hinter jedem Hauptverbindungselement verstärkt, können nach Schmid die Risse nur zwischen den Hauptverbindungselementen und den zugehörigen Verstärkungselementen auftreten. Werden dagegen Verbindungen mit mehreren hintereinander angeordneten Hauptverbindungselementen mit nur einer Schraube zwischen dem belasteten Holzende und dem ersten Hauptverbindungselement verstärkt, entsteht ein durchgehender Riss zwischen dem letzten Hauptverbindungselement und dem Verstärkungselement.

Zur Berechnung der axialen Kraftkomponente in der Schraube wird ein elastisch gebetteter Balken modelliert (Bild 4-38). 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 Balkenachse der ganzen Verbindung ( $x$ -Achse) wird durch jedes Hauptverbindungselement ein Moment  $M = F/2 \cdot h/2$  erzeugt. In Abhängigkeit von der Reibung zwischen der Oberfläche des Hauptverbindungselementes und der Lochwand erzeugt die faserparallele Kraftkomponente  $F$  eine Querkraft  $V$ . Diese Querkraft kann nach Jorissen (1998) wie folgt berechnet werden:

$$V = F \cdot \frac{1 - \sin^2 \varphi \cdot \cos \varphi - \left( \frac{\pi}{4} - \frac{\varphi}{2} - \frac{\sin 2 \cdot \varphi}{4} \right) \cdot \sin \varphi}{2 \cdot \cos \varphi} \quad (172)$$

Dabei ist  $\varphi$  der Reibungswinkel zwischen dem Verbindungsmittel und der Lochwand. Für  $\varphi = 30^\circ$  folgt aus Gleichung (172):

$$V = F / 10$$

Rodd gibt für den Gleitreibungswinkel  $\varphi$  zwischen der Lochwand und der Oberfläche eines Verbindungsmittels aus Stahl mit blanker Oberfläche einen Wert von  $\varphi = 19^\circ$  an (Rodd, 1988). Damit ergibt sich für die Querkraft  $V$  ein Wert von etwa  $F / 7$ . Ähnliche Verhältnisse zwischen der Querkraft  $V$  und der Kraftkomponente  $F$  konnte Werner aus Lochleibungsversuchen ermitteln (Werner, 1993).

Schmid hat in seinem Modell angenommen, dass ein Risswachstum nur zwischen dem Hauptverbindungselement und dem Verstärkungselement möglich ist und dass eine Verschiebung  $w(x)$  des Balkens in Richtung der  $z$ -Achse an der Stelle der Verstärkungselemente nicht möglich ist. Gemeinsam mit den Übergangsbedingungen und den getroffenen Annahmen kann unter Berücksichtigung der Schubweichheit des elastisch gebetteten Balkens die Kraftkomponente  $F_z$  im Verstärkungselement aus der Differenz der Querkräfte nach folgender Gleichung berechnet werden:

$$F_z = V_1(x_1) - V_2(x_2) = \left[ \frac{d^3 w_1}{dx^3} - \frac{\kappa \cdot K}{G \cdot A} \cdot \frac{dw_1}{dx} - \frac{d^3 w_2}{dx^3} \right] \cdot E \cdot I \quad (173)$$

Eine typische Verformungslinie eines Balkens mit einem Hauptverbindungselement und einem Verstärkungselement ist in Bild 4-39 dargestellt. Die maximale Verschiebung des elastisch gebetteten Balkens beträgt für dieses System in Bild 4-38 etwa  $w(0) = 0,075$  mm. Diese maximale Verschiebung in Richtung der  $z$ -Achse tritt an der Stelle des Hauptverbindungselementes auf. An der Stelle des Verstärkungselementes ( $x = -40$  mm) ist die Verschiebung  $w(-40)$  in Richtung der  $z$ -Achse  $w(-40) = 0$ .

Ausgehend vom Hauptverbindungselement in Richtung des unbeanspruchten Holzende ist die Verschiebung  $w(x) < 0$ . Bei einer negativen Verschiebung  $w(x)$  in Richtung der z-Achse wird der Balken in seiner Symmetrieachse rechtwinklig zur Holzfaser auf Druck beansprucht.

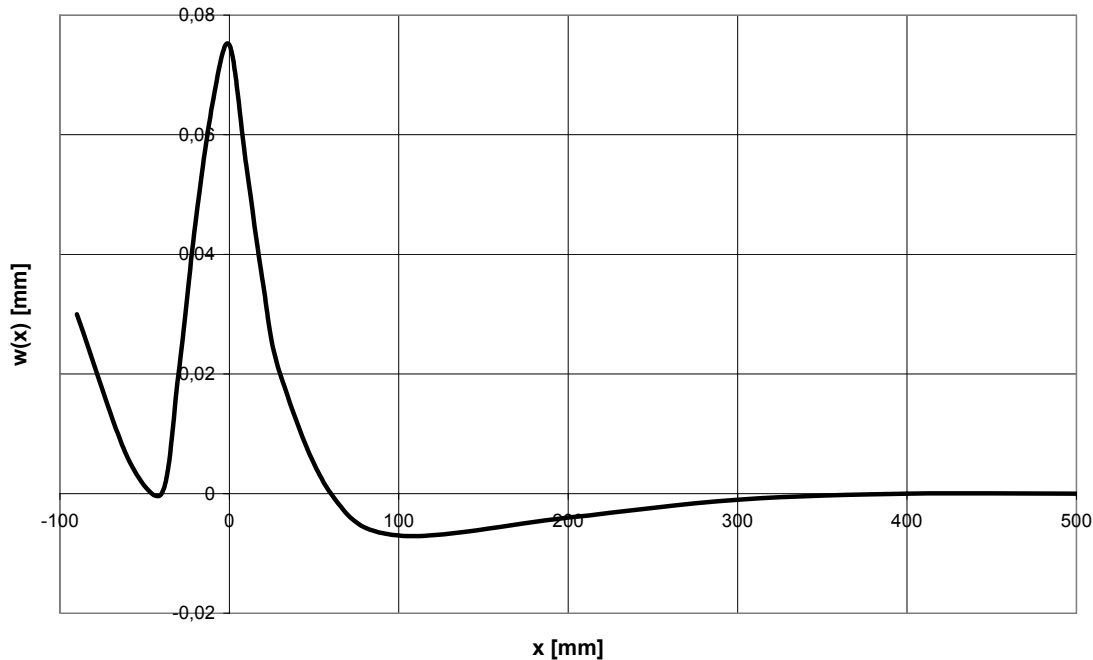


Bild 4-39 Verformungslinie des Modells nach Bild 4-38

Schmid hat im Rahmen seiner Arbeit die Verformungen sowie die Größtwerte der axialen Kraftkomponente  $F_z$  in den Verstärkungselementen für bis zu fünf hintereinander angeordnete Hauptverbindungselemente durch das Lösen von Gleichung (173) ermittelt.

Er schlägt vor, die Verstärkungselemente bei spaltgefährdeten Verbindungen für eine Zugkraft von etwa 30% der zu erwarteten Tragfähigkeit je Hauptverbindungselement und Scherfuge zu bemessen.

Dabei müssen die Verstärkungselemente stets rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes und rechtwinklig zur Achse der Hauptverbindungselemente angeordnet werden. Weiterhin sind die Verstärkungselemente in der Mitte zwischen den Hauptverbindungselementen und in der Mitte zwischen dem ersten Hauptverbindungselement und dem beanspruchten Holzende anzuordnen.

Die von Schmid vorgestellte Verstärkungsmethode gilt nur für Verbindungen, welche mit nur einer Verbindungsmittelreihe hergestellt werden und ein Versagen infolge Spalten erwartet wird.

Beim Versagen infolge Ausscheren eines Blockes können selbstbohrende Holzschrauben in dieser Anordnung nur unwesentliche Verstärkungseffekte bewirken.



### 4.3.2 Verifizierung unterschiedlicher Modelle

Unter Berücksichtigung der getroffenen Annahmen, insbesondere für die unverschiebliche Lagerung des Verstärkungselementes, kann das von Schmid vorgestellte Modell nur auf Verstärkungselemente angewendet werden, die ein sehr steifes Last-Verformungs-Verhalten aufweisen. Seitlich aufgeklebte Verstärkungselemente wie Holzwerkstoffplatten oder eingeklebte Stäbe wie eingeklebte Gewindestangen erfüllen dieses Kriterium. Bei aufgeklebten oder eingeklebten Verstärkungselementen kann für den Verbund ein steifes Last-Verformungs-Verhalten angenommen werden.

Selbstbohrende Holzschrauben weisen bei Beanspruchung auf Herausziehen jedoch ein „weicheres“ Last-Verformungs-Verhalten als eingeklebte Stäbe auf. Unter Berücksichtigung der geringen Verschiebungen  $w(x)$  rechtwinklig zur Symmetrieachse einer spaltgefährdeten Verbindung (siehe Bild 4-39) ist daher nicht zu erwarten, dass eine hohe Zugbeanspruchung einer selbstbohrenden Holzschraube erreicht wird.

Aus diesem Grund muss das „weiche“ Verstärkungselement als Feder abgebildet werden. Dabei entspricht die Steifigkeit der Feder der Steifigkeit  $K_{\text{Schraube}}$  des auf Herausziehen beanspruchten Verstärkungselementes.

Wird in Bild 4-38 das Auflager durch eine Feder mit der Federsteifigkeit  $K_{\text{Schraube}}$  ersetzt, ändert sich das Modell zu dem in Bild 4-40 dargestellten Modell.

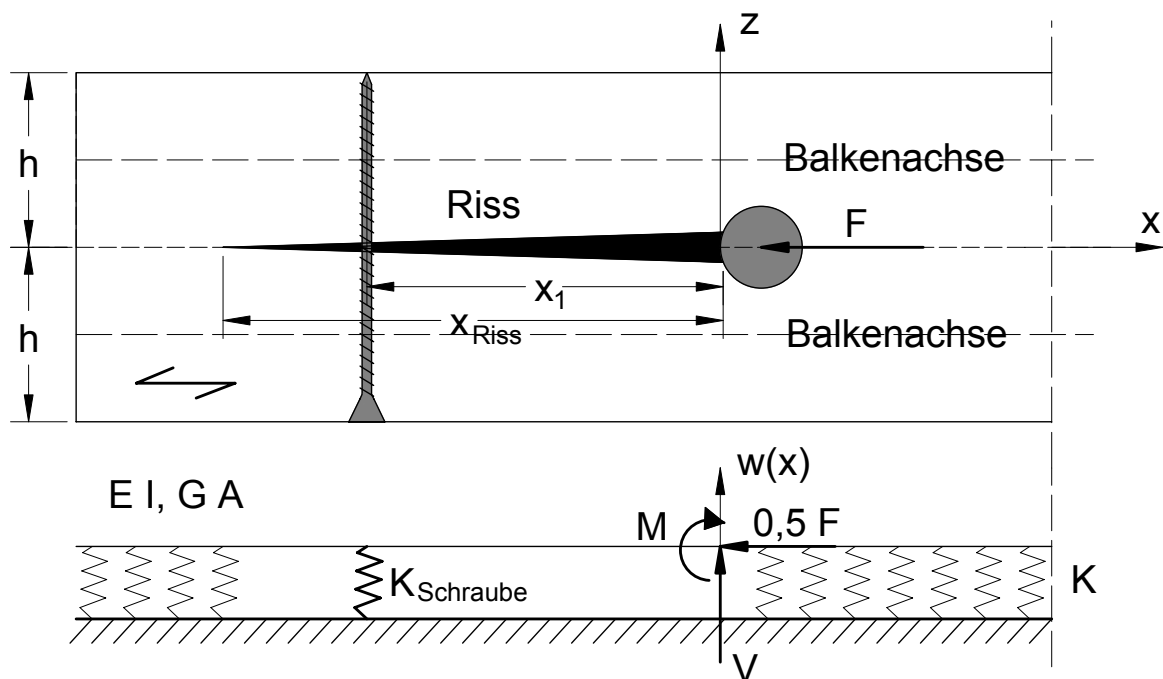


Bild 4-40 Modell einer verstärkten Verbindung mit einem „weichen“ Verstärkungselement

Durch das Ersetzen des Auflagers durch eine Feder mit der Steifigkeit  $K_{\text{Schraube}}$  ändert sich weiterhin die bisherige Annahme in Bezug auf die Länge des Risses. Wird der elastisch gebettete Balken durch die Kräfte  $V$  und  $F/2$  sowie durch das Moment  $M$  beansprucht, muss die Länge des Risses  $x_{\text{Riss}}$  größer sein als der faserparallele Abstand  $x_1$  zwischen dem Hauptverbindungs- und dem Verstärkungselement. Grund hierfür ist das „weiche“ Last-Verformungs-Verhalten der Schraube bei Beanspruchung auf Herausziehen und das relativ steife Last-Verformungs-Verhalten des Holzes bei Beanspruchung rechtwinklig zur Faser.

Unter Berücksichtigung des Last-Verformungs-Verhaltens von auf Herausziehen beanspruchten Schrauben (siehe Bild 4-41) und des Last-Verformungs-Verhaltens des Holzes in der Symmetrieachse des Trägers bei Beanspruchung rechtwinklig zur Faser (siehe Bild 4-42) kann das Problem einer „weichen“ Spaltverstärkung auf zwei Arten gelöst werden.

In der Symmetrieachse des Trägers wird das Last-Verformungs-Verhalten des Holzes bei Beanspruchung rechtwinklig zur Faser mit Hilfe diskreter Federn abgebildet.

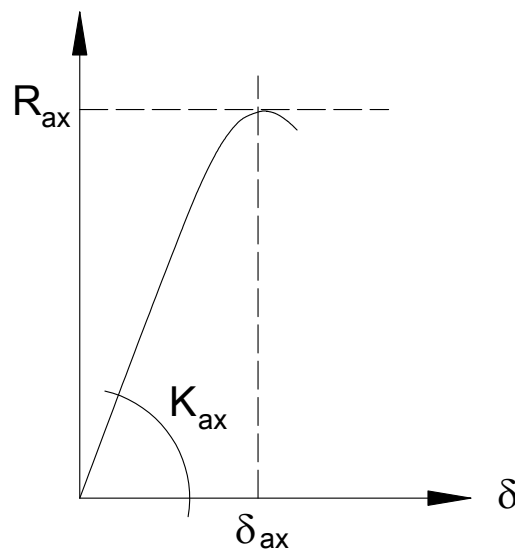


Bild 4-41 Last-Verformungs-Verhalten auf Herausziehen beanspruchter Schrauben

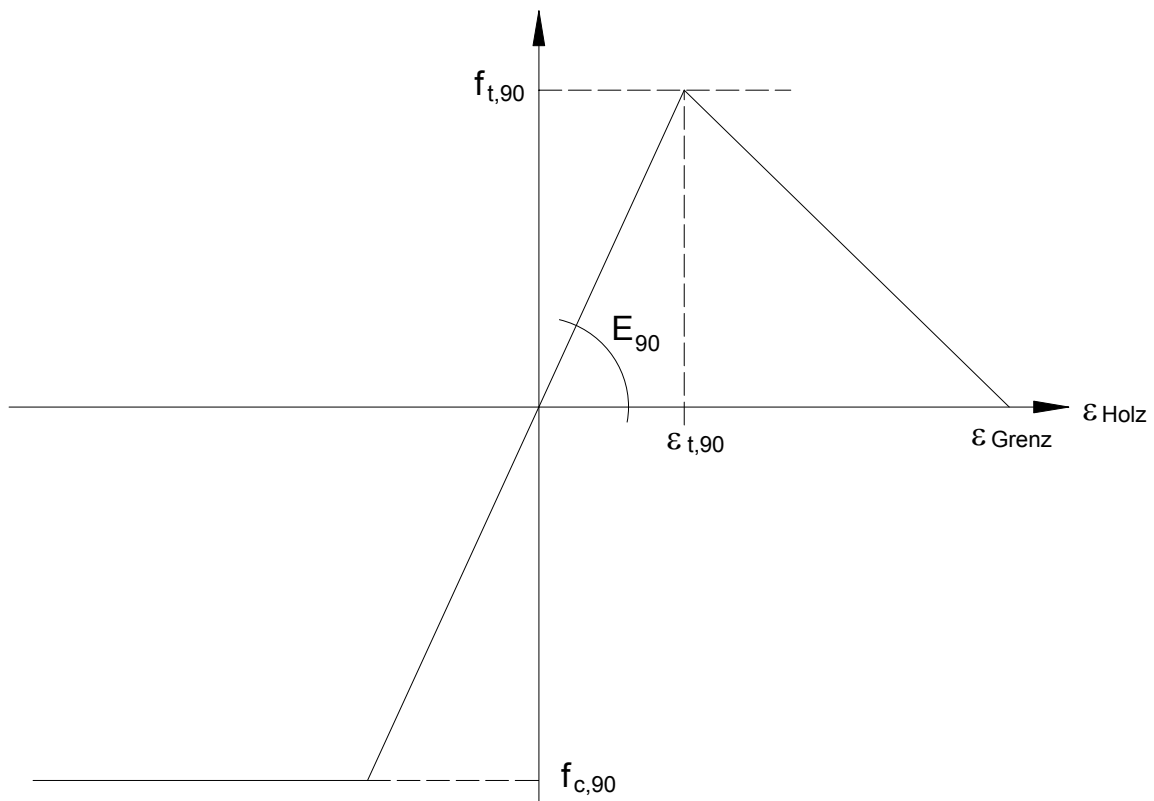


Bild 4-42 Last-Verformungs-Verhalten des Holzes bei Beanspruchung rechtwinklig zur Faser (diskrete Modellierung)

**Modell 1:** Hier wird angenommen, dass der spaltgefährdete, mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkte Träger nicht vollständig bis zum beanspruchten Ende des Trägers aufreißt. Damit entspricht dieses Modell demjenigen nach Bild 4-40. Das Last-Verformungs-Verhalten der Verstärkungsschraube bei Beanspruchung auf Herausziehen wird mit der Federsteifigkeit  $K_{ax}$  entsprechend Bild 4-41 abgebildet. Da die Federn für die Tragfähigkeit des Holzes rechtwinklig zur Faser diskrete Lasten einleiten, wird das Last-Verformungs-Verhalten des Holzes bei Beanspruchung rechtwinklig zur Faser in Anlehnung an Schmid (2002) nach Bild 4-42 abgebildet. Die Grenzverschiebung  $\delta_{\text{Grenz}}$  wird aus der Grenzdehnung  $\epsilon_{\text{Grenz}}$  und der Länge der Prozesszone berechnet. Für Fichte kann in Anlehnung an Schmid (2002) die Grenzverschiebung zu  $\delta_{\text{Grenz}} = 0,34$  mm angenommen werden. Diese Grenzverschiebung wurde an zahlreichen CT-Proben für unterschiedliche Holzarten bestimmt.

Unter Betrachtung dieser diskreter Federn mit einer Grenzverschiebung von  $\delta_{\text{Grenz}} = 0,34$  mm (gilt für Fichte) sowie dem „weichen“ Last-Verformungs-Verhalten der Schrauben kann demnach die axiale Tragfähigkeit der Schraube bei der geringen Grenzverschiebung des Holzes rechtwinklig zur Holzfasernicht erreicht werden. Da-

mit das Holz nicht vollständig bis zum Hirnholze durchreißt und die maximale axiale Verschiebung  $\delta_{ax}$  der Schraube trotzdem erreicht wird, müssen die Längen zwischen dem beanspruchten Trägerende und dem Hauptverbindungselement und/oder zwischen den Hauptverbindungselementen untereinander sehr groß sein. Dann wird das Holz erst in ausreichender Entfernung vom Verstärkungselement nicht spalten. Bei ausreichend großen Längen zwischen den Hauptverbindungselementen ist allerdings ein Spalten des Holzes ohnehin nicht möglich und daher eine Verstärkung nicht notwendig.

**Modell 2:** Im Gegensatz zu Modell 1 wird die axiale Tragfähigkeit der Schraube vollständig ausgenutzt. Dies ist unter Betrachtung des „weichen“ Last-Verformungsverhaltens für die Schraube bei Beanspruchung auf Herausziehen nur möglich, wenn die halbe Rissöffnung des Holzes an der Stelle der Schraube gleich der axialen Verschiebung der Schraube  $\delta_{ax}$  ist. Bei großen Rissöffnungen sowie kleinen Abständen zwischen den Hauptverbindungselementen ist das Holz aufgrund der kleinen diskreten Grenzverschiebung  $\delta_{Grenz}$  nicht in der Lage, Kräfte rechtwinklig zur Faserichtung des Holzes aufzunehmen. Damit kann insbesondere für kleine Abstände der Hauptverbindungselemente untereinander ein durchgehender Riss angenommen werden. Damit ändert sich das in Bild 4-40 dargestellte Modell unter Vernachlässigung der elastischen Bettung zwischen dem beanspruchten Trägerende und dem ersten Hauptverbindungselementen zu einem Kragarm.

In Bild 4-43 sind alle drei Modellvarianten mit den zugehörigen Last-Verformungs-Diagrammen für auf Herausziehen beanspruchte „weiche“ Verstärkungselemente dargestellt. Das obere Modell entspricht dem in Schmid (2002) dargestellten Grundmodell. Hier kann das Verstärkungselement keine Last aufnehmen ( $w_{S,ax} = 0$ ). Das mittlere Modell entspricht Modell 1 mit einer schlechten Ausnutzung der axialen Tragfähigkeit des Verstärkungselementes. Das untere Modell stellt das beschriebene Kragarmmodell (Modell 2) dar. Bei kleinen Abständen der Hauptverbindungselemente untereinander bzw. bei kleinen Hirnholzabständen ist das „weiche“ Verstärkungselement in Bezug auf seine axiale Tragfähigkeit vollständig ausgenutzt, wenn das Holz vollständig durchgerissen ist.

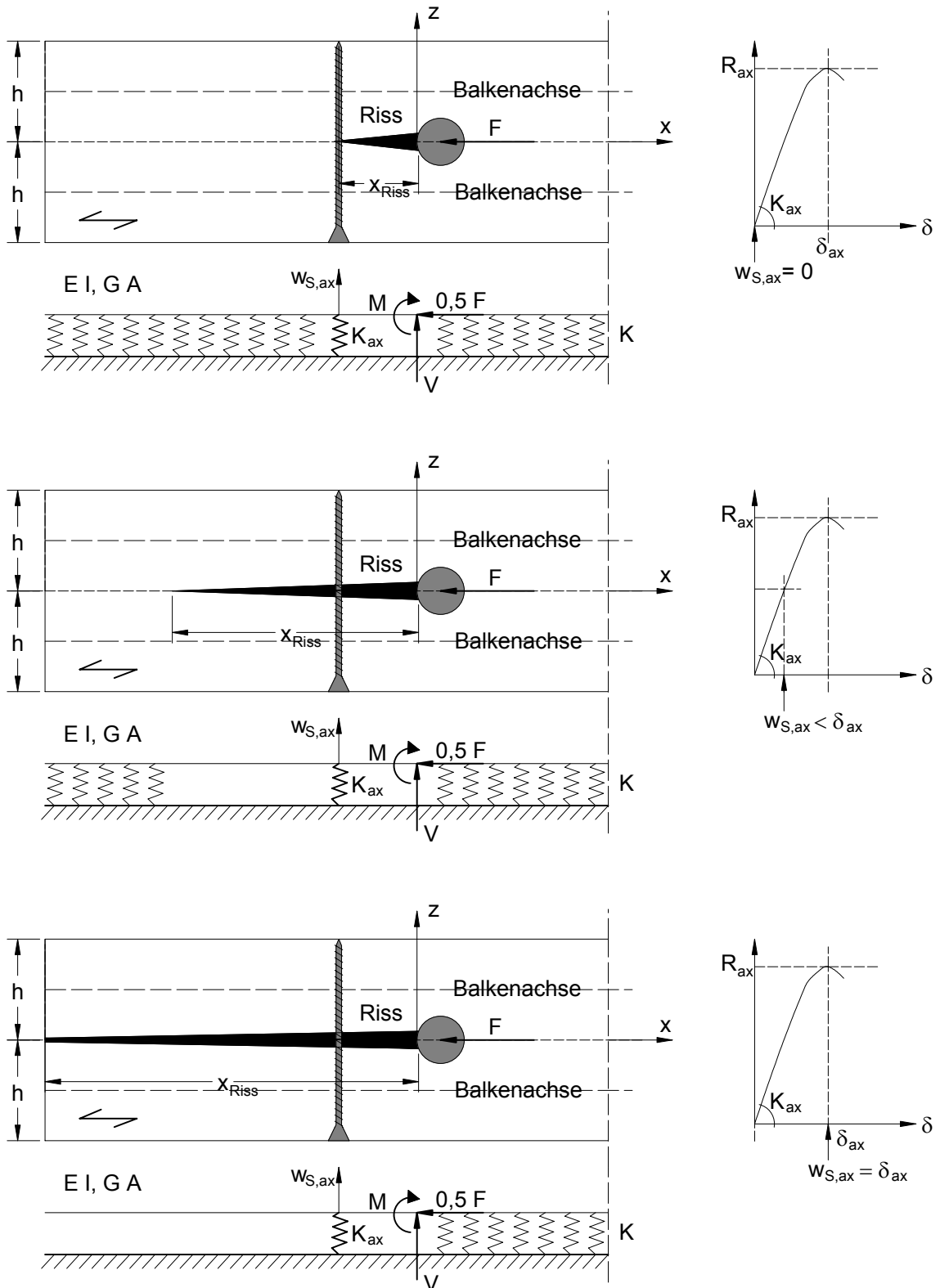


Bild 4-43 Modellvarianten

### 4.3.3 Kragarmmodell

Aufgrund der in Abschnitt 4.3.2 beschriebenen Vor- und Nachteile unterschiedlicher Modelle wird im Rahmen dieser Arbeit ein einfaches Kragarmmodell vorgestellt, mit dessen Hilfe der erforderliche Verstärkungsgrad einer „weichen“ Querszugverstärkung berechnet werden kann. Eine spaltgefährdete Verbindung ist ausreichend verstärkt, wenn ihre Tragfähigkeit mit der nach Johansen berechneten Tragfähigkeit identisch bzw. wenn eine Abminderung der Tragfähigkeit nicht erforderlich ist. Dann ist ein plastisches Versagen zu erwarten.

Das Kragarmmodell baut auf den Modellen von Jorissen (1998) und Schmid (2002) auf. Hierbei wird jedoch angenommen, dass sich bei „weichen“ Verstärkungen ein durchgehender faserverparalleler Riss zwischen dem ersten Hauptverbindungselement und dem beanspruchten Trägerende ausbildet.

Unter der Annahme eines durchgehenden Risses zwischen dem ersten Hauptverbindungselement und dem beanspruchten Trägerende kann das Modell einer verstärkten, spaltgefährdeten Verbindung als doppelter Kragarm betrachtet werden (Bild 4-44).

Die Länge beider Kragarme entspricht der Länge des angenommenen Risses. Der untere Rand des oberen Kragarmes und der obere Rand des unteren Kragarmes werden an den Stellen der Hauptverbindungselemente jeweils durch die Kräfte  $F/2$  parallel zur Faserrichtung des Holzes beansprucht. Verschiebt man den Angriffspunkt dieser Kräfte in die Balkenachse des jeweiligen Kragarmes, entsteht in der Mitte des Trägers ein Moment  $M = F/2 \cdot h/4$ . Rechtwinklig zur Symmetrieachse werden beide Kragarme durch die Querkraft  $V$  beansprucht.

Ein durch eine faserverparallele Kraft  $F$  beanspruchtes Hauptverbindungselement erzeugt zwischen seiner Oberfläche und der Lochwand eine Querkraft  $V$  rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes. Nach Jorissen (1998) und Kuipers (1960) ist für runde stiftförmige Verbindungsmittel diese Querkraft  $V$  nur vom Reibungswinkel abhängig. Für  $\varphi = 19^\circ$  (Reibungswinkel für Verbindungsmittel aus Stahl mit blanker Oberfläche) berechnet sich die Kraftkomponente  $V$  nach Gleichung (172) zu  $V = F/7$ .

Werner berechnet in Anlehnung an Rodd et al. (1987) aus den ihm vorliegenden Last-Verformungs-Kurven von Lochleibungsversuchen parallel zur Faser die Bereiche mit rechtwinklig zur Faser verdrängtem Holz nach Bild 4-45 (Werner, 1993). Mit Hilfe von Last-Verformungs-Kurven von Lochleibungsversuchen rechtwinklig zur Faserrichtung kann er hieraus die Querkraft  $V$  berechnen.

Nach Werner liegen die Verhältnisse  $F / V$  für Fichte zwischen 5,1 und 6,8, für Kiefer dagegen zwischen 6,9 und 7,8. Im Mittel entsprechen diese Verhältnisse in etwa dem Verhältnis  $F / V$  nach Gleichung (172) mit einem Reibungswinkel  $\varphi = 19^\circ$ .

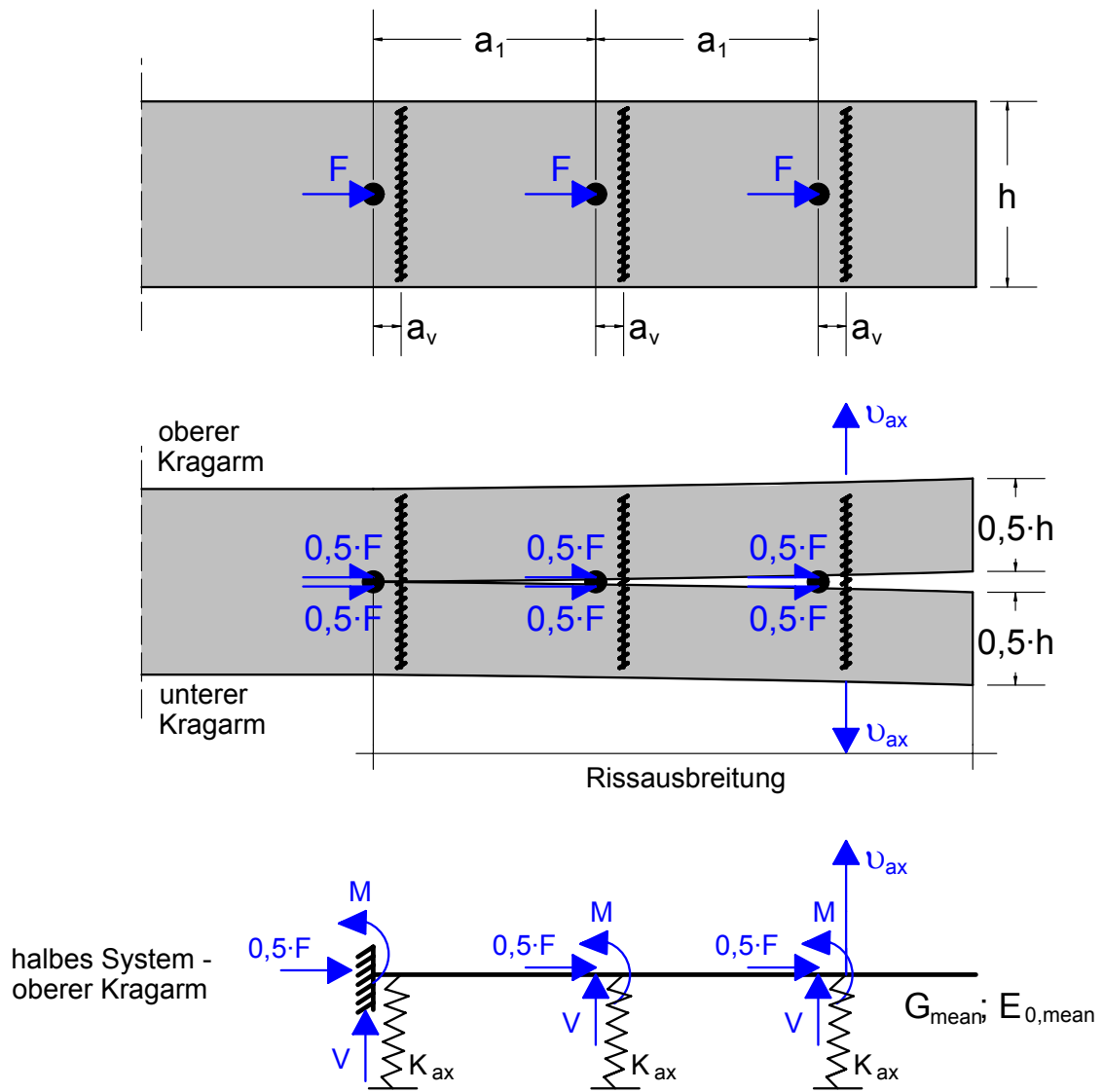


Bild 4-44 Kragarmmodell mit drei Hauptverbindungs- und drei Verstärkungselementen

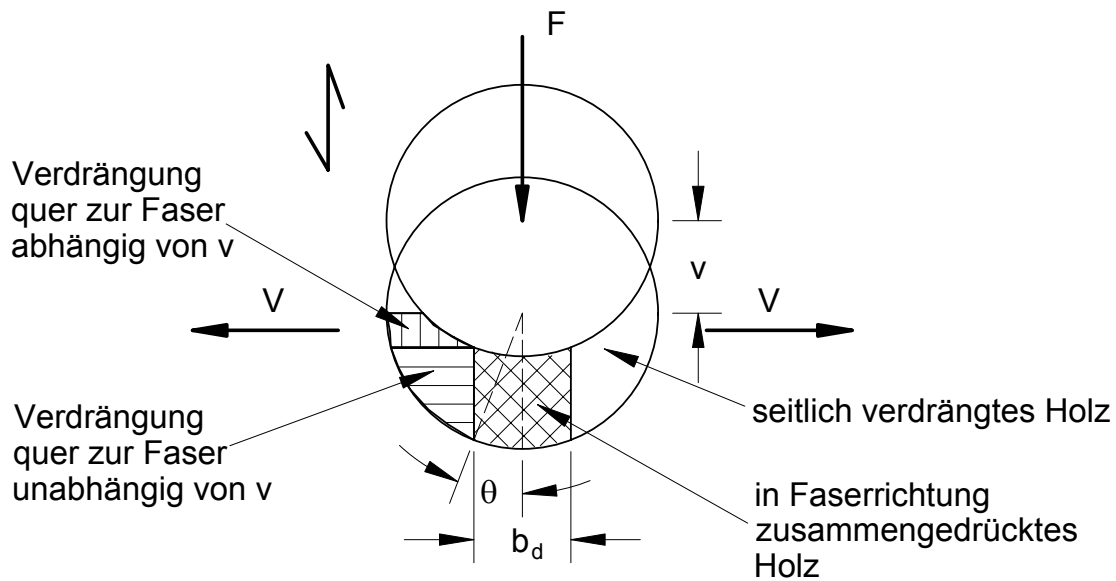


Bild 4-45 Annahmen von Werner zur Berechnung von  $V$

Zur Verringerung der Verschiebungen des Kragarmes in Bild 4-44 werden in einem Abstand  $a_v$  zum jeweiligen Hauptverbindungselement „weiche“ Verstärkungselemente als Federn angebracht. Unter Berücksichtigung der Biegesteifigkeit  $EI_{\text{Kragarm}}$  des Kragarmes kann an jeder Stelle des Kragarmes die Verschiebung  $v_{ax}$  rechtwinklig zur Holzfaser berechnet werden. Mit steigender Beanspruchung  $F$  ( $M$  und  $V$  sind von  $F$  abgänglich), steigt die Verschiebung  $v_{ax}$ . Die Beanspruchung  $F$  erreicht ihren Größtwert, wenn das Verstärkungselement seine maximal aufnehmbare axiale Verschiebung  $\delta_{ax}$  erreicht und aus dem Holz herausgezogen wird ( $v_{ax} = \delta_{ax}$ ).

Nach Abschnitt 4.2.8 kann die maximale axiale Verschiebung von auf Herausziehen beanspruchten Schrauben in Abhängigkeit von der Rohdichte  $\rho$  in  $\text{kg/m}^3$  sowie von der Einschraubtiefe  $l_s$  in mm, wie folgt berechnet werden:

$$\delta_{ax} = 0,0016 \cdot d \cdot \sqrt{\rho \cdot l_s} \quad \text{in mm} \quad (174)$$

Der beste Verstärkungseffekt wird erreicht, wenn die Verstärkungselemente in unmittelbarer Nähe zum zugehörigen Hauptverbindungselement sowie zur Fuge angeordnet werden. Ist der Abstand der Verstärkungselemente zum zugehörigen Hauptverbindungselement sowie zur Fuge zwischen den anzuschließenden Bauteilen gering, kann das Verstärkungselement zusätzlich zur Behinderung des Spaltens die Tragfähigkeit der Verbindung entsprechend den Angaben in Abschnitt 4.2 erhöhen. Darüber hinaus ist ein geringer Abstand der Verstärkungselemente zur Fuge erforderlich, weil die größte Eindrückung des Hauptverbindungselementes in der Nähe der Fuge



stattfindet und daher der Riss ausgehend vom Hauptverbindungselement sowie ausgehend von der Fuge entsteht (siehe in Bild 4-46).

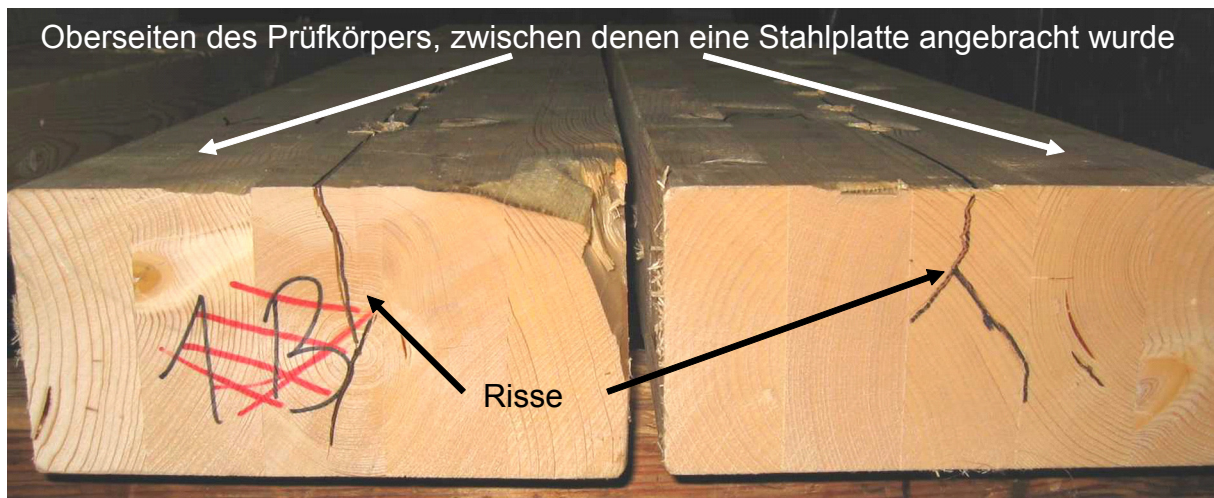


Bild 4-46 Beanspruchtes Trägerende einer verstärkten Verbindung (offener Zug-scherkörper) mit Rissausbildung

Ein geringer Abstand  $a_v$  zwischen einem Verstärkungselement und dem zugehörigen Hauptverbindungselement hat jedoch zur Folge, dass die maximale axiale Verschiebung  $\delta_{ax}$  nach Gleichung (174) in der Regel nicht erreicht wird. Bei kleinen Abständen  $a_v$  entspricht die axiale Verschiebung  $v_{ax}$  des Verstärkungselementes der halben Rissöffnung. Bei großen Rissöffnungen an der Stelle eines Hauptverbindungselementes kann keine Lochleibungsspannung auf das Hauptverbindungselement wirken. Damit wird die Lochleibungsfestigkeit des Holzes und damit die nach Johansen berechnete Tragfähigkeit nicht erreicht. Lochleibungsversuche mit in der Nähe des Verbindungsmittels vorhandenen Risses haben gezeigt, dass bis zu einer Rissöffnung  $v_{Riss}$  von etwa 10% des Verbindungsmitteldurchmessers  $d$  ( $v_{Riss} = 2 \cdot v_{ax} = 0,10 \cdot d$ ) die Lochleibungsfestigkeit nur geringfügig kleiner ist als der entsprechende Wert der Lochleibungsfestigkeit ohne Riss.

Mit steigender Rissöffnung in der Nähe eines Verbindungsmittels, sinkt die Lochleibungsfestigkeit des Holzes ( $v_{Riss} = 2 \cdot v_{ax} > 0,10 \cdot d$ ).

Zur Lösung des in Bild 4-44 dargestellten Modells wird das Prinzip des Arbeitssatzes für statisch unbestimmte Systeme verwendet. Die Anzahl der Verstärkungselemente entspricht dem Grad der statischen Unbestimmtheit.

Werden hinter jedem Hauptverbindungselement Verstärkungselemente mit identischen Eigenschaften ( $K_{ax}$  und  $\delta_{ax}$ ) angeordnet, kann die Verschiebung  $v_{ax}$  an der Stelle des letzten Verstärkungselementes für  $n$  Hauptverbindungs- und  $n$  Verstärkungselemente wie folgt berechnet werden:

$$v_{ax} = \int_0^{(n-1) \cdot a_1 + a_v} \frac{M_v \cdot M_{ges}}{E \cdot I_{Kragarm}} \cdot dx \quad (175)$$

mit

$M_v$  Momentenverlauf infolge der Einheitsverschiebung „1“ an der Stelle des letzten Verstärkungselementes

$M_{ges}$  Momentenverlauf des n-fach statisch unbestimmten Systems

$$M_{ges} = M_0 + X_1 \cdot \overline{M}_1 + X_2 \cdot \overline{M}_2 + \dots + X_n \cdot \overline{M}_n$$

Der Momentenverlauf  $M_{ges}$  berechnet sich mit Hilfe folgender Matrix:

$$\begin{pmatrix} \alpha_{11} & \alpha_{12} & \alpha_{13} & \dots & \alpha_{1n} \\ \alpha_{21} & \alpha_{22} & \alpha_{23} & \dots & \alpha_{2n} \\ \alpha_{31} & \alpha_{32} & \alpha_{33} & \dots & \alpha_{3n} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ \alpha_{n1} & \alpha_{n2} & \alpha_{n3} & \dots & \alpha_{nn} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} X_1 \\ X_2 \\ X_3 \\ \dots \\ X_n \end{pmatrix} = - \begin{pmatrix} \alpha_{10} \\ \alpha_{20} \\ \alpha_{30} \\ \dots \\ \alpha_{n0} \end{pmatrix} \quad (176)$$

Die Verformungen  $\alpha_{nn}$  der Matrix werden unter Vernachlässigung der Schubsteifigkeit wie folgt berechnet:

$$\alpha_{nn} = \int_0^{(n-1) \cdot a_1 + a_v} \frac{\overline{M}_n \cdot \overline{M}_n}{E \cdot I_{Kragarm}} \cdot dx + \frac{1}{K_{ax}} \quad (177)$$

$$\alpha_{n0} = \int_0^{(n-1) \cdot a_1 + a_v} \frac{\overline{M}_n \cdot M_0}{E \cdot I_{Kragarm}} \cdot dx$$

$$\alpha_{nn+i} = \int_0^{(n-1) \cdot a_1 + a_v} \frac{\overline{M}_n \cdot \overline{M}_{n+i}}{E \cdot I_{Kragarm}} \cdot dx$$

mit

$M_n$  Momentenverlauf infolge der Einheitsverschiebung „1“ an der Stelle des n-ten Verstärkungselementes

$M_0$  Momentenverlauf des statisch bestimmten Systems ohne Verstärkungselemente

$K_{ax}$  Steifigkeit der Verstärkungselemente bei Beanspruchung auf Herausziehen

$E \cdot I_{Kragarm}$  Biegesteifigkeit des halben Trägers

Mit den Gleichungen (175) bis (177) wird die Verschiebung  $v_{ax}$  an der Stelle des letzten Verstärkungselementes berechnet. Die maximale Beanspruchung  $F$  ist erreicht, wenn die Verschiebung  $v_{ax}$  gleich der größtmöglichen Verschiebung ist.

Mit diesen Gleichungen wird für beliebige spaltgefährdete Verbindungen mit  $n$  in Faserrichtung angeordneten Hauptverbindungselementen der erforderliche Verstärkungsgrad berechnet. Der erforderliche Verstärkungsgrad ist von zahlreichen Parametern abhängig und kann daher nicht allgemein angegeben werden.

Daher werden nachfolgend Diagramme angegeben, mit deren Hilfe für unterschiedliche Durchmesser der Hauptverbindungselemente sowie für eine unterschiedliche Anzahl der Hauptverbindungselemente der erforderliche Verstärkungsgrad ermittelt werden kann.

Diese Diagramme wurden durch Lösen der Gleichungen (175) bis (177) erstellt. Hierzu wurden folgende Annahmen getroffen:

- Die Verstärkungselemente werden hinter jedem Hauptverbindungselement rechtwinklig zur Achse des Hauptverbindungselementes sowie rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes mit dem kleinst möglichen Abstand  $a_v$  eingedreht. Damit kann nicht nur das Spalten verhindert, sondern die Tragfähigkeit entsprechend den Angaben in Abschnitt 4.2 erhöht werden. Zur Lösung des Systems mit Hilfe des Arbeitssatzes wird der Abstand  $a_v$  zwischen der Achse des Hauptverbindungselementes und der Achse des Verstärkungselementes zu  $a_v = 20$  mm angenommen.
- Hinter jedem Hauptverbindungselement sind Verstärkungselemente mit identischen Eigenschaften bei Beanspruchung auf Herausziehen ( $K_{ax}$  und  $\delta_{ax}$ ) anzuordnen.
- Die Biegefestigkeit  $E \cdot I_{Kragarm}$  des Kragarmes beträgt  $E_0 \cdot b \cdot (0,5 \cdot h)^3/12$ . Der Elastizitätsmodul des Holzes parallel zur Faser wird mit  $E_0 = E_{mean} = 10000$  N/mm<sup>2</sup> als konstant angenommen.
- Die Querkraft  $V$  beträgt  $V = F / 7$ . Das Moment  $M$  ist  $M = F/2 \cdot h/4$ .
- Die Trägerbreite ist  $b$ , die Höhe des gesamten Trägers ist  $h$ .
- Der Abstand  $a_{2,c}$  wurde als konstant zu  $a_{2,c} = 3 \cdot d$  angenommen.
- Jedes Hauptverbindungselement wird mit der gleichen Last  $R_{eff}$  beansprucht.
- Die in den Diagrammen angegebenen maximalen Beanspruchungen  $R_{1,0}$  je Hauptverbindungselement und Scherfuge gelten für eine Einheitsverschiebung  $v$  des Kragarmes an der Stelle des letzten Hauptverbindungselementes von  $v = 1,0$  mm. Die maximale Beanspruchung  $R_{eff}$  je Hauptverbindungselement und Scherfuge in Abhängigkeit von  $v_{ax}$  berechnet sich zu  $R_{eff} = R_{1,0} \cdot v_{ax}$ .

- Die zulässige Verschiebung des Kragarmes an der Stelle des letzten Verstärkungselementes  $v_{ax}$  ist der kleinere Wert aus der maximalen Verschiebung  $\delta_{ax}$  eines auf Herausziehen beanspruchten Verstärkungselementes nach Gleichung (174) sowie aus dem halben Wert der maximal zulässigen Rissöffnung in der Nähe des Hauptverbindungselementes. Damit die Lochleibungsfestigkeit des Holzes in der Nähe des Hauptverbindungselementes erreicht werden kann, darf die halbe zulässige Rissöffnung nicht überschritten werden.

$$v_{ax} = \min \left\{ \begin{array}{l} \delta_{ax} \\ 0,05 \cdot d \end{array} \right\} = \left\{ \begin{array}{l} 0,0016 \cdot d_s \cdot \sqrt{\rho \cdot l_s} \\ 0,05 \cdot d \end{array} \right\} \quad \text{in mm}$$

mit

$d$  Durchmesser des Hauptverbindungselementes in mm

$d_s$  Durchmesser des Verstärkungselementes in mm

$l_s$  Einschraubtiefe des Verstärkungselementes in einem der Kragarme in mm

$\rho$  Rohdichte des Holzes in  $\text{kg/m}^3$

- In Abhängigkeit vom Durchmesser der Hauptverbindungselemente wurden die Diagramme für folgende Abstände  $a_1$  der Hauptverbindungsmittel untereinander erstellt:

$$a_1 \geq 5 \cdot d$$

$$a_1 \leq 10 \cdot d \cdot n^{0,4} \quad \text{aus } n = n_{\text{ef}} \quad \text{und} \quad n_{\text{ef}} \leq n^{0,9} \cdot \sqrt[4]{\frac{a_1}{10 \cdot d}}$$

Abstände der Hauptverbindungsmittel untereinander mit  $a_1 < 5 \cdot d$  sind nach Blaß et al. (2002) nicht zulässig. Dagegen darf für Abstände  $a_1$  mit  $a_1 > 10 \cdot d \cdot n^{0,4}$  nach Blaß et al. (2002), Jorissen (1998) und Schmid (2002) angenommen werden, dass das Holz im Verbindungsbereich nicht spaltet.

In Bild 4-47 ist ein Diagramm zur Berechnung des erforderlichen Verstärkungsgrades ( $K_{ax, \text{erf}}$ ) für eine Verbindung mit  $n = 5$  hintereinander angeordneten Hauptverbindungselementen mit einem Durchmesser  $d$  von  $d = 10$  mm sowie mit einer Holzdicke von  $b = 200$  mm dargestellt. Die eingezeichneten Höhenlinien stellen die Beanspruchung  $R_{1,0}$  bezogen auf eine Einheitsverschiebung  $v$  des Kragarmes an der Stelle des letzten Verstärkungselementes von  $v = 1,0$  mm dar.

Der erforderliche Verstärkungsgrad ( $K_{ax, \text{erf}}$ ) wird ermittelt, indem zuerst die Tragfähigkeit  $R_{\text{erf}}$  je Hauptverbindungselement und Scherfuge für eine nicht spaltgefährdete Verbindung in Anlehnung an die Theorie von Johansen berechnet wird.

In Abhängigkeit vom Durchmesser  $d$  des Hauptverbindungselementes und vom Durchmesser  $d_s$  der gewählten Verstärkung, wird die zulässige Verschiebung  $v_{ax}$  des Kragarmes an der Stelle des letzten Verstärkungselementes nach Gleichung (178) berechnet:

$$v_{ax} = \min \left\{ \begin{array}{l} \delta_{ax} \\ 0,05 \cdot d \end{array} \right\} = \left\{ \begin{array}{l} 0,0016 \cdot d_s \cdot \sqrt{\rho \cdot l_s} \\ 0,05 \cdot d \end{array} \right\} \text{ in mm} \quad (178)$$

Die Beanspruchungen  $R_{1,0}$  der Hauptverbindungselemente bezogen auf die Einheitsverschiebung  $v = 1,0$  mm berechnen sich aus:

$$R_{1,0} = \frac{R_{erf}}{v_{ax}} \quad (179)$$

Der erforderliche Verstärkungsgrad  $K_{ax,erf}$  wird aus dem Schnittpunkt der zu  $R_{1,0}$  zugehörigen Höhenlinie und der Geraden durch den Wert des Abstandes  $a_1$  der Hauptverbindungselemente untereinander bestimmt.

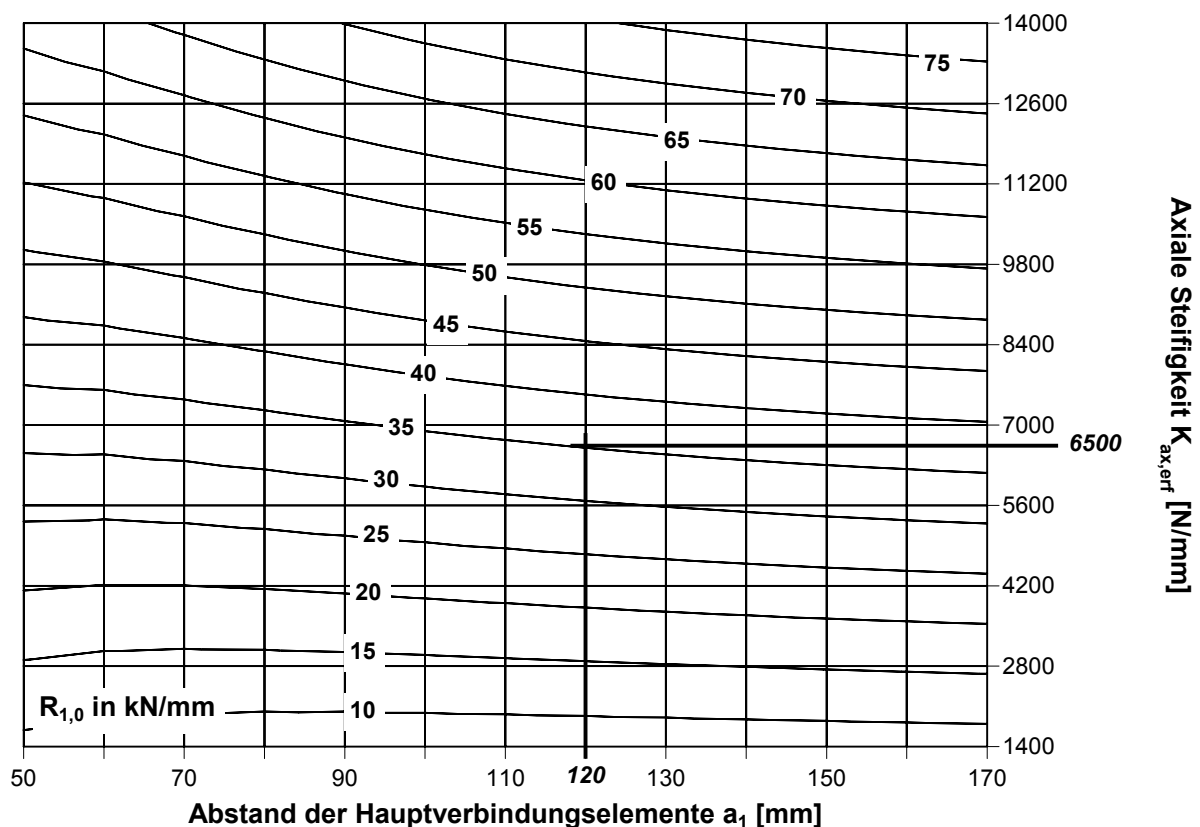


Bild 4-47  $K_{ax,erf}$  in Abhängigkeit von  $R_{1,0}$  und  $a_1$  für Verbindungen mit  $n = 5$  Hauptverbindungselementen mit  $d = 10$  mm und  $b = 200$  mm

Als Beispiel ist der erforderliche Verstärkungsgrad  $K_{ax,erf}$  einer Verbindung mit  $n = 5$  Hauptverbindungselementen zu berechnen ( $d = 10$  mm,  $b = 200$  mm). Der Abstand der Verbindungsmittel untereinander  $a_1$  beträgt  $a_1 = 12 \cdot d = 120$  mm. Die Tragfähigkeit je Verbindungsmittel und Scherfuge kann nach Johansen ohne Abminderung zu  $R = 17,5$  kN berechnet werden.

Wird die Verbindung nicht verstärkt, muss die Tragfähigkeit  $R$  nach Blaß et al. (2002) abgemindert werden.

Die maximal zulässige Verschiebung  $v_{ax}$  wird nach Gleichung (178) zu  $v_{ax} = 0,50$  mm berechnet. Damit berechnet sich  $R_{1,0}$  nach Gleichung (179) zu  $R_{1,0} = 35$  kN/mm. Der Schnittpunkt der Höhenlinie für  $R_{1,0} = 35$  kN/mm mit der Geraden für  $a_1 = 120$  mm liefert in Bild 4-47 einen erforderlichen Verstärkungsgrad  $K_{ax,erf}$  von etwa  $K_{ax,erf} = 6500$  N/mm.

Die Verbindung wird verstärkt, indem rechthöckig zur Faserrichtung des Holzes sowie rechtwöckig zur Achse der Hauptverbindungselemente, Schrauben mit dem kleinst möglichen Abstand zum jeweiligen Hauptverbindungselement mit einem Verschiebungsmodul von mindestens  $K_{ax,erf} = 6500$  N/mm eingedreht werden.

In Bild A-4 bis Bild A-35 (Anlage 8.4) sind zur Berechnung des erforderlichen Verstärkungsgrades  $K_{ax,erf}$  für Verbindungen mit bis zu  $n = 5$  hintereinander angeordneten Hauptverbindungselementen mit Durchmessern von  $d = 10$  mm bis  $d = 30$  mm weitere Berechnungsdiagramme dargestellt.

#### 4.3.4 Verschiebungsmodul auf Herausziehen beanspruchter, selbstbohrender Holzschrauben

Zur Bestimmung des Verschiebungsmoduls  $K_{ax}$  auf Herausziehen beanspruchter Vollgewindeschrauben wurden Ausziehversuche durchgeführt. Hierbei wurden 360 selbstbohrende Holzschrauben mit unterschiedlichen Durchmessern ( $d = 6$  mm, 7,5 mm, 8 mm, 10 mm und 12 mm) und unterschiedlichen Einschraubtiefen ( $20$  mm  $\leq l_s \leq 120$  mm) rechtwöckig zur Faserrichtung Holzes in Prüfkörper aus Holz eingedreht (die Schraubenspitze war stets außerhalb der Prüfkörper) und in Richtung ihrer Achse beansprucht. Gleichzeitig wurde die Last  $F$  mit der zugehörigen axialen Verformung  $\delta$  des Stiftes relativ zum Holz gemessen. Der Verschiebungsmodul  $K_{ax}$  der Schraube bei Beanspruchung auf Herausziehen wurde aus der Steigung der Tangente im Ursprung der  $F - \delta$  - Kurve ermittelt. In Bild 4-48 sind die in Versuchen ermittelten Werte des Verschiebungsmoduls über die mit Hilfe der Gleichung (180) berechneten Werte aufgetragen. Es ergibt sich ein Korrelationskoeffizient  $R$  von  $R = 0,794$ .

$$K_{ax} = 234 \cdot (\rho \cdot d)^{0,2} \cdot l_s^{0,4} \quad \text{in} \quad \frac{\text{N}}{\text{mm}} \quad (180)$$

mit

$d$  Schraubennennendurchmesser in mm

$\rho$  Rohdichte des Holzes in  $\text{kg/m}^3$

$l_s$  Länge des im Holz eingedrehten Gewindes in mm

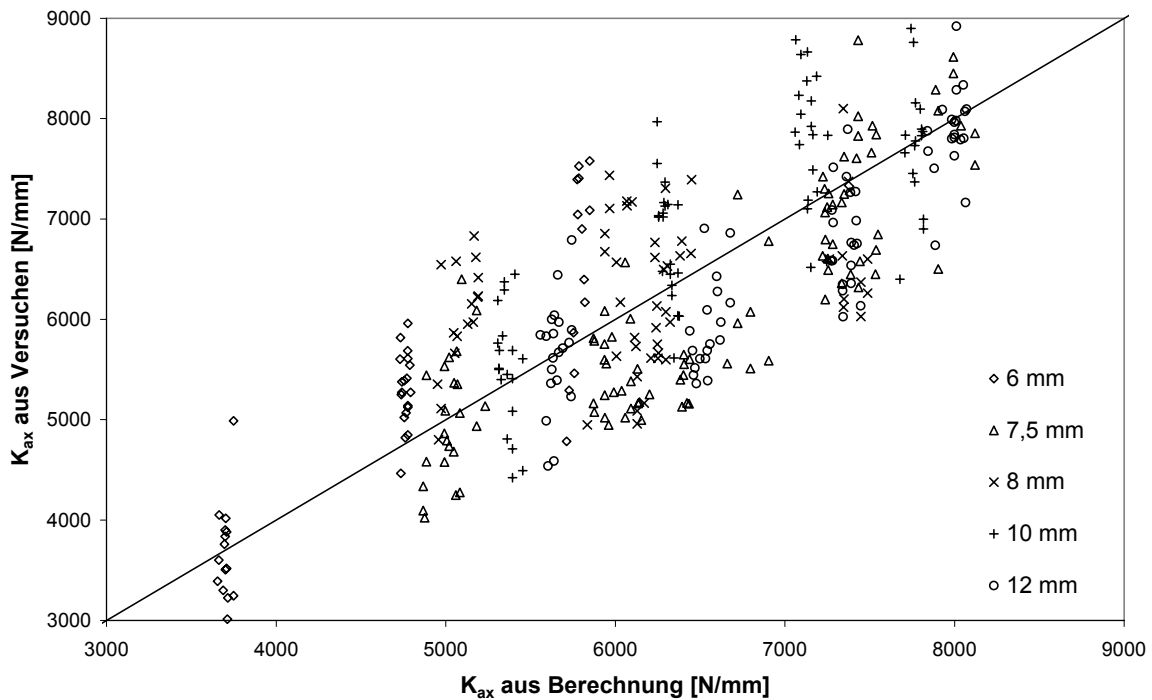


Bild 4-48 Verschiebungsmodul  $K_{ax}$  aus Versuchen über dem nach Gleichung (180) berechneten Verschiebungsmodul

Neigt eine Verbindung mit stiftförmigen Verbindungsmitteln zum Spalten (gilt für Verbindungsmittel in vorgebohrten Hölzern mit  $n_{ef} < n$ ), kann diese mit Hilfe von selbstbohrenden Holzschrauben nach Abschnitt 4.3.3 verstärkt werden. Hierbei muss der elastische Verschiebungsmodul  $K_{ax}$  der Verstärkungselemente größer als der erforderliche Verschiebungsmodul  $K_{ax,erf}$  sein. In diesem Fall kann eine Verbindung als nicht spaltgefährdet betrachtet werden. Eine Abminderung der Anzahl der in Faserichtung angeordneten Verbindungsmittel ist damit nicht erforderlich.

Für den Fall, dass der erforderliche Verschiebungsmodul  $K_{ax,erf}$  mit einem Verstärkungselement nicht erreicht wird, können die einzelnen Hauptverbindungselemente durch mehrere nebeneinander angeordnete Verstärkungselemente verstärkt werden. Dann wird der elastische Verschiebungsmodul aus der Summe der Verschiebungsmoduln der Verstärkungselemente berechnet.

#### 4.3.5 Sonderfall des Blockscherens

Im Rahmen dieser Arbeit wurden Versuche an mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkten sowie unverstärkten Verbindungen durchgeführt. Verbindungen, welche aufgrund eines zu geringen Abstandes zwischen den Verbindungsmitteln zum Spalten neigten, konnten wirkungsvoll mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkt werden. Bei einer ausreichenden Verstärkung konnte das Spalten vermieden werden. Das Last-Verformungs-Verhalten von verstärkten Verbindungen entsprach demjenigen nicht spaltgefährdeter Verbindungen.

Ein weiteres sprödes Versagen, das im Rahmen dieser Versuche beobachtet wurde, war das Ausscheren einzelner Blöcke. Dieses Blockscheren trat entweder zwischen den einzelnen Verbindungsmitteln oder zwischen dem vom beanspruchten Holzende am weitesten entfernten Verbindungsmittel und dem beanspruchten Holzende. Ein Ausscheren einer Verbindungsmittelgruppe bei mehreren nebeneinander angeordneten Verbindungsmittelreihen oder ein Zugversagen des Holzes wurde nicht beobachtet.

Selbstbohrende Holzschrauben als Spaltverstärkung, die rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes sowie rechtwinklig zur Achse der Hauptverbindungselemente eingedreht werden, können das Ausscheren der Blöcke nicht verhindern.

Grund hierfür ist das sehr weiche Last-Verformungs-Verhalten der Schraube bei Beanspruchung auf Abscheren sowie die geringe Einschraubtiefe der Schraube im zum Ausscheren neigenden Block. Bei zum Ausscheren neigenden Blöcken entspricht die Einschraubtiefe der Schraube der Breite eines Blockes.

Durch eine geneigte Anordnung der Schrauben konnte die Einschraubtiefe im ausgescherten Block und die Steifigkeit der Verstärkung bei Beanspruchung in Richtung der Holzfaser gesteigert werden. Dennoch konnte auch diese Anordnung der Verstärkungselemente das Ausscheren der Blöcke nicht verhindern.

Werden Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben zur Aufnahme der Spaltkräfte verstärkt, muss daher das Blockscheren zusätzlich betrachtet werden.

Für den Fall des Ausscherens einer Verbindungsmittelgruppe, welche aus mehreren Verbindungsmittelreihen besteht, ist aufbauend auf der Theorie der linear elastischen Bruchmechanik in Johnsson und Stehn (2004) ein Berechnungsmodell dargestellt. Unter Berücksichtigung der Bruchmodi I und II (Modus I für Aufreißen, Modus II für Scheren) kann mit der kritischen Energiefreisetzungsrate für Modus I und II ( $G_{I,c}$  und  $G_{II,c}$ ) die aufnehmbare Kraftkomponente parallel zur Faser je Scherfuge berechnet werden.

Johnsson und Stehn geben jedoch an, dass dieses Versagen insbesondere bei Verbindungen mit zahlreichen, eng nebeneinander angeordneten Verbindungsmitteln auftritt. Dieses Versagen wurde bei Stahlblech-Holz-Verbindungen mit Nägeln beo-



bachtet. Hierbei wurden in einer Reihe 15 bis 29, in einer Spalte 19 Nägel mit dem kleinst möglichen Abstand untereinander angebracht.

Für mit selbstbohrenden Holzschrauben verstärkte Verbindungen, welche mit Stabdübeln oder Bolzen als Hauptverbindungselemente hergestellt werden, ist dieses Versagen in der Regel nicht maßgebend.

Bei Verbindungen mit Stabdübeln oder Bolzen, bei denen das Holz zum Ausscheren neigt, kann das Ausscheren einzelner Blöcke nur zwischen den Verbindungsmitteln oder zwischen dem beanspruchten Trägerende und dem nächsten Verbindungsmittel auftreten (Bild 4-49).

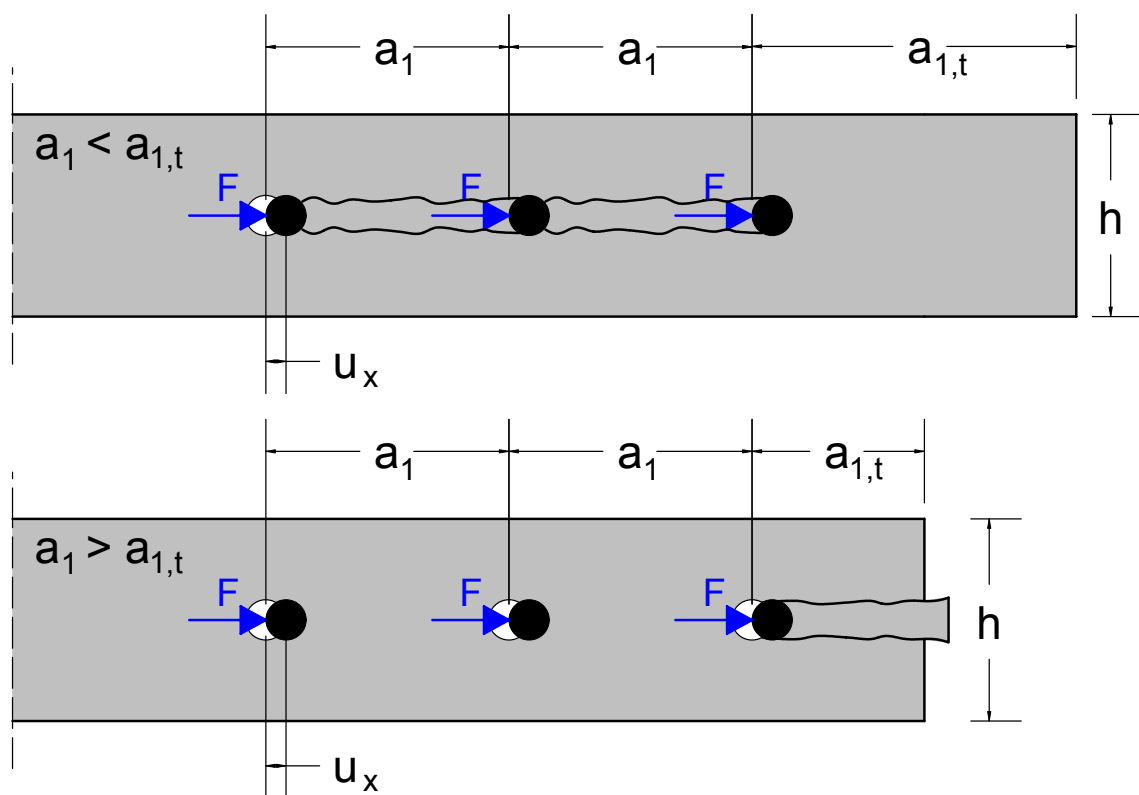


Bild 4-49 Mögliche Versagensfälle für das Ausscheren des Holzes bei Verbindungen mit Stabdübeln oder Bolzen

Für das Ausscheren eines Blockes zwischen dem beanspruchten Trägerende und dem nächsten Verbindungsmittel ist in Jorissen (1998), aufbauend auf der Theorie des elastischen Verbundes (Volkersen, 1953), ein Modell zur Berechnung der Schubspannung entlang eines zum Ausscheren neigenden Blockes dargestellt. Ein Block zwischen dem Trägerende und dem nächsten Verbindungsmittel neigt zum Ausscheren, wenn die Schubspannung  $\tau$  in der Nähe des Verbindungsmittels die Schubfestigkeit  $f_v$  des Holzes erreicht. Die Schubspannung parallel zur Faser zwischen dem

Verbindungsmittel und dem beanspruchten Trägerende wird nach Gleichung (181) berechnet.

$$\tau = \frac{F \cdot (h_1 + h_2) \cdot f_v^2}{2 \cdot \omega \cdot E_0 \cdot G_c \cdot b \cdot h_1 \cdot h_2} \cdot \left[ \frac{\cosh(\omega \cdot a_{1,t})}{\sinh(\omega \cdot a_{1,t})} \cdot \cosh(\omega \cdot x) + \sinh(\omega \cdot x) \right] \quad (181)$$

mit

$$\omega = \sqrt{\frac{(h_1 + h_2) \cdot f_v^2}{2 \cdot h_1 \cdot h_2 \cdot G_c \cdot E_0}}$$

sowie mit

F	Beanspruchung je Verbindungsmittel
b	Trägerbreite
h <sub>1</sub>	h <sub>1</sub> = 0,5 · (h – h <sub>2</sub> )
h <sub>2</sub>	Höhe des zum Ausscheren neigenden Blockes
f <sub>v</sub>	Schubfestigkeit des Holzes
E <sub>0</sub>	Elastizitätsmodul des Holzes parallel zur Faser
G <sub>c</sub>	kritische Energiefreisetzungsrate
a <sub>1,t</sub>	Abstand des Verbindungsmittels zum beanspruchten Trägerende parallel zur Faser

Für Verbindungen mit geringen Abständen a<sub>1</sub> der Verbindungsmittel untereinander und großen Hirnholzabständen a<sub>1,t</sub> kann der Größtwert der Schubspannung an der Stelle des maßgebenden Verbindungsmittels nach Gleichung (181) nicht berechnet werden.

Ein weiteres Kriterium zum Abschätzen des Scherversagens ist aufbauend auf der Theorie der linear elastischen Bruchmechanik in Jorissen (1998), wie folgt angegeben:

$$R_{BS} = \frac{b}{2} \cdot \sqrt{\frac{G_c \cdot E_0 \cdot d \cdot (2 \cdot h - d)}{h}} \quad (182)$$

mit

R <sub>BS</sub>	Tragfähigkeit je Verbindungsmittel und Scherfuge für den Fall des Blockschers
-----------------	---

b	Trägerbreite
h	Trägerhöhe
d	Durchmesser des Verbindungsmittels
$E_0$	Elastizitätsmodul des Holzes parallel zur Faser
$G_c$	kritische Energiefreisetzungsrate

In Gleichung (182) wird der Abstand der Verbindungsmittel untereinander parallel zur Faser bzw. der Hirnholzabstand nicht berücksichtigt. Dieses Berechnungsmodell stellt damit eine sehr konservative Abschätzung des Scherversagens dar.

Um die Berechnung des Scherversagens für mehrere hintereinander angeordnete Verbindungsmittel unter Berücksichtigung des Abstandes der Verbindungsmittel untereinander zu erleichtern, wird aufbauend auf der Theorie des elastischen Verbundes nach Volkersen (1953) ein Berechnungsmodell hergeleitet.

In Bild 4-50 ist eine Verbindung mit 5 in Faserrichtung angeordneten Verbindungsmitteln sowie der Normalkraftverlauf im Träger dargestellt. Mit steigender Entfernung zum beanspruchten Stabende steigt die Normalkraft im Träger.

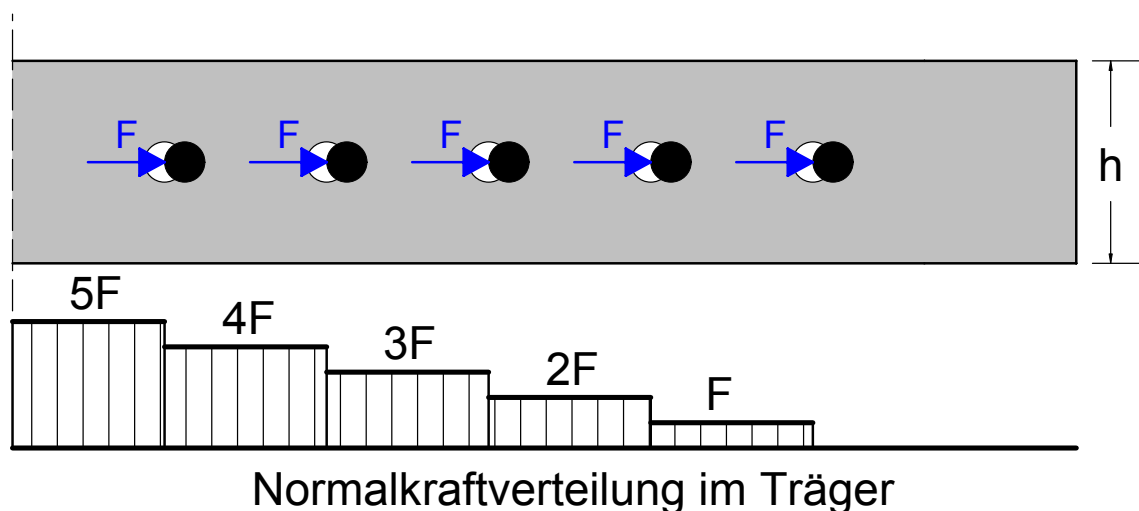
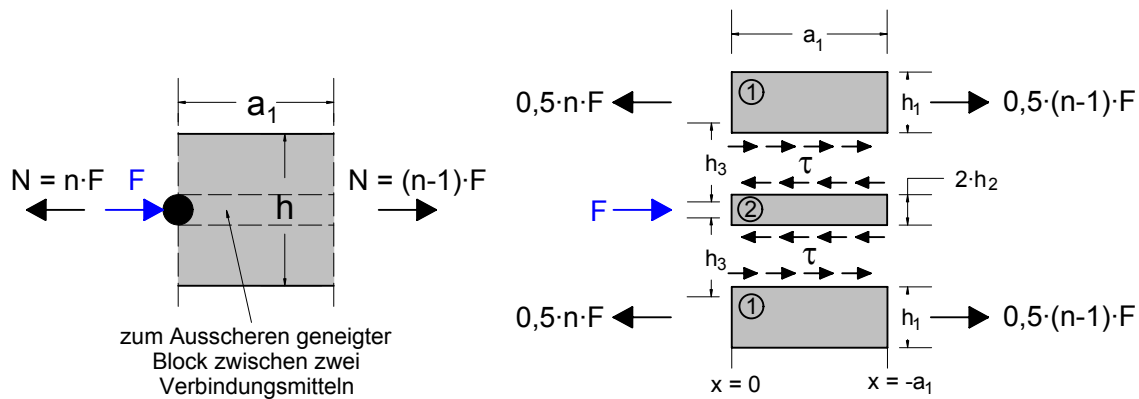


Bild 4-50 Verbindung mit 5 in Faserrichtung angeordneten Verbindungsmitteln

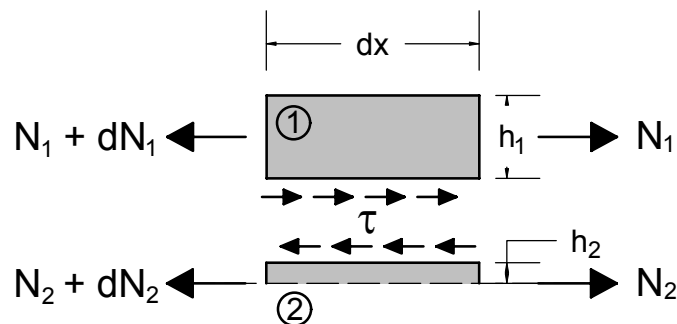
Zur Berechnung der Tragfähigkeit einer Verbindung für den Fall des Blockscherens unter Berücksichtigung des Verbindungsmittelabstandes wird nachfolgend bei  $n$  in Faserrichtung des Holzes angeordneten Verbindungsmitteln das Element der Länge  $a_1$  zwischen dem  $n$ -ten und dem  $(n-1)$ -ten Verbindungsmittel betrachtet (links in Bild 4-51).

Bild 4-51 Element der Länge  $a_1$ 

An der Stelle des  $n$ -ten Verbindungsmittels ( $x = 0$ ) wirkt auf den zum Ausscheren neigenden Block der Länge  $a_1$  die Kraft  $F$ . Die Normalkraft an dieser Stelle oberhalb und unterhalb des Blockes beträgt jeweils  $0,5 \cdot n \cdot F$ . Links vom  $(n-1)$ -ten Verbindungsmittel ( $x = -a_1$ ) wirkt jeweils oberhalb und unterhalb des Blockes die Normalkraft  $0,5 \cdot (n-1) \cdot F$ .

Zwischen dem zum Ausscheren neigenden Block und dem restlichen Träger wirkt die Schubspannung  $\tau$ .

An einem Element der Länge  $dx$  wirken die Normalkräfte  $N_2$  und  $N_2 + dN_2$  sowie  $N_1$  und  $N_1 + dN_1$ .

Bild 4-52 Element der Länge  $dx$ 

Es gilt:

$$dN_1 - \tau \cdot b \cdot dx = 0 \quad \Rightarrow \quad \frac{dN_1}{dx} - \tau \cdot b = 0 \quad (183)$$

$$dN_2 + \tau \cdot b \cdot dx = 0 \quad \Rightarrow \quad \frac{dN_2}{dx} + \tau \cdot b = 0$$

sowie

$$\varepsilon_1 = \frac{du_1}{dx} \quad (184)$$

$$\varepsilon_2 = \frac{du_2}{dx} \quad (185)$$

$$\gamma = \frac{u_1 - u_2}{h_3} \quad (186)$$

$$\sigma_1 = E_0 \cdot \varepsilon_1 \quad (187)$$

$$\sigma_2 = E_0 \cdot \varepsilon_2 \quad (188)$$

$$\tau = G \cdot \gamma \quad (189)$$

Unter Vernachlässigung der Biegespannungen gilt in den einzelnen Querschnitten:

$$\sigma_i = \frac{N_i}{h_i \cdot b} \quad (190)$$

Mit Gleichung (184) und (187) folgt:

$$\sigma_1 = E_0 \cdot \frac{du_1}{dx} = \frac{N_1}{h_1 \cdot b} \quad \Rightarrow \quad \frac{du_1}{dx} = \frac{N_1}{E_0 \cdot h_1 \cdot b} \quad (191)$$

Mit Gleichung (185) und (188) folgt:

$$\sigma_2 = E_0 \cdot \frac{du_2}{dx} = \frac{N_2}{h_2 \cdot b} \quad \Rightarrow \quad \frac{du_2}{dx} = \frac{N_2}{E_0 \cdot h_2 \cdot b} \quad (192)$$

Aus Gleichung (186) folgt:

$$\frac{d\gamma}{dx} = \frac{1}{h_3} \cdot \left( \frac{du_1}{dx} - \frac{du_2}{dx} \right) = \frac{1}{E_0 \cdot b \cdot h_3} \cdot \left( \frac{N_1}{h_1} - \frac{N_2}{h_2} \right) \quad (193)$$

Gleichungen (183) eingesetzt in Gleichung (193) ergibt Gleichung (194):

$$\frac{d^2\gamma}{dx^2} = \frac{1}{E_0 \cdot b \cdot h_3} \cdot \left( \frac{1}{h_1} \cdot \frac{dN_1}{dx} - \frac{1}{h_2} \cdot \frac{dN_2}{dx} \right) = \frac{1}{E_0 \cdot b \cdot h_3} \cdot \left( \frac{\tau \cdot b}{h_1} + \frac{\tau \cdot b}{h_2} \right) \quad (194)$$

sowie Gleichung (195) und (196):

$$\frac{d^2\gamma}{dx^2} = \frac{(h_1 + h_2)}{h_1 \cdot h_2 \cdot E_0 \cdot h_3} \cdot \tau = \frac{(h_1 + h_2)}{h_1 \cdot h_2 \cdot E_0 \cdot h_3} \cdot G \cdot \gamma \quad (195)$$

$$\frac{d^2\gamma}{dx^2} - \frac{(h_1 + h_2) \cdot G}{h_1 \cdot h_2 \cdot h_3 \cdot E_0} \cdot \gamma = 0 \quad (196)$$

Mit

$$\omega^2 = \frac{h_1 + h_2}{h_1 \cdot h_2 \cdot h_3} \cdot \frac{G}{E_0} \quad \left[ \frac{1}{\text{mm}^2} \right] \quad (197)$$

folgt für Gleichung (196):

$$\frac{d^2\gamma}{dx^2} - \omega^2 \cdot \gamma = 0 \quad (198)$$

Die allgemeine Lösung der Gleichung (198) lautet:

$$\gamma = A \cdot \cosh(\omega \cdot x) + B \cdot \sinh(\omega \cdot x) \quad (199)$$

$$\frac{d\gamma}{dx} = A \cdot \omega \cdot \sinh(\omega \cdot x) + B \cdot \omega \cdot \cosh(\omega \cdot x) \quad (200)$$

Die Randbedingungen in Bild 4-51 lauten:

$$\text{Stelle } x = 0: \quad N_1 = \frac{n}{2} \cdot F \quad \text{und} \quad N_2 = -\frac{F}{2} \quad (201)$$

$$\text{Stelle } x = -a_1: \quad N_1 = \frac{(n-1)}{2} \cdot F \quad \text{und} \quad N_2 = 0$$

Eingesetzt in Gleichung (193) folgt:

$$x = 0: \quad \frac{d\gamma}{dx} = \frac{1}{E_0 \cdot b \cdot h_3} \cdot \left( \frac{n \cdot F}{2 \cdot h_1} + \frac{F}{2 \cdot h_2} \right) \quad (202)$$

$$x = -a_1: \quad \frac{d\gamma}{dx} = \frac{1}{E_0 \cdot b \cdot h_3} \cdot \frac{(n-1) \cdot F}{2 \cdot h_1} \quad (203)$$

Gleichungen (202) und (203) eingesetzt in Gleichung (200) liefert die Konstanten A und B und mit Gleichung (189) die Schubspannung  $\tau$ .

$$A = \frac{F}{2 \cdot \omega \cdot E_0 \cdot b \cdot h_3 \cdot \sinh(\omega \cdot a_1)} \cdot \left[ \left( \frac{n}{h_1} + \frac{1}{h_2} \right) \cdot \cosh(\omega \cdot a_1) + \frac{(n-1)}{h_1} \right] \quad (204)$$

$$B = \frac{F}{2 \cdot \omega \cdot E_0 \cdot b \cdot h_3} \cdot \left[ \frac{n}{h_1} + \frac{1}{h_2} \right] \quad (205)$$

$$\tau = \frac{G \cdot F}{2 \cdot \omega \cdot E_0 \cdot b \cdot h_3} \cdot \quad (206)$$

$$\left[ \left( \frac{n}{h_1} + \frac{1}{h_2} \right) \cdot \left( \frac{\cosh(\omega \cdot a_1)}{\sinh(\omega \cdot a_1)} \cdot \cosh(\omega \cdot x) + \sinh(\omega \cdot x) \right) + \frac{(1-n)}{h_1} \cdot \frac{\cosh(\omega \cdot x)}{\sinh(\omega \cdot a_1)} \right]$$

Die Höhe  $h_3$  ist eine wirksame Höhe der schubweichen Zone zwischen dem zum Ausscheren neigenden Block und dem umgebenden Holz. Unter der Annahme einer linear-elastischen Spannungs-Dehnungs-Beziehung für die Schubfestigkeit des Holzes gibt Jorissen (1998) für die Höhe  $h_3$  folgende Beziehung zwischen der Höhe  $h_3$  und der Energiefreisetzungsrates  $G_c$  und der Schubfestigkeit  $f_v$  an:

$$h_3 = \frac{2 \cdot G_c \cdot G}{f_v^2} \quad (207)$$

Die Höhe  $h_2$  des zum Ausscheren neigenden Blockes ist nur vom Durchmesser des Verbindungsmittels  $d$  und vom Reibungswinkel  $\varphi$  abhängig. Damit können die Höhen  $h_1$  und  $h_2$  wie folgt berechnet werden:

$$h_2 = \frac{d}{2} \cdot \sin(\varphi) \quad (208)$$

$$h_1 = \frac{h - 2 \cdot h_2}{2}$$

Gleichungen (207) und (208) eingesetzt in Gleichung (206) ergibt Gleichung (209).

$$\tau = \frac{F \cdot f_v^2}{2 \cdot G_c \cdot \omega \cdot E_0 \cdot b \cdot (h - d \cdot \sin(\varphi))} \cdot \quad (209)$$

$$\left[ \left( n + \frac{h}{d \cdot \sin(\varphi)} - 1 \right) \cdot \left( \frac{\cosh(\omega \cdot a_1)}{\sinh(\omega \cdot a_1)} \cdot \cosh(\omega \cdot x) + \sinh(\omega \cdot x) \right) + (1-n) \cdot \frac{\cosh(\omega \cdot x)}{\sinh(\omega \cdot a_1)} \right]$$

Der größte Wert der Schubspannung  $\tau$  wird an der Stelle  $x = 0$  erreicht. Damit folgt für  $\tau_{\max}$ :

$$\tau_{\max} = \frac{F \cdot f_v^2}{2 \cdot G_c \cdot \omega \cdot E_0 \cdot b \cdot (h - d \cdot \sin(\varphi))} \cdot \left[ \left( n + \frac{h}{d \cdot \sin(\varphi)} - 1 \right) \cdot \frac{\cosh(\omega \cdot a_1)}{\sinh(\omega \cdot a_1)} + (1 - n) \cdot \frac{1}{\sinh(\omega \cdot a_1)} \right] \quad (210)$$

Unter Vernachlässigung eventueller Volumeneinflüsse schert ein Block aus, wenn die Schubspannung  $\tau_{\max}$  gleich der Schubfestigkeit  $f_v$  ist. Unter dieser Voraussetzung kann die aufnehmbare Kraft  $R_{BS}$  für den Fall des Blockscherens durch Umformen der Gleichung (210) berechnet werden ( $F \rightarrow R_{BS}$ ):

$$R_{BS} = \frac{2 \cdot G_c \cdot \omega \cdot E_0 \cdot b \cdot (h - d \cdot \sin(\varphi))}{f_v \cdot \sinh(\omega \cdot a_1)} \cdot \frac{1}{(1 - n) \cdot (1 - \cosh(\omega \cdot a_1)) + \frac{h}{d \cdot \sin(\varphi)} \cdot \cosh(\omega \cdot a_1)} \quad (211)$$

mit

$$\omega = \sqrt{\frac{f_v^2}{E_0 \cdot G_c} \cdot \frac{h}{d \cdot (h - d \cdot \sin \varphi) \cdot \sin \varphi}} \quad (212)$$

Hierin gilt:

$R_{BS}$	Tragfähigkeit je Verbindungsmittel und Scherfuge für den Fall des Blockscherens
$b$	Trägerbreite
$h$	Trägerhöhe
$d$	Durchmesser des Verbindungsmittels
$E_0$	Elastizitätsmodul des Holzes parallel zur Faser
$G_c$	kritische Energiefreisetzungsrate
$f_v$	Schubfestigkeit des Holzes
$n$	Anzahl der in Faserrichtung angeordneten Verbindungsmittel



- $a_1$  für  $n > 1$ : Abstand der Verbindungsmittel untereinander (in Faserrichtung)  
für  $n = 1$ : Abstand des Verbindungsmittels zum beanspruchten Trägere
- $\varphi$  Reibungswinkel zwischen dem Verbindungsmittel und dem Holz

In Bild 4-53 ist der Verlauf der Tragfähigkeit  $R_{BS}$  je Verbindungsmittel und Scherfuge für den Fall des Blockscherens in Abhängigkeit von  $a_1$  für  $n$  in Faserrichtung angeordnete Verbindungsmittel dargestellt. Für  $n = 1$  entspricht der Verlauf der Kurve nach Gleichung (211) demjenigen nach Jorissen (Gleichung (181) mit  $\tau = f_v$ ). Der Verlauf der Tragfähigkeit  $R_{BS}$  nach Gleichung (182) ist ebenfalls in Bild 4-53 dargestellt. Dieser ist vom Abstand der Verbindungsmittel untereinander unabhängig.

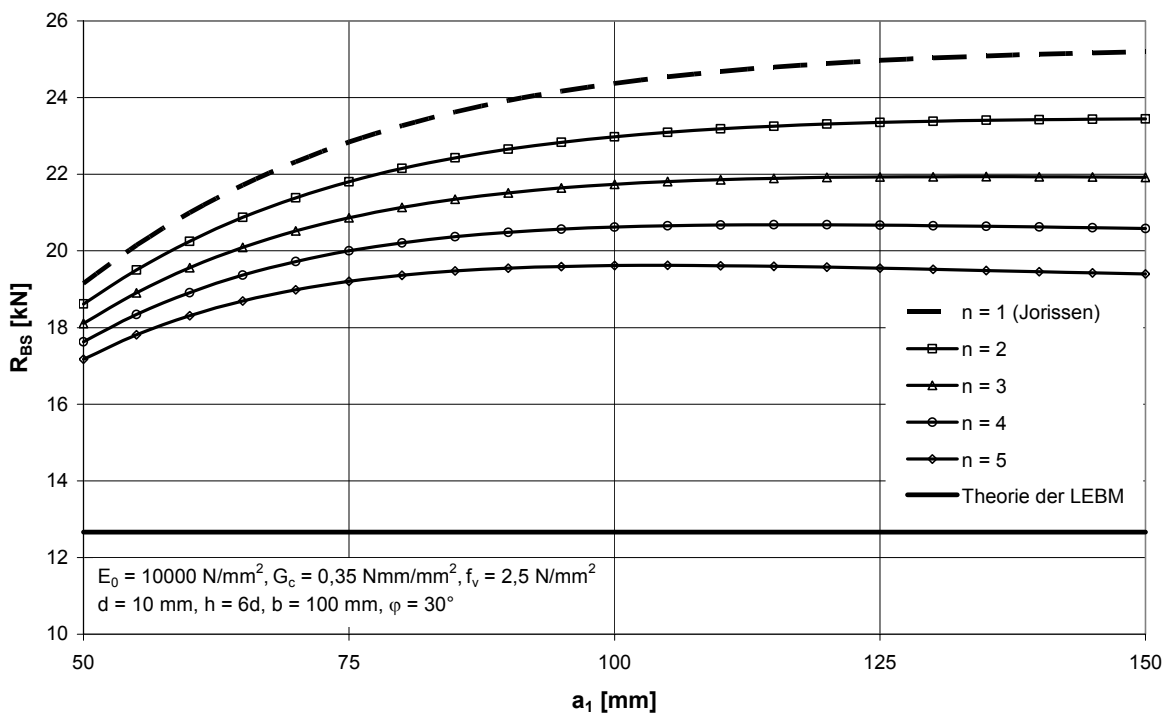


Bild 4-53  $R_{BS}$  in Abhängigkeit von  $a_1$  und  $n$

Da selbstbohrende Holzschrauben das Blockscheren nicht verhindern können, ist bei der Berechnung von verstärkten Verbindungen zu überprüfen, ob die Tragfähigkeit wegen des Ausscherens eines Blockes abgemindert werden muss. Der Versagensfall des Blockscherens kann darüber hinaus auch bei unverstärkten Verbindungen auftreten.

#### 4.3.6 Versuche

Im Rahmen dieser Arbeit wurden Versuche an unverstärkten sowie verstärkten spaltgefährdeten Verbindungen durchgeführt. Geprüft wurden zweischnittige Stahlblech-Holz-Verbindungen mit innen liegenden Stahlblechen. Als Hauptverbindungselemente wurden Stabdübel mit einem Durchmesser von  $d = 16$  mm oder  $d = 24$  mm in einer Reihe parallel zur Holzfaser in die Prüfkörper eingebracht. Die Höhe der Träger betrug bei allen Versuchen  $h = 200$  mm. Die Stahlblechdicke betrug konstant  $t = 10$  mm.

Für die Versuchskörper wurde Brettschichtholz der Festigkeitsklasse GL28h mit einer durchschnittlichen Holzfeuchte von 12% verwendet. Der Abstand der Verbindungsmittel zum beanspruchten Trägerende betrug stets  $a_{1,t} = 170$  mm.

Im Rahmen der Versuche wurden folgende Parameter variiert:

$n$	Anzahl der Hauptverbindungselemente in Faserrichtung des Holzes $n = 3, 4$ und $5$										
$d$	Durchmesser der Hauptverbindungselemente $d = 16$ mm und $d = 24$ mm										
$a_1 / d$	Abstand der Hauptverbindungselemente untereinander $a_1 / d = 3,3$ und $a_1 / d = 5$										
$f_u$	Zugfestigkeit der Hauptverbindungselemente $f_u = 360$ N/mm <sup>2</sup> und $f_u = 800$ N/mm <sup>2</sup>										
$b$	Dicke der Seitenholzträger $b = 50$ mm und $b = 100$ mm										
$n \times m$	Art der Verstärkung <table> <tr> <td><math>n</math>:</td> <td>Anzahl der Verstärkungselemente in Faserrichtung des Holzes</td> </tr> <tr> <td><math>m</math>:</td> <td>Anzahl der Verstärkungselemente je Hauptverbindungselement rechtwinklig zur Holzfaser</td> </tr> <tr> <td>ohne Anm.</td> <td>Jedes Hauptverbindungselement wurde verstärkt</td> </tr> <tr> <td>HSD</td> <td>Nur der Bereich zwischen dem beanspruchten Trägerende und dem nächsten Hauptverbindungselement wurde verstärkt</td> </tr> <tr> <td>1/2SD</td> <td>Nur der Bereich zwischen dem ersten und dem zweiten Hauptverbindungselement wurde verstärkt</td> </tr> </table>	$n$ :	Anzahl der Verstärkungselemente in Faserrichtung des Holzes	$m$ :	Anzahl der Verstärkungselemente je Hauptverbindungselement rechtwinklig zur Holzfaser	ohne Anm.	Jedes Hauptverbindungselement wurde verstärkt	HSD	Nur der Bereich zwischen dem beanspruchten Trägerende und dem nächsten Hauptverbindungselement wurde verstärkt	1/2SD	Nur der Bereich zwischen dem ersten und dem zweiten Hauptverbindungselement wurde verstärkt
$n$ :	Anzahl der Verstärkungselemente in Faserrichtung des Holzes										
$m$ :	Anzahl der Verstärkungselemente je Hauptverbindungselement rechtwinklig zur Holzfaser										
ohne Anm.	Jedes Hauptverbindungselement wurde verstärkt										
HSD	Nur der Bereich zwischen dem beanspruchten Trägerende und dem nächsten Hauptverbindungselement wurde verstärkt										
1/2SD	Nur der Bereich zwischen dem ersten und dem zweiten Hauptverbindungselement wurde verstärkt										
$a_{1,v}$	Faserparalleler Abstand des Verstärkungselementes zum zugehörigen Hauptverbindungselement $a_{1,v} = 0$ mm, $10$ mm, $40$ mm und $60$ mm										

Die Verstärkungselemente wurden rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes sowie rechtwinklig zur Achse der Hauptverbindungselemente in die Seitenholzträger eingedreht. Als Verstärkungselemente wurden selbstbohrende Holzschrauben mit einem durchgehenden Gewinde 7,5 x 180 mm verwendet.

Aufgrund der Vielzahl der Parameter wurde für jede Parameterkombination in der Regel nur ein Versuchskörper hergestellt und geprüft.

Mit Hilfe dieser Parameterkombination sollen die in den vorherigen Abschnitten vorgestellten Modelle überprüft werden.

Alle 50 Versuchsergebnisse sind mit den wichtigsten Parametern in Tabelle 4-9 und Tabelle 4-10 dargestellt.

In Tabelle 4-9 sind die wichtigsten Eigenschaften der Versuchskörper sowie die erreichten Höchstlasten je Verbindungsmittel und Scherfuge angegeben.

In Tabelle 4-10 sind die erreichten Höchstlasten, die beobachtete Versagensart und die berechneten Traglasten angegeben.

Für das beobachtete Versagen wurde folgende Schreibweise gewählt:

BS:	Blockscheren zwischen den Stabdübeln bis hin zum beanspruchten Trägerende
Spalten und Schrauben:	Spalten des Holzes mit gleichzeitigem Herausziehen der Verstärkungselemente
Riss, dann BS:	Spalten, dann Ausscheren eines Blockes
Spalten:	Spalten des Prüfkörpers parallel zur Faserrichtung
BS zw. SDü:	Ausscheren eines Blockes nur zwischen den Stabdübeln
Plastisch:	Plastisches Versagen ohne BS und ohne Spalten
Riss zw. SDü:	Spalten des Prüfkörpers nur zwischen den Stabdübeln

Tabelle 4-9 Ergebnisse der Zugscherversuche (Teil 1)

Versuch	n	d	a <sub>1</sub> /d	f <sub>u</sub>	b	ρ	Verstärkung	a <sub>1,v</sub>	R <sub>Versuch</sub>
	[-]	[mm]	[-]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[mm]	[kg/m <sup>3</sup> ]	n x m	[mm]	[kN]
V1	5	24	3,3	800	50	438	5 x 1	40	21,7
V2	5	24	3,3	800	50	444	5 x 1	0	21,9
V3	5	24	5	800	50	464	5 x 1	60	27,5
V4	5	24	5	360	100	450	5 x 1	0	40,0
V5	4	24	5	360	100	450	4 x 1	0	49,7
V6	3	24	5	800	100	451	3 x 1	60	53,0
V7	3	24	5	800	100	459	1 x 1 - HSD	60	46,7
V8	3	24	5	800	100	463	1 x 1 - 1/2SD	60	46,6
V9	3	24	5	800	100	470	1 x 2 - HSD	60	56,8
V10	3	24	5	800	100	480	ohne		53,9
V11	3	24	5	800	100	496	1 x 4 - HSD	60	48,5
V12	3	24	5	800	100	475	1 x 4 - HSD	60	54,4
V13	3	24	5	360	100	470	1 x 4 - HSD	60	47,8
V14	3	24	5	360	50	470	1 x 2 - HSD	60	31,6
V15	3	24	5	360	100	504	1 x 2 - HSD	0	57,9
V16	3	24	5	360	50	478	1 x 2 - HSD	0	34,6
V17	3	24	5	800	100	460	3 x 2	0	57,9
V18	3	24	5	360	100	479	3 x 2	10	49,0
V19	4	24	5	360	100	487	4 x 2	10	50,0
V20	3	24	5	360	100	465	3 x 2	10	55,7
V21	4	24	5	360	100	451	1 x 2 - HSD+3 x 1	10	50,0
V22	3	24	3,3	360	100	463	3 x 2	10	40,6
V23	3	24	3,3	360	100	459	3 x 3	10	45,7
V24	3	24	3,3	360	100	446	3 x 2	10	41,7
V25	4	24	3,3	360	100	460	4 x 2	10	35,9
V26	4	24	3,3	360	100	475	4 x 3	10	44,3
V27	4	24	3,3	360	100	469	1 x 3 - HSD+3 x 1	10	41,7
V28	4	24	3,3	360	50	511	1 x 1 - HSD+3 x 2	10	22,4
V29	4	24	3,3	360	50	501	4 x 2	10	24,9
V30	5	16	5	360	100	462	ohne		21,3
V31	5	16	5	360	100	447	5 x 1	10	22,2
V32	5	16	5	360	100	467	5 x 2	10	29,2
V33	5	16	5	360	100	463	1 x 2 - HSD	10	21,2
V34	5	16	5	360	100	473	1 x 2 - HSD	10	21,2
V35	5	16	5	360	100	473	1 x 2 - HSD	10	22,2
V36	5	16	5	360	100	443	5 x 1	10	26,2
V37	5	16	5	360	100	448	5 x 1	10	27,3
V38	5	16	5	360	100	459	5 x 2	10	28,0
V39	5	16	5	360	100	486	5 x 2	10	29,3
V40	5	16	5	360	100	492	ohne		20,7
M1	5	24	5	360	100	421	ohne		32,3
M2	5	24	5	360	100	422	ohne		28,2
M3	5	24	5	360	100	428	ohne		33,7
M4	5	24	5	360	100	423	ohne		29,5
M5	5	24	5	360	100	411	5 x 1	60	34,1
M6	5	24	5	360	100	430	5 x 1	60	34,6
M7	5	24	5	360	100	428	5 x 2	60	36,5
M8	5	24	5	360	100	408	5 x 2	60	36,1
M9	5	24	5	360	100	420	5 x 2	60	36,1
M10	5	24	5	360	100	410	5 x 2	60	39,2

Tabelle 4-10 Ergebnisse der Zugscherversuche (Teil 2)

Versuch	$R_{\text{Versuch}}$ [kN]	Versagen	$R_{\text{BS}}$ [kN]	$K_{\text{ax}}$ [kN/mm]	$R_{\text{S+S}}$ [kN]	$R_{\text{plastisch}}$ [kN]	$R_{\text{Spalten}}$ [kN]
V1	21,7	BS	14,9	7149	31,5	32,8	21,1
V2	21,9	BS	14,9	7168	26,5	33,2	21,4
V3	27,5	BS	16,2	7232	34,9	34,7	24,8
V4	40,0	Spalten und Schrauben	32,4	7187	29,1	42,9	30,7
V5	49,7	Riss, dann BS	33,6	7187	35,5	42,9	31,4
V6	53,0	BS	34,8	7191	64,5	56,3	42,4
V7	46,7	BS	34,8	7216	59,5	56,9	42,9
V8	46,6	Spalten und Schrauben	34,8	7228	38,6	57,2	43,1
V9	56,8	BS	34,8	14500	85,3	57,7	43,5
V10	53,9	Spalten	34,8	0	0	58,4	44,0
V11	48,5	BS zw. SDü	34,8	29314	137	59,6	44,9
V12	54,4	BS zw. SDü	34,8	29062	136	58,1	43,7
V13	47,8	plastisch	34,8	29000	136	44,3	33,3
V14	31,6	BS	17,4	14500	67,8	35,1	26,5
V15	57,9	plastisch	34,8	14704	85,4	46,6	35,1
V16	34,6	BS	17,4	14549	61,4	35,7	26,9
V17	57,9	BS	34,8	14438	88,1	57,0	42,9
V18	49,0	plastisch	34,8	14555	88,6	44,9	33,8
V19	50,0	plastisch	33,6	14604	60,5	45,4	33,3
V20	55,7	plastisch	34,8	14469	88,3	43,9	33,1
V21	50,0	plastisch	33,6	14381	54,6	42,9	31,4
V22	40,6	plastisch m. BS zw. SDü	31,4	14457	149	43,8	29,7
V23	45,7	plastisch	31,4	21648	166	43,5	29,5
V24	41,7	plastisch m. BS zw. SDü	31,4	14349	149	42,6	28,9
V25	35,9	BS	30,6	14438	72,3	43,6	28,7
V26	44,3	plastisch m. BS zw. SDü	30,6	21796	91,9	44,6	29,4
V27	41,7	BS	30,6	21741	82,8	44,2	29,2
V28	22,4	BS	15,3	7372	41,0	38,2	25,2
V29	24,9	BS	15,3	14687	56,0	37,5	24,7
V30	21,3	Spalten	27,0	0	0	24,6	17,6
V31	22,2	Spalten und Schrauben	27,0	7178	22,9	24,2	17,3
V32	29,2	plastisch	27,0	14482	36,9	24,7	17,7
V33	21,2	Riss zw. SDü	27,0	14457	27,3	24,6	17,6
V34	21,2	Riss zw. SDü	27,0	14519	27,4	24,9	17,8
V35	22,2	Riss zw. SDü	27,0	14519	27,4	24,9	17,8
V36	26,2	plastisch	27,0	7165	22,9	24,1	17,3
V37	27,3	plastisch	27,0	7181	22,9	24,2	17,3
V38	28,0	plastisch	27,0	14432	36,9	24,5	17,6
V39	29,3	plastisch	27,0	14598	37,2	25,2	18,1
V40	20,7	Spalten	27,0	0	0	25,4	18,2
M1	32,3	Spalten	32,4	0	0	40,8	29,2
M2	28,2	Spalten	32,4	0	0	40,9	29,3
M3	33,7	Spalten	32,4	0	0	41,3	29,6
M4	29,5	Spalten	32,4	0	0	41,0	29,3
M5	34,1	Riss, dann BS	32,4	7058	35,9	40,1	28,7
M6	34,6	Riss, dann BS	32,4	7122	36,3	41,5	29,7
M7	36,5	BS	32,4	14231	68,7	41,3	29,6
M8	36,1	BS	32,4	14096	68,7	39,9	28,6
M9	36,1	BS	32,4	14178	68,7	40,8	29,2
M10	39,2	BS	32,4	14110	68,7	40,1	28,7

In Spalte 4 bis 8 in Tabelle 4-10 sind für jeden einzelnen Versuchskörper die berechneten Traglasten für jeden Versagensmechanismus angegeben.

In Spalte 4 ( $R_{BS}$ ) sind die nach Gleichung (211) berechneten Traglasten  $R_{BS}$  für den Fall des Ausschierens eines Blockes zwischen den Verbindungsmitteln angegeben.

In Spalte 7 ( $R_{\text{plastisch}}$ ) sind die nach der Theorie von Johansen berechneten Traglasten für ein plastisches Versagen angegeben.

Die infolge des Spaltens des Holzes abgeminderten Traglasten  $R_{\text{Spalten}}$  sind in Spalte 8 angegeben. Die Traglast  $R_{\text{Spalten}}$  wird berechnet, indem die Traglast  $R_{\text{plastisch}}$  mit dem Quotienten aus der wirksamen Anzahl  $n_{\text{ef}}$  und der tatsächlichen Anzahl  $n$  der Verbindungsmittel multipliziert wird ( $R_{\text{Spalten}} = R_{\text{plastisch}} \cdot n_{\text{ef}}/n$ ).

In Spalte 5 ( $K_{\text{ax}}$ ) sind die Steifigkeiten der Verstärkungselemente je Hauptverbindungselement angegeben. Diese wurden für den verwendeten Schraubentyp nach Gleichung (180) berechnet.

Mit Hilfe dieser Steifigkeiten wurden die Traglasten  $R_{S+S}$  für verstärkte, spaltgefährdete Verbindungen in Anlehnung an das Kragarmmodell unter Berücksichtigung aller Parameter berechnet (Gleichungen (175) bis (177)). Diese Traglasten können ebenfalls mit Hilfe der Diagramme in Bild A-4 bis Bild A-35 (Anlage 8.4) berechnet werden.

Für den Fall  $R_{S+S} \geq R_{\text{plastisch}}$  ist die Verstärkung ausreichend dimensioniert. Die maßgebende Traglast für diesen Fall ist  $R_{\text{plastisch}}$ .

Für den Fall  $R_{S+S} < R_{\text{Spalten}}$  hat die Verstärkung keinen Verstärkungseffekt. Die Verbindung neigt bei einer Traglast von  $R_{\text{Spalten}}$  zum Spalten.

Für den Fall  $R_{\text{plastisch}} > R_{S+S} > R_{\text{Spalten}}$  neigt die Verbindung ebenfalls zu Spalten. Hierbei kann jedoch angenommen werden, dass die Traglast  $R_{S+S}$  erreicht wird.

Diese Fälle treten nur auf, wenn Blockscheren vermieden werden kann. Anderenfalls neigt das Holz im Bereich der Verbindung zum Ausschieren.

In Tabelle 4-10 wurden die maßgebenden rechnerisch ermittelten Traglasten grau hinterlegt. Hierbei wurde der Versagensfall des Blockscherens zunächst nicht berücksichtigt.

Trat kein Blockscheren auf, entsprechen die berechneten Versagensmechanismen denjenigen, welche im Versuch beobachtet wurden.

Wird das Blockscheren berücksichtigt, sind die rechnerisch ermittelten Traglasten jedoch deutlich geringer als die entsprechenden Versuchsergebnisse. Grund hierfür ist die angenommene Schubfestigkeit des Holzes von  $f_v = 3 \text{ N/mm}^2$ .

Eine Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse mit den berechneten Tragfähigkeiten ist in Bild 4-54 dargestellt. Ohne Berücksichtigung des Blockscherens sind im Vergleich zu den Versuchsergebnissen die berechneten Traglasten im Mittel zu groß.

Unter Berücksichtigung des Blockscherens sowie des Kragarmmodells, kann die Traglast einer verstärkten, spaltgefährdeten Verbindung konservativ abgeschätzt werden.

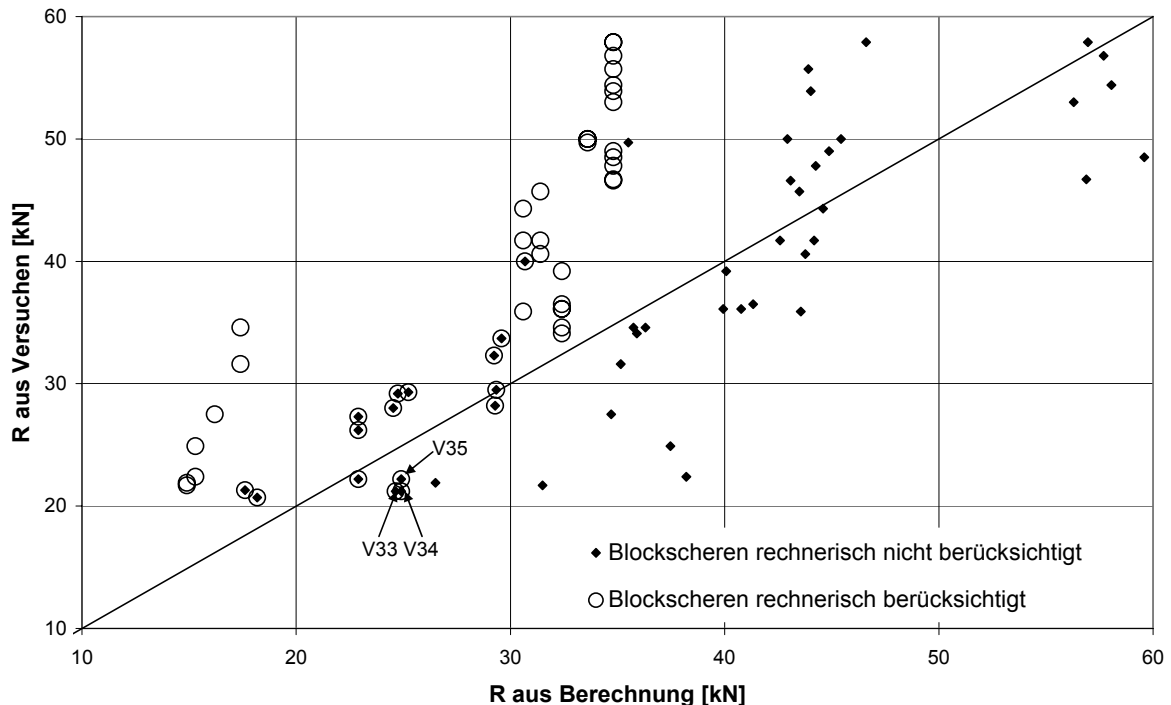


Bild 4-54 Gegenüberstellung der berechneten Traglasten zu den Versuchsergebnissen

Zur Überprüfung der vorgestellten Modelle (Kragarmmodell und Blockschermodell) können aus den Versuchsergebnissen folgende Rückschlüsse gezogen werden:

- 1) Entsprechend Gleichung (211) und Bild 4-53 sinkt die Tragfähigkeit für den Versagensfall des Blockscherens mit sinkendem Abstand  $a_1$  der Verbindungsmittel untereinander sowie mit steigender Anzahl  $n$  der Verbindungsmittel. Von 50 Versuchen versagten 19 infolge Ausscheren eines Blockes. Unter Berücksichtigung des Quotienten  $a_1 / d$  sowie der Anzahl  $n$  der Verbindungsmittel sind alle 19 Versuchsergebnisse in Bild 4-55 dargestellt.  
In Bild 4-55 ist deutlich zu erkennen, dass der Abstand  $a_1$  der Verbindungsmittel untereinander sowie die Anzahl  $n$  der Verbindungsmittel die Tragfähigkeit einer zum Blockscheren geneigten Verbindung beeinflussen.
- 2) Sind spaltgefährdete Verbindungen nicht ausreichend verstärkt, können die nach Johansen berechneten Traglasten nicht erreicht werden. Für den Fall, dass die Traglast  $R_{S+S}$  nach dem Kragarmmodell geringer ist als die abgeminderte Traglast  $R_{Spalten}$ , können das Holz und die Verstärkungselemente die

Kraftkomponente rechtwinklig zur Faser nicht aufnehmen. Die Verstärkungselemente werden herausgezogen. Dieser Effekt wurde bei den Versuchen V4, V8 und V31 sowohl berechnet als auch beobachtet.

- 3) Da die größte Verformung rechtwinklig zur Holzfaser zwischen dem beanspruchten Holzende und dem nächsten Hauptverbindungselement auftritt, ist es unter Berücksichtigung des Kragarmmodells durchaus denkbar, nur diese Stelle zu verstärken. Die Versuche V33, V34 und V35 zeigen jedoch, dass bei dieser Verstärkungsart die erreichte Traglast geringer ist als die berechnete Traglast (siehe auch Bild 4-54). Hierbei kam es zu einer Ausbildung eines Spaltrisses zwischen den nicht verstärkten Hauptverbindungselementen. Zu diesem Zeitpunkt konnte die aufgebrachte Last nicht mehr durch das eine verstärkte Hauptverbindungselement aufgenommen werden. Daher sind spaltgefährdete Verbindungen stets an jedem Hauptverbindungselement zu verstärken.

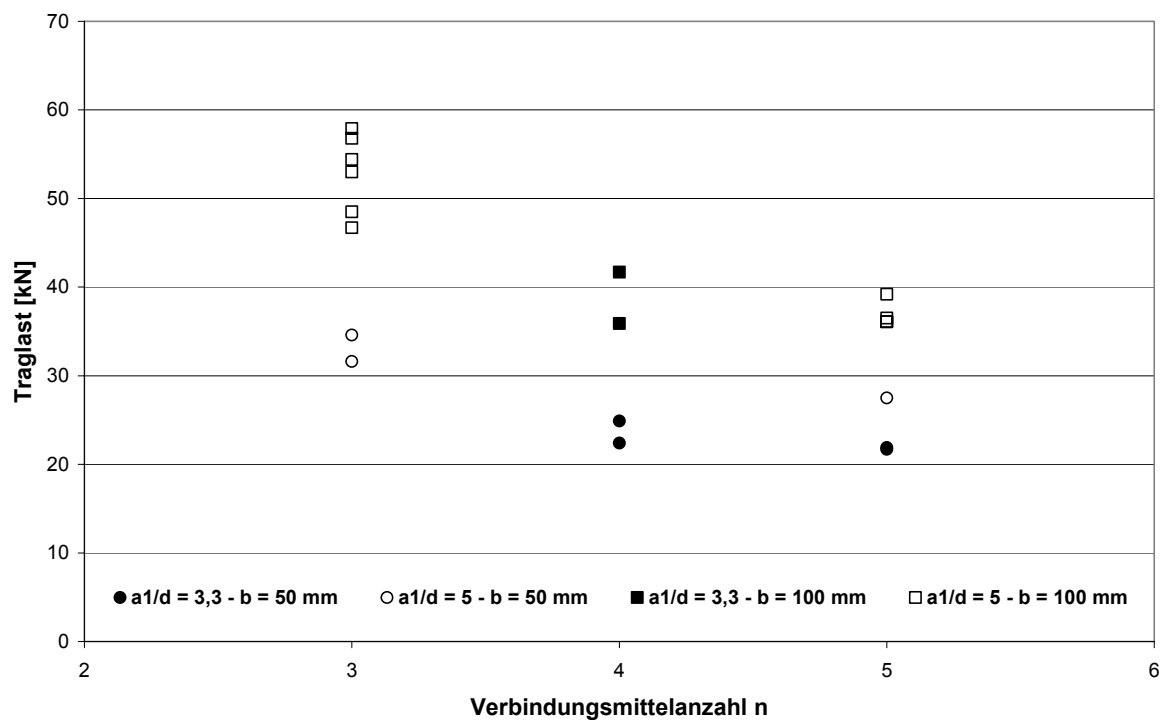


Bild 4-55 Tragfähigkeit für den Versagensfall des Blockscherens in Abhängigkeit von n und  $a_1/d$

#### 4.4 Zusammenfassung

Die in den Abschnitten 4.2 und 4.3 dargestellten Untersuchungen zeigen die Wirkungsweise von selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde in Holz-Holz- bzw. in Stahlblech-Holz-Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln.



Spaltgefährdete Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln können mit Hilfe dieser Schrauben verstärkt werden, sodass die nach Johansen berechnete Tragfähigkeit durch die Verbindung erreicht wird. Dadurch ist ein duktiler Last-Verformungs-Verhalten der Verbindung zu erwarten.

Werden selbstbohrende Holzschrauben rechtwinklig zur Achse der Hauptverbindungselemente und rechtwinklig zur Holzfaser im Kontakt zu den Hauptverbindungselementen angeordnet, kann die Tragfähigkeit sowie die Steifigkeit deutlich erhöht werden. Eine rechnerische Erhöhung der Tragfähigkeit um bis zu 60% wurde durch Versuche verifiziert.

Aufgrund des weichen Last-Verformungs-Verhaltens bei Beanspruchung auf Abscheren sind selbstbohrende Holzschrauben jedoch nicht zur Verhinderung des Blockscherens geeignet. Bei verstärkten, aber auch bei unverstärkten Verbindungen ist daher zu überprüfen, ob Blockscheren maßgebend werden kann.

Im Vergleich zu geklebten Verstärkungselementen, die wegen des steifen Last-Verformungs-Verhaltens das Blockscheren verhindern können, sind selbstbohrende Holzschrauben als Verstärkungselemente wegen der einfacheren Handhabung und Herstellung den geklebten Verstärkungselementen dennoch vorzuziehen.

## 5 Zusammenfassung und Ausblick

Selbstbohrende Holzschrauben mit Durchmessern bis zu 12 mm und Längen bis zu 600 mm können als Verbindungsmittel Bauteile wirkungsvoll miteinander verbinden. Holzschrauben können zur Übertragung von Zug- und Druckkräften, Querkräften und Momenten eingesetzt werden.

Auf Abscheren beanspruchte Schrauben sind weniger tragfähig als in Achsrichtung beanspruchte Schrauben. Daher sollten diese Verbindungsmittel möglichst in Richtung des Kraftflusses angeordnet werden.

Diese Vorteile wurden auch bei der Verstärkung des Holzes genutzt. Die geringen Festigkeitswerte des Holzes rechtwinklig zur Faser werden kompensiert, indem Holzschrauben rechtwinklig zur Holzfaser eingedreht werden. Ohne Mitwirkung des Holzes können diese Verbindungsmittel Kräfte rechtwinklig zur Holzfaser übertragen. Damit werden selbstbohrende Holzschrauben als Querkzugverstärkung in Querauschlüssen, in ausgeklinkten Trägerschlagern, in Trägerdurchbrüchen und in Firstbereichen von Satteldachträgern bzw. gekrümmten Brettschichtholzträgern eingesetzt.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden weitere Verstärkungsmöglichkeiten rechtwinklig zur Holzfaser vorgestellt.

Holzschrauben als Querdruckverstärkung ermöglichen die Herstellung sehr kleiner Lasteinleitungsflächen. Im Gegensatz zu unverstärkten querdruckbeanspruchten Bauteilen kann die Tragfähigkeit eines querdruckbeanspruchten, mit Holzschrauben verstärkten Bauteils auf das mehrfache gesteigert werden. Soll die Tragfähigkeit unverändert bleiben, können die Lasteinleitungsflächen und/oder die Eindrückungen rechtwinklig zur Holzfaser auf ein Minimum reduziert werden.

Holzschrauben als Verstärkungselemente in spaltgefährdeten Verbindungen können das Spalten wirkungsvoll verhindern. Damit wird bei Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln ein sprödes Last-Verformungs-Verhalten vermieden. Die Folge ist eine Steigerung der Tragfähigkeit. Werden diese Verstärkungselemente direkt im Kontakt mit den Hauptverbindungselementen eingebracht, kann darüber hinaus die Traglast weiter gesteigert werden. Beide Effekte – Verhindern des Spaltens und Erhöhung der Tragfähigkeit durch die Auflagerwirkung der Schrauben – führen dazu, dass die Tragfähigkeit einer Verbindung im Vergleich zu spaltgefährdeten Verbindungen unter Umständen verdoppelt werden kann.

Für beide Verstärkungsmethoden, Querdruck- und Querkzugverstärkung, wurden im Rahmen dieser Arbeit Berechnungsmodelle entwickelt. Mit Hilfe dieser Modelle kann das Trag- und Verformungsverhalten sehr gut abgeschätzt werden.

Insbesondere für die Praxis sind diese neuartigen Verbindungsmittel von hohem Interesse. Einerseits dienen sie als Verbindungs- und Verstärkungselemente in modernen Konstruktionen, zum Anderen werden sie zum Instandsetzen älterer, zum Teil

denkmalgeschützter Bauwerke eingesetzt. Zahlreiche Anwendungsmöglichkeiten für selbstbohrende Holzschrauben bieten bestehende Holzkonstruktionen. Geschädigte und nicht mehr tragfähige Bauteile müssen nicht mehr ausgewechselt werden. Schrauben als Verstärkungselemente können zwischen zwei tragfähigen Bauteilen angeordnet werden und damit ein geschädigtes Bauteil zur Übertragung der Last „überbrücken“. Bei einer geeigneten Anordnung sind diese Holzschrauben in Bauteilen völlig unsichtbar. Der Charakter von denkmalgeschützten, alten Holzkonstruktionen kann damit unverändert erhalten bleiben.

Bei modernen Holzkonstruktionen stellt die neue Messehalle in Karlsruhe ein aktuelles Beispiel für den Einsatz selbstbohrender Holzschrauben dar. Als Dachkonstruktion wurden schlanke und gekrümmte Brettschichtholzträger verwendet und auf dünnen Stützen aufgelagert. Kleine Auflagerflächen und sehr große Spannweiten führten dazu, dass die Last über die Lasteinleitungsflächen nicht in die Stützen eingeleitet werden konnte. Daher mussten diese Trägersäulen mit Holzschrauben verstärkt werden. Aufgrund fehlender Erfahrungen mit diesen Verstärkungselementen wurden für diese Details Traglastversuche in einem Maßstab von 1:1 durchgeführt.

Diese in aufwändigen Traglastversuchen ermittelten Traglasten entsprechen denjenigen, die mit Hilfe des vorgestellten Berechnungsmodells berechnet wurden.

Das Potential der selbstbohrenden Holzschrauben ist noch lange nicht erschöpft. Solange die Hersteller die erfolgreiche Schraubenentwicklung fortführen, werden auf dem Gebiet des Ingenieurholzbaues weitere Anwendungsmöglichkeiten mit Holzschrauben entwickelt oder bestehende verbessert. Damit wird der Werkstoff Holz den anderen Werkstoffen (Stahl, Stahlbeton, usw.) auch langfristig konkurrenzfähig bleiben.

## 6 Literatur

ANSYS: Online Manuals, Release 7.0. Swanson Analysis Systems, Inc., 1998.

Bejtka, I. (2003); „Querzug- und Querdruckverstärkungen – Aktuelle Forschungsergebnisse“ in: Tagungsband 2003 – Ingenieurholzbau – Karlsruher Tage

Blaß, H.J.; Bejtka, I. (2002a): Standardisierung und Typisierung von Anschlüssen und Verbindungen zur Rationalisierung der Planung und Fertigung im Holz-Wohnhausbau – Teil A. Forschungsbericht 2002. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Universität Karlsruhe (TH)

Blaß, H.J.; Bejtka, I. (2002b): Joints with Inclined Screws. CIB-W18, paper 35-7-4, Kyoto, Japan

Blaß, H.J.; Bejtka, I. (2003a): Selbstbohrende Holzschrauben und ihre Anwendungsmöglichkeiten. Holzbau Kalender 2004, 3. Jahrgang, Bruderverlag Karlsruhe, ISBN 3-87104-136-X, S.516 – 541

Blaß, H.J.; Bejtka, I. (2003b): Verbindungen mit geneigt angeordneten Schrauben. Bauen mit Holz – Fachzeitschrift für konstruktiven Holzbau und Ausbau. Ausgabe Oktober 2003. S. 28 - 36

Blaß, H.J.; Bejtka, I. (2003c): Reinforcements perpendicular to the grain using self-tapping screws. 2004: 8<sup>th</sup> World Conference on Timber Engineering – WCTE 2004. Lahti, Finland. Volume I, S. 233 - 238

Blaß, H.J.; Bejtka, I.; (2003d). Querzugverstärkungen in gefährdeten Bereichen mit selbstbohrenden Holzschrauben. Forschungsbericht des Lehrstuhls für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen, Universität Karlsruhe (TH)

Blaß, H.J.; Ehlbeck, J.; Kreuzinger, H.; Steck, G. (2002), Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken, BEKS 1-16 und Anhänge (13.07.2002); In: Ingenieurholzbau – Karlsruher Tage 2002; Bruderverlag; Universität Karlsruhe (TH)

Colling, F. (2000): Erhöhung der Querdruckfestigkeit von Holz mittels selbstschneidenden Holzschrauben (G-99/19). Forschungsbericht der Fachhochschule Augsburg

Dondorff, J. (1907): Die Knickfestigkeit des geraden Stabes mit veränderliche, Querschnitt und veränderlichem Druck, ohne und mit Querstützen. Genehmigte Dissertation der Königlichen Technischen Hochschule zu Aachen, Düsseldorf 1907.

Ehlbeck, J.; Werner, H.; (1992). Tragfähigkeit von Laubholzverbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln. Forschungsbericht des Lehrstuhls für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen, Universität Karlsruhe (TH)

Hilson, B.O.; Whale, L.R.J.; Pope, D.J.; Smith, I. (1987). Characteristic properties of nailed and bolted joints under short-term lateral load. Part 3 - Analysis and interpretation of embedment test data in terms of density related trends. In: Journal of the Institute of Wood Science, Vol. 11, Nr. 2, S.65-71.

Johansen, K. W. (1949): Theory of timber connections. In: International Association for Bridge and Structural Engineering, Vol. 9, S.249-262

Johnsson, H.; Stehn, L.; (2004). A Linear Fracture Mechanics Evaluation of Plug Shear Failure. In Proceedings of the 8th World Conference on Timber Engineering – WCTE 2004. Volume 1. Lahti, Finland

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

Kuipers, J.; (1960). Onderzoek van ringdeuvelverbindingen. De scheve verbindingen (auf Holländisch). Research into split ring connections. Elements connected at an angle. Rapport 4-60-1-HV-18, Stevin Laboratorium, Technische Hogeschool Delft

Mischler, A. (1997). Influence of Ductility on the Load-carrying Capacity of Joints with Dowel-type fasteners. CIB-W 18 Meeting, Vancouver, Canada, Paper 30-7-6

Möhler, K.; Freiseis, R. (1983): Erhöhung der Querdruckfestigkeit der Auflagerungen von Vollholz- und Brettschichtholz durch zusätzliche Konstruktionsmaßnahmen. Forschungsbericht des Lehrstuhls für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen, Universität Karlsruhe (TH)

Petersen, C. (1982): Statik und Stabilität der Baukonstruktionen. Vieweg Verlagsgesellschaft, Braunschweig, 2. durchgesehene Auflage, 1982.

Prion, H.G.L.; Lam F.; Mastschuch, R. (2001). Reinforced bolted timber connections. RILEM Symposium on Joints in Timber Structures, Stuttgart 2001, pp. 133 – 142

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

Rodd, P.D.; Anderson, C.; Whale, L.R.J.; Smith, I. (1987). Characteristic properties of nailed and bolted joints under short-term lateral load. Part 2 - Embedment test apparatus für wood-based sheet material. In: Journal of the Institute of Wood Science, Vol. 11, Nr. 2, S.60-64.

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)

Schnell, W.; Gross, D.; Hauger, W.; (1995). Technische Mechanik 2 – Elastostatik. 5. Auflage, Springer Lehrbuch, ISBN 3-540-58696-2

Smith, I; Whale, L.R.J. (1987). Characteristic properties of nailed and bolted joints under short-term lateral load. Part 1 - Research philosophy and test programme. In: Journal of the Institute of Wood Science, Vol. 11, Nr. 2, S.53-59.

Volkersen, O. (1953): Die Schubkraftverteilung in Kleb-, Niet- und Bolzenverbindungen, aus Energie und Technik, März 1953

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)

Whale, L.R.J.; Smith, I. (1989). A method for measuring the embedding characteristics of wood and wood-based materials. In: Materials and Structures 22 (1989), S.403-410.

Whale, L.R.J.; Smith, I.; Hilson, B.O. (1989). Characteristic properties of nailed and bolted joints under short-term lateral load. Part 4 - Influence of testing mode and fastener diameter upon embedment test data. In: Journal of the Institute of Wood Science, Vol. 11, Nr. 5, S.156-161.

## 7 Zitierte Normen

DIN 96, Ausgabe Dezember 1986. Halbrund-Holzschrauben mit Schlitz

DIN 97, Ausgabe Dezember 1986. Senk-Holzschrauben mit Schlitz

DIN 571, Ausgabe Dezember 1986. Sechskant-Holzschrauben

DIN 1151, Ausgabe April 1973. Drahtstifte rund; Senkkopf, Flachkopf

DIN 1652-1 bis 4, Ausgabe November 1990. Blankstahl, Technische Lieferbedingungen; Teil 1 bis 4

DIN 7998, Ausgabe Februar 1975. Gewinde und Schraubenenden für Holzschrauben

DIN 18800-1, Ausgabe November 1990. Stahlbauten; Bemessung und Konstruktion

DIN EN 383, Ausgabe Oktober 1993. Holzbauwerke; Prüfverfahren: Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit und Bettungswerte für stiftförmige Verbindungsmittel

DIN EN 409, Ausgabe Oktober 1993. Holzbauwerke; Prüfverfahren: Bestimmung des Fließmomentes von stiftförmigen Verbindungsmittel; Nägel

DIN EN 10002-1, Ausgabe Dezember 2001. Metallische Werkstoffe – Zugversuch – Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur

Eurocode 5: prEN 1995-1-1:2003 (E): Design of timber structures – Part 1-1: General – Common rules and rules for buildings

## 8 Anhang

### 8.1 Anlagen zum Abschnitt 3.3.3

ANSYS - QUELLTEXT  
KNICKLASTEN Nki FÜR QUERDRUCKVERSTÄRKUNGEN

```
/batch
*do,rho,310,450,10
*do,d,4,12,2
*do,ls,10,400,10
parsav,all,knicken,par
/clear
parres,change,knicken,par
Es=210000
ch=(0.22+0.014*d)*rho/1.17
cv=(234*(rho*d)**0.2)/ls**0.6
dk=0.7*d
pi=3.14159265359
/prep7
et,1,beam23
keyopt,1,2,0
keyopt,1,4,0
keyopt,1,6,2
keyopt,1,10,0
et,2,combin14
keyopt,2,1,0
keyopt,2,2,0
keyopt,2,3,2
r,1,dk
r,2,ch
r,3,cv
mptemp,,,,,,,,,
mptemp,1,0
mpdata,ex,1,,Es
mpdata,prxy,1,,0.3
n,1
n,ls+1,,ls
fill
e,1,2
```



```
egen,ls,1,1
n,2001,0,-10,0
n,2001+ls,0,-10+ls,0
fill
n,1001,-10,0,0
n,1001+ls,-10,ls,0
fill,1001,1001+ls,ls-1, , ,1,1,1,
type,2
mat,1
real,2
esys,0
secnum
*do,ehor,0,ls,1
e,1001+ehor,1+ehor
*enddo
type,2
mat,1
real,3
esys,0
secnum
*do,ever,0,ls,1
e,2001+ever,1+ever
*enddo
finish
/solu
*do,xr,1001,1001+ls,1
d,xr, , , , ,ux,uy
*enddo
*do,yr,2001,2001+ls,1
d,yr, , , , ,ux,uy
*enddo
d,ls+1, , , , ,rotz
*! für Drehfeder mit K=0 obige Zeile entfernen
antype,static
pstres,on
f,ls+1,fy,-1
outpr,,1
solve
finish
```

```
/solu  
antype,buckle  
bucopt,lanb,1  
mxpand,1  
solve  
finish  
/post1  
*cfopen,ausgabe,out,,append  
/wait,1  
*get,n1,active,0,set,freq  
fkr=n1*1.0  
*cfwrite,,Es,d,dk,ls,rho,ch,cv,fkr  
*cfclose  
finish  
*enddo  
*enddo  
*enddo
```

Bild A-1 ANSYS - Quelltext zur Bestimmung der Knicklasten

## 8.2 Anlagen zum Abschnitt 3.3.4

### ANSYS - QUELLTEXT ERMITTLUNG DES LASTAUSBREITUNGSFAKTORS

```
/batch
*do,d,4,12,2
*do,ls,10*d,50*d,10*d
h=2*ls
*do,t,4*d,20*d,4*d
*do,lkraft,10*d,40*d,10*d
    *! Für A=0 sind folgende Zeilen maßgebend
    loben=0.5*lkraft
    roben=0.5*lkraft
    *! Für A=1 sind folgende Zeilen maßgebend
    loben=0.5*lkraft+ls
    roben=0.5*lkraft
    *! Für A=2 sind folgende Zeilen maßgebend
    loben=0.5*lkraft+ls
    roben=0.5*lkraft+ls
parsav,all,querdruck_par,par
/clear
parres,change,querdruck_par,par
/prep7
pi=3.14159265359
rho=410
ch=(0.22+0.014*d)*rho/1.17
cv=(234*(rho*d)**0.2)/ls**0.6
Es=210000
Ehx=12000 (10000)    *! Werte entsprechend Modell
Ehy=Ehx/30 (500)    *! Werte entsprechend Modell
Gs=Ehx/16           *! Werte entsprechend Modell
et,1,beam23
et,2,combin14
et,3,combin14
et,4,plane42
keyopt,1,2,0
keyopt,1,4,0
keyopt,1,6,2
```

keyopt,1,10,0  
keyopt,2,1,0  
keyopt,2,2,1  
keyopt,2,3,0  
keyopt,3,1,0  
keyopt,3,2,2  
keyopt,3,3,0  
keyopt,4,1,0  
keyopt,4,2,0  
keyopt,4,3,3  
keyopt,4,5,0  
keyopt,4,6,0  
r,1,0.7\*d,  
r,2,10\*ch,0,0,  
r,3,10\*cv,0,0,  
r,4,t,  
mptemp,,,,,,,,,  
mptemp,1,0  
mpdata,ex,1,,Es  
mpdata,prxy,1,,0.3  
mptemp,,,,,,,,,  
mptemp,1,0  
mpdata,ex,2,,Ehx  
mpdata,ey,2,,Ehy  
mpdata,ez,2,,Ehy  
mpdata,nuxy,2,,0.5       \*! Werte entsprechend Modell  
mpdata,nuyz,2,,0.2       \*! Werte entsprechend Modell  
mpdata,nuxz,2,,0.5       \*! Werte entsprechend Modell  
mpdata,gxy,2,,Gs  
mpdata,gyz,2,,0.1\*Gs  
mpdata,gxz,2,,Gs  
n,1,0,0,0,,,,  
n,ls/10+1,0,ls,0,,,,  
fill,1,ls/10+1,ls/10-1, , ,1,1,1,  
type,1  
mat,1  
real,1  
esys,0  
secnum,

```
tshap,line
*do,nstab,1,ls/10,1
e,nstab,nstab+1
*enddo
rectng,-loben,roben,ls-h,ls,
type,4
mat,2
real,4
esys,0
secnum,
aesize,all,10,
mshape,0,2d
mshkey,0
amesh,all
*do,eley,0,ls-10,10
allsel,all
nsel,s,loc,x,-1,1
nsel,r,loc,y,eley-1,eley+1
*get,knmin,node,0,num,min
*get,knmax,node,0,num,max
type,2
mat,1
real,2
esys,0
secnum,
tshap,line
e,knmin,knmax
type,3
mat,1
real,3
esys,0
secnum,
tshap,line
e,knmin,knmax
*enddo
allsel,all
lsel,s,loc,y,ls
nsl,s,1
nsel,r,loc,x,-0.5*lkraft,0.5*lkraft
```

```
*get,kanfang,node,0,num,min
*get,kende,node,0,num,max
*get,kvon,node,kanfang,nxth
*get,kbis,node,kende,nxtl
allsel,all
esel,s,type,,1
nsle,s
nsel,r,loc,y,ls-1,ls+1
*get,knos,node,0,num,max
allsel,all
finish
/solu
lsel,s,loc,y,ls-h
dl,all,,all
allsel,all
nsel,s,loc,y,ls-1,ls+1
nsel,r,loc,x,-0.5*lkraft,0.5*lkraft
d,all,-2,,,,uy
allsel,all
antype,0
nlgeom,1
nsubst,5,0,0
time,2
solve
finish
/post1
summeholz=0
summeschraube=0
*cfopen,ausgabe,out,,append
*do,kno,kvon,kbis,1
*get,lasth,node,kno,rf,fy
summeholz=summeholz+lasth
*enddo
*get,lanfang,node,kanfang,rf,fy
*get,lende,node,kende,rf,fy
summeholz=summeholz+lanfang+lende
*get,lasts,node,knos,rf,fy
summeschraube=lasts
faktor=summeholz/summeschraube
```

```
alpha=180/pi*atan((loben-0.5*lkraft)/ls)
alpha=180/pi*atan((roben-0.5*lkraft)/ls)
omega=sqrt(cv*(1/(Es*pi*(0.7*0.5*d)**2)+1/(Ehy*lkraft*t)))
faktorber=(1+Ehy*lkraft*t/(Es*pi*(0.7*0.5*d)**2)*cosh(omega*ls))/(cosh(omega*ls)-1)
lgesunten=loben+roben
*cfwrite,,d,ls,t,h,lgesunten,lkraft,alpha,alpha,faktor,faktorber
*cfclose
finish
*enddo
*enddo
*enddo
*enddo
```

Bild A-2 ANSYS – Quelltext zur Bestimmung des Lastausbreitungsfaktors

### 8.3 Anlagen zum Abschnitt 4.2.11

#### ANSYS - QUELLTEXT BERECHNUNG VON VERSTÄRKTEN UND UNVERSTÄRKTEN STAHLBLECH-HOLZ-VERBINDUNGEN

```
/clear
/filnam,alle,1
werk=0
*do,ds,8,32,8
*do,dv,6,12,2
*do,ls,100,500,200
*do,lv,100,300,100
*do,rho,350,450,50
*do,fys,240,360,120
*do,typ,1,2,1
werk=werk+1
parsav,all,alle,par
/clear
parres,change,alle,par
/prep7
! ds      Durchmesser des Hauptverbindungselementes
! dv      Abstand zwischen Fuge und Verstärkungselement
! ls      Länge des Hauptverbindungselementes
! ts      Stahlblechdicke konstant
! lv      Länge des Verstärkungselementes
! rho     Rohdichte des Holzes
! fys     Streckgrenze des Stahls der Hauptverbindungselemente
! typ=1   für einschnittige Verbindung mit t>d oder zweischnittige Verbindung (in-
          nen liegend)
! typ=2   für einschnittige Verbindung mit t<0,5d
! lagep=1 für unverstärkte Verbindung
! lagep=0 für verstärkte Verbindung
lagep=0
p=2.5*dv
lasts=20
Es=210000
fyv=2056/(0.611*dv)**(0.19)
et,1,beam23
```



et,2,combin39  
et,3,contac48  
et,4,combin39  
keyopt,1,2,0  
keyopt,1,4,1  
keyopt,1,6,2  
keyopt,1,10,0  
keyopt,2,1,0  
keyopt,2,2,0  
keyopt,2,3,2  
keyopt,2,4,0  
keyopt,2,6,0  
keyopt,3,1,0  
keyopt,3,2,0  
keyopt,3,3,0  
keyopt,3,7,0  
keyopt,4,1,0  
keyopt,4,2,0  
keyopt,4,3,1  
keyopt,4,4,0  
keyopt,4,6,0  
r,1,ds,  
fhs=5\*ds\*rho\*(1-0.01\*ds)  
dhs1=0.5  
dhs2=1  
dhs3=1.5  
dhs4=2  
dhs5=2.5  
dhs6=3  
dhs7=3.5  
dhs8=4  
dhs9=4.5  
dhs10=5  
dhs11=15  
fhs1=min((0.069+0.01\*(dhs1-0.14))\*(1-exp(-0.148/0.069\*(dhs1-0.14)))\*fhs,fhs\*0.082)  
fhs2=min((0.069+0.01\*(dhs2-0.14))\*(1-exp(-0.148/0.069\*(dhs2-0.14)))\*fhs,fhs\*0.082)  
fhs3=min((0.069+0.01\*(dhs3-0.14))\*(1-exp(-0.148/0.069\*(dhs3-0.14)))\*fhs,fhs\*0.082)  
fhs4=min((0.069+0.01\*(dhs4-0.14))\*(1-exp(-0.148/0.069\*(dhs4-0.14)))\*fhs,fhs\*0.082)  
fhs5=min((0.069+0.01\*(dhs5-0.14))\*(1-exp(-0.148/0.069\*(dhs5-0.14)))\*fhs,fhs\*0.082)

```
fhs6=min((0.069+0.01*(dhs6-0.14))*(1-exp(-0.148/0.069*(dhs6-0.14))))*fhs,fhs*0.082)
fhs7=min((0.069+0.01*(dhs7-0.14))*(1-exp(-0.148/0.069*(dhs7-0.14))))*fhs,fhs*0.082)
fhs8=min((0.069+0.01*(dhs8-0.14))*(1-exp(-0.148/0.069*(dhs8-0.14))))*fhs,fhs*0.082)
fhs9=min((0.069+0.01*(dhs9-0.14))*(1-exp(-0.148/0.069*(dhs9-0.14))))*fhs,fhs*0.082)
fhs10=min((0.069+0.01*(dhs10-0.14))*(1-exp(-0.148/0.069*(dhs10-
0.14))))*fhs,fhs*0.082)
fhs11=min((0.069+0.01*(dhs11-0.14))*(1-exp(-0.148/0.069*(dhs11-
0.14))))*fhs,fhs*0.082)
r,2,0,0,0.14,0,dhs1,fhs1,
rmore,dhs2,fhs2,dhs3,fhs3,dhs4,fhs4
rmore,dhs5,fhs5,dhs6,fhs6,dhs7,fhs7
rmore,dhs8,fhs8,dhs9,fhs9,dhs10,fhs10
rmore,dhs11,fhs11,
r,3,dv,
fhv=5*dv*0.022*rho**1.24*dv**(-0.3)
dhv1=0.5
dhv2=1
dhv3=1.5
dhv4=2
dhv5=2.5
dhv6=3
dhv7=3.5
dhv8=4
dhv9=4.5
dhv10=5
dhv11=15
fhv1=min((1.029-0.01*(dhv1-0.022))*(1-exp(-1.287/1.029*(dhv1-0.022))))*fhv,fhv)
fhv2=min((1.029-0.01*(dhv2-0.022))*(1-exp(-1.287/1.029*(dhv2-0.022))))*fhv,fhv)
fhv3=min((1.029-0.01*(dhv3-0.022))*(1-exp(-1.287/1.029*(dhv3-0.022))))*fhv,fhv)
fhv4=min((1.029-0.01*(dhv4-0.022))*(1-exp(-1.287/1.029*(dhv4-0.022))))*fhv,fhv)
fhv5=min((1.029-0.01*(dhv5-0.022))*(1-exp(-1.287/1.029*(dhv5-0.022))))*fhv,fhv)
fhv6=min((1.029-0.01*(dhv6-0.022))*(1-exp(-1.287/1.029*(dhv6-0.022))))*fhv,fhv)
fhv7=min((1.029-0.01*(dhv7-0.022))*(1-exp(-1.287/1.029*(dhv7-0.022))))*fhv,fhv)
fhv8=min((1.029-0.01*(dhv8-0.022))*(1-exp(-1.287/1.029*(dhv8-0.022))))*fhv,fhv)
fhv9=min((1.029-0.01*(dhv9-0.022))*(1-exp(-1.287/1.029*(dhv9-0.022))))*fhv,fhv)
fhv10=min((1.029-0.01*(dhv10-0.022))*(1-exp(-1.287/1.029*(dhv10-0.022))))*fhv,fhv)
fhv11=min((1.029-0.01*(dhv11-0.022))*(1-exp(-1.287/1.029*(dhv11-0.022))))*fhv,fhv)
r,4,0,0,0.022,0,dhv1,fhv1,
rmore,dhv2,fhv2,dhv3,fhv3,dhv4,fhv4
```

```

rmore,dhv5,fhv5,dhv6,fhv6,dhv7,fhv7
rmore,dhv8,fhv8,dhv9,fhv9,dhv10,fhv10
rmore,dhv11,fhv11,
f1v=5*dv*0.61*(rho**0.79)/((dv**0.47)*((0.5*lv)**0.09))
dmax=0.0016*dv*(0.5*lv*rho)**0.5
r,5,0,0,dmax,f1v,1.01*dmax,0,
rmore,10*dmax,0.1*f1v,
r,6,0,0,0.01,100000000
r,7,300000000,
mptemp,,,,,,,,,
mptemp,1,0
mpdata,ex,1,,Es
mpdata,prxy,1,,0.3
tb,mela,1,1,3
tbtemp,0
tbpt,,fys/Es,fys
tbpt,,2*fys/Es,1.1*fys
tbpt,,100*fys/Es,1.11*fys
mptemp,,,,,,,,,
mptemp,1,0
mpdata,ex,2,,Es
mpdata,prxy,2,,0.3
tb,mela,2,1,3
tbtemp,0
tbpt,,fyv/Es,fyv
tbpt,,2*fyv/Es,1.1*fyv
tbpt,,100*fyv,1.11*fyv
mp,mu,3,1
*! HAUPTELEMENT
lsh=0.5*ls
n,1,0,0,0
n,1001,0,-20,0
xhe=5
*do,nhe,2,lsh/5+1,1
n,nhe,xhe,0,0,
n,1000+nhe,xhe,-20,0
d,1000+nhe, , , , ,ux,uy,
type,1
mat,1

```

```
real,1
esys,0
secnum,
tshap,line
e,nhe-1,nhe
type,2
mat,1
real,2
esys,0
secnum,
tshap,line
e,nhe,1000+nhe
xhe=xhe+5
*enddo
*! VERSTAERKUNGSELEMENT
xve=p-lv/2
*do,nve,1,lv/5+1,1
n,5000+nve,xve,50,0
n,6000+nve,xve,30,0
d,6000+nve, , , , ,ux,uy
xve=xve+5
*enddo
xvel=p-lv/2-20
*do,nvee,1,lv/10,1
n,7000+nvee,xvel,50,0
d,7000+nvee, , , , ,ux,uy
type,4
mat,2
real,5
esys,0
secnum,
tshap,line
e,5000+nvee,7000+nvee
xvel=xvel+5
*enddo
xver=p+5+20
*do,nvee,lv/10+2,lv/5+1,1
n,7000+nvee,xver,50,0
d,7000+nvee, , , , ,ux,uy
```

```
type,4
mat,2
real,5
esys,0
secnum,
tshap,line
e,5000+nvee,7000+nvee
xver=xver+5
*enddo
*do,anzv1,1,lv/5,1
type,1
mat,2
real,3
esys,0
secnum,
tshap,line
e,5000+anzv1,5001+anzv1
*enddo
*do,anzv2,1,lv/5+1,1
type,2
mat,2
real,4
esys,0
secnum,
tshap,line
e,5000+anzv2,6000+anzv2
*enddo
*! VERBINDUNGSKNOTEN
lagevk=p
n,8000,lagevk,0,0
type,2
mat,2
real,6
esys,0
secnum,
tshap,line
e,8000,5001+lv/10
d,8000, , , , ,ux,
d,5001+lv/10, , , , ,ux,
```

```
nselect,s,loc,x,lagevk-5,lagevk+10
nselect,r,loc,Y,-1,1
*get, knk1, node, 0, num, min
*get, knk2, node, knk1, nxth
*get, knk3, node, knk2, nxth
*get, knk4, node, knk3, nxth
allsel, all
type, 3
mat, 3
real, 7
esys, 0
secnum,
tshap, line
e, knk1+lagep, knk2-lagep, 8000
e, knk2+lagep, knk3-lagep, 8000
e, knk3+lagep, knk4-lagep, 8000
/solu
*if, typ, eq, 1, then
d, 1, , , , , ux, rotz, , ,
*elseif, typ, eq, 2
d, 1, , , , , ux,
*endif
d, 1, , 15, , , , uy,
antype, 0
nlgeom, 1
nsubst, lasts
outres, all, all
lnsrch, 1
neqit, 200
pred, on, , on
rescontrl, define, all, all, 1
time, 15
outpr, esol, all,
/gst, 1
outres, all, all,
solve
/post26
rforce, 2, 1, f, y,
store, merge
```

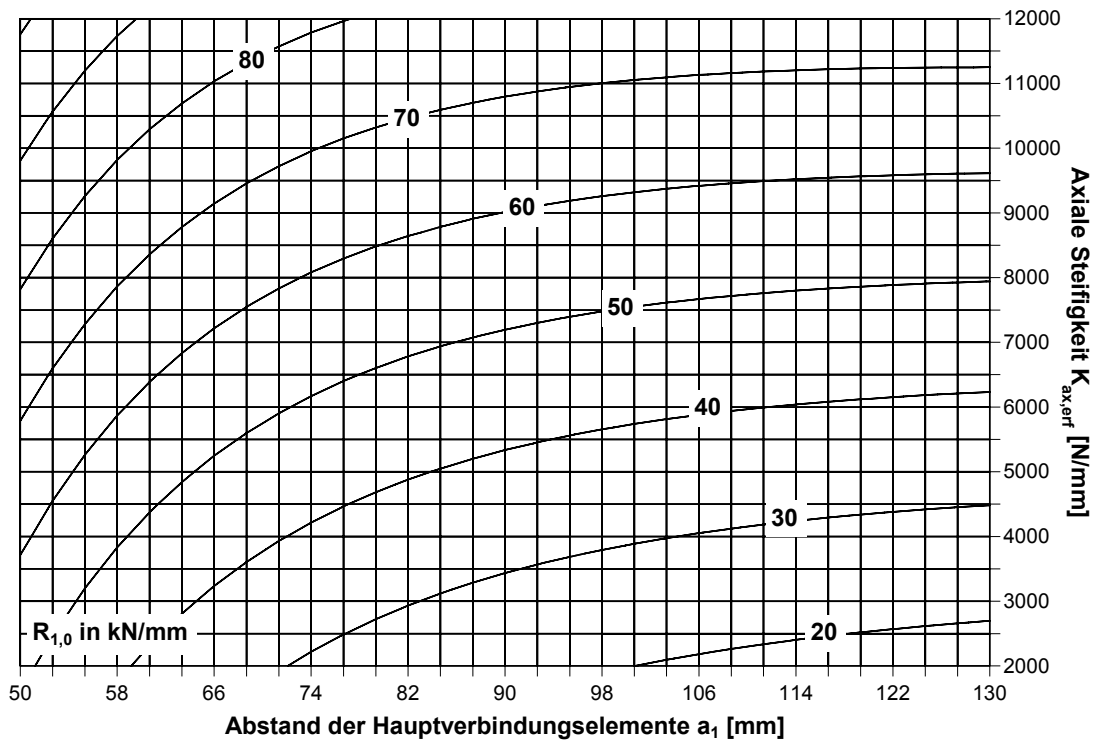
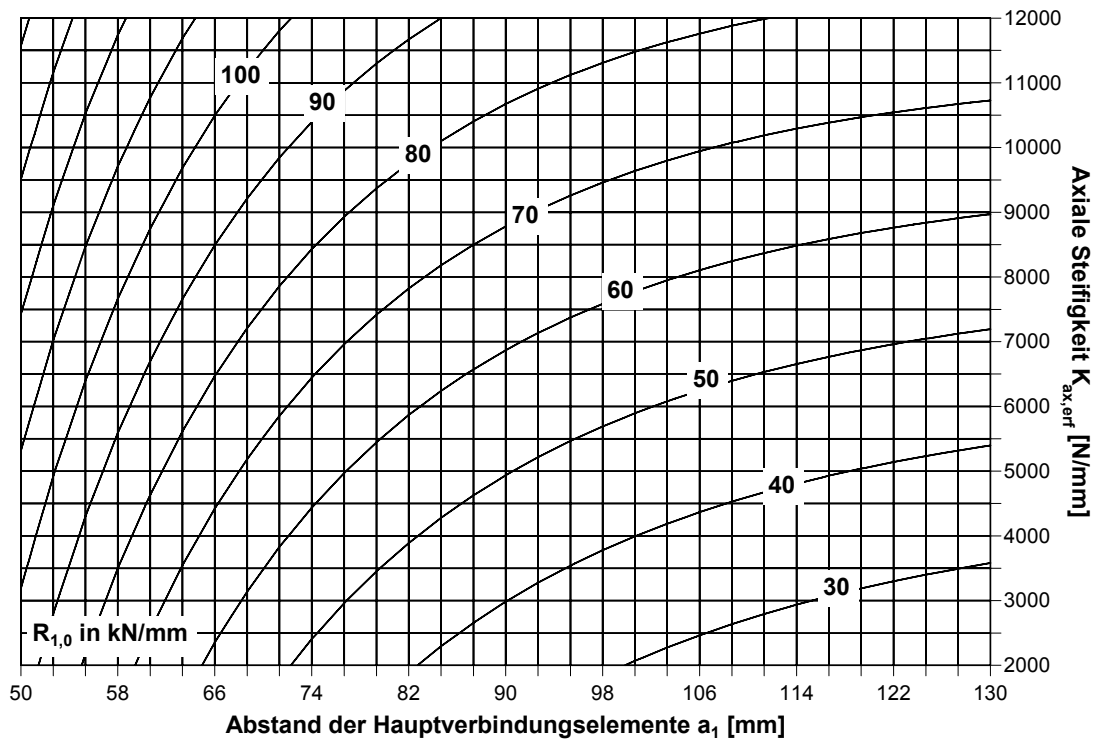
```
*cfopen,ausgabe,out,,append
*get,tragmax,vari,2,extrem,vmax
*get,zeitmax,vari,2,extrem,tmax
*get,tragmin,vari,2,extrem,vmin
*get,zeitmin,vari,2,extrem,tmin
*get,tragend,vari,2,extrem,vlast
*get,zeitend,vari,2,extrem,tlast
*if,lagep,eq,0,then
lagepx='verst'
*elseif,lagep,eq,1
lagepx='unverst'
*endif
*if,typ,eq,1,then
typx='SBdick'
*elseif,typ,eq,2
typx='SBduenn'
*endif
*cfwrite,D_HE,ds,D_VE,dv
*cfwrite,L_HE,ls,L_VE,lv
*cfwrite,Holzdicke,ls/2,Abstand,p
*cfwrite,Spannung,fys
*cfwrite,Art,lagepx,typx
*cfwrite,Dichte,rho,Schritte,lasts,Nummer,werk
*cfwrite,_____
*cfwrite,x_min,zeitmin,min_Last,tragmin
*cfwrite,x_max,zeitmax,max_Last,tragmax
kub=ds/20*rho**1.5
*cfwrite,K_u,tragmin/zeitmin,K_u_ber,kub
*cfwrite,_____
*cfwrite,x_mm,0.00,Last_N,0.00
*do,r0,zeitmin,zeitend,0.2
s0=r0
*get,r0,vari,2,rtime,r0
*cfwrite,x_mm,s0,Last_N,r0
*enddo
*get,p0,vari,2,rtime,15
*cfwrite,x_mm,15.00,Last_N,p0
*cfwrite,_____
/post1
```

```
set,,1,,zeitmax,,
*! Ry_Hauptelement
lsh=0.5*ls
ryhe=0
*do,anhe,2,lsh/5+1,1
*get,ryh,node,1000+anhe,rf,fy
ryhe=ryhe+ryh
*enddo
*cfwrite,Ry_HE,-ryhe
*! Ry_Verstaerkungselement
ryve=0
*do,anve,1,lv/5+1,1
*get,ryv,node,6000+anve,rf,fy
ryve=ryve+ryv
*enddo
*cfwrite,Ry_VE,-ryve
*! Rx_Verstaerkungselement
rxve=0
*do,anvee,1,lv/10,1
*get,rxv,node,7000+anvee,rf,fx
rxve=rxve+rxv
*enddo
*cfwrite,Rx_VE,-2*rxve
*cfwrite,_____
*cfwrite,_____
*cfclose
finish
*enddo
*enddo
*enddo
*enddo
*enddo
*enddo
*enddo
```

Bild A-3 ANSYS – Quelltext zur Berechnung unverstärkter und verstärkter Stahlblech-Holz-Verbindungen



## 8.4 Anlagen zum Abschnitt 4.3

Bild A-4  $n = 2$ ,  $d = 10$  mm,  $b = 50$  mmBild A-5  $n = 2$ ,  $d = 10$  mm,  $b = 100$  mm

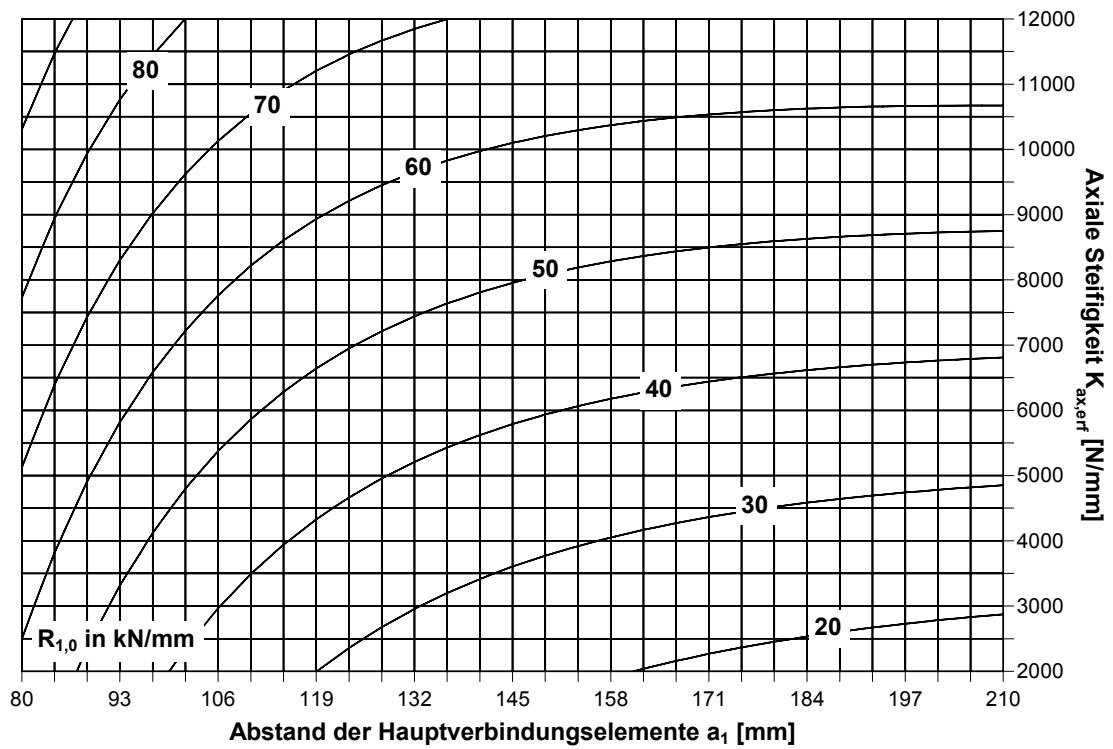


Bild A-6  $n = 2, d = 16 \text{ mm}, b = 50 \text{ mm}$

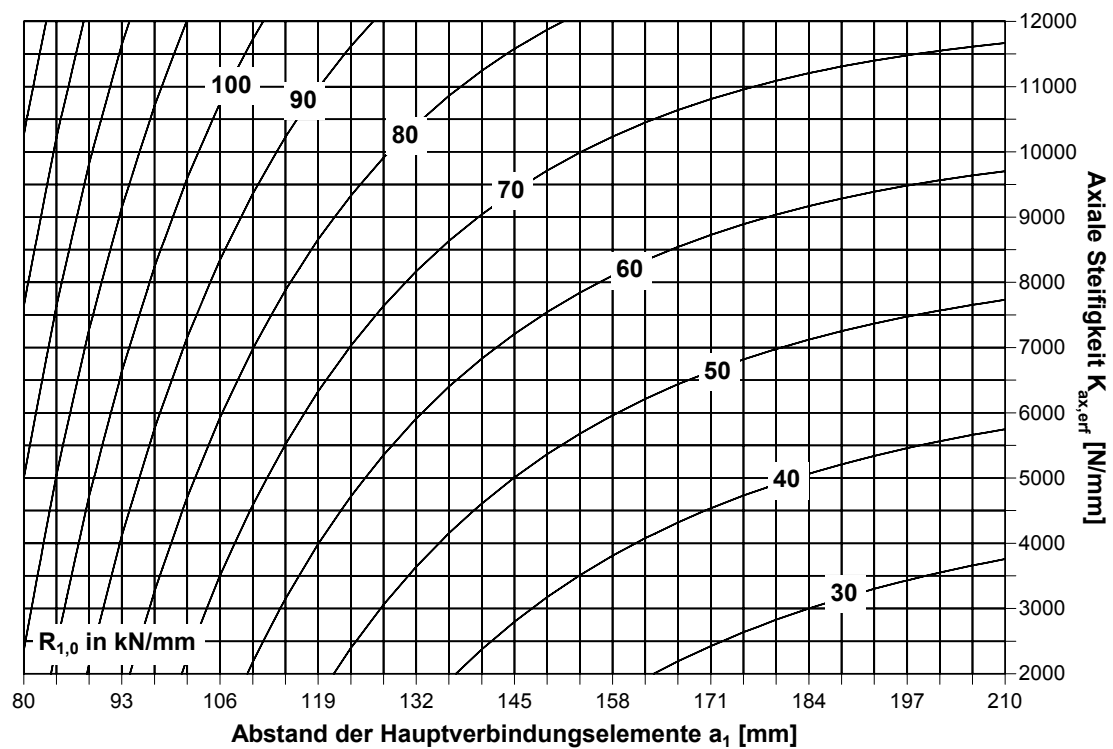


Bild A-7  $n = 2, d = 16 \text{ mm}, b = 100 \text{ mm}$

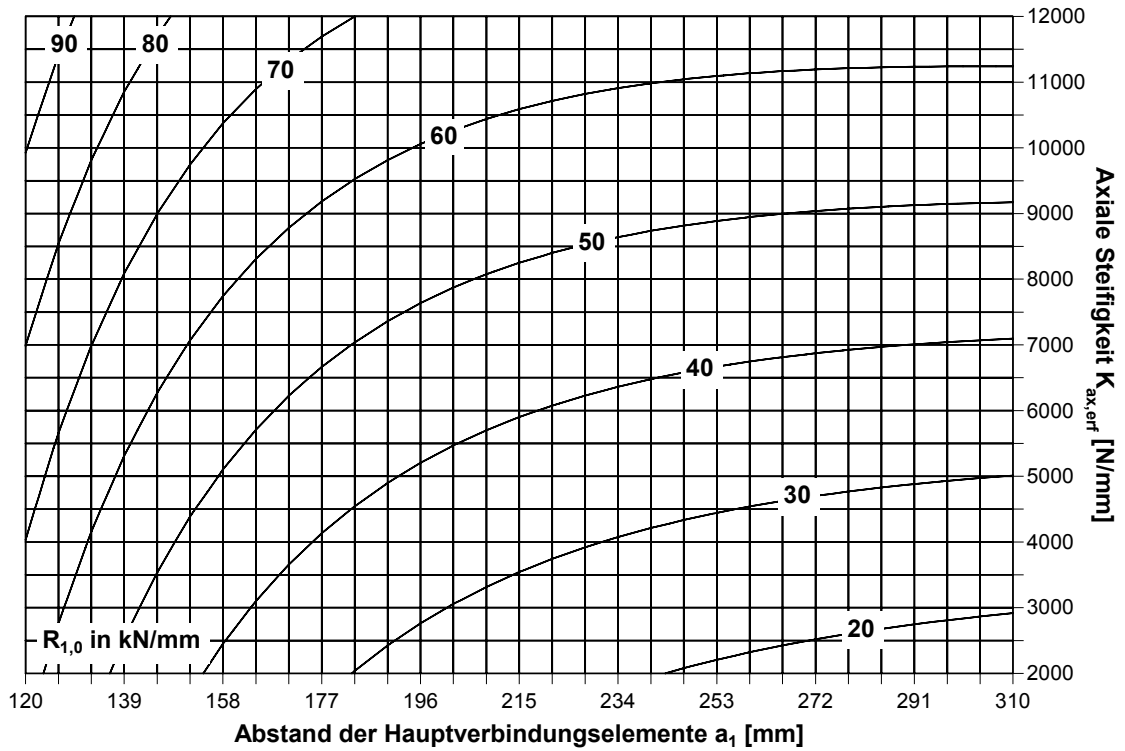


Bild A-8  $n = 2, d = 24 \text{ mm}, b = 50 \text{ mm}$

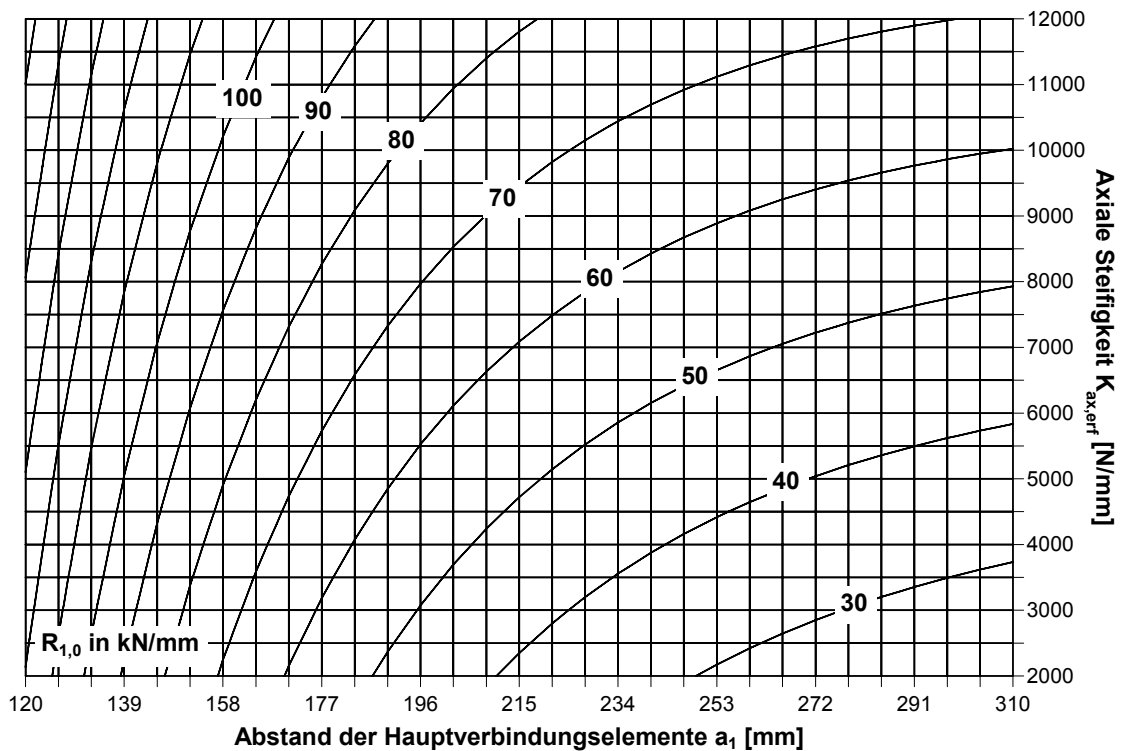


Bild A-9  $n = 2, d = 24 \text{ mm}, b = 100 \text{ mm}$

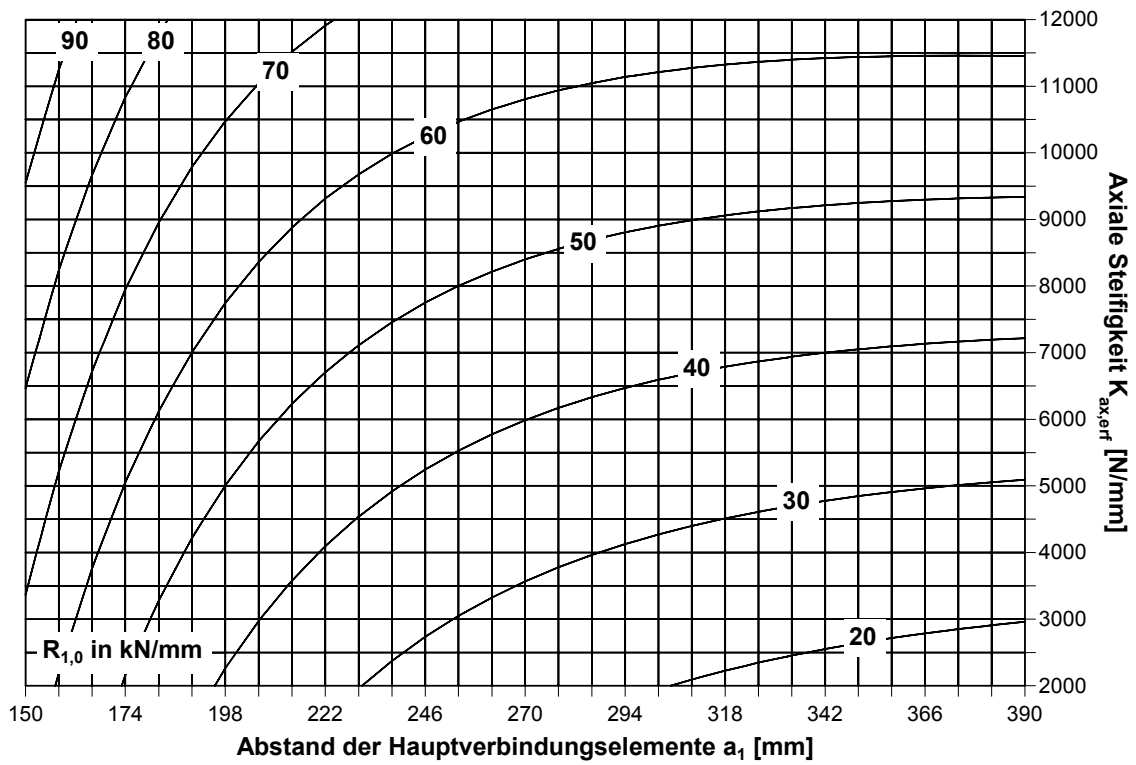


Bild A-10  $n = 2, d = 30 \text{ mm}, b = 50 \text{ mm}$

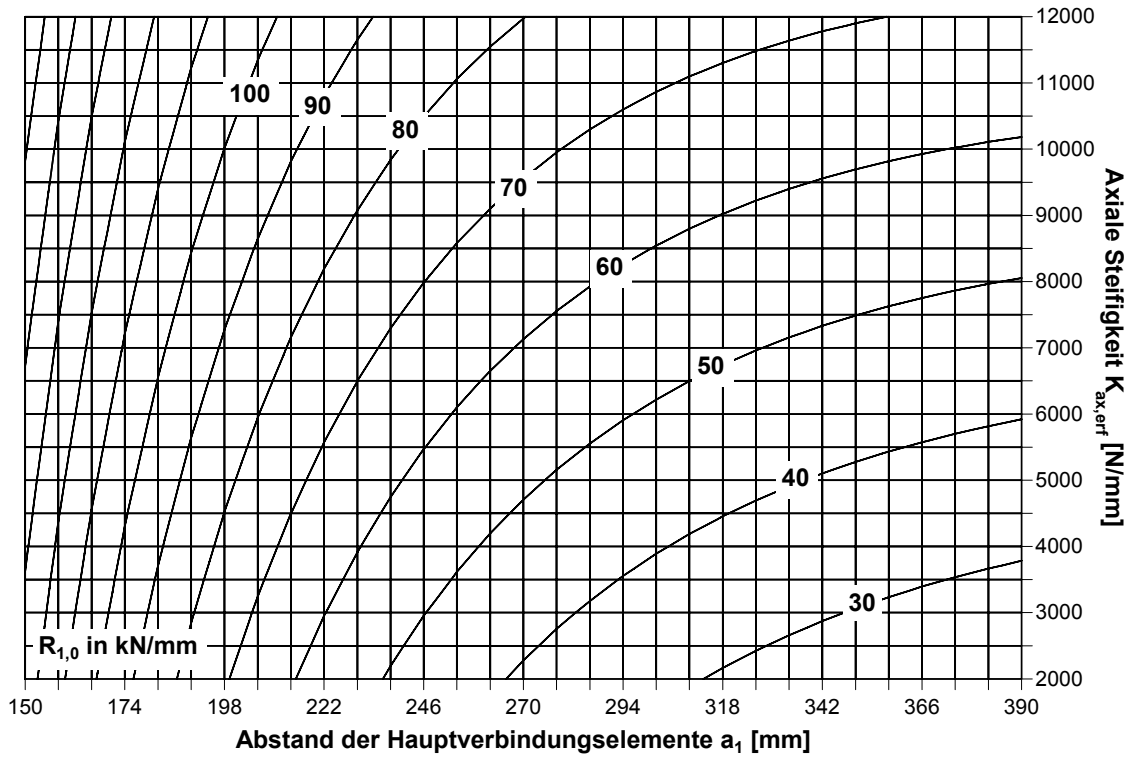
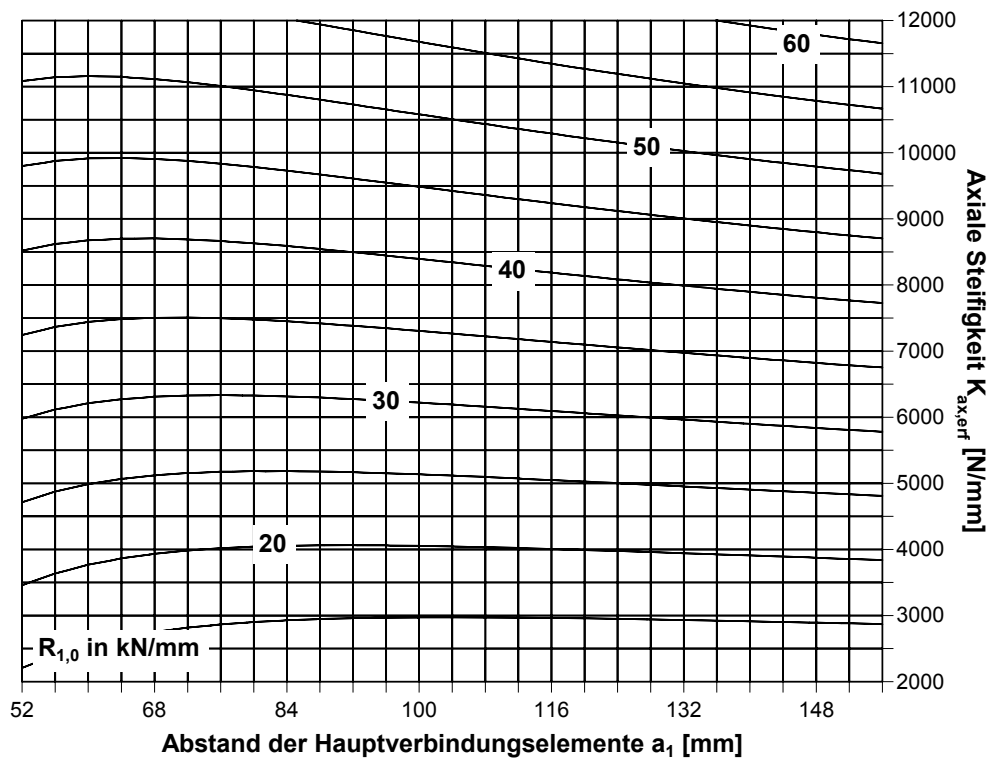
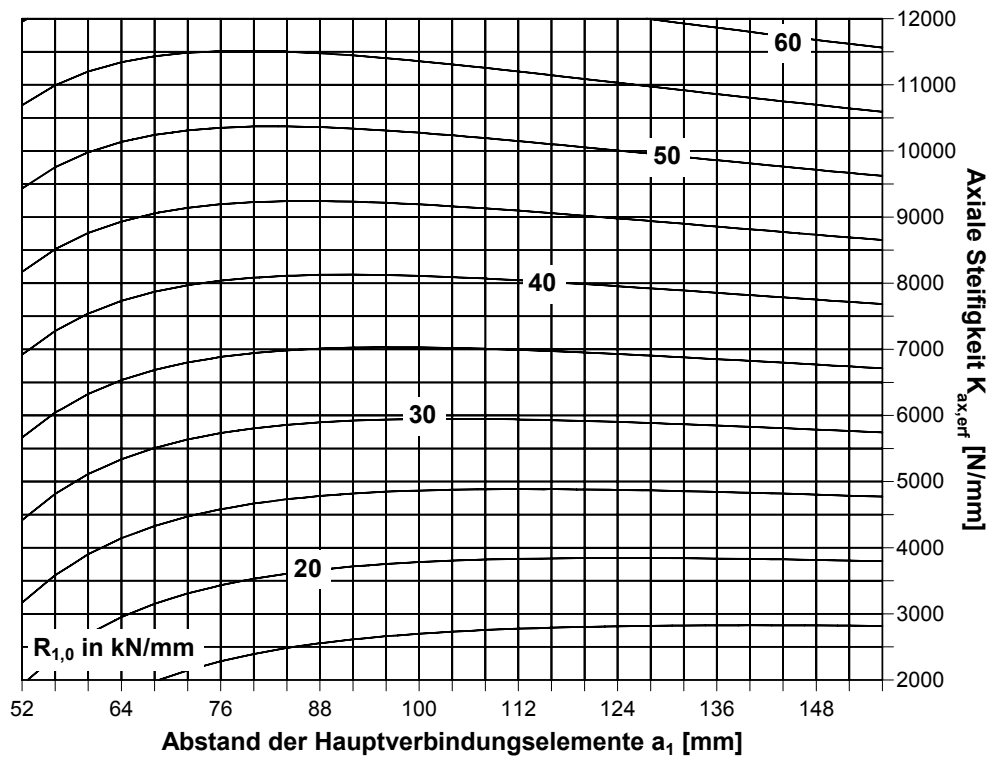
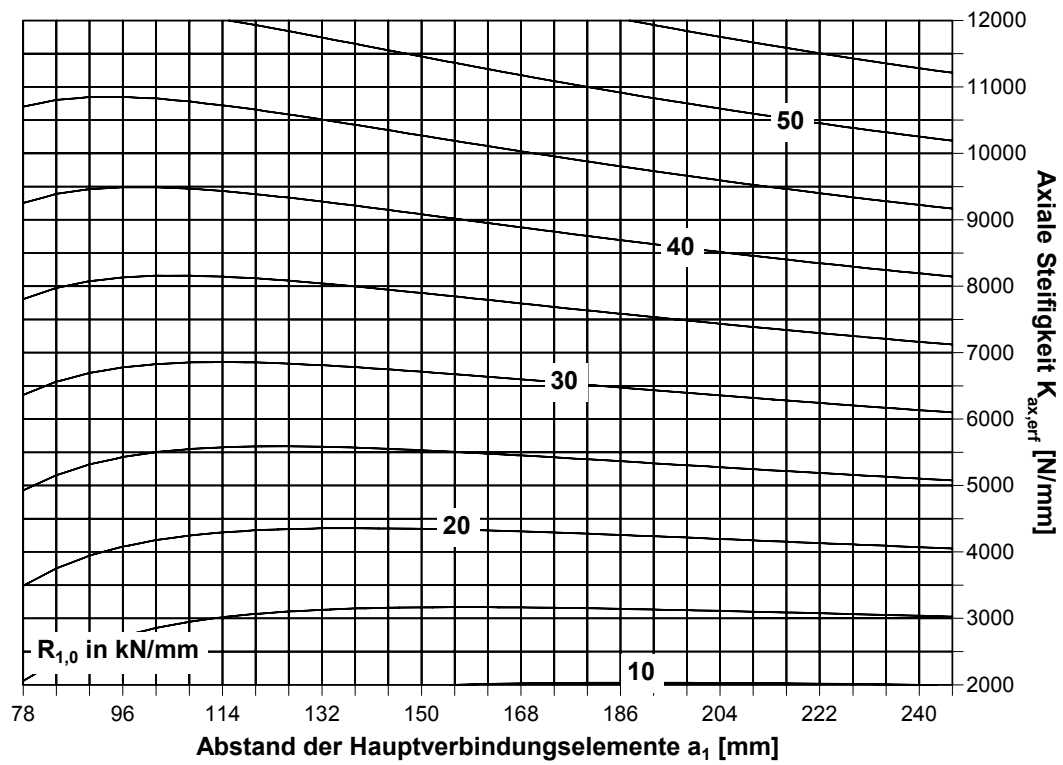
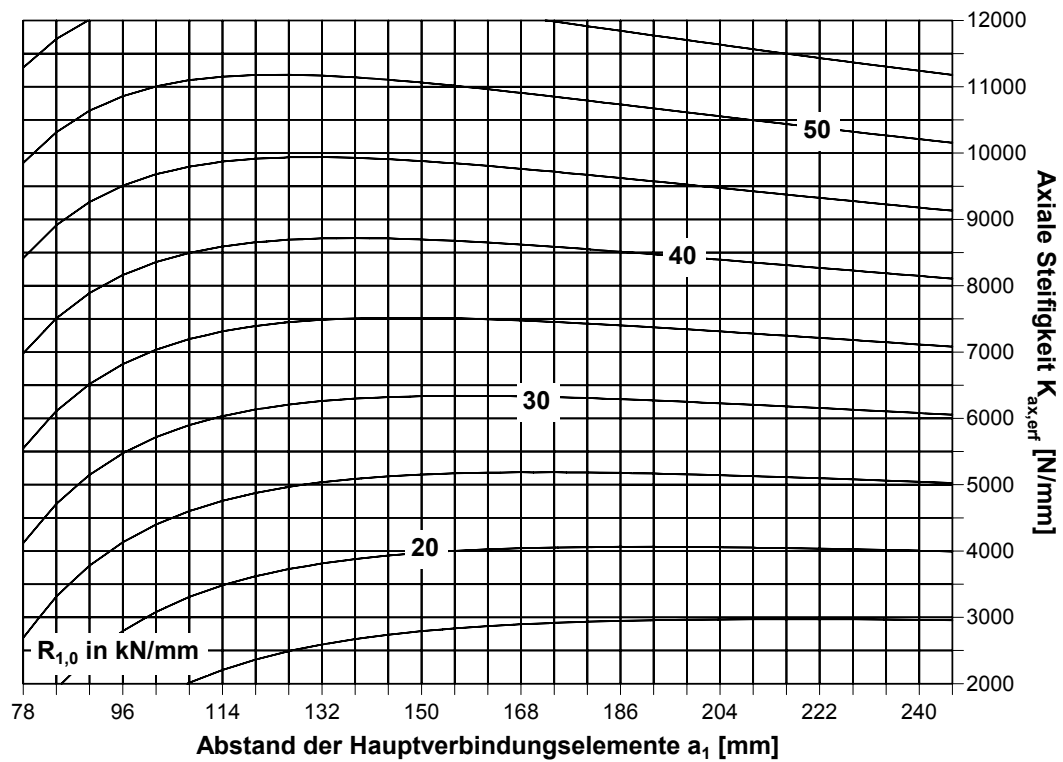
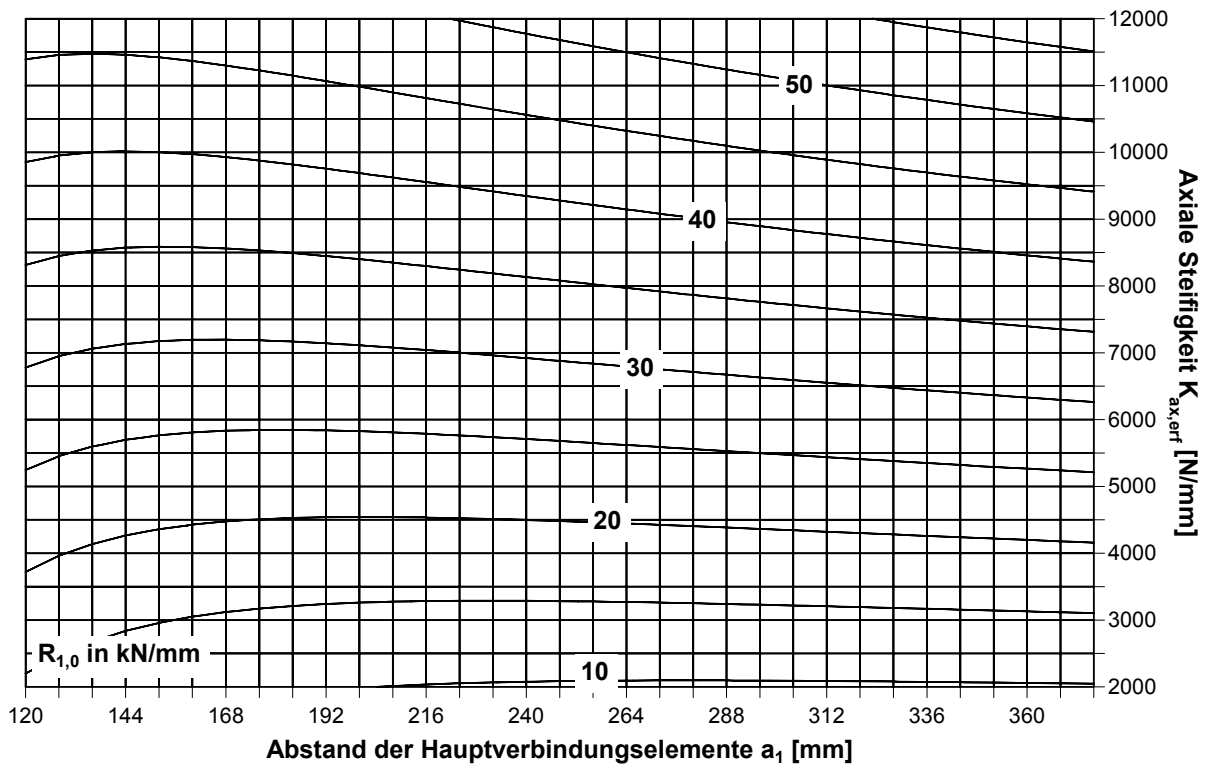
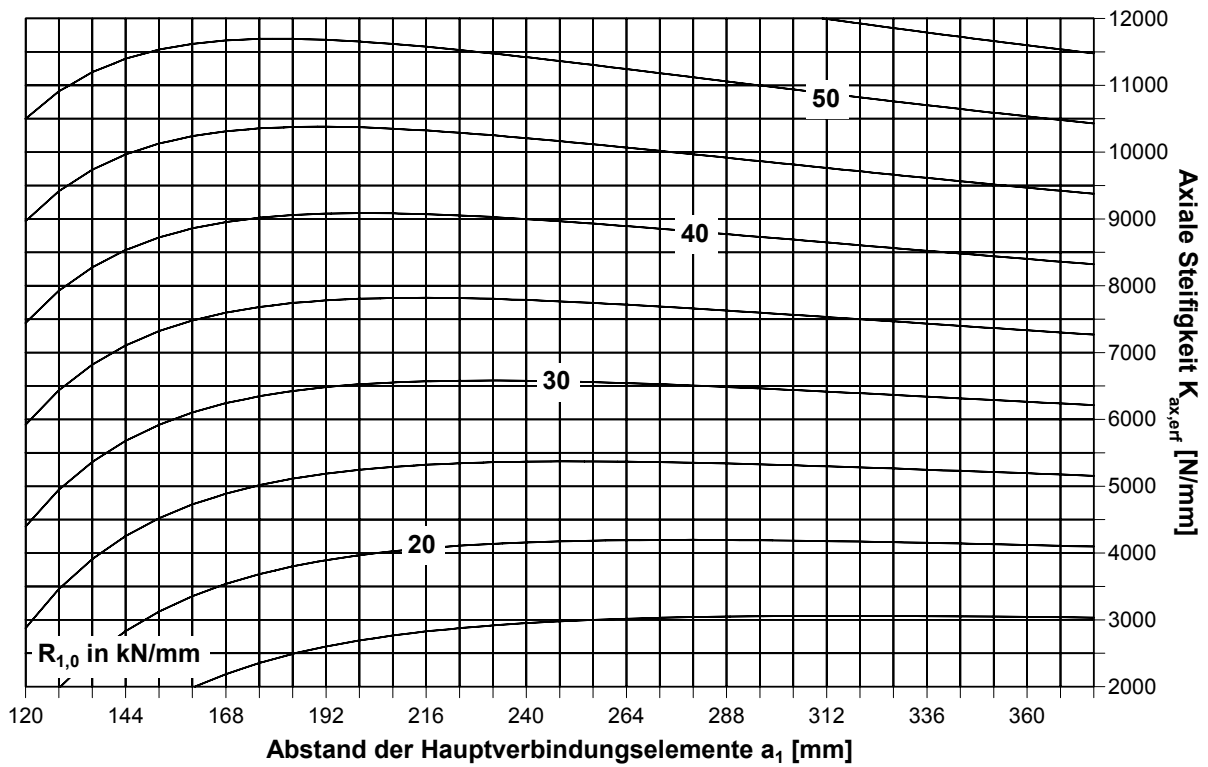
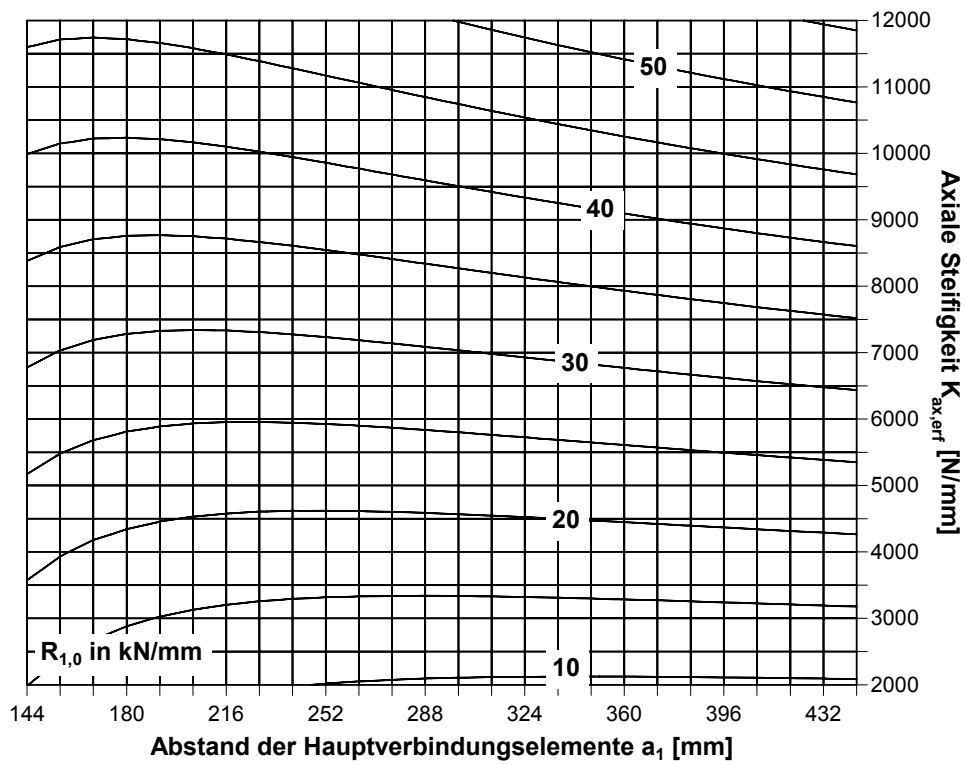
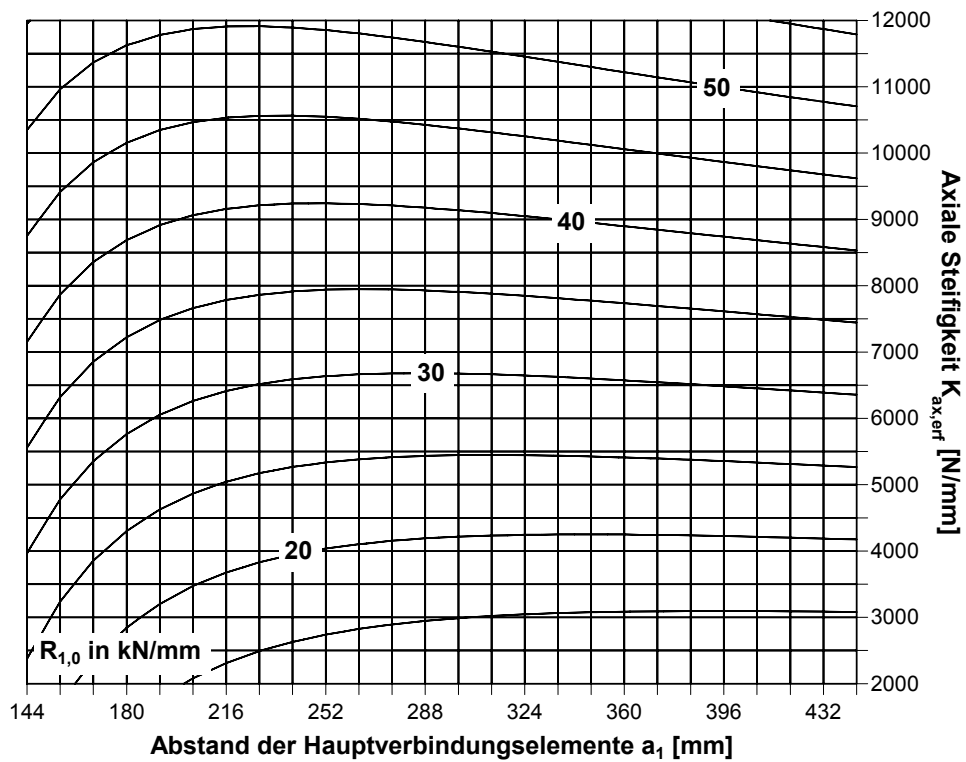


Bild A-11  $n = 2, d = 30 \text{ mm}, b = 100 \text{ mm}$

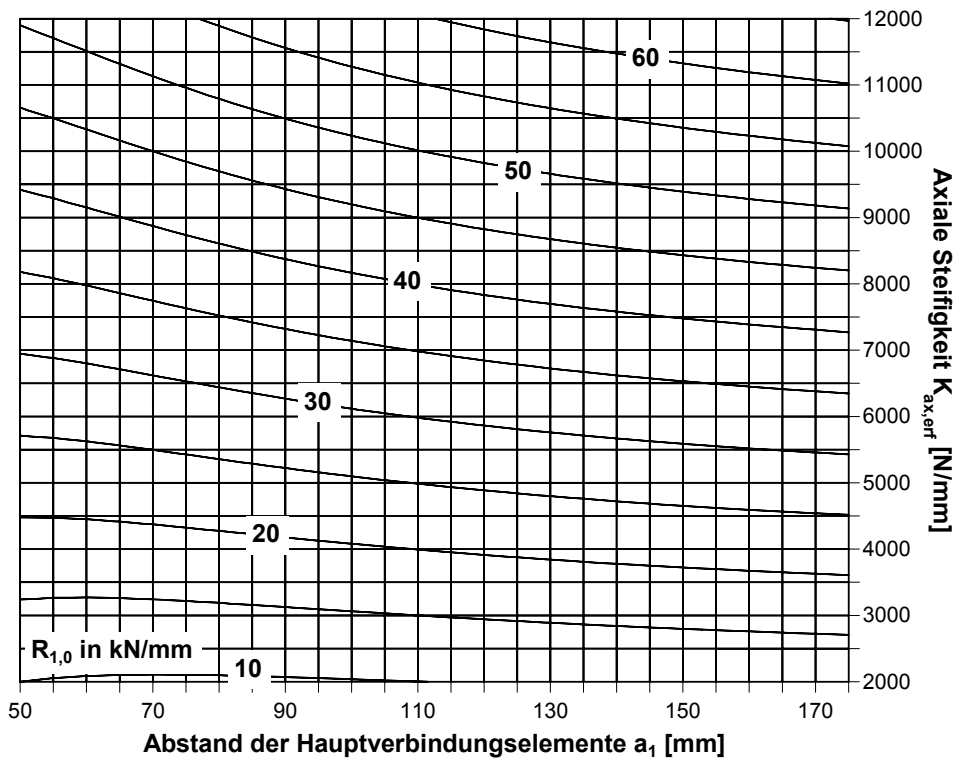
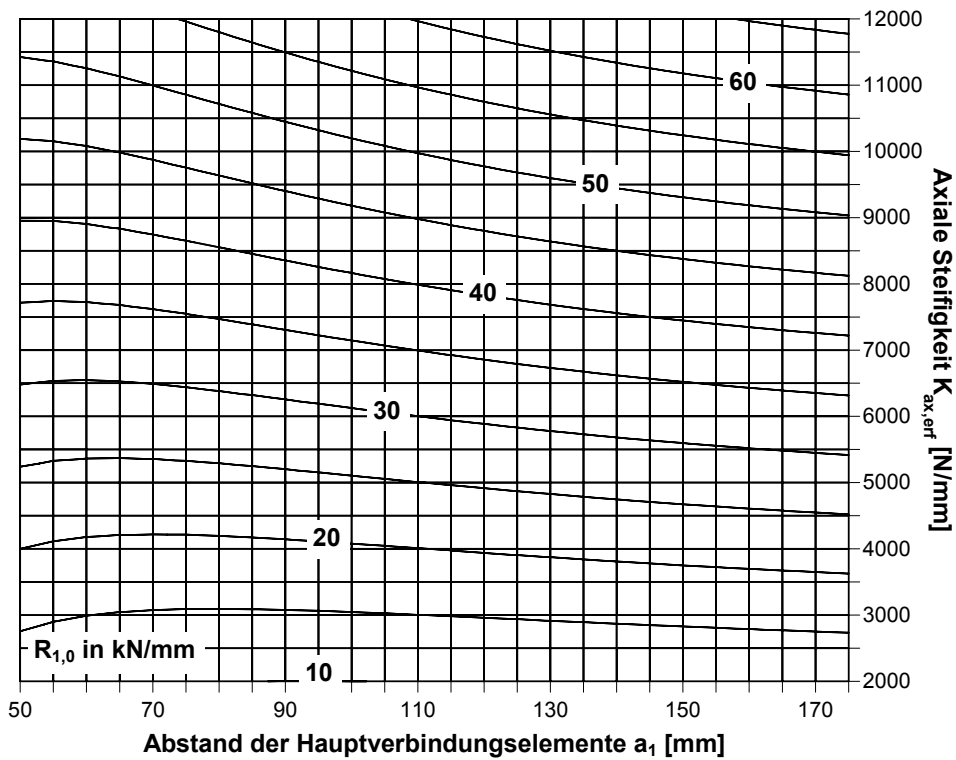
Bild A-12  $n=3$ ,  $d=10$  mm,  $b=50$  mmBild A-13  $n=3$ ,  $d=10$  mm,  $b=100$  mm

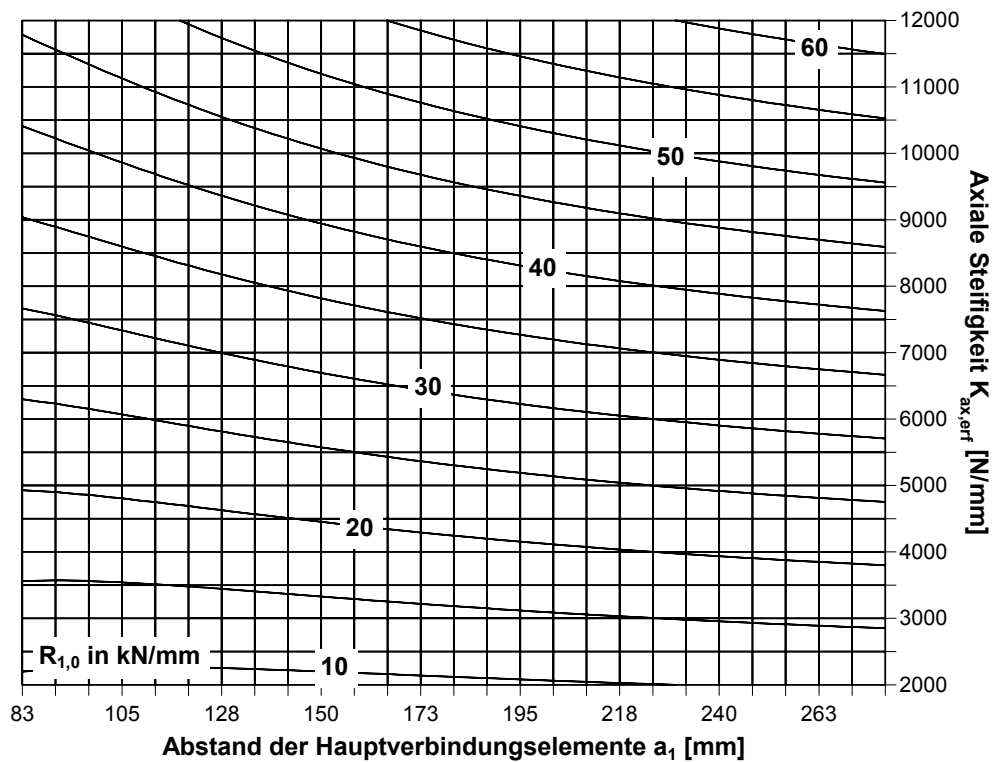
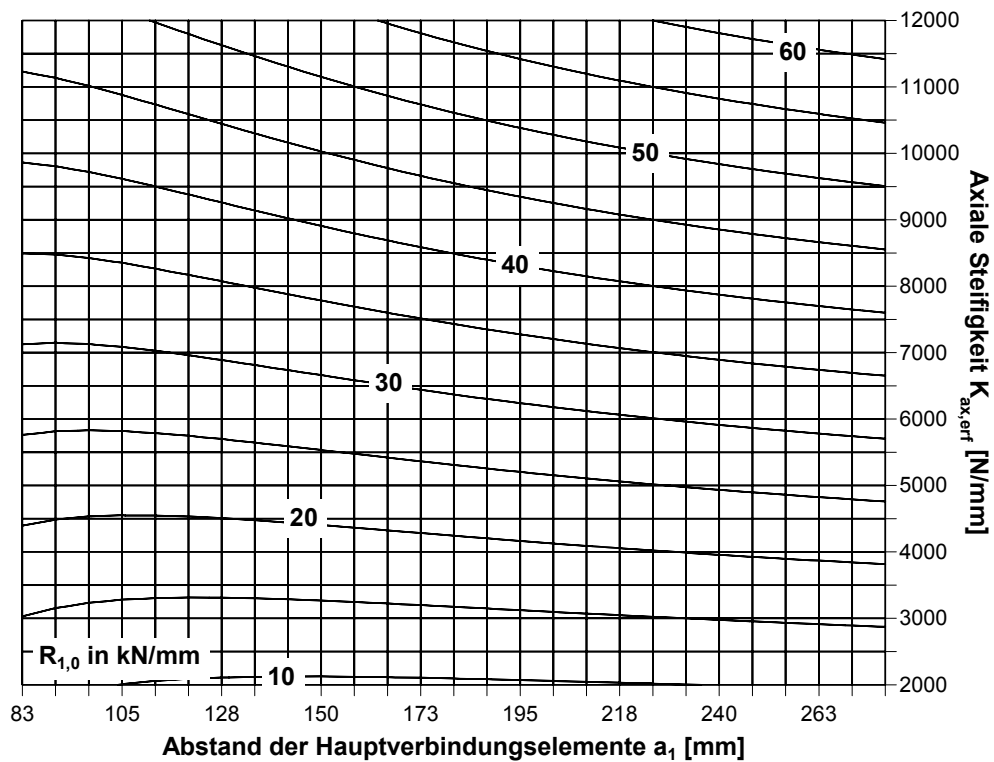
Bild A-14  $n=3$ ,  $d=16$  mm,  $b=50$  mmBild A-15  $n=3$ ,  $d=16$  mm,  $b=100$  mm

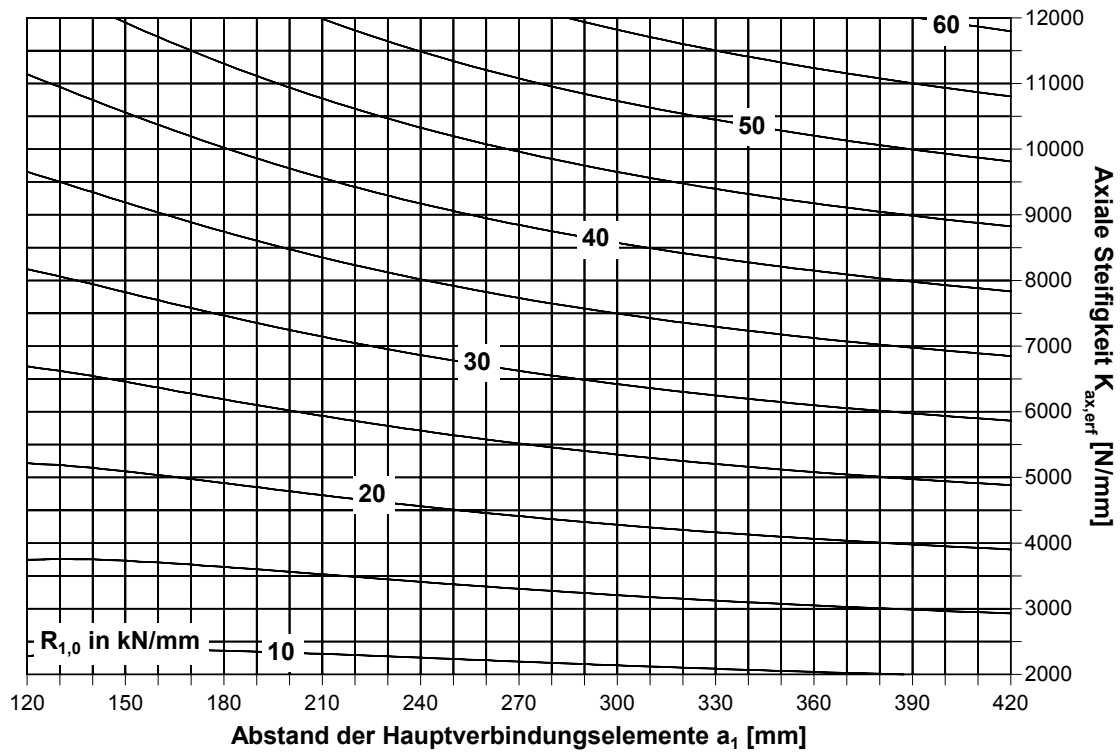
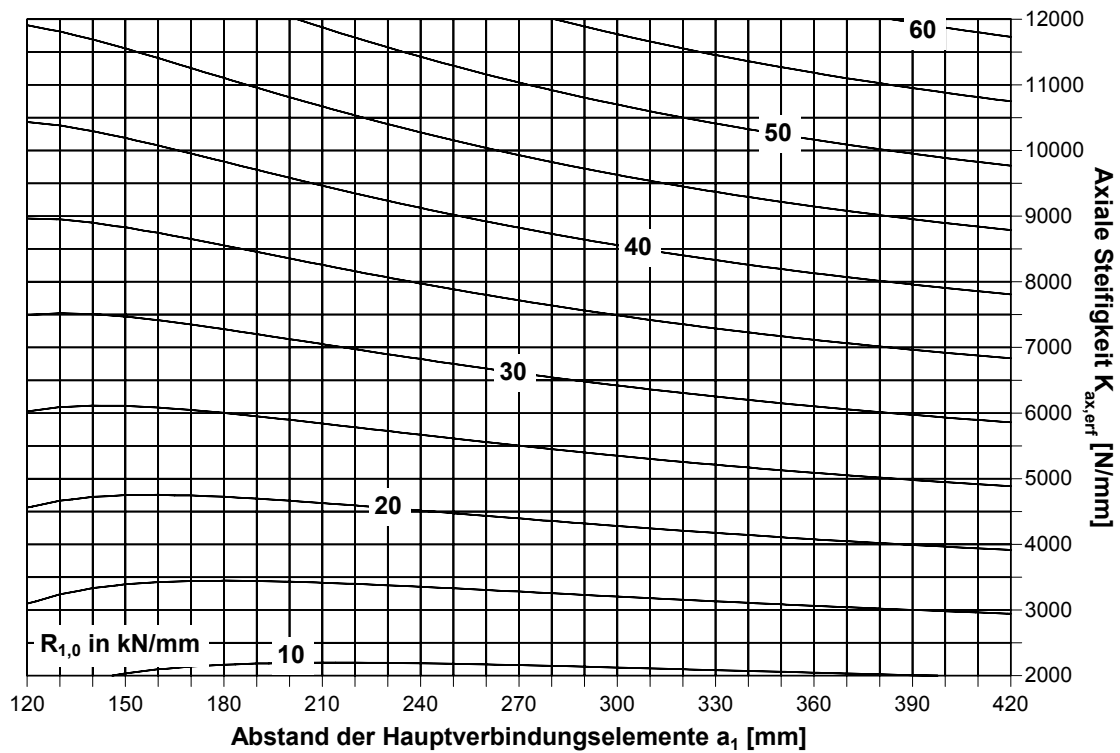
Bild A-16  $n = 3$ ,  $d = 24$  mm,  $b = 50$  mmBild A-17  $n = 3$ ,  $d = 24$  mm,  $b = 100$  mm

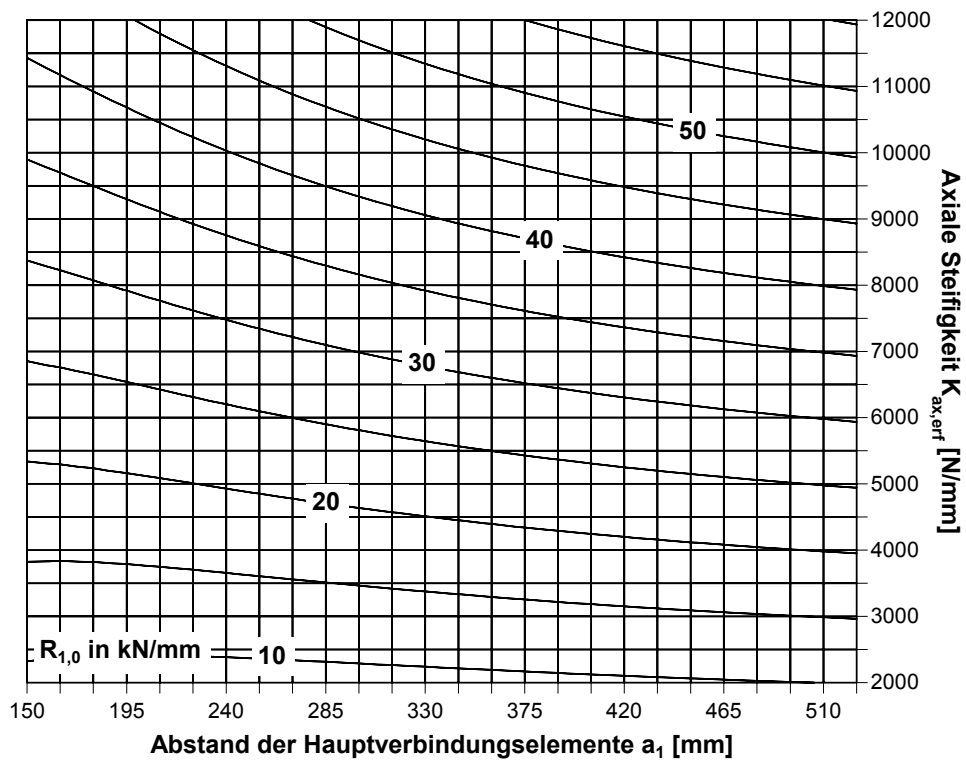
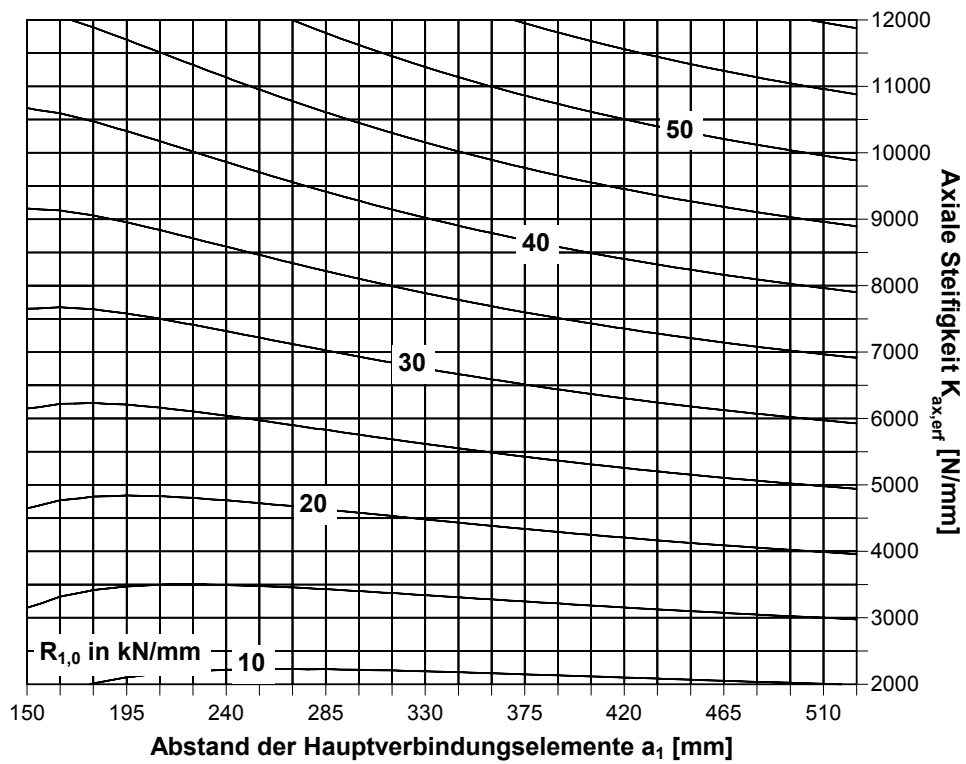
Bild A-18  $n = 3$ ,  $d = 30$  mm,  $b = 50$  mmBild A-19  $n = 3$ ,  $d = 30$  mm,  $b = 100$  mm

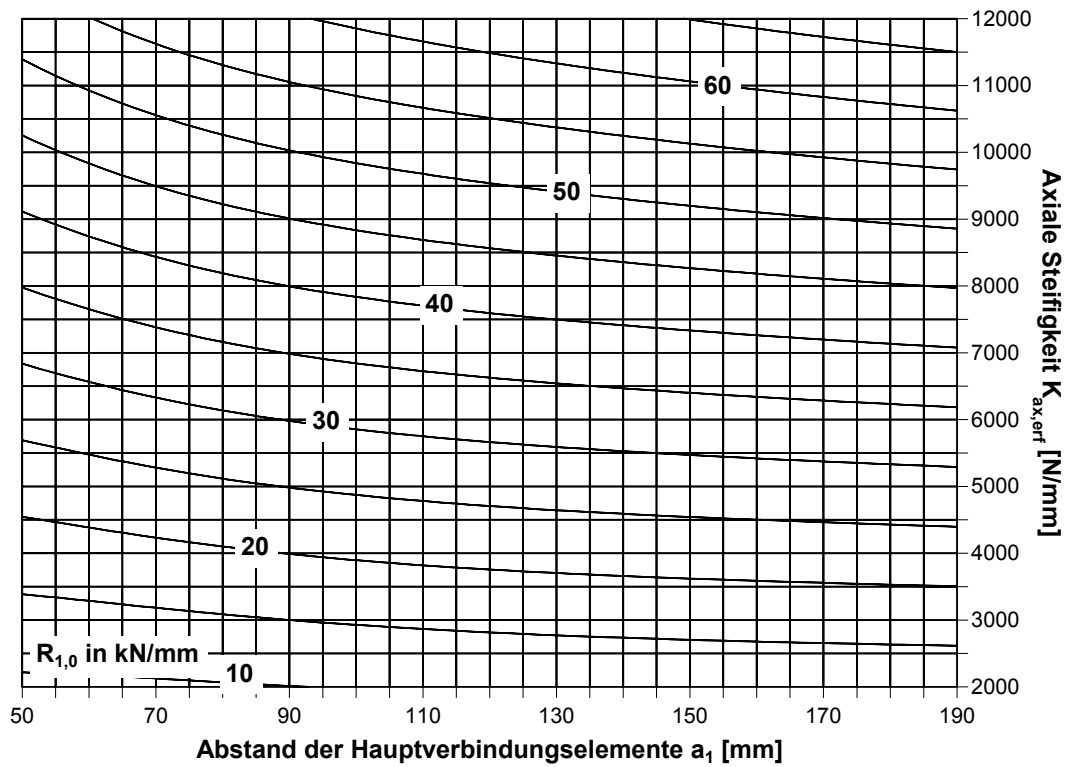
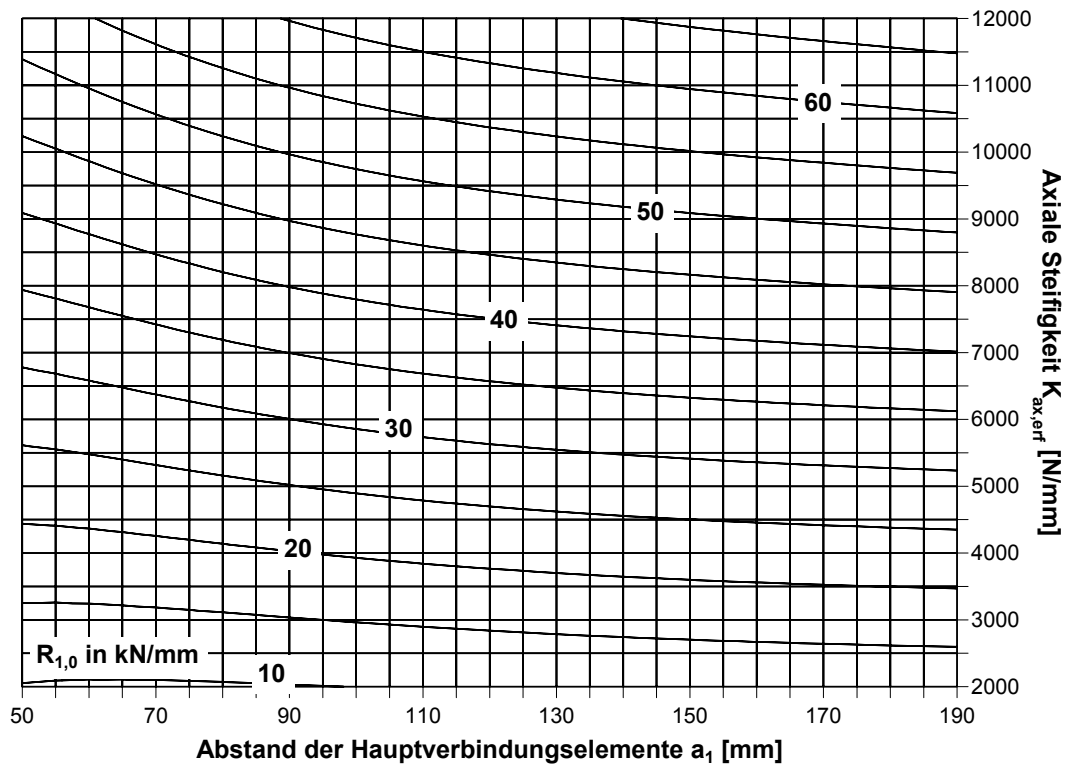


Bild A-20  $n = 4$ ,  $d = 10$  mm,  $b = 50$  mmBild A-21  $n = 4$ ,  $d = 10$  mm,  $b = 100$  mm

Bild A-22  $n = 4$ ,  $d = 16$  mm,  $b = 50$  mmBild A-23  $n = 4$ ,  $d = 16$  mm,  $b = 100$  mm

Bild A-24  $n = 4$ ,  $d = 24$  mm,  $b = 50$  mmBild A-25  $n = 4$ ,  $d = 24$  mm,  $b = 100$  mm

Bild A-26  $n = 4$ ,  $d = 30$  mm,  $b = 50$  mmBild A-27  $n = 4$ ,  $d = 30$  mm,  $b = 100$  mm

Bild A-28  $n = 5$ ,  $d = 10$  mm,  $b = 50$  mmBild A-29  $n = 5$ ,  $d = 10$  mm,  $b = 100$  mm

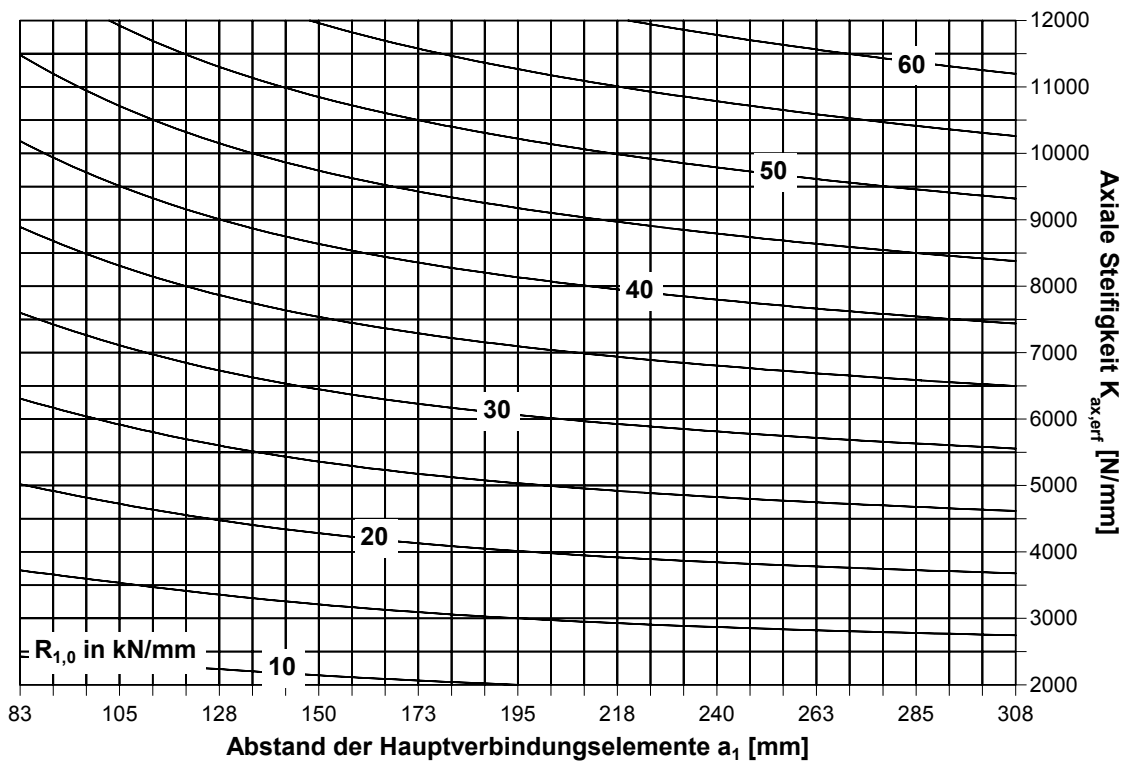


Bild A-30  $n = 5, d = 16 \text{ mm}, b = 50 \text{ mm}$

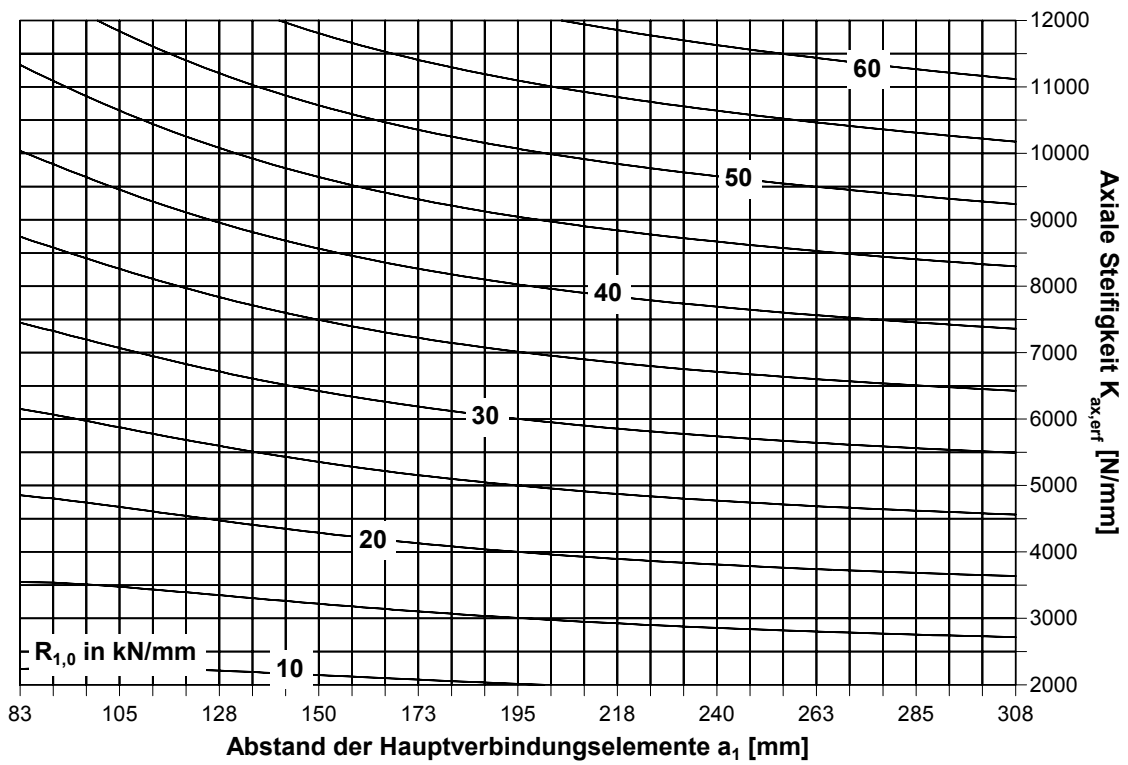


Bild A-31  $n = 5, d = 16 \text{ mm}, b = 100 \text{ mm}$

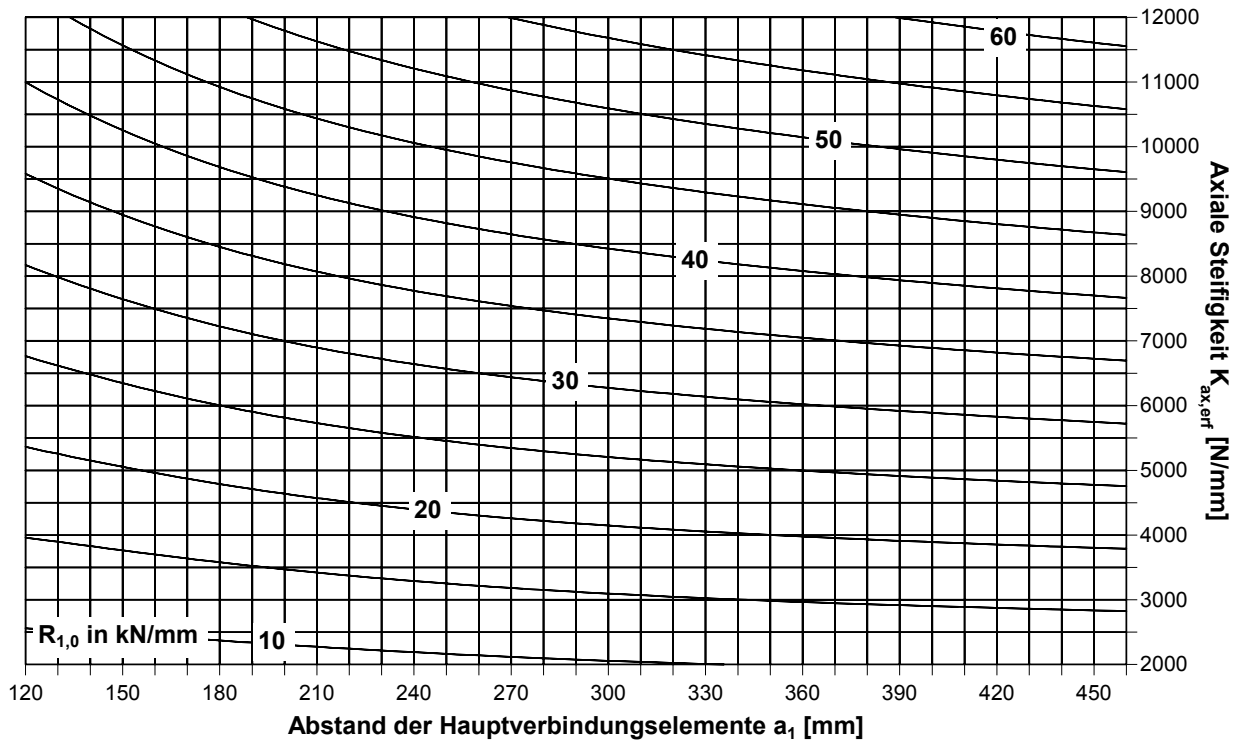


Bild A-32  $n = 5, d = 24$  mm,  $b = 50$  mm

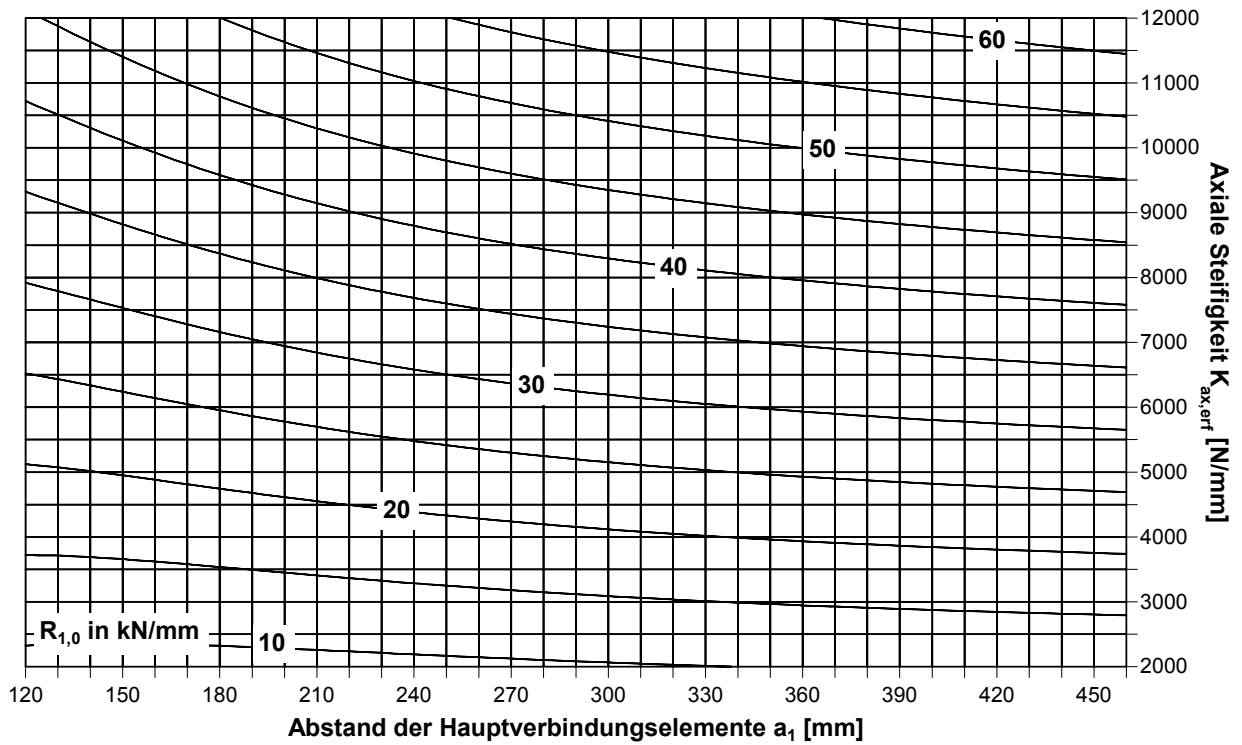
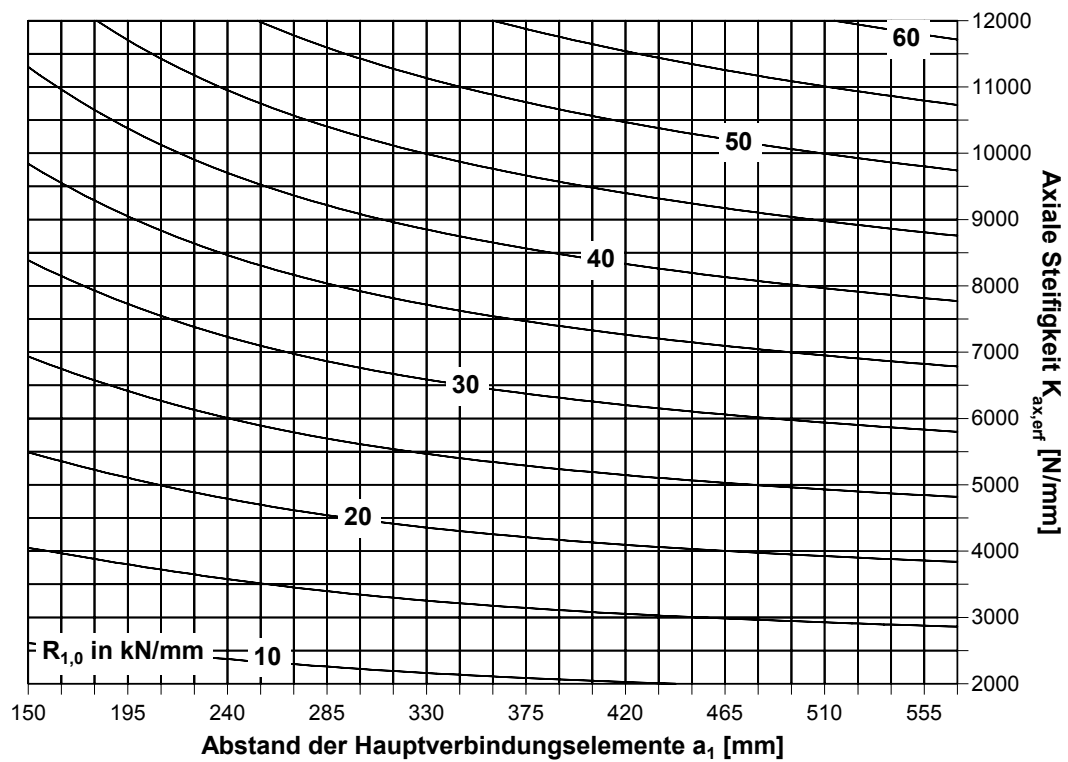
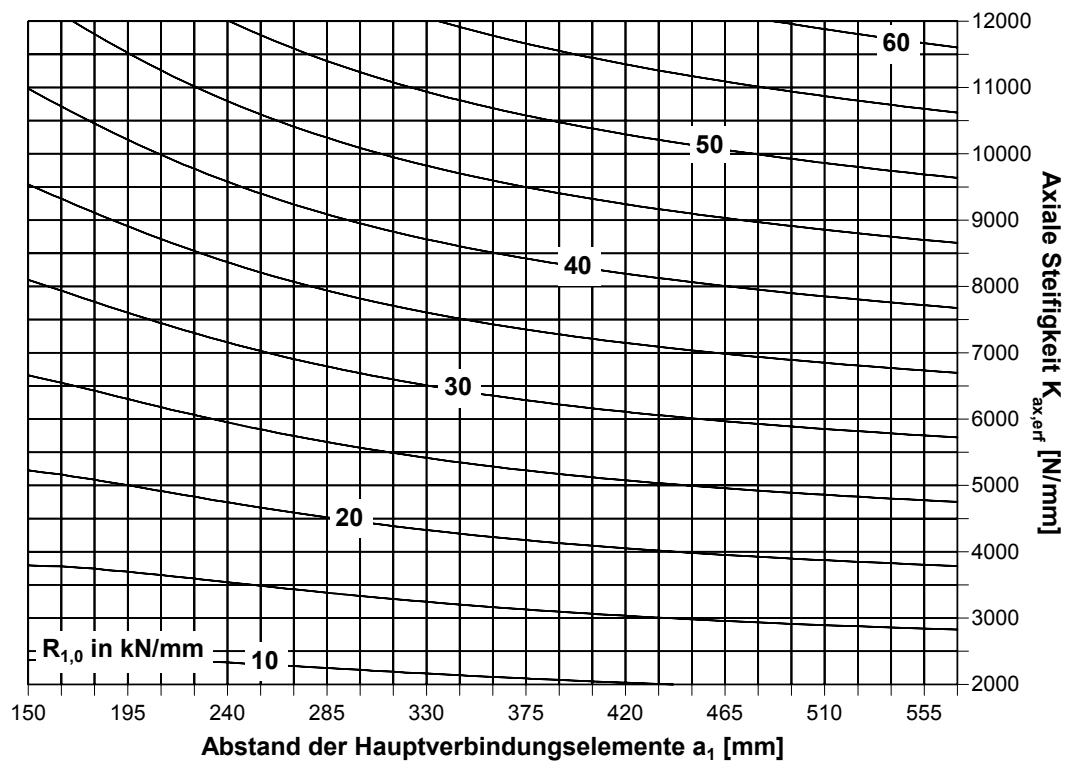


Bild A-33  $n = 5, d = 24$  mm,  $b = 100$  mm

Bild A-34  $n = 5$ ,  $d = 30$  mm,  $b = 50$  mmBild A-35  $n = 5$ ,  $d = 30$  mm,  $b = 100$  mm



## Lebenslauf

10.05.1972	geboren in Bydgoszcz / PL
1984 – 1988	Friedrich-Eugens-Gymnasium in Stuttgart
1988 – 1993	Gymnasium in der Taus in Backnang
11.05.1993	Reifeprüfung
01.06.1993 bis 31.08.1994	Zivildienst bei der Arbeiterwohlfahrt in Winnenden
01.10.1994 bis 20.01.2000	Studium des Bauingenieurwesens an der Universität Karlsruhe
20.01.2000	Diplomhauptprüfung
Januar 2000 bis Mai 2000	Projektsteuerung und Bauüberwachung in Hannover (EXPO 2000) sowie in Karlsruhe
seit 01.07.2000	Wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Karlsruhe (TH), Abteilung Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen