

# Querzugverstärkungen in gefährdeten Bereichen mit selbstbohrenden Holzschrauben

von

H.J. Blaß und I. Bejtka

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

Die Verantwortung für den Inhalt des Berichtes liegt bei den Autoren.

Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine  
Abteilung Ingenieurholzbau  
Universität Fridericiana Karlsruhe  
Univ.-Professor Dr.-Ing. Hans Joachim Blaß

2003

## Vorwort

Ziel dieses Forschungsvorhabens war es durch systematische Untersuchungen mit durch Holzschrauben verstärkten, häufig vorkommenden Konstruktionsdetails die Anwendbarkeit von Holzschrauben als Querkzugverstärkung zu prüfen.

Weiterhin sollten auf der Grundlage dieser Ergebnisse Vorschläge für die Bemessung der Verstärkungselemente erarbeitet werden, die eine direkte Anwendung für häufig vorkommende Fälle in Holzkonstruktionen erlauben.

Das Forschungsvorhaben entstand im Auftrag der Deutschen Gesellschaft für Holzforschung e.V. mit finanzieller Unterstützung des Deutschen Instituts für Bautechnik in Berlin.

Die Planung der Untersuchungen, die Durchführung der Versuche und deren Auswertung sowie die Erstellung dieses Forschungsberichtes erfolgte durch Herrn Dipl.-Ing. I. Bejtka. Für die Herstellung der Versuchskörper sowie der Versuchsvorrichtung und für die Messungen im Labor waren die Herren A. Klein, M. Huber, H. Lafferthon, G. Kranz und M. Deeg verantwortlich. Bei der Auswertung der Versuchsergebnisse haben die wissenschaftlichen Hilfskräfte des Lehrstuhls für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen tatkräftig mitgewirkt.

Allen Beteiligten ist für die Mitarbeit zu danken.

Die Versuche mit unverstärkten sowie verstärkten Stahlblech-Holz-Verbindungen mit Stabdübeln wurden am Materialprüfungsamt für das Bauwesen, Abteilung Holzbau, TU München unter der Leitung von Prof. Dr.-Ing. Kreuzinger durchgeführt. Insbesondere ist Herrn Dr.-Ing. R. Spengler sowie Herrn Dipl.-Ing. W. Kelletshofer von der TU München für die Durchführung der Versuche zu danken.

Hans Joachim Blaß

<b>1</b>	<b>Einleitung</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>Grundlagenversuche mit Vollgewindeschrauben</b>	<b>2</b>
2.1	Vollgewindeschrauben als Querszugverstärkung	2
2.2	Ausziehversuche mit unterschiedlichen Einschraubtiefen	3
2.3	Ausziehversuche unter gleichzeitiger Querbelastrung	5
2.4	Ausziehversuche mit unterschiedlichen Einschraubwinkeln	8
2.5	Zusammenfassung	9
<b>3</b>	<b>Hauptversuche</b>	<b>10</b>
3.1	Allgemeines	10
3.2	Versuche mit Queranschlüssen	10
3.2.1	Versuchsprogramm	10
3.2.2	Ergebnisse	12
3.3	Versuche mit ausgeklinkten Trägersauflagern	15
3.3.1	Versuchsprogramm	15
3.3.2	Ergebnisse	16
3.4	Versuche mit Trägersdurchbrüchen	21
3.4.1	Versuchsprogramm	21
3.4.2	Ergebnisse	24
3.5	Versuche mit spaltgefährdeten Verbindungen	28
3.5.1	Versuchsprogramm	28
3.5.2	Ergebnisse	29
<b>4</b>	<b>Rechenmodelle</b>	<b>32</b>
4.1	Allgemeines	32
4.2	Bemessung von Queranschlüssen nach E DIN 1052	32
4.3	Bemessung von ausgeklinkten Trägersauflagern nach E DIN 1052	34
4.4	Bemessung von Trägersdurchbrüchen nach E DIN 1052	35
4.5	Bemessung auf Herausziehen beanspruchter Schrauben	36
4.6	Berechnung von spaltgefährdeten Verbindungen	38
<b>5</b>	<b>Vergleich der Versuchsergebnisse mit den Rechenmodellen</b>	<b>38</b>
5.1	Allgemeines	38
5.2	Anwendung des Rechenmodells auf Queranschlüsse	39
5.3	Anwendung des Rechenmodells auf ausgeklinkte Trägersauflager	41
5.4	Anwendung des Rechenmodells auf Trägersdurchbrüche	48
5.5	Anwendung des Rechenmodells auf spaltgefährdete Verbindungen	54
<b>6</b>	<b>Zusammenfassung</b>	<b>61</b>

## 1 Einleitung

Bei einer Zugbeanspruchung rechtwinklig zur Faserrichtung weist Holz nur eine sehr geringe Festigkeit auf. Der charakteristische Festigkeitswert von Vollholz bei Zugbeanspruchung rechtwinklig zur Faserrichtung beträgt nur einen Bruchteil des entsprechenden Wertes parallel zur Faserrichtung. Holzkonstruktionen sollten daher so geplant und ausgeführt werden, dass Zugspannungen rechtwinklig zur Faser vermieden werden oder nur möglichst geringe Werte annehmen.

Beispiele für querzuggefährdete Bauteile sind ausgeklinkte Trägersauflager, Trägerdurchbrüche und Queranschlüsse. Als Verstärkungselemente wurden bisher ins Holz eingeklebte Stahlstäbe oder auf das Holz aufgeklebte Holzwerkstoffplatten verwendet. Eine Alternative zu den geklebten Querzugverstärkungen stellen Holzschrauben mit über die Schaftlänge durchgehendem Gewinde dar. Der Verbund mit dem Holz erfolgt über eine mechanische Verzahnung, die anstelle einer Verklebung die Kräfte zwischen Verstärkungselement und Holz überträgt. Da Vollgewindeschrauben inzwischen mit Durchmessern bis zu 12 mm und Längen bis zu 600 mm verfügbar sind, können sie als Verstärkungselemente in vielen querzuggefährdeten Bauteilen verwendet werden.

Ziel des Vorhabens, das durch die Deutsche Gesellschaft für Holzforschung e.V. mit Mitteln des Deutschen Instituts für Bautechnik in Berlin finanziert wurde, war es, durch systematische Untersuchungen mit häufig vorkommenden Konstruktionsdetails wie ausgeklinkten, verstärkten Trägersauflagern, verstärkten Durchbrüchen sowie verstärkten Queranschlüssen die Wirksamkeit von Vollgewindeschrauben als Querzugverstärkung zu klären.

Zum Erreichen des Forschungszieles sollten bereits vorliegende Versuchsergebnisse mit Holzschrauben, die auf Herausziehen beansprucht werden, zusammengestellt sowie geeignete Holzschrauben diverser Schraubenhersteller ausgewählt werden. Mit diesen Schrauben sollten grundlegende Versuche durchgeführt werden. Da Vollgewindeschrauben als Querzugverstärkung vorwiegend auf Herausziehen beansprucht werden, wurde im Rahmen dieser grundlegenden Versuche untersucht, inwieweit der Auszieh widerstand von der Einschraubtiefe sowie vom Einschraubwinkel zwischen der Holzfaserrichtung und der Schraubenachse abhängig ist. Für den Fall einer kombinierten Beanspruchung infolge Herausziehen und Abscheren musste zusätzlich geklärt werden, inwieweit der Auszieh widerstand von einer gleichzeitigen Querbelastung abhängig ist.



## **2 Grundlagenversuche mit Vollgewindeschrauben**

### **2.1 Vollgewindeschrauben als Querkzugverstärkung**

Selbstbohrende Vollgewindeschrauben werden anders als eingeklebte Stahlstäbe ohne Vorbohren in das Holz eingedreht und stellen damit eine sehr wirtschaftliche Art der Querkzugverstärkung dar. Sie können rechtwinklig zur Schraubenachse und wegen ihrer Verankerung im Holz insbesondere in Richtung der Schraubenachse beansprucht werden. Da im Gewindebereich die Biegetragfähigkeit der Schraube deutlich geringer ist als im Schaftbereich, sind auf Abscheren beanspruchte Schrauben weniger tragfähig als entsprechende Stabdübel. Allerdings ist bei Schrauben eine hohe Tragfähigkeit auf Herausziehen zu beobachten. Daher sollten Vollgewindeschrauben möglichst in Richtung der Beanspruchung angeordnet werden. Da Vollgewindeschrauben inzwischen mit Durchmessern bis zu 12 mm und Längen bis zu 600 mm verfügbar sind, können sie als Verstärkungselemente in vielen querkzuggefährdeten Bauteilen verwendet werden. Für die im Rahmen dieses Forschungsvorhabens durchgeführten Versuche wurden Vollgewindeschrauben folgender Hersteller verwendet:

Adolf Würth GmbH & Co. KG, Künzelsau

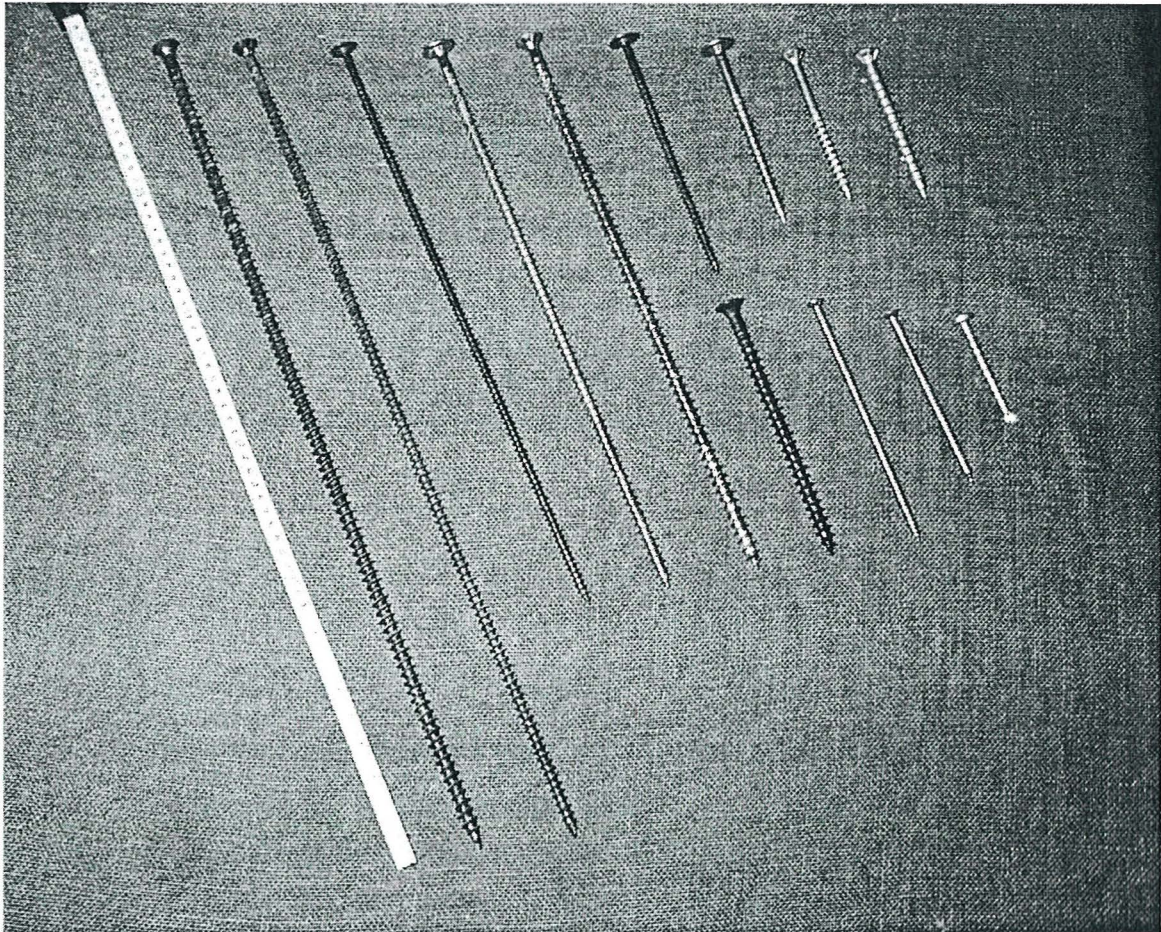
Altenloh, Brinck & Co., Ennepetal

Schmid Schrauben GmbH, Hainfeld

Stadler GmbH & Co. KG, Oberursel

Mit diesen in Bild 1 dargestellten selbstbohrenden Schrauben konnten im Rahmen der Grundlagenversuche sämtliche maßgebenden Parameter des Schraubengewindes wie Gewindeaußendurchmesser, Verhältnis des Gewindeaußendurchmessers zum Kerndurchmesser sowie Gewindesteigung berücksichtigt werden. Die Ergebnisse der Grundlagenversuche können daher auch auf Schrauben anderer Hersteller übertragen werden, sofern diese eine Geometrie aufweisen, die durch die geprüften Schrauben abgedeckt wird.





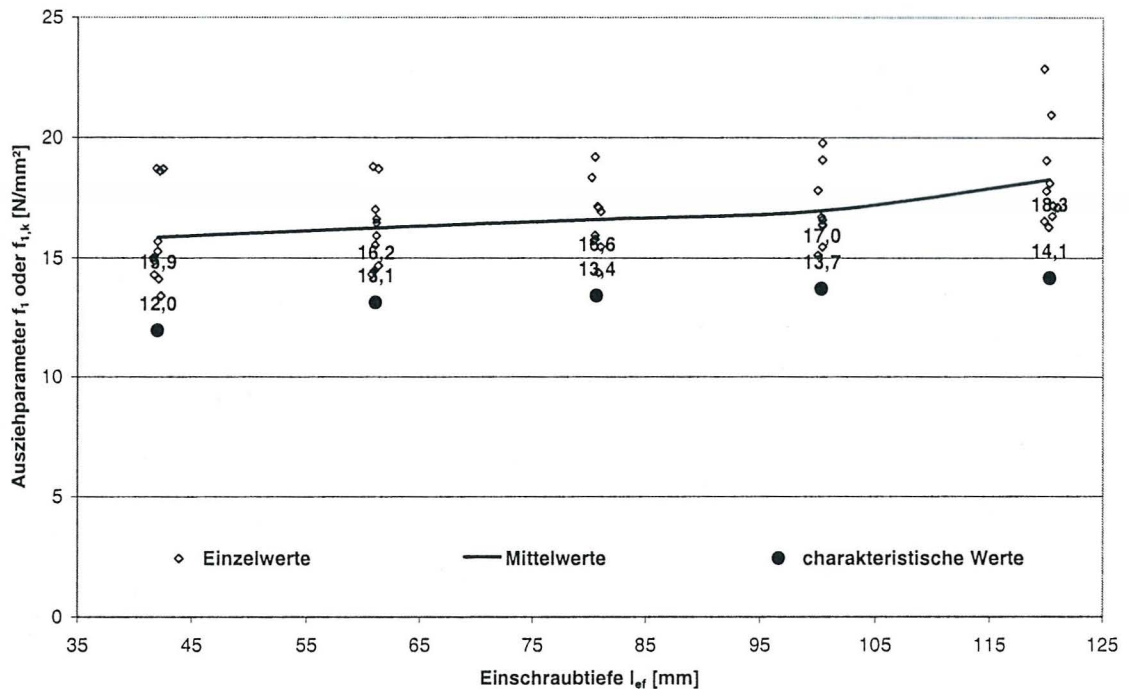
**Bild 1:** Vollgewindeschrauben unterschiedlicher Hersteller

## 2.2 Ausziehversuche mit unterschiedlichen Einschraubtiefen

Die Tragfähigkeit von auf Herausziehen beanspruchten Schrauben ist in erster Linie vom Gewindeaußendurchmesser  $d$ , von der Einschraubtiefe  $l_{ef}$  sowie vom Wert des Ausziehparameters  $f_1$  abhängig. Der Wert des Ausziehparameters  $f_1$  stellt die mit  $\pi$  multiplizierte Scherfestigkeit des Holzes in der das Gewinde umgebenden Zylinderfläche dar. Da die Einschraubtiefe einschließlich der Schraubenspitze berücksichtigt wird, wurden im Rahmen der Grundlagenversuche Ausziehversuche mit unterschiedlichen Einschraubtiefen durchgeführt. Hierzu wurden einheitlich Vollgewindeschrauben mit einem Durchmesser von 7,5 mm verwendet. Die Einschraubtiefe wurde zwischen  $l_{ef} = 40$  mm und  $l_{ef} = 120$  mm in 20 mm - Schritten variiert. Für jeden Wert der Einschraubtiefe wurden 10 Vollgewindeschrauben rechtwinklig zur Faserrichtung in Vollholz eingedreht und in Schaftrichtung auf Herausziehen beansprucht. Die Hölzer wurden entsprechend Verfahren 2 nach DIN EN 28970 ausgewählt. Entsprechend wurden vor der Ermittlung der charakteristischen Werte der Ausziehparameter  $f_{1,k}$  die Einzelwerte  $f_1$  mit dem Wert  $k_p = \rho_k / \rho$  korrigiert. Die charakteristische Rohdichte des Holzes wurde hierbei zu  $\rho_k = 380$  kg/m<sup>3</sup> angenommen.



In Bild 2 sind die Ergebnisse der Ausziehversuche als Ausziehparameter in Abhängigkeit von der Einschraubtiefe  $l_{ef}$  dargestellt.



**Bild 2:** Ergebnisse der Ausziehversuche

Sowohl die Mittelwerte als auch die charakteristischen Werte der Ausziehparameter steigen mit zunehmender Einschraubtiefe. Für eine Einschraubtiefe  $l_{ef} = 40$  mm beträgt der mittlere Wert des Ausziehparameters  $f_t = 15,9 \text{ N/mm}^2$ . Dieser Wert entspricht etwa 87% des Ausziehparameters bei einer Einschraubtiefe  $l_{ef} = 120$  mm. Die Ursache hierfür liegt im zunehmenden Einfluss der Schraubenspitze bei abnehmender Einschraubtiefe. Werden auf Herausziehen beanspruchte Vollgewindeschrauben ins Holz eingedreht, so dass die Schraubenspitze im Holz verbleibt, sollte insbesondere für kleine Einschraubtiefen der Einfluss der Schraubenspitze berücksichtigt werden. Für selbstbohrende Vollgewindeschrauben unterschiedlicher Hersteller entspricht die Länge der Schraubenspitze in etwa dem Gewindeaussendurchmesser. Unter der Annahme einer konstanten Schubspannung entlang der Schraubenachse wird die wirksame Einschraubtiefe unter Berücksichtigung der Schraubenspitze nach folgender Gleichung ermittelt:

$$l_{cor} = l_{ef} - 0,5 \cdot d$$

mit

$l_{ef}$       Einschraubtiefe

$d$       Gewindeaussendurchmesser bzw. Nenndurchmesser der Schraube

In Tabelle 1 sind die Mittelwerte der Ausziehparameter  $f_1$  für unterschiedliche Einschraubtiefen ohne sowie mit Berücksichtigung der Schraubenspitze dargestellt.

**Tabelle 1:** Ergebnisse der Ausziehversuche ohne sowie mit Berücksichtigung der Schraubenspitze

gesamte Einschraubtiefe $l_{\text{Gesamt}}$ [mm]	$f_1$ ohne Berücksichtigung der Schraubenspitze [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_1$ mit Berücksichtigung der Schraubenspitze [N/mm <sup>2</sup> ]
40	15,9	17,4
60	16,2	17,3
80	16,6	17,4
100	17,0	17,6
120	18,3	18,8

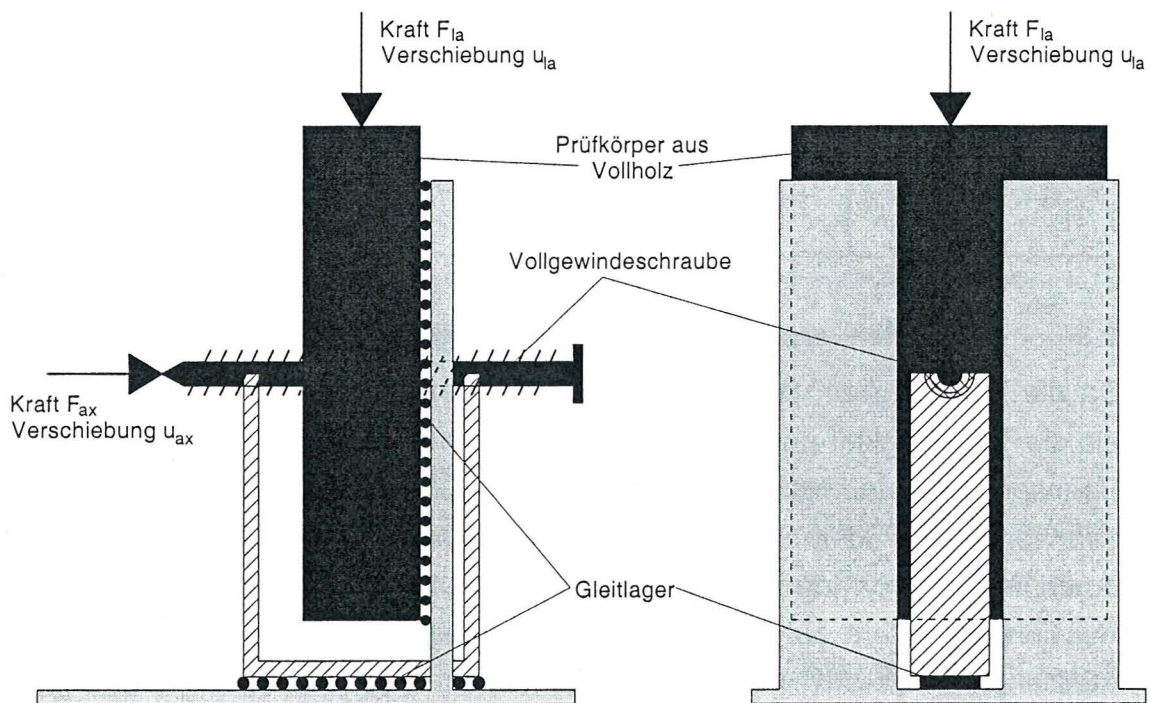
### 2.3 Ausziehversuche unter gleichzeitiger Querbelastung

Da die Tragfähigkeit von auf Herausziehen beanspruchten Schrauben größer ist als die Tragfähigkeit auf Abscheren, sollten Schrauben möglichst in Richtung der Beanspruchung ins Holz eingedreht werden. Die Tragfähigkeit auf Herausziehen beanspruchter Schrauben ist dann in erster Linie vom Gewindeaußendurchmesser, von der korrigierten Einschraubtiefe  $l_{\text{cor}}$  sowie vom Wert des Ausziehparameters abhängig. Der im Abschnitt 2.2 ermittelte mittlere Wert des Ausziehparameters  $f_1 = 17,7 \text{ N/mm}^2$  gilt nur für eine Beanspruchung parallel zur Schraubenachse und rechtwinklig zur Faserrichtung. Bei einer kombinierten Beanspruchung in Richtung der Schraubenachse sowie rechtwinklig dazu werden Schrauben gleichzeitig auf Herausziehen und Abscheren beansprucht. Bei einer Beanspruchung rechtwinklig zur Schraubenachse treten mit zunehmender Beanspruchung Lochleibungsverformungen auf. Dies hat zur Folge, dass auf einer Seite des Schraubenumfangs das Holz durch Lochleibungsspannungen lokal zusammengedrückt wird, auf der anderen Seite entsteht ein Hohlraum. Bei einer axialen Beanspruchung der Schraube nach dem Auftreten von Lochleibungsverformungen ist daher eine Reduzierung der Tragfähigkeit auf Herausziehen zu erwarten.

Im Rahmen der Grundlagenversuche wurde daher überprüft, inwieweit die Scherfestigkeit bzw. der Wert des Ausziehparameters von der Querbelastung abhängig ist. Dazu wurden Ausziehversuche mit unterschiedlichen Eindrückungen rechtwinklig zur Schraubenachse durchgeführt. Insgesamt 50 Vollgewindeschrauben mit drei unterschiedlichen Nenndurchmessern ( $d = 7,5 \text{ mm}$ ,  $10 \text{ mm}$  sowie  $12$

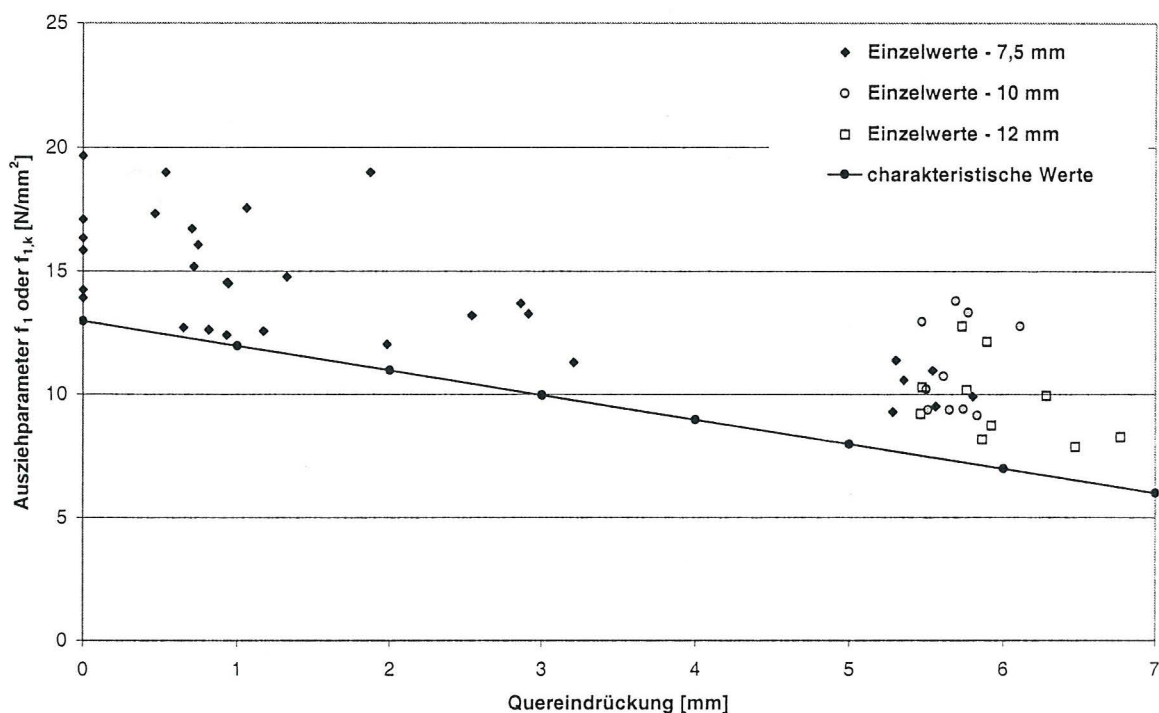


mm) wurden ins Holz eingedreht und anschließend rechtwinklig zu ihrer Achse beansprucht. Bei einem vorgegebenen Wert der Eindrückung rechtwinklig zur Schraubenachse wurden die Schrauben anschließend aus dem Holz herausgezogen. Der Versuchsaufbau ist in Bild 3 dargestellt. Die Hölzer wurden entsprechend Verfahren 2 nach DIN EN 28970 ausgewählt. Entsprechend wurden vor der Ermittlung der charakteristischen Werte der Ausziehparameter  $f_{1,k}$  die Einzelwerte  $f_1$  mit dem Wert  $k_\rho = \rho_k / \rho$  korrigiert. Die charakteristische Rohdichte des Holzes wurde hierbei zu  $\rho_k = 380 \text{ kg/m}^3$  angenommen.



**Bild 3:** Versuchsaufbau

Für alle geprüften Schraubendurchmesser waren die Werte der Ausziehparameter  $f_1$  bei einer Quereindrückung von 5 mm bis 7 mm in etwa gleich. Ohne Quereindrückung sind die Werte des Ausziehparameters  $f_1$  ohnehin vom Schraubendurchmesser unabhängig. Daher kann der Verlauf der charakteristischen Werte der Ausziehparameter in Abhängigkeit von der Quereindrückung für die Gesamtheit der Proben ermittelt werden. In Bild 4 sind die Einzelwerte der Ausziehparameter  $f_1$  in Abhängigkeit von der Quereindrückung sowie der aus den Versuchen ermittelte Verlauf der charakteristischen Werte der Ausziehparameter dargestellt.



**Bild 4:** Ausziehparameter in Abhängigkeit von der Quereindrückung

Ohne Querbelastung (Quereindrückung = 0 mm) entspricht der mittlere Wert des Ausziehparameters mit  $f_1 = 16,2 \text{ N/mm}^2$  etwa 92% des im Abschnitt 2.2 ermittelten mittleren Wertes des Ausziehparameters ( $f_1 = 17,7 \text{ N/mm}^2$ ). Für beide Versuchsreihen wurden die Einzelwerte der Ausziehparameter vor der Ermittlung zugehöriger Mittelwerte mit dem Wert  $k_p = \rho_k / \rho$  korrigiert. Unterschiedliche Werte der mittleren Rohdichte zwischen den beiden Versuchsreihen könnten der Grund für die geringe Diskrepanz zwischen den mittleren Werten des Ausziehparameters sein. Die mittlere Rohdichte der Proben zur Bestimmung des Ausziehparameters in Abhängigkeit von der Querbelastung lag bei  $\rho_{\text{mittel}} = 460 \text{ kg/m}^3$ , die der Proben aus Abschnitt 2.2 bei  $\rho_{\text{mittel}} = 420 \text{ kg/m}^3$ . Dieser Wert entspricht etwa 91% der mittleren Rohdichte der Proben zur Bestimmung des Ausziehparameters in Abhängigkeit von der Querbelastung.

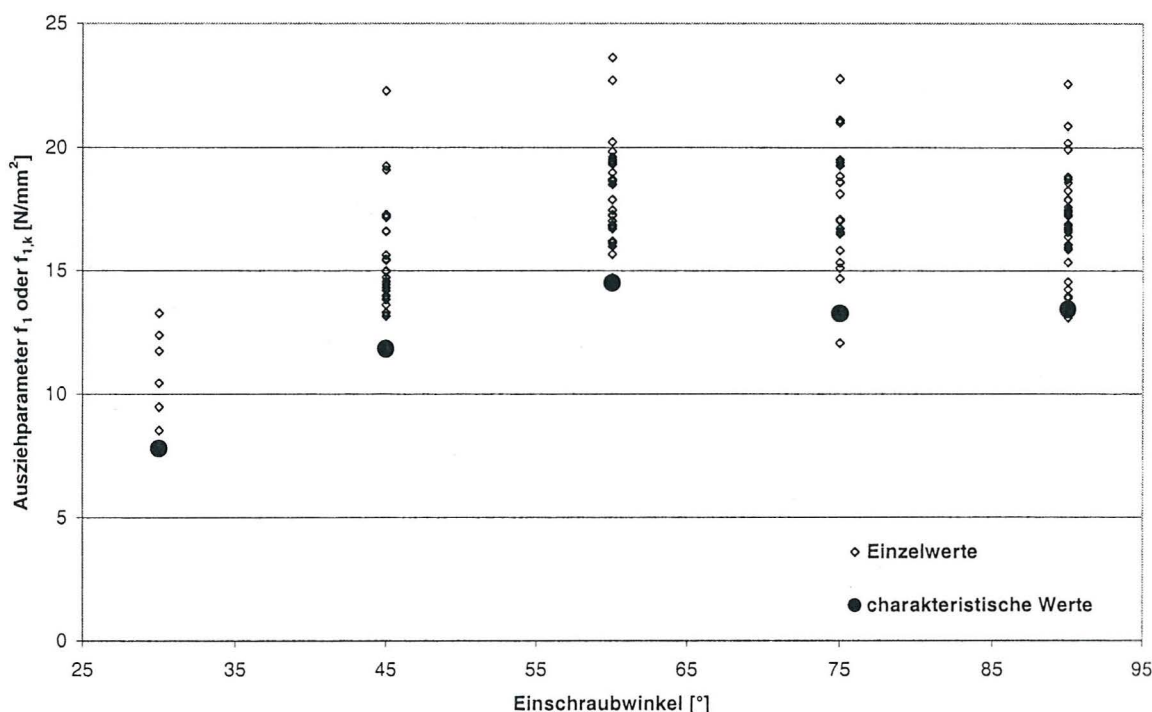
Mit zunehmender Quereindrückung sinkt der Wert des Ausziehparameters. Bei einer Quereindrückung von 5 mm beträgt der mittlere Wert des Ausziehparameters etwa 70% des entsprechenden Wertes ohne Quereindrückung. Nach der Prüfnorm DIN EN 383 zur Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit und der Bettungswerte für stiftförmige Verbindungsmittel wird die Lochleibungsfestigkeit des Holzes innerhalb einer Quereindrückung von 5 mm bestimmt.

#### 2.4 Ausziehversuche mit unterschiedlichen Einschraubwinkeln

Der in Abschnitt 2.2 ermittelte Wert des Ausziehparameters  $f_1$  gilt nur für rechtwinklig zur Faserrichtung eingedrehte Schrauben, die in Richtung ihrer Achse beansprucht werden. Bei kleineren Winkeln zwischen Schraubenachse und Holzfaserrichtung konnte in Vorversuchen festgestellt werden, dass die Scherfestigkeit des Holzes und somit der Wert des Ausziehparameters geringer als der Wert für rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes eingedrehte Schrauben ist. Im Rahmen dieser Grundlagenversuche wurde daher untersucht, inwieweit der Wert des Ausziehparameters vom Einschraubwinkel abhängig ist. Dazu wurden Ausziehversuche mit unterschiedlichen Einschraubwinkeln zwischen der Schraubenachse und der Faserrichtung des Holzes durchgeführt. Die in Schaftrichtung auf Herausziehen beanspruchten Vollgewindeschrauben wurden unter einem Einschraubwinkel  $\alpha = 90^\circ, 75^\circ, 60^\circ, 45^\circ$  sowie  $30^\circ$  in das Holz eingedreht. Insgesamt wurden 110 Schrauben mit drei unterschiedlichen Nenndurchmessern ( $d = 7,5 \text{ mm}, 8,2 \text{ mm}$  und  $10 \text{ mm}$ ) geprüft. Die Einschraubtiefe betrug für alle Versuche  $60 \text{ mm}$ . Die Hölzer wurden entsprechend Verfahren 2 nach DIN EN 28970 ausgewählt. Entsprechend wurden vor der Ermittlung der charakteristischen Werte der Ausziehparameter  $f_{1,k}$  die Einzelwerte  $f_1$  mit dem Wert  $k_\rho = \rho_k / \rho$  korrigiert. Die charakteristische Rohdichte des Holzes wurde hierbei zu  $\rho_k = 380 \text{ kg/m}^3$  gewählt.

In Bild 5 sind die Ergebnisse der Ausziehparameter in Abhängigkeit vom Einschraubwinkel  $\alpha$  zwischen der Schraubenachse und der Faserrichtung des Holzes dargestellt.





**Bild 5:** Ausziehparameter in Abhängigkeit vom Einschraubwinkel

Bei den Ausziehversuchen mit unterschiedlichen Einschraubwinkeln konnte ein signifikanter Einfluss des Einschraubwinkels zur Tragfähigkeit von auf Herausziehen beanspruchten Schrauben festgestellt werden. Für Einschraubwinkel  $60^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$  zwischen der Schraubenachse und der Faserrichtung des Holzes ist der Wert des Ausziehparameters in etwa konstant. Für Einschraubwinkel  $\alpha < 60^\circ$  war ein stetiger Abfall des Ausziehwiderstandes von auf Herausziehen beanspruchten Schrauben zu verzeichnen.

## 2.5 Zusammenfassung

Die Tragfähigkeit von auf Herausziehen beanspruchten Schrauben ist in erster Linie vom Nenndurchmesser  $d$ , von der Einschraubtiefe  $l_{ef}$  sowie vom Wert des Ausziehparameters  $f_1$  abhängig. Im Rahmen der Grundlagenversuche wurde festgestellt, dass insbesondere bei kleinen Einschraubtiefen die Schraubenspitze einen signifikanten Einfluss auf den Wert des Ausziehparameters und somit auf die axiale Tragfähigkeit hat. Dieser Einfluss kann berücksichtigt werden, wenn von der Einschraubtiefe der halbe Nenndurchmesser der Schraube abgezogen wird.

Weiterhin wurde im Rahmen der Grundlagenversuche festgestellt, dass bei einer zunehmenden Querbelastrung von auf Herausziehen beanspruchten Schrauben die Scherfestigkeit des Holzes abnimmt. Bei einer Querbelastrung, welche der Lochleibungsfestigkeit des Holzes entspricht, beträgt der Wert des Ausziehparameters nur noch etwa 70% des entsprechenden Wertes ohne Querbelastrung.



## **3 Hauptversuche**

### **3.1 Allgemeines**

Wesentliches Ziel des Vorhabens war es, durch systematische Untersuchungen mit durch Vollgewindeschrauben verstärkten, häufig vorkommenden Konstruktionsdetails die Anwendbarkeit von Holzschrauben als Querszugverstärkung zu klären. Hierfür wurden Versuche mit ausgeklinkten Trägerauflagern, mit Queranschlüssen sowie mit Trägerdurchbrüchen durchgeführt. Querszuggefährdete Bauteile können durch eingeleimte Gewindestangen sowie aufgeleimte Holzwerkstoffplatten verstärkt werden. Hierbei wird die Kraftkomponente rechtwinklig zur Faser  $F_{t,90}$  über die Verstärkungselemente aufgenommen. Weiterhin wurden Untersuchungen mit spaltgefährdeten unverstärkten sowie verstärkten zweischnittigen Stahlblech/Holz-Verbindungen mit Stabdübeln als Verbindungsmitteln durchgeführt. Als Spaltbewehrung wurden hierbei Vollgewindeschrauben rechtwinklig zur Belastungsrichtung und rechtwinklig zur Stabdübelachse in die Anschlussbereiche der Bauteile eingedreht.

### **3.2 Versuche mit Queranschlüssen**

#### **3.2.1 Versuchsprogramm**

Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens wurden insgesamt 40 verstärkte und unverstärkte Queranschlüsse aus Vollholz der Sortierklasse S10 nach DIN 4074 mit einem für alle Versuchskörper konstantem Querschnitt  $B \times H = 80 \text{ mm} \times 160 \text{ mm}$  geprüft. Der Versuchsaufbau zur Prüfung verstärkter sowie unverstärkter Queranschlüsse ist in Bild 6 dargestellt. Der Auflagerabstand betrug bei allen geprüften Queranschlüssen 600 mm. Zur Einleitung der Querlasten wurden mittig zwischen beide Auflager außenliegende Stahllaschen ( $t = 8 \text{ mm}$ ) mit Hilfe von zwei in einer Reihe liegenden Bolzen ( $d = 12 \text{ mm}$ ) an die Vollholzträger befestigt. Der Abstand dieser Bolzen vom beanspruchten Rand betrug 65 mm. Der Abstand der Bolzen untereinander in Faserrichtung des Holzes wurde zu 50 mm gewählt.

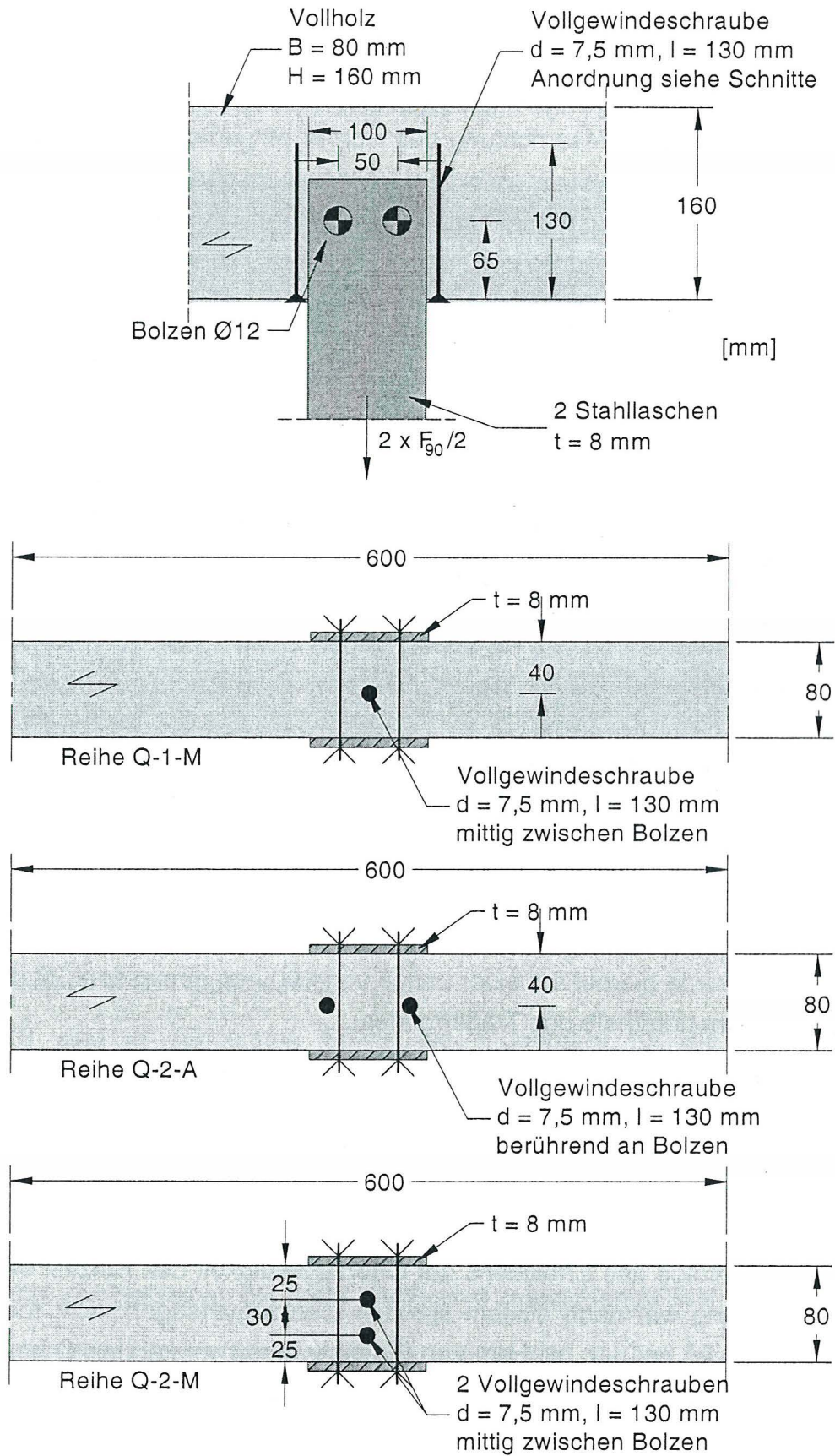


Bild 6: Versuchsaufbau - Queranschlüsse



Geprüft wurden unverstärkte sowie mit einer bzw. zwei Vollgewindeschrauben verstärkte Queranschlüsse. Bei der Versuchsreihe Q-1-M wurde jeweils eine Vollgewindeschraube 7,5 x 130 mm mittig zwischen die Bolzen von unten in die Träger rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes eingedreht. Bei der Versuchsreihe Q-2-A und Q-2-M wurden jeweils zwei Vollgewindeschrauben 7,5 x 130 mm in die Träger rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes eingedreht. Hierbei wurde die Lage der Schrauben variiert. Prüfkörper mit zwei Vollgewindeschrauben zwischen den Bolzen (Reihe Q-2-M) sowie Prüfkörper mit zwei außen liegenden Vollgewindeschrauben (Reihe Q-2-A) wurden geprüft. Da der Querschnitt sich immer an der Stelle der Bolzen in Faserrichtung des Holzes ausbildet, betrug bei diesen Versuchen die Verankerungstiefe der 130 mm langen Vollgewindeschrauben  $l_{ef} = 65$  mm.

Die Prüfung erfolgte mit einer Universalprüfmaschine. Unverstärkte Queranschlüsse wurden mit einer konstanten Weggeschwindigkeit von 2 mm/min bis zum Erreichen der Bruchlast geprüft. Die Prüfung von mit Vollgewindeschrauben verstärkten Queranschlüssen wurde mit dem Belastungsverfahren nach DIN EN 26891 durchgeführt. Hierbei ist die Last bis auf  $0,4 \cdot F_{est}$  ( $F_{est}$  = Schätzlast) aufzubringen und dort 30 s konstant zu halten. Die Last ist anschließend auf  $0,1 \cdot F_{est}$  zu verringern und erneut 30 s konstant zu halten. Danach ist die Last zu steigern, bis die Bruchlast oder eine Verschiebung von 15 mm erreicht ist.

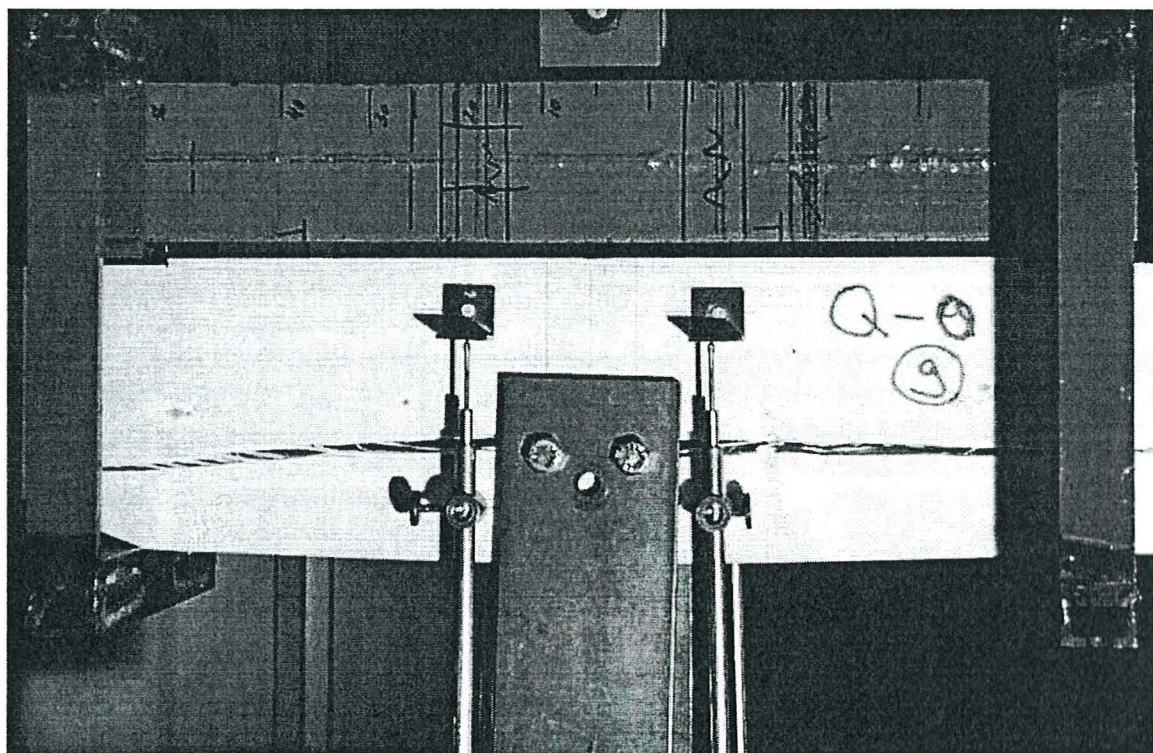
Die Rissöffnung rechtwinklig zur Holzfaser wurde mittels vier induktiver Wegaufnehmer gemessen. Jeweils zwei Wegaufnehmer wurden in einem Abstand von 50 mm links bzw. rechts der Bolzen angebracht. Die Verschiebung rechtwinklig zur Holzfaser wurde hierbei auf einer Länge von 100 mm gemessen (30 mm oberhalb sowie 30 mm unterhalb des Trägerrandes).

### 3.2.2 Ergebnisse

Bei den Versuchskörpern mit unverstärkten Queranschlüssen bildete sich erwartungsgemäß ein zur Holzfaser paralleler Querschnitt an der Stelle der Bolzen aus. Hierbei kam es bereits bei kleinen Verformungen rechtwinklig zur Holzfaser zum Versagen infolge des Erreichens der Querschnittfestigkeit des Holzes. Weitere Traglaststeigerung war nach diesem spröden Querschnittversagen nicht mehr möglich. Ferner kam es bei den mit Hilfe von Holzschrauben verstärkten Queranschlüssen zur Rissausbreitung an der Stelle der Bolzen. Hierbei konnten jedoch im Vergleich zu den unverstärkten Queranschlüssen höhere Traglasten erreicht werden. Darüber hinaus war das Versagen verstärkter Queranschlüsse wesentlich duktiler. Durch die Schrauben konnte nach der Rissbildung die Traglast entweder gestei-

gert bzw. konstant gehalten werden, bis diese aus dem Holz herausgezogen wurden.

In Bild 7 ist ein unverstärkter Queranschluss nach der Versuchsdurchführung dargestellt.



**Bild 7:** Unverstärkter Queranschluss nach der Versuchsdurchführung

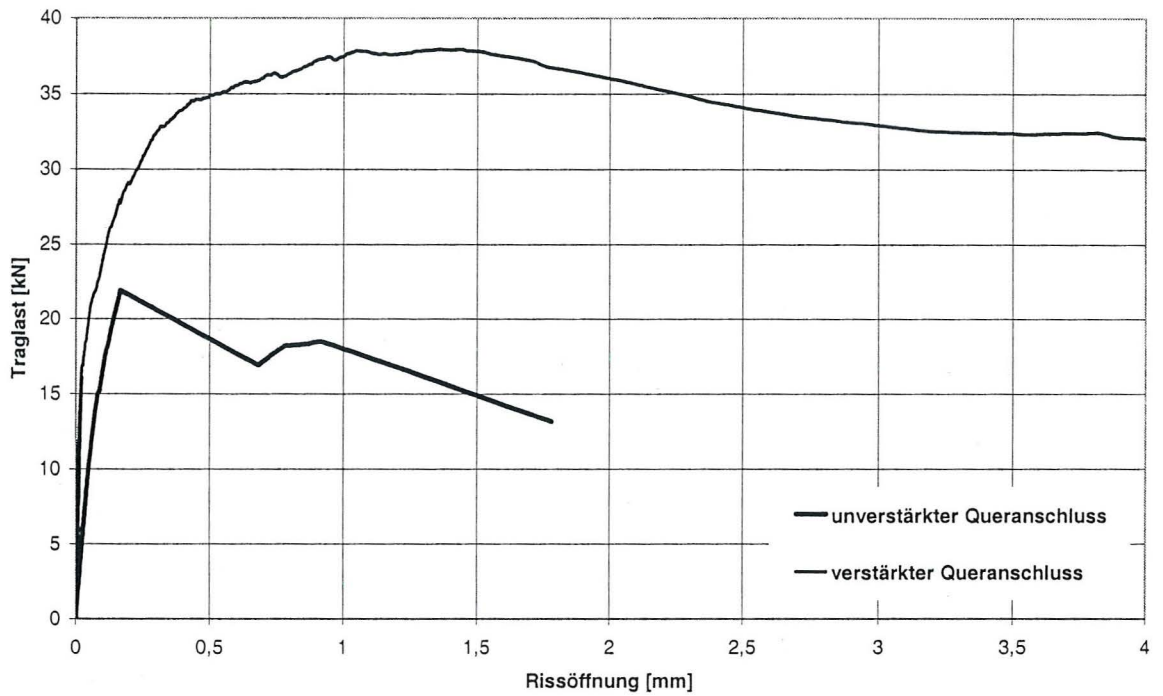
Ein typisches Last-Verformungs-Diagramm für das spröde Versagen eines unverstärkten Queranschlusses sowie für das duktile Versagen eines verstärkten Queranschlusses ist in Bild 8 dargestellt.

In Bild 9 sind in der ersten Spalte die Ergebnisse für die unverstärkten Queranschlüsse, in Spalte zwei die Ergebnisse für mit Hilfe einer Schraube verstärkte Queranschlüsse dargestellt. Die Ergebnisse der Versuchsreihe Q-2-A sind in Spalte 3, die der Versuchsreihe Q-2-M in Spalte 4 dargestellt.

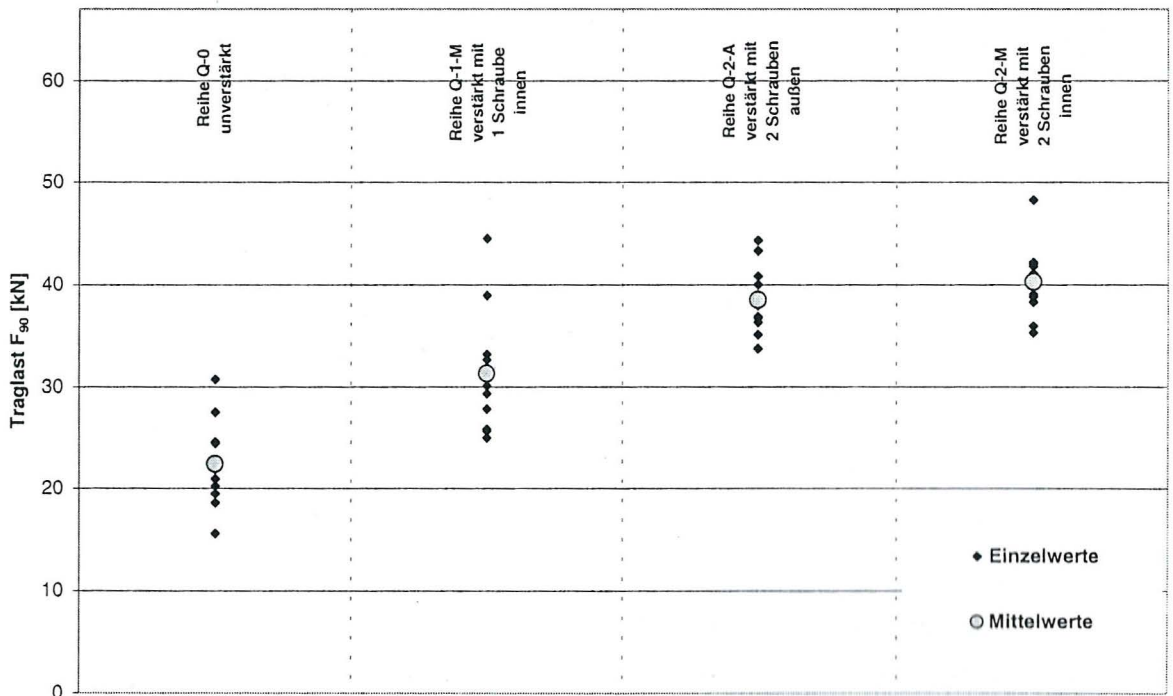
In Tabelle A.1 bis A.4 (Anlagen 1 und 2) sind die Einzelwerte der Traglasten  $F_{90}$  rechtwinklig zur Faserrichtung, die Verschiebungsmoduln sowie die Rohdichte und Holzfeuchte des Holzes an der Stelle der Risses zusammengefasst.

Die zugehörigen Last-Verschiebungs-Diagramme sind in den Anlagen 3 bis 16 abgebildet.





**Bild 8:** Typisches Last-Verformungs-Verhalten verstärkter sowie unverstärkter Queranschlüsse



**Bild 9:** Traglasten unverstärkter und verstärkter Queranschlüsse

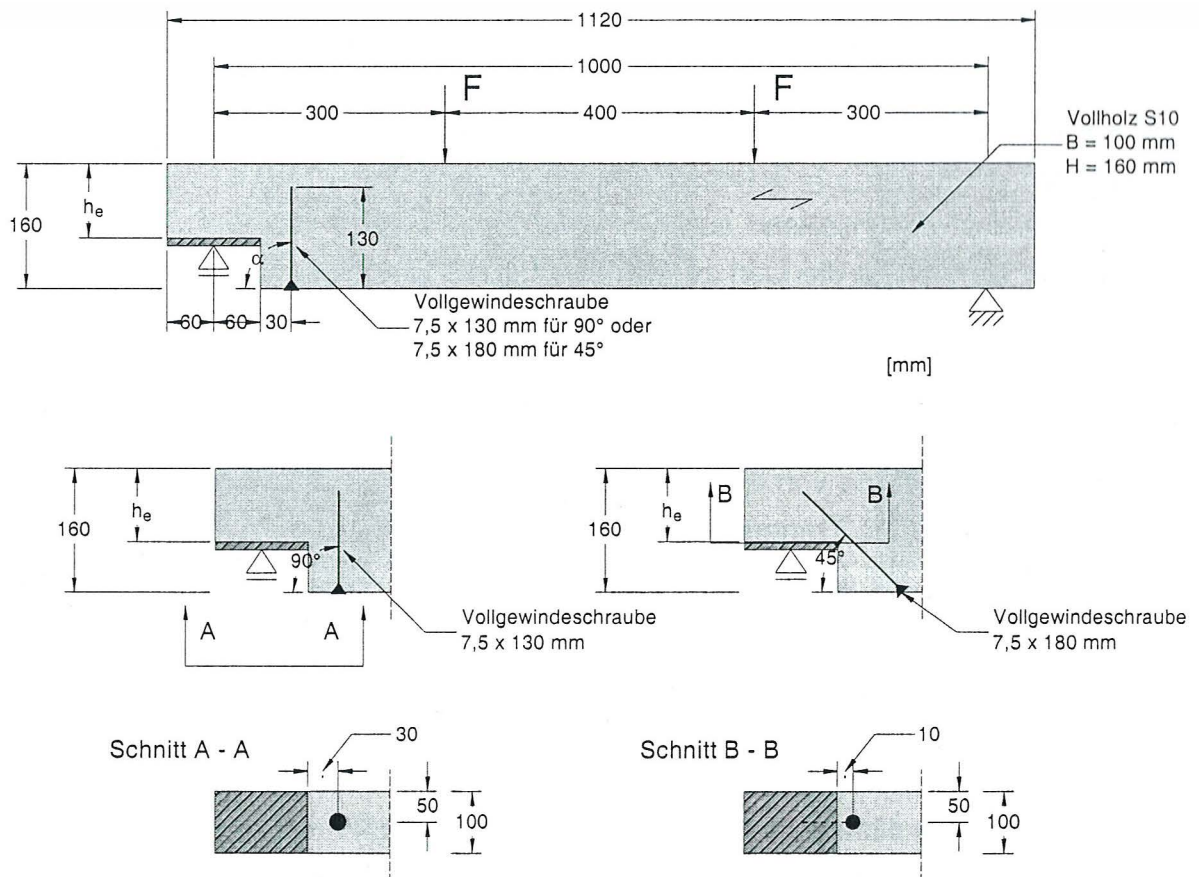
Bei den unverstärkten Queranschlüssen betrug die mittlere Traglast  $F_{t,90} = 22,4$  kN. Die mittlere Traglast von mit einer Vollgewindeschraube verstärkten Queranschlüssen konnte im Vergleich zu den unverstärkten Queranschlüssen um 40% gesteigert werden. Die höchsten mittleren Traglasten mit  $F_{t,90} = 38,5$  kN und

$F_{t,90} = 40,3 \text{ kN}$  wurden bei Queranschlüssen mit zwei Vollgewindeschrauben als Querkzugverstärkung erreicht.

### 3.3 Versuche mit ausgeklinkten Trägerauflagern

#### 3.3.1 Versuchsprogramm

Insgesamt 50 ausgeklinkte unverstärkte sowie verstärkte Trägerauflager aus Vollholz der Sortierklasse S10 nach DIN 4074 wurden mit einem für alle Versuchskörper konstantem Querschnitt  $B \times H = 100 \times 160 \text{ mm}$  in einem 4-Punkt-Biegeversuch geprüft. Die Einzellasten wurden in einem Abstand von 300 mm zum ausgeklinkten Auflager aufgebracht, so dass das querzuggefährdete Auflager durch die Lasteinleitung ungestört blieb. Der Steigungswinkel des Anschnitts am Auflager betrug  $90^\circ$ , der Abstand zwischen der Kraftwirkungslinie der Auflagerkraft und der Ausklinkungsecke wurde zu 60 mm gewählt. Der Versuchsaufbau der ausgeklinkten Trägerauflager ist in Bild 10 dargestellt.



**Bild 10:** Versuchsaufbau - ausgeklinkte Trägerauflager

Geprüft wurden ausgeklinkte unverstärkte und verstärkte Trägerauflager mit einer Resthöhe  $h_e$  von 80 mm, 95 mm, 110 mm und 130 mm. Als Verstärkungselement wurde für alle verstärkten Träger jeweils eine Vollgewindeschraube 7,5 x 130 mm

in einem zur Holzfaser parallelem Abstand von 30 mm zum ausgeklinkten Rand rechtwinklig zur Faserrichtung in die Prüfkörper eingedreht. Um den Einfluss des Einschraubwinkels zu untersuchen, wurden auch Versuche mit Vollgewindeschrauben 7,5 x 180 mm und einem Einschraubwinkel  $\alpha = 45^\circ$  zwischen der Schraubenachse und der Faserrichtung des Holzes durchgeführt. Der zur Holzfaser parallele Abstand dieser Vollgewindeschraube zur querzugbeanspruchten Ecke betrug hierbei 10 mm. Um ein eventuelles Schubversagen am Auflager mit der Resthöhe  $h_e$  zu vermeiden, wurde das Auflager mit rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes eingedrehten Schrauben verstärkt. Diese über die gesamte Resthöhe oberhalb des Auflagers eingedrehten Schrauben beeinflussen weder die Spannungsverteilung noch die Steifigkeit an der zu untersuchenden ausgeklinkten Ecke.

Die Prüfung erfolgte mit einer Universalprüfmaschine mit zwei Druckkolben. Unverstärkte ausgeklinkte Trägerauflager wurden mit einer konstanten Weggeschwindigkeit von 1 mm/min bis zum Erreichen der Bruchlast geprüft. Unterhalb des ausgeklinkten Auflagers wurde eine Kraftmessdose montiert. Die Prüfung von mit Vollgewindeschrauben verstärkten ausgeklinkten Trägerauflagern wurde mit dem Belastungsverfahren nach DIN EN 26891 durchgeführt. Hierbei ist die Last bis auf  $0,4 \cdot F_{\text{est}}$  ( $F_{\text{est}}$  = Schätzlast) aufzubringen und dort 30 s konstant zu halten. Die Last ist anschließend auf  $0,1 \cdot F_{\text{est}}$  zu verringern und erneut 30 s konstant zu halten. Danach ist die Last zu steigern, bis die Bruchlast oder eine Verschiebung von 15 mm erreicht ist.

Die Rissöffnung rechtwinklig zur Holzfaser wurde mittels sechs induktiver Wegaufnehmer gemessen. Jeweils drei Wegaufnehmer wurden in einem zur Holzfaser parallelem Abstand von 10 mm, 30 mm sowie 50 mm zur ausgeklinkten Ecke an beiden Seiten des Trägers angebracht. Die Verformung rechtwinklig zur Holzfaser wurde hierbei auf einer Länge von 120 mm gemessen (20 mm oberhalb sowie 20 mm unterhalb des Trägerrandes).

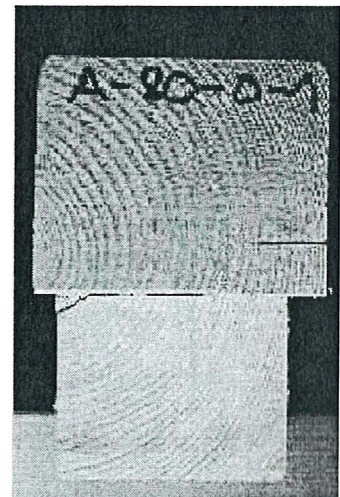
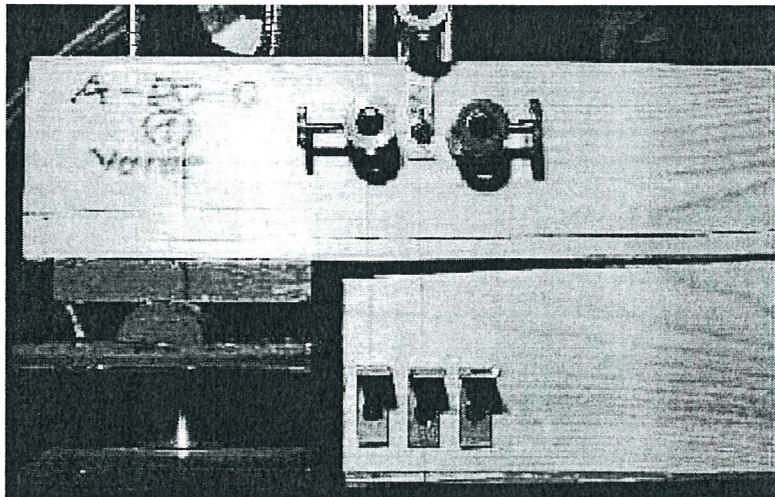
### 3.3.2 Ergebnisse

Bei den unverstärkten ausgeklinkten Trägern bildete sich ausgehend von der Ausklinkungsecke ein zur Holzfaser paralleler Riss. Hierbei kam es bereits bei kleinen Verformungen rechtwinklig zur Holzfaser zum instabilen Risswachstum sowie einem spröden Versagen. Die Traglast konnte nach Beginn des instabilen Risswachstums nicht mehr gesteigert werden. Bei den verstärkten ausgeklinkten Trägerauflagern kam es ebenfalls zum Querzugversagen verbunden mit Risswachstum. Im Vergleich zu den unverstärkten Trägerauflager konnten hierbei höhere Traglasten aufgenommen werden. Darüber hinaus war das Versagen verstärkter

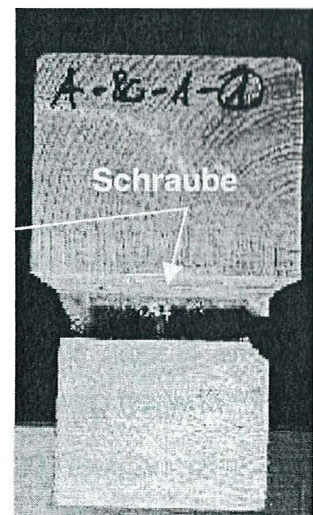
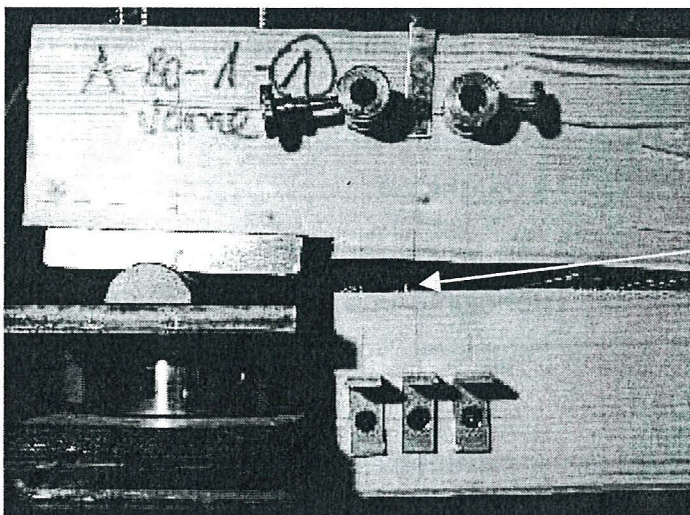


Trägerauflager analog zu den verstärkten Queranschlüssen duktiler. Die Traglast konnte nach dem Auftreten des Risses konstant gehalten oder gesteigert werden, bis die Schraube aus dem Holz herausgezogen wurde.

In Bild 11 und 12 ist ein unverstärktes sowie ein verstärktes Trägerauflager nach der Versuchsdurchführung dargestellt.



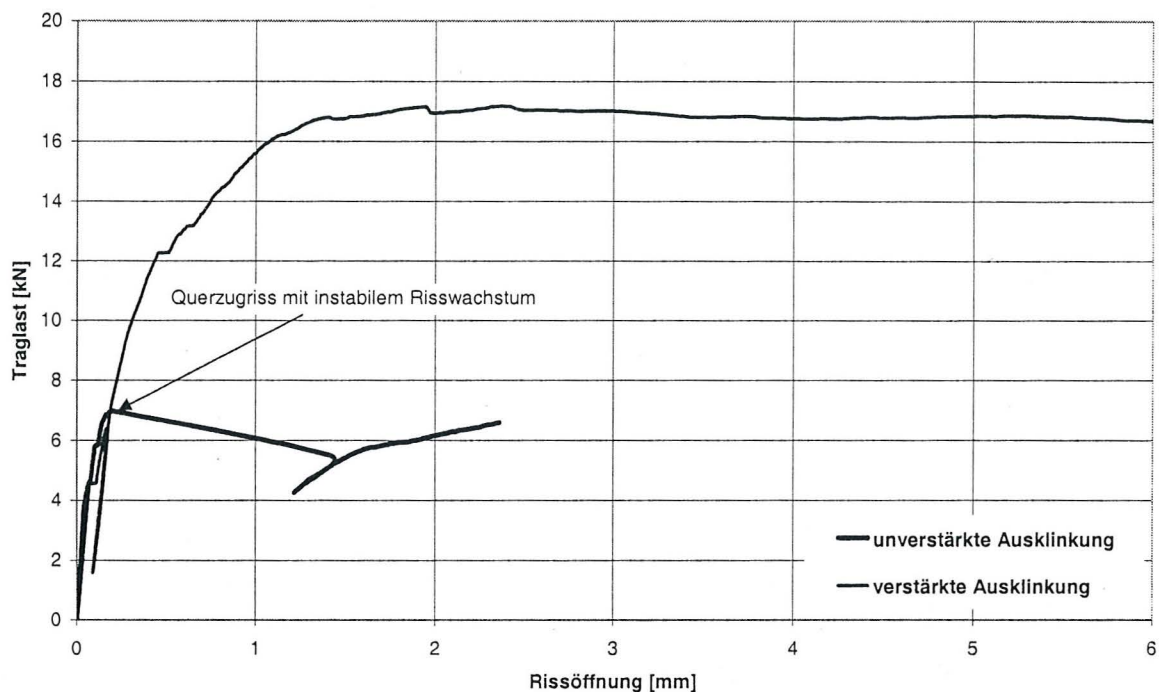
**Bild 11:** Unverstärktes Trägerauflager nach der Versuchsdurchführung



**Bild 12:** Verstärktes Trägerauflager nach der Versuchsdurchführung

Ein typisches Last-Verformungs-Diagramm für ein sprödes Versagen eines unverstärkten ausgeklinkten Trägerauflagers sowie für ein duktiles Versagen eines verstärkten ausgeklinkten Trägerauflagers ist in Bild 13 dargestellt.





**Bild 13:** Typisches Last-Verformungs-Verhalten verstärkter sowie unverstärkter ausgeklinkter Trägersauflager

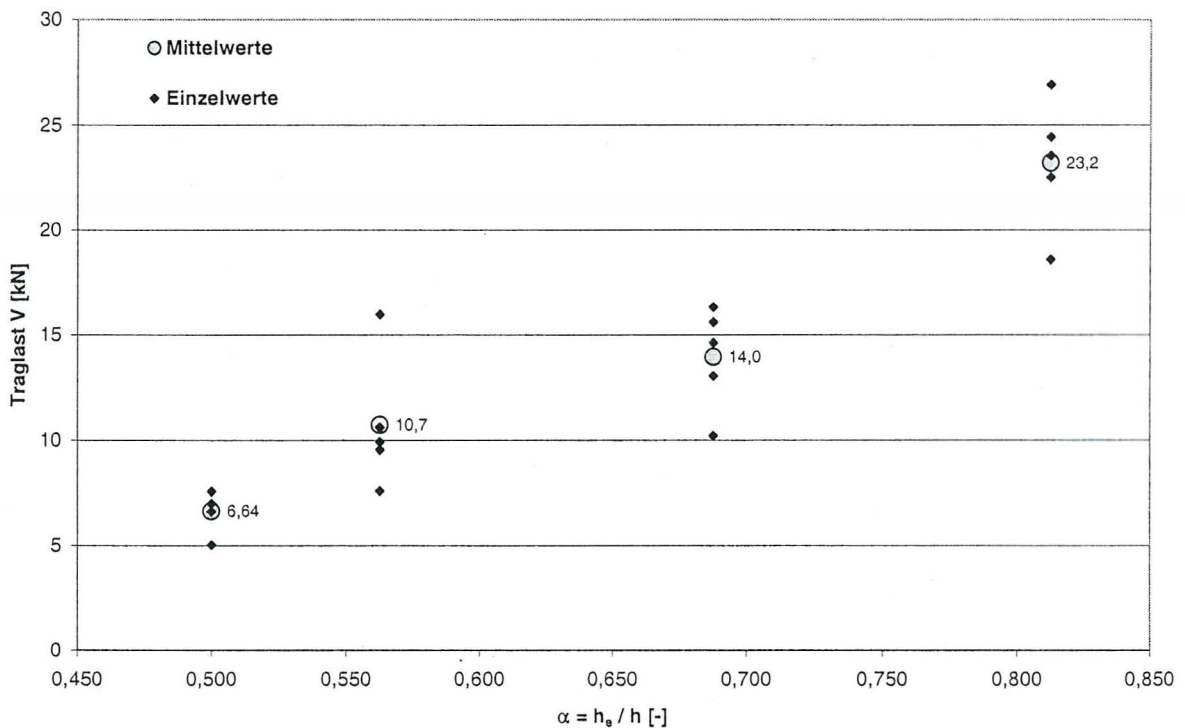
In Bild 14 sind Ergebnisse der Versuche mit unverstärkten ausgeklinkten Trägern in Abhängigkeit von der Resthöhe  $h_e$  zur Gesamthöhe  $h$  des Trägers dargestellt ( $\alpha = h_e / h$ ). Die Ergebnisse der Versuche mit verstärkten ausgeklinkten Trägern in Abhängigkeit von  $\alpha = h_e / h$  sind in Bild 15 dargestellt.

In Tabelle A.5 und A.6 (Anlage 17) sind die Einzelwerte der Traglasten sowie die wichtigsten Eigenschaften des Holzes (Rohdichte und Holzfeuchte) an der Stelle des Risses dargestellt. Hierbei wurde folgendes Schema zur Bezeichnung der Prüfreihe gewählt:

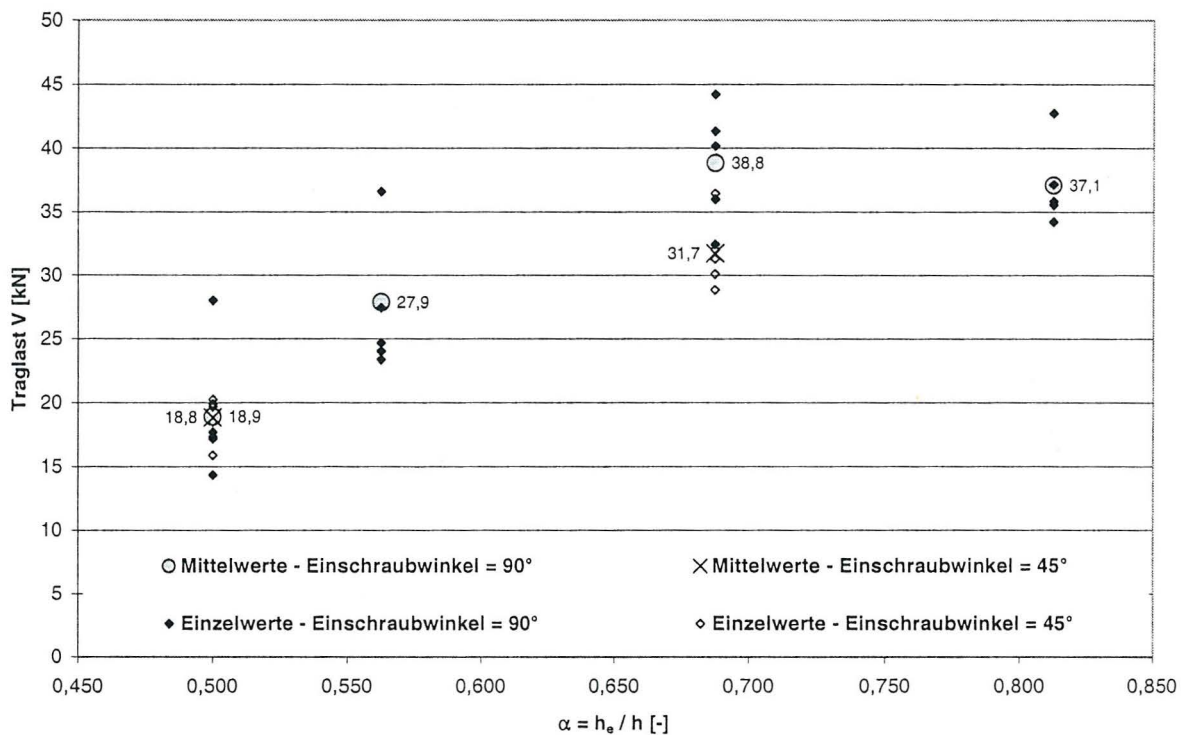
- Reihe A-80-0: unverstärkter ausgeklinkter Träger mit  $h_e = 80$  mm
- Reihe A-80-1: verstärkter ausgeklinkter Träger mit  $h_e = 80$  mm (Vollgewindeschraube 7,5 x 130 mm, Einschraubwinkel = 90°)
- Reihe A-80-45°-1: verstärkter ausgeklinkter Träger mit  $h_e = 80$  mm (Vollgewindeschraube 7,5 x 180 mm, Einschraubwinkel = 45°)
- Reihe A-95-0: unverstärkter ausgeklinkter Träger mit  $h_e = 95$  mm
- Reihe A-95-1: verstärkter ausgeklinkter Träger mit  $h_e = 95$  mm (Vollgewindeschraube 7,5 x 130 mm, Einschraubwinkel = 90°)
- Reihe A-110-0: unverstärkter ausgeklinkter Träger mit  $h_e = 110$  mm

- Reihe A-110-1: verstärkter ausgeklinkter Träger mit  $h_e = 110$  mm (Vollgewindeschraube 7,5 x 130 mm, Einschraubwinkel =  $90^\circ$ )
- Reihe A-110-45°-1: verstärkter ausgeklinkter Träger mit  $h_e = 110$  mm (Vollgewindeschraube 7,5 x 180 mm, Einschraubwinkel =  $45^\circ$ )
- Reihe A-130-0: unverstärkter ausgeklinkter Träger mit  $h_e = 130$  mm
- Reihe A-130-1: verstärkter ausgeklinkter Träger mit  $h_e = 130$  mm (Vollgewindeschraube 7,5 x 130 mm, Einschraubwinkel =  $90^\circ$ )

Die zugehörigen Last-Verschiebungs-Diagramme sind in den Anlagen 18 bis 31 dargestellt.



**Bild 14:** Ergebnisse unverstärkter ausgeklinkter Trägerauflager



**Bild 15:** Ergebnisse verstärkter ausgeklinkter Trägerauflager

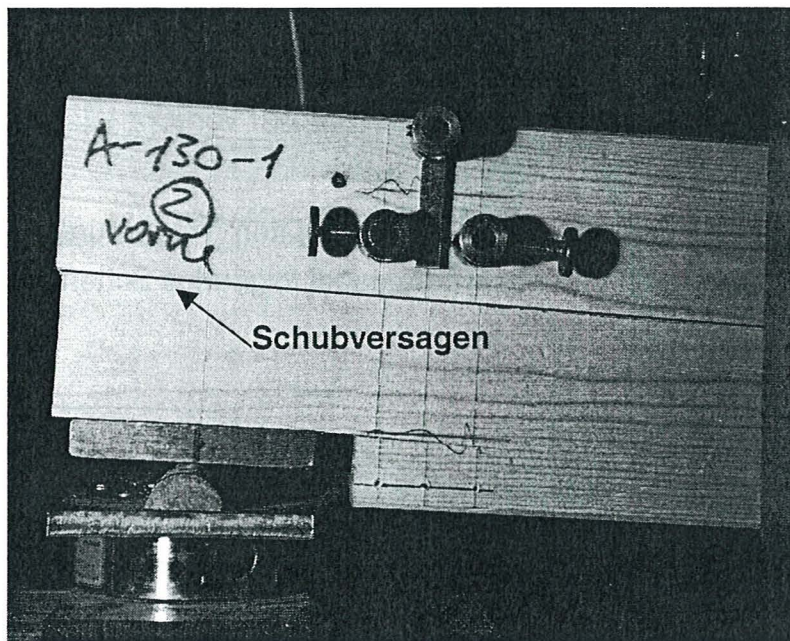
Für unverstärkte Trägerauflager mit einem Verhältnis der Resthöhe  $h_e$  zur Gesamthöhe  $h$  des Trägers  $\alpha = h_e / h = 0,5$  betrug die mittlere Traglast  $V = 6,64$  kN. Mit steigendem Verhältnis der Resthöhe zur Gesamthöhe stieg die Traglast erwartungsgemäß an. Der Höchstwert der mittleren Traglast mit  $V = 23,2$  kN wurde für unverstärkte Trägerauflager bei einem Verhältnis  $\alpha = 0,813$  erreicht.

Für mit Hilfe von Vollgewindeschrauben verstärkten Trägerauflagern konnte ebenfalls ein Traglastanstieg mit zunehmendem  $\alpha = h_e / h$  beobachtet werden. Einzige Ausnahme stellen die Ergebnisse für  $\alpha = h_e / h = 0,813$  dar. Schubversagen des Trägers und Versagen infolge Herausziehen der Vollgewindeschraube aus dem Holz war hierbei die Ursache für das vorzeitige Versagen dieser Träger. In Bild 16 ist ein verstärkter ausgeklinkter Träger mit einem Verhältnis  $\alpha = h_e / h = 0,813$  nach der Versuchsdurchführung dargestellt.

Für ein Verhältnis  $\alpha = h_e / h = 0,5$  sind die Ergebnisse für Versuche mit ausgeklinkten Trägern sowie rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes eingedrehten Schrauben in etwa gleich mit den Ergebnissen für ausgeklinkte Träger mit unter 45° zur Faserrichtung des Holzes eingedrehten Schrauben. Hierbei betrug die Einschraubtiefe für die Versuchsreihe mit rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes eingedrehten Schrauben  $l_{ef} = 50$  mm, für die Versuchsreihe mit unter 45° zur Faserrichtung des Holzes eingedrehten Schrauben  $l_{ef} = 67$  mm. Für ein Verhältnis  $\alpha = h_e / h = 0,688$  sind die Ergebnisse für die Versuchsreihe A-110-45°-1 (Ein-



schraubwinkel =  $45^\circ$ ) kleiner als die Ergebnisse für die Versuchsreihe A-110-1 (Einschraubwinkel =  $90^\circ$ ). Hierbei betrug die Einschraubtiefe für die Versuchsreihe A-110-1  $l_{ef} = 50$  mm, für die Versuchsreihe A-110-45°-1  $l_{ef} = 71$  mm.



**Bild 16:** Versuchsreihe A-130-1 ( $\alpha = h_e / h = 0,813$ ): Schubversagen in Trägermitte sowie Herausziehen der Vollgewindeschraube

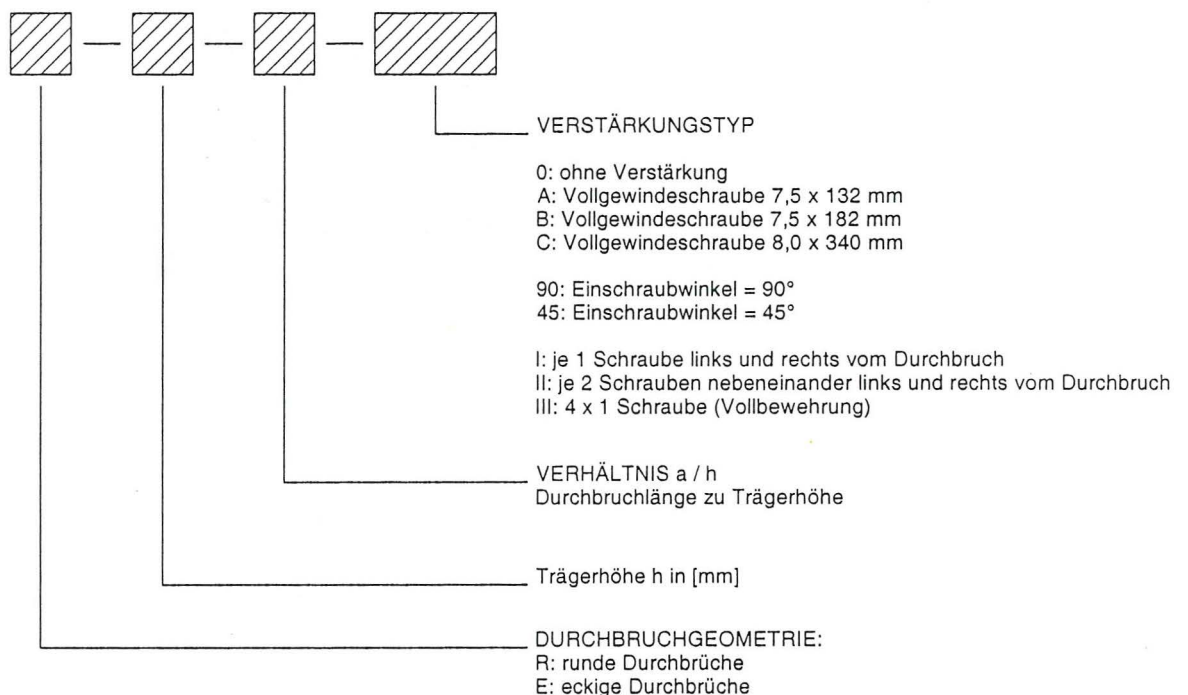
### 3.4 Versuche mit Trägerdurchbrüchen

#### 3.4.1 Versuchsprogramm

Insgesamt 30 unverstärkte sowie verstärkte Trägerdurchbrüche aus Vollholz der Sortierklasse S10 nach DIN 4074 sowie 30 Trägerdurchbrüche aus Brettschichtholz BS14 wurden in einem 3-Punkt-Biegeversuch geprüft. Bei den Trägerdurchbrüchen aus Vollholz mit einem konstanten Querschnitt  $B \times H = 100 \times 160$  mm wurde die Durchbruchgeometrie (runde Durchbrüche mit einem Radius  $R = 60$  mm und eckige Durchbrüche mit  $h_d \times a = 64 \times 100$  mm) sowie die Anzahl und Lage der Vollgewindeschrauben als Verstärkungselemente variiert. Geprüft wurden unverstärkte sowie mit je zwei rechtwinklig zur Holzfaserrichtung links und rechts vom Durchbruch eingedrehten Vollgewindeschrauben  $7,5 \times 132$  mm verstärkte eckige und runde Durchbrüche. Zusätzlich wurden verstärkte eckige Durchbrüche geprüft, wobei entweder jeweils eine oder zwei Vollgewindeschrauben  $7,5 \times 182$  mm links und rechts vom Durchbruch unter einem Winkel von  $45^\circ$  zur Faserrichtung des Holzes in die Träger eingedreht wurden. Der Abstand der Durchbrüche vom Auflager wurde zu 200 mm gewählt, wodurch der querzuggefährdete Bereich am Durchbruchrand von der Lasteinleitung am Auflager und von der Lasteinleitung in Trägermitte bei den 1120 mm langen Trägern ungestört blieb. Im Rahmen

weiterer Untersuchungen wurden Träger mit runden und eckigen Durchbrüchen aus Brettschichtholz geprüft. Hierbei wurde die Trägerhöhe ( $h = 240$  mm und  $h = 300$  mm), die Anzahl und Lage der Vollgewindeschrauben sowie die Durchbruchlänge variiert ( $a = 100$  mm und  $a = 300$  mm). Ebenso wurde bei dieser Versuchsreihe die Last in einem ausreichenden Abstand zum Durchbruchrand eingeleitet, so dass der querzuggefährdete Bereich von der Lasteinleitung ungestört blieb.

In Bild 17 ist der Versuchsaufbau der geprüften Trägerdurchbrüche dargestellt. Zur Bezeichnung der Prüfreihe wurde dabei folgendes Schema gewählt:



Alle Durchbrüche mit einer Trägerhöhe  $h = 160$  mm wurden aus Vollholz der Sortierklasse S10 nach DIN 4074 hergestellt. Die Stützweite wurde zu  $L = 1000$  mm, die Trägerbreite zu  $b = 100$  mm gewählt. Durchbrüche mit einer Trägerhöhe  $h = 240$  mm und  $h = 300$  mm wurden aus Brettschichtholz der Festigkeitsklasse BS14 mit einer Trägerbreite  $b = 120$  mm sowie einer Stützweite  $L = 10 \cdot h$  hergestellt. Für alle Versuche wurde die Durchbruchshöhe  $h_d$  zu  $h_d = 0,4 \cdot h$  gewählt. Der zur Holzfaser parallele Abstand  $a_3$  zwischen der Schraube und dem Durchbruchrand wurde für einen Einschraubwinkel von 90° zu  $a_3 = 30$  mm, für einen Einschraubwinkel von 45° zu  $a_3 = 10$  mm gewählt. Auch bei einem Abstand von  $a_3 = 10$  mm zwischen dem Verbindungsmittel und dem Durchbruchrand konnte kein Spalten des Holzes beobachtet werden. Die Trägerhöhe  $h$ , die Durchbruchgeometrie (eckige bzw. runde Durchbrüche), das Verhältnis der Durchbruchlänge zur Träger-





EN 26891 durchgeführt. Hierbei ist die Last bis auf  $0,4 \cdot F_{\text{est}}$  ( $F_{\text{est}}$  = Schätzlast) aufzubringen und dort 30 s konstant zu halten. Die Last ist anschließend auf  $0,1 \cdot F_{\text{est}}$  zu verringern und erneut 30 s konstant zu halten. Danach ist die Last zu steigern, bis die Bruchlast oder eine Verschiebung von 15 mm erreicht ist.

Die Rissöffnung rechtwinklig zur Holzfaser wurde mittels acht induktiver Wegaufnehmer gemessen. Jeweils zwei Wegaufnehmer wurden in einem zur Holzfaser parallelen Abstand von 10 mm und 30 mm zum Trägerdurchbruch an beiden Seiten des Trägers sowie an beiden Seiten des Durchbruches angebracht. Die Rissöffnung wurde hierbei für alle Träger auf einer Länge gemessen, die der Trägerhöhe  $h - 2 \cdot 20$  mm entspricht.

### 3.4.2 Ergebnisse

Im Rahmen der Untersuchungen an Trägern mit runden sowie rechteckigen Durchbrüchen wurden 16 unterschiedliche Versuchsreihen durchgeführt. In Tabelle 2 sind die Mittelwerte der Traglasten für alle Versuche dargestellt. Die Einzelwerte der Traglasten sowie die wichtigsten Eigenschaften des Holzes (Rohdichte und Holzfeuchte) an der Stelle des Versagens sind in Tabelle A.7 bis A.9 (Anlage 32 bis 34) dargestellt. In diesen Tabellen sind zusätzlich für jeden Versuch die Bruchursachen bzw. die Art des Versagens an der Bruchstelle angegeben. Für die Bezeichnung des Versagens wurde hierbei folgendes Schema gewählt:

Versagen 1: Querzugversagen an der Stelle der größten Querzugbeanspruchung. Bei eckigen Durchbrüchen sind das die Stellen an den querzugbeanspruchten Durchbruchsecken (siehe Bild 18). Bei runden Durchbrüchen sind das die Stellen am Schnittpunkt der unter  $45^\circ$  zur Holzfaser geneigten Kreisdurchmesser mit dem Durchbruchsrund.

Versagen 2: Kombiniertes Versagen entsprechend Versagen 1 sowie Erreichen der Schubfestigkeit der Träger. Hierbei kam es zum Schubversagen infolge erhöhter Schubspannungen in den Ecken des Durchbruchs (siehe Bild 20).

Versagen 3: Kombiniertes Versagen infolge Erreichen der Querzugfestigkeit und der Schubfestigkeit des Trägers. Hierbei kam es zum Schubversagen infolge erhöhter Schubspannungen in Trägermitte links vom Durchbruch. Die Erhöhung der Schubspannung in Trägermitte resultiert aus der Umleitung des Schubflusses unmittelbar vor dem Durchbruch (siehe Bild 21).

Versagen 4: Versagen entsprechend Versagen 3. Das Schubversagen fand jedoch fast in Trägermitte rechts vom Durchbruch statt (siehe Bild 19).

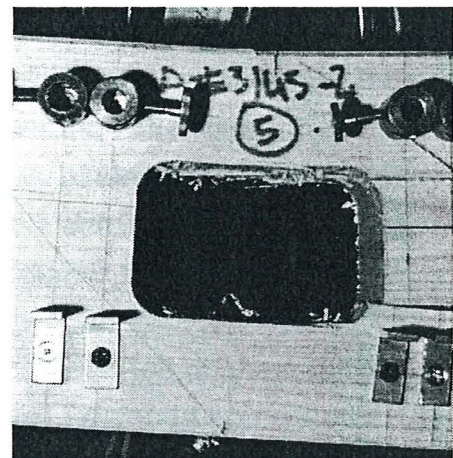
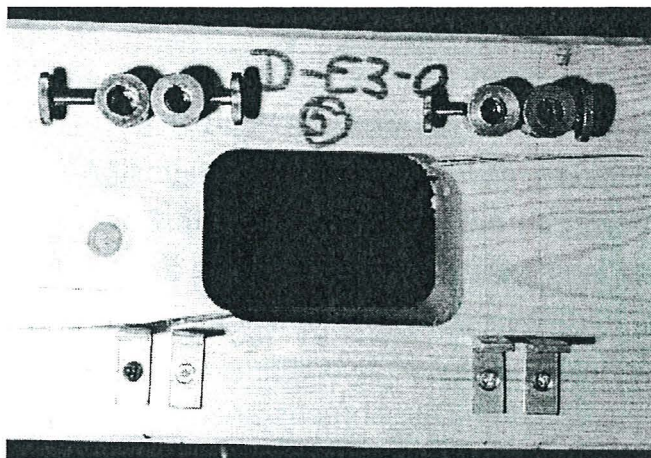


Die zugehörigen Last-Verschiebungs-Diagramme sind in den Anlagen 35 bis 54 dargestellt.

**Tabelle 2:** Mittelwerte der Traglasten für alle Versuchsreihen

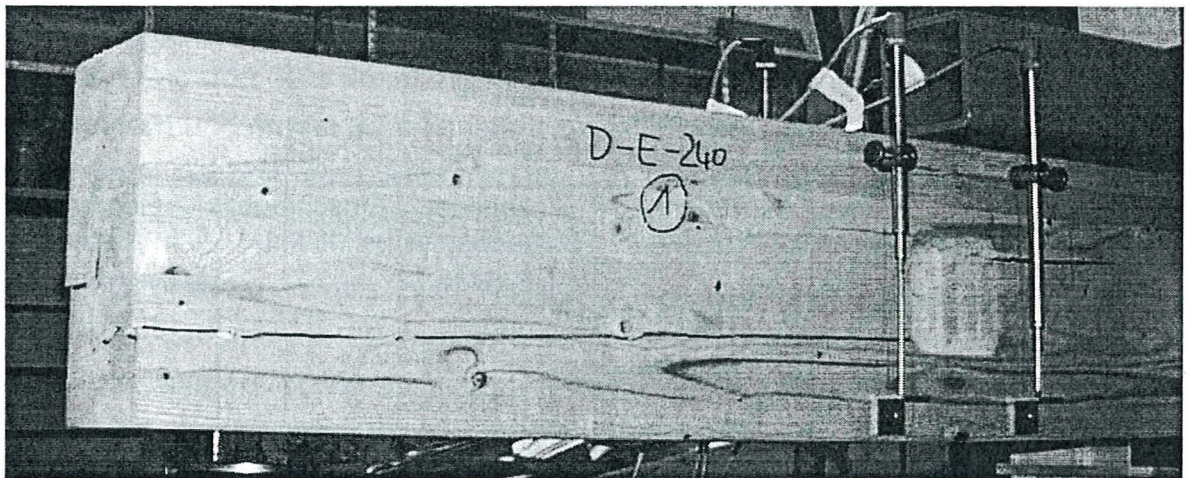
Versuchsreihe	mittlere Traglast V [kN]	Anzahl der Schrauben je DB-Seite [-]	Einschraubwinkel [°]	Geometrie der Vollgewindeschraube d x l [mm]
E-160-0,63-0	17,2	-	-	-
E-160-0,63-A90II	24,8	2	90	7,5 x 132
E-160-0,63-B45I	28,9	1	45	7,5 x 182
E-160-0,63-B45II	34,0	2	45	7,5 x 182
E-240-0,42-B90I	46,2	1	90	7,5 x 182
E-240-0,42-B45I	41,7	1	45	7,5 x 182
E-240-0,42-C45I	49,0	1	45	8,0 x 340
E-240-0,42-C45III	50,6	4 x 1	45	8,0 x 340
E-300-0,33-B90I	43,9	1	90	7,5 x 182
E-300-0,33-B45I	44,2	1	45	7,5 x 182
E-300-0,33-C45III	56,0	4 x 1	45	8,0 x 340
E-300-1,0-B90I	32,2	1	90	7,5 x 182
R-160-0,4-0	24,5	-	-	-
R-160-0,4-A90II	28,0	2	90	7,5 x 132
R-240-0,4-B90I	45,9	1	90	7,5 x 182
R-300-0,4-B90I	50,3	1	90	7,5 x 182

**Hinweis:** Für alle Versuche betrug das Verhältnis der Durchbruchhöhe zur Trägerhöhe  $h_d / h = 0,4$ .

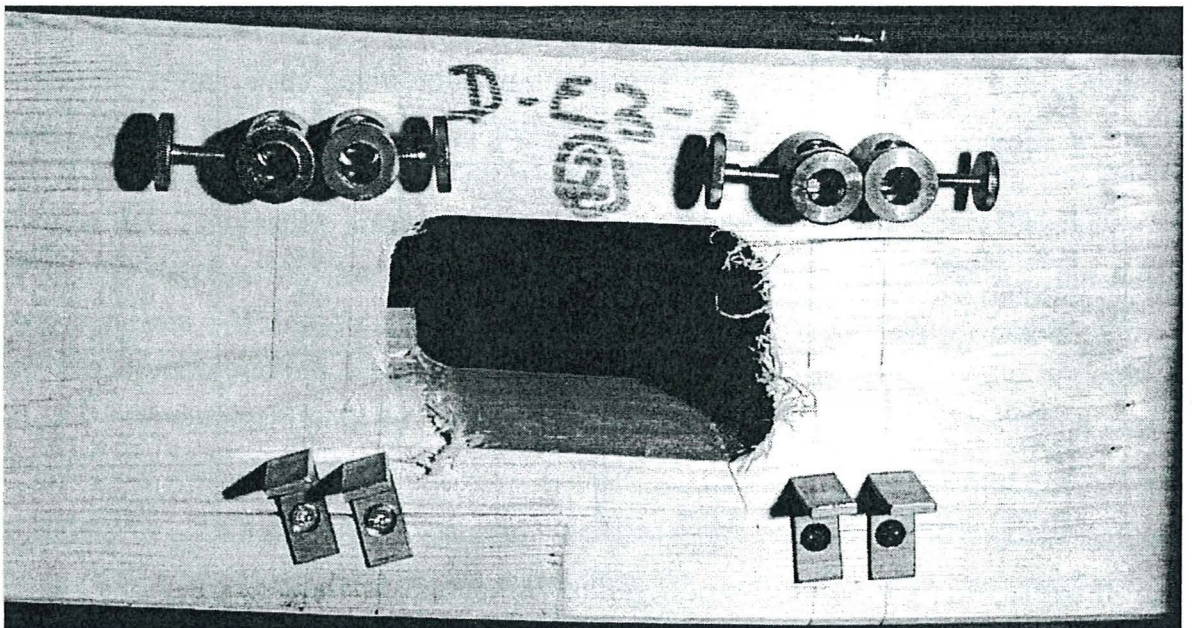


**Bild 18 und 19:** Versagen nach Punkt 1 (links) und Punkt 4 (rechts)





**Bild 20:** Versagen nach Punkt 2



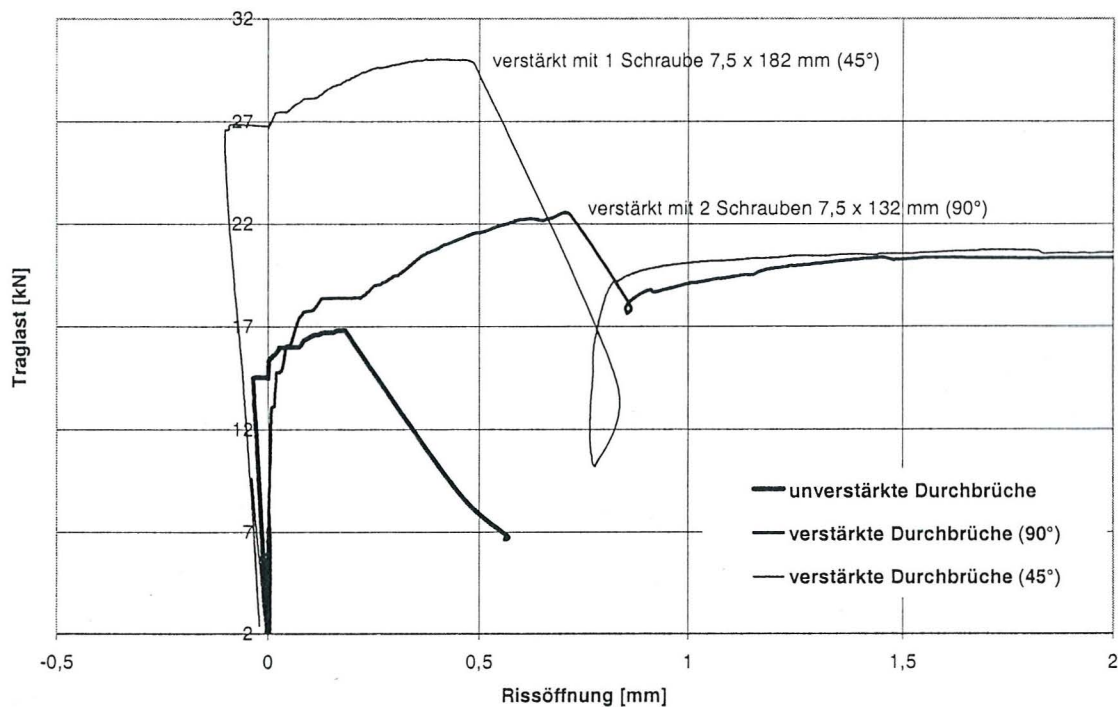
**Bild 21:** Versagen nach Punkt 3

Bei den unverstärkten eckigen Durchbrüchen kam es bereits bei kleinen Verformungen zu einem spröden Versagen (Versagen entsprechend Bild 18). Unverstärkte runde Durchbrüche versagten durch Erreichen der Querkzugfestigkeit sowie der Schubfestigkeit des Holzes (Versagen entsprechend Bild 20). Das Versagen durch Erreichen der Schubfestigkeit fand jedoch nicht in der Mitte des Restträgers oberhalb bzw. unterhalb des Durchbruches statt (Stelle der maximalen Schubspannung nach der Balkentheorie). Ausgehend vom Schnittpunkt der unter  $45^\circ$  zur Faserrichtung geneigter Durchmesser mit dem Durchbruchrand kam es zu einem spröden Schubversagen der Träger verbunden mit einer Rissausbildung parallel zur Holzfaser bis hin zum Auflager. Der Grund für dieses spröde Schubversagen sind hohe lokale Schubspannungen.



Bei den verstärkten Durchbrüchen kam es ebenso zu einem spröden Querkzug- / Schubversagen in der Durchbruchsecke (Versagen entsprechend Bild 20) oder zu einem reinen Schubversagen in Trägermitte (Versagen entsprechend Bild 19 und 21). Ausgehend von diesem Versagen kam es zum Abfall der Last mit anschließender Laststeigerung, bis die Schraube aus dem Holz herausgezogen wurde. Hierbei konnte die Höchstlast nicht mehr erreicht werden.

Ein typisches Last-Verformungs-Diagramm eines unverstärkten Trägers (überwiegendes Querkzugversagen) sowie eines mit rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes eingedrehten Schrauben verstärkten Trägers (Schubversagen) ist in Bild 22 dargestellt. In diesem Bild ist auch ein Last-Verformungs-Diagramm für einen verstärkten Träger dargestellt, wobei die Vollgewindeschrauben unter  $45^\circ$  zur Faserrichtung des Holzes eingedreht wurden (Schubversagen).



**Bild 22:** Typisches Last-Verformungs-Verhalten verstärkter sowie unverstärkter Trägerdurchbrüche

Ein Querkzugversagen in der Durchbruchsnähe fand nur bei unverstärkten eckigen Durchbrüchen der Versuchsreihe E-160-0,63-0 bei einer mittleren Traglast  $V = 17,2$  kN statt. Wurden die Träger mit rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes eingedrehten Schrauben verstärkt, konnte die mittlere Traglast um 44% auf  $V = 24,8$  kN gesteigert werden. Unverstärkte runde Durchbrüche versagten infolge Erreichen der Schub- und der Querkzugfestigkeit bei einer mittleren Traglast  $V = 24,5$  kN. Bei einem kombinierten Querkzug- / Schubversagen der Träger in Durchbruchsnähe wird das Tragverhalten von mit unter  $90^\circ$  zur Faserrichtung des Hol-

zes eingedrehten Schrauben verstärkten Durchbrüchen im Vergleich zu den unverstärkten Durchbrüchen kaum verbessert (Tabelle 2: Vergleich der Ergebnisse der Versuchsreihen R-160-0,4-0 und R-160-0,4-A90II). Die mittlere Traglast der unverstärkten runden Durchbrüche betrug  $V = 24,5$  kN, die der verstärkten runden Durchbrüche  $V = 28,0$  kN. Rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes eingedrehte Schrauben können die Steifigkeit der Träger kaum erhöhen. Zur Holzfaserrichtung geneigt angeordnete Schrauben erhöhen jedoch die Steifigkeit der Träger an der Stelle der Verstärkung. Diese Erhöhung der Trägersteifigkeit an der Stelle der geneigt angeordneten Verstärkung führt zu geringeren Schubverzerrungen und somit zu geringeren Schubspannungen. Daher konnten bei gleicher Einschraubtiefe mit geneigt angeordneten Schrauben höhere Traglasten erreicht werden, als mit rechtwinklig zur Holzfaserrichtung eingedrehten Schrauben (siehe Tabelle 2).

### **3.5 Versuche mit spaltgefährdeten Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln**

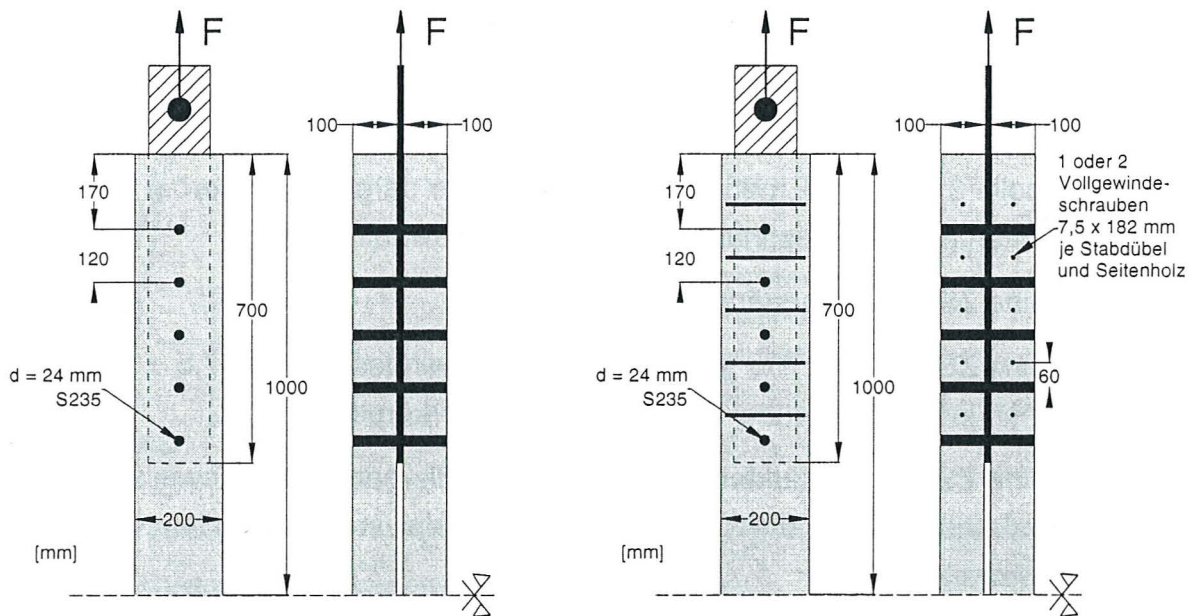
#### **3.5.1 Versuchsprogramm**

Insgesamt vier unverstärkte sowie sechs verstärkte Zugscherverbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln wurden am Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen, Universität Karlsruhe (TH) hergestellt und unter der Leitung von Prof. Dr.-Ing. Kreuzinger an der TU-München geprüft. Die zweischnittigen Stahlblech-Holz-Verbindungen mit innen liegenden Stahlblechen der Dicke  $t = 15$  mm wurden aus Brettschichtholz der Festigkeitsklasse BS11h mit einem Querschnitt  $B \times H = 100 \times 200$  mm sowie mit fünf Stabdübeln ( $d = 24$  mm; S235) je Anschluss hergestellt. Der Abstand der Verbindungsmittel untereinander parallel zur Faser betrug  $a_1 = 120$  mm. Der Abstand zum Hirnholz wurde zu  $a_{1,t} = 170$  mm, der Abstand zum unbeanspruchten Rand zu  $a_{2,c} = 100$  mm gewählt. Die Mindestabstände nach E DIN 1052 wurden eingehalten. Bei den verstärkten Zugscherkörpern wurden zusätzlich rechtwinklig zur Belastungsrichtung sowie rechtwinklig zur Stabdübelachse entweder eine oder zwei Vollgewindeschrauben  $7,5 \times 182$  mm in die Seitenhölzer zwischen jede Stabdübelreihe eingedreht. Der Abstand zwischen den Schrauben und den Stabdübeln wurde zu 60 mm gewählt. Mit Hilfe dieser Schrauben sollte ein vorzeitiges Spalten der Hölzer verhindert werden. In Bild 23 ist die Versuchsanordnung für die Stahlblech-Holz-Verbindungen dargestellt.

Die Prüfung wurde mit dem Belastungsverfahren nach DIN EN 26891 mit einer Universalprüfmaschine an der TU-München durchgeführt. Hierbei ist die Last bis auf  $0,4 \cdot F_{\text{est}}$  ( $F_{\text{est}}$  = Schätzlast) aufzubringen und dort 30 s konstant zu halten. Die Last ist anschließend auf  $0,1 \cdot F_{\text{est}}$  zu verringern und erneut 30 s konstant zu halten. Da-



nach ist die Last zu steigern, bis die Bruchlast oder eine Verschiebung von 15 mm erreicht ist.



**Bild 23:** Zugscherkörper - in Bild links: unverstärkt - in Bild rechts: verstärkt

### 3.5.2 Ergebnisse

Bei den vier unverstärkten Zugscherkörpern kam es bereits bei kleinen Verformungen zu einem spröden Spaltversagen der Verbindung. Beide Zugscherkörper, welche mit Hilfe jeweils einer Vollgewindeschraube zwischen jedem Stabdübel verstärkt wurden, versagten ebenfalls durch Spalten der Verbindung. Hierbei wurden die Schrauben aus dem Holz herausgezogen. Bei diesen Verbindungen wurden im Vergleich zu den unverstärkten Verbindungen jedoch größere Traglasten sowie größere Verschiebungen erreicht. Drei von vier Verbindungen, welche mit Hilfe von jeweils zwei zwischen jedem Stabdübel nebeneinander angeordneten Schrauben verstärkt wurden, versagten infolge Klaffen der Verbindung. Da im Vergleich zu den einfach verstärkten Verbindungen größere vertikale Verschiebungen und somit größere Biegewinkel der Stabdübel erreicht wurden, rutschten die Seitenhölzer von den Stabdübeln. Der letzte Prüfkörper aus dieser Versuchsreihe mit jeweils zwei nebeneinander angeordneten Schrauben wurde mit vier Stabdübeln sowie einem Passbolzen je Anschlussseite hergestellt. Damit wurde ein Klaffen der Verbindung verhindert. Hierbei kam es ebenfalls zum Spalten der Verbindung, wobei im Vergleich zu den Verbindungen mit jeweils einer Verstärkungsschraube eine höhere Verschiebung und eine höhere Traglast erreicht wurden.

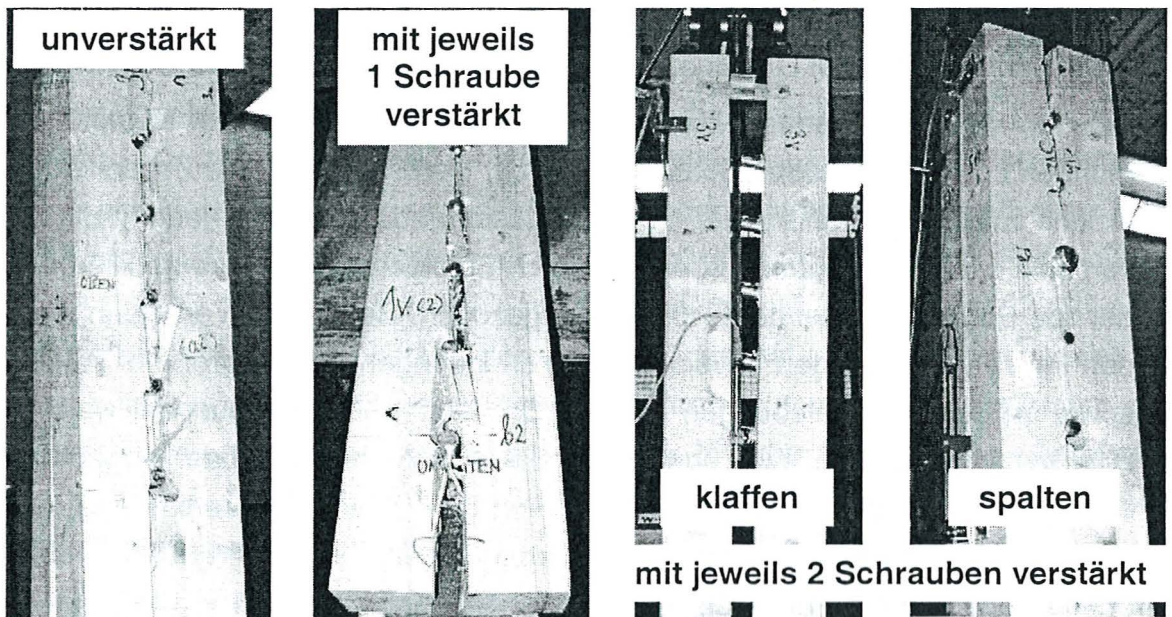
In Bild 24 sind ein unverstärkter sowie zwei unterschiedlich verstärkte Zugscherkörper nach der Versuchsdurchführung dargestellt.

Die typischen Last-Verschiebungs-Diagramme für eine unverstärkte (a), für eine mit jeweils einer (b) bzw. zwei Vollgewindeschrauben (c) verstärkte Verbindung sind in Bild 25 dargestellt.

In Tabelle 3 sind die Ergebnisse aller Versuche dargestellt. Hierbei wurde folgendes Schema zur Bezeichnung der Prüfreihe gewählt.

- Reihe ZS-0: unverstärkter Zugscherkörper
- Reihe ZS-1: mit Hilfe jeweils einer Vollgewindeschraube 7,5 x 182 mm zwischen jedem Stabdübel verstärkter Zugscherkörper.
- Reihe ZS-2: verstärkter Zugscherkörper. Hierbei wurden jeweils zwei Vollgewindeschrauben 7,5 x 182 mm nebeneinander zwischen jedem Stabdübel angeordnet.

Die zugehörigen Last-Verschiebungs-Diagramme sind in den Anlagen 55 bis 58 dargestellt.



**Bild 24:** Zugscherkörper nach der Versuchsdurchführung



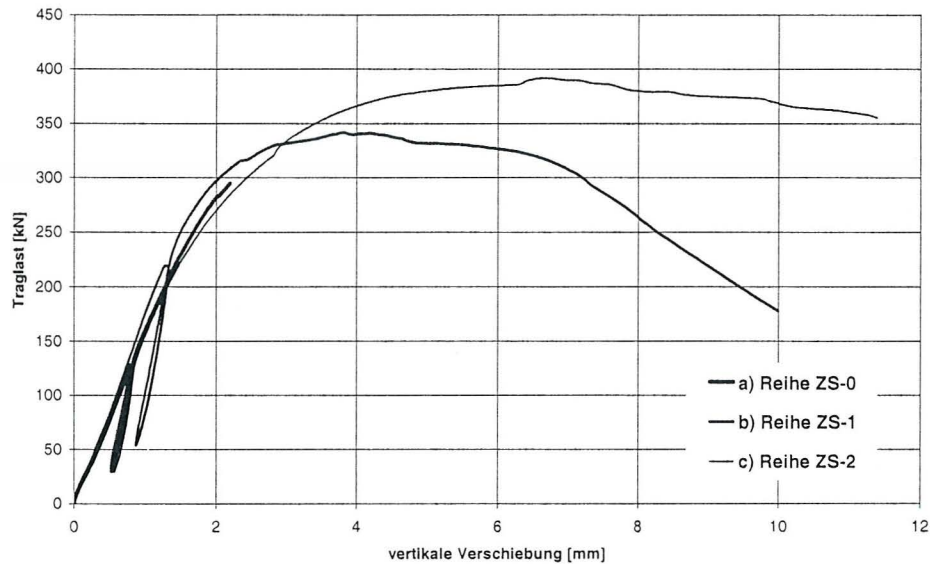


Bild 25: Typische Last-Verschiebungs-Diagramme geprüfter Zugscherkörper

Tabelle 3: Ergebnisse der durchgeführten Versuche

Bezeichnung	Traglast V [kN]	Rohdichte des Holzes $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Holzfeuchte u [%]	Versagen
<b>Zugscherkörper ohne Verstärkung</b>				
ZS-0-1	323	421	11,5	Spalten
ZS-0-2	282	422	12,2	Spalten
ZS-0-3	337	428	11,6	Spalten
ZS-0-4	295	423	12,7	Spalten
<b>Mittelwerte</b>	<b>309</b>	<b>424</b>	<b>12,0</b>	
<b>Zugscherkörper mit Verstärkung</b>				
ZS-1-1	341	411	11,5	Spalten
ZS-1-2	346	430	12,3	Spalten
<b>Mittelwerte</b>	<b>344</b>	<b>421</b>	<b>11,9</b>	
ZS-2-1 *)	(365)	428	12,0	Klaffen
ZS-2-2 *)	(361)	408	12,0	Klaffen
ZS-2-3 *)	(361)	420	11,7	Klaffen
ZS-2-4	392	410	12,8	Spalten
<b>Mittelwerte</b>	<b>392</b>	<b>417</b>	<b>12,1</b>	

\*) Ergebnisse wegen Klaffen der Verbindung nicht berücksichtigt

Bei den unverstärkten Zugscherkörpern betrug die mittlere Traglast  $V = 309$  kN. Wurden die Hölzer mit einer Vollgewindeschraube zwischen jeweils zwei Stabdübeln verstärkt, konnte die Traglast um 11% auf  $V = 344$  kN gesteigert werden. Die größte Traglaststeigerung im Vergleich zu den unverstärkten Verbindungen (27%) konnte nur bei einem Zugscherversuch mit je zwei Verstärkungsschrauben erreicht werden.

## 4 Rechenmodelle

### 4.1 Allgemeines

Unverstärkte sowie verstärkte querzuggefährdete Bauteile können mit Hilfe unterschiedlicher Verfahren nachgewiesen werden. Allgemein wird eine Kraft- bzw. Spannungskomponente rechtwinklig zur Faser als Einwirkung ermittelt. Als Widerstandsgrößen werden bei den unverstärkten querzuggefährdeten Bauteilen die Querkzugfestigkeit des Holzes bzw. die kritische Bruchenergie verwendet. Bei den verstärkten querzuggefährdeten Bauteilen wird die Kraftkomponente rechtwinklig zur Faser den Verstärkungselementen zugewiesen. Ein gemeinsames Wirken der Verstärkungselemente mit dem Holz wird vernachlässigt.

Im aktuellen Entwurf zur deutschen Bemessungsnorm für den Holzbau (E DIN 1052) sind für verstärkte sowie unverstärkte querzuggefährdete Bauteile Gleichungen zur Ermittlung der Zugkraft rechtwinklig zur Faser angegeben. Diese Rechenmodelle haben sich insbesondere bei der Berechnung unverstärkter sowie mit Hilfe von eingeleimten Gewindestäben bzw. aufgeleimten Holzwerkstoffplatten verstärkter querzuggefährdeten Bauteilen bewährt. Nachfolgend werden diese Rechenmodelle zur Berechnung unverstärkter sowie verstärkter querzuggefährdeter Bauteile vorgestellt. In Abschnitt 5 wird anschließend überprüft, inwieweit diese Rechenmodelle auf querzuggefährdete Bauteile mit Vollgewindeschrauben als Verstärkungselemente angewendet werden können.

### 4.2 Bemessung von Queranschlüssen nach E DIN 1052

Werden unverstärkte Bauteile mit Rechteckquerschnitt durch eine Krafteinleitung rechtwinklig zur Holzfaserrichtung  $F_{90}$  beansprucht, dürfen die dadurch verursachten Querkzugspannungen wie folgt berücksichtigt werden:

$$F_{90} \leq k_s \cdot k_r \cdot \left( 6,5 + 18 \cdot \frac{a^2}{h^2} \right) \cdot (t_{ef} \cdot h)^{0,8} \cdot f_{t,90} \quad (1)$$

mit

$$k_s = \max \left\{ 1; 0,7 + \frac{1,4 \cdot a_r}{h} \right\}$$

und

$$k_r = \frac{n}{\sum_{i=1}^n \left( \frac{h_1}{h_i} \right)^2}$$

Hierin bedeuten:

$F_{90}$	Kraftkomponente rechtwinklig zur Faserrichtung in N
$f_{t,90}$	Querzugfestigkeit des Holzes
$k_s$	Beiwert zur Berücksichtigung mehrerer nebeneinander angeordneter Verbindungsmittel
$k_r$	Beiwert zur Berücksichtigung mehrerer übereinander angeordneter Verbindungsmittel
$a$	Abstand des (obersten) Verbindungsmittels vom beanspruchten Rand
$a_r$	Abstand der beiden äußersten Verbindungsmittel parallel zur Faser
$h$	Höhe des Bauteils in mm
$t_{ef}$	wirksame Anschlusstiefe in mm
$n$	Anzahl der Verbindungsmittelreihen
$h_i$	Abstand der jeweiligen Verbindungsmittelreihe vom unbeanspruchten Bauteilrand

Für Stabdübel- und Bolzenverbindungen beträgt die wirksame Anschlusstiefe bei beidseitigem oder mittigem Queranschluss:

$$t_{ef} = \min\{b; 12 \cdot d\}$$

mit

$b$  Breite des Bauteils

$d$  Verbindungsmitteldurchmesser

Bei mit Hilfe von Vollgewindeschrauben verstärkten Queranschlüssen ist nachzuweisen, dass:

$$F_{90} \cdot [1 - 3 \cdot \alpha^2 + 2 \cdot \alpha^3] \leq R_{ax} \quad (2)$$

mit

$$\alpha = a / h$$



$R_{ax}$  Tragfähigkeit der Vollgewindeschraube nach Gleichung 7

Hierbei sind die Vollgewindeschrauben als Verstärkungselemente rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes in der Nähe der größten Querkzugbeanspruchung anzuordnen.

### 4.3 Bemessung von ausgeklinkten Trägerauflagern nach E DIN 1052

Werden unverstärkte Träger mit Rechteckquerschnitt an den Enden ausgeklinkt, darf die Querkraft  $V$  in der Nähe der Ausklinkung auf der belasteten Seite wie folgt nachgewiesen werden:

$$V \leq \frac{2}{3} \cdot b \cdot h_e \cdot k_v \cdot f_v \quad (3)$$

Für Träger mit Ausklinkung auf der belasteten Seite ist

$$k_v = \min \left\{ \begin{array}{l} 1 \\ k_{90} \cdot k_\varepsilon \end{array} \right\}$$

mit

$$k_{90} = \frac{k_n}{\sqrt{h} \cdot \left( \sqrt{\alpha \cdot (1-\alpha)} + 0,8 \cdot \frac{c}{h} \cdot \sqrt{\frac{1}{\alpha} - \alpha^2} \right)}$$

und

$$k_\varepsilon = 1 + \frac{1,1}{\tan \varepsilon \cdot \sqrt{h \cdot \tan \varepsilon}}$$

Hierin bedeuten:

$f_v$  Schubfestigkeit des Holzes

$h$  Trägerhöhe im mm

$h_e$  Resthöhe des Trägers

$b$  Trägerbreite

$c$  Abstand zwischen der Kraftwirkungslinie der Auflagerkraft und der Ausklinkungsecke

$\varepsilon$  Steigungswinkel des Anschnitts

$\alpha = h_e / h$

$k_n = 5$  für Vollholz und Balkenschichtholz

$k_n = 6,5$  für Brettschichtholz

$k_n = 4,5$  für Furnierschichtholz

Bei mit Hilfe von Vollgewindeschrauben verstärkten ausgeklinkten Trägerauflagern darf die Querkraft  $V$  wie folgt nachgewiesen werden:

$$V \leq \frac{R_{ax}}{1,3 \cdot [3 \cdot (1-\alpha)^2 - 2 \cdot (1-\alpha)^3]} \quad (4)$$

mit

$$\alpha = h_e / h$$

$R_{ax}$  Tragfähigkeit der Vollgewindeschraube nach Gleichung 7

Hierbei sind die Vollgewindeschrauben als Verstärkungselemente rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes in der Nähe der größten Querkraftbeanspruchung anzuordnen.

#### 4.4 Bemessung von Trägerdurchbrüchen nach E DIN 1052

Werden unverstärkte Trägerdurchbrüche durch Kräfte rechtwinklig zur Holzfaserrichtung  $F_{t,90}$  beansprucht, dürfen die dadurch verursachten Querkraftspannungen wie folgt berücksichtigt werden:

$$F_{t,90} \leq 0,5 \cdot l_{t,90} \cdot b \cdot f_{t,90} \quad (5)$$

die Kraftkomponente rechtwinklig zur Holzfaserrichtung  $F_{t,90}$  ist dabei wie folgt zu ermitteln:

$$F_{t,90} = \frac{V \cdot h_d}{4 \cdot h} \cdot \left[ 3 - \frac{h_d^2}{h^2} \right] + 0,008 \cdot \frac{M}{h_r}$$

Hierin bedeuten:

$b$  Trägerbreite

$h$  Trägerhöhe

$h_d$  Höhe des Durchbruchs

$V$  Querkraft am Durchbruchrand

$M$  Biegemoment am Durchbruchrand

$f_{t,90}$  Querkraftfestigkeit des Holzes

$l_{t,90} = 0,5 \cdot (h_d + h)$  für rechteckige Durchbrüche

$l_{t,90} = 0,353 \cdot h_d + 0,5 \cdot h$  für kreisförmige Durchbrüche

$h_r = \min \{h_{ro}; h_{ru}\}$  für rechteckige Durchbrüche

$h_r = \min \{h_{ro} + 0,15 \cdot h_d; h_{ru} + 0,15 \cdot h_d\}$  für kreisförmige Durchbrüche



mit

$h_{ro}$  Resthöhe oberhalb des Durchbruchs

$h_{ru}$  Resthöhe unterhalb des Durchbruchs

Bei mit Vollgewindeschrauben verstärkten Trägerdurchbrüchen muss die Kraftkomponente rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes durch die Schrauben aufgenommen werden. Dabei ist Folgendes einzuhalten:

$$F_{t,90} \leq R_{ax} \quad (6)$$

mit

$R_{ax}$  Tragfähigkeit der Vollgewindeschraube nach Gleichung 7

Die Vollgewindeschrauben als Verstärkungselemente sind rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes in der Nähe der größten Querkzugbeanspruchung anzuordnen.

#### 4.5 Bemessung auf Herausziehen beanspruchter Schrauben

Der Widerstand  $R_{ax}$  auf Herausziehen beanspruchter Schrauben darf nach Gleichung 7 ermittelt werden. Gleichung 7 gilt nur für eine Beanspruchung in Richtung der Schraubenachse. Hierbei dürfen die Schrauben unter einem Winkel  $\alpha$  zwischen der Schraubenachse und der Holzfaserrichtung angeordnet werden.

$$R_{ax} = \min \left\{ \frac{f_1 \cdot d \cdot l_{ef}}{\sin^2 \alpha + \frac{4}{3} \cdot \cos^2 \alpha} ; f_2 \cdot d_k^2 ; R_{t,u} \right\} \quad (7)$$

Hierin bedeuten:

$f_1$  Ausziehparameter

$f_2$  Kopfdurchziehparameter (bei Vollgewindeschrauben darf der Nachweis des Kopfdurchziehens  $R_{ax} = f_2 \cdot d_k^2$  vernachlässigt werden)

$d$  Nenndurchmesser der Schraube

$d_k$  Außendurchmesser des Schraubenkopfes, ggf. einschließlich Unterlegscheibe

$R_{t,u}$  Zugtragfähigkeit der Schraube

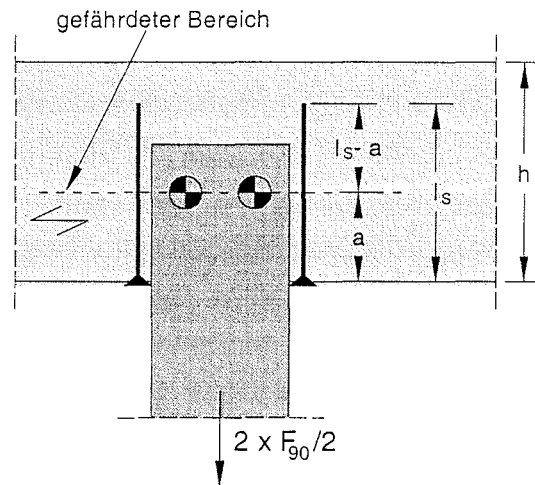
$l_{ef}$  kleinerer Teil der Gewindelänge in den zu verbindenden Holzteilen

Bei der Berechnung querzuggefährdeter Bauteile, die mit Vollgewindeschrauben der Länge  $l_s$  verstärkt werden, ist  $l_{ef}$  wie folgt zu bestimmen:

**Queranschlüsse:**

$$l_{ef} = \min \{a ; l_s - a\}$$

a: Abstand des (obersten) Verbindungsmittels vom beanspruchten Rand

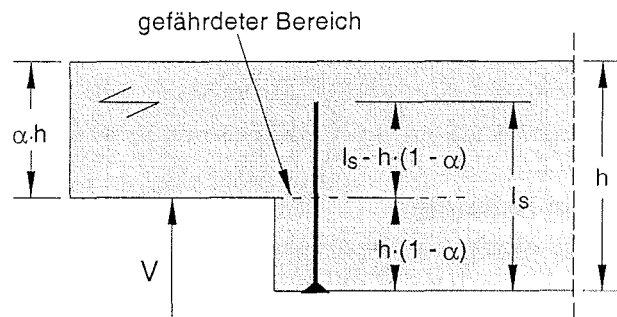
**ausgeklinte Träger:**

$$l_{ef} = \min \{h \cdot (1 - \alpha) ; l_s - h \cdot (1 - \alpha)\}$$

$$\alpha = h_e / h$$

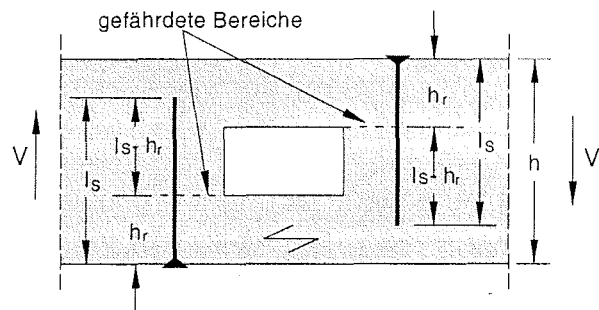
h: Trägerhöhe

$h_e$ : Trägerresthöhe

**Rechteckige Trägerdurchbrüche:**

$$l_{ef} = \min \{h_r ; l_s - h_r\}$$

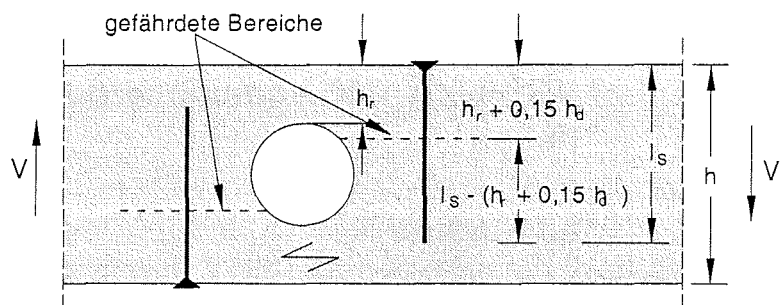
$h_r$ : Resthöhe oberhalb bzw. unterhalb des Durchbruchs

**Kreisrunde Trägerdurchbrüche:**

$$l_{ef} = \min \{h_r + 0,15 \cdot h_d ; l_s - (h_r + 0,15 \cdot h_d)\}$$

$h_r$ : Resthöhe oberhalb bzw. unterhalb des Durchbruchs

$h_d$ : Höhe des Durchbruchs





#### 4.6 Berechnung von spaltgefährdeten Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln

Die Berechnung unverstärkter Verbindungen mit metallischen stiftförmigen Verbindungsmitteln erfolgt in der Regel nach der Theorie von Johansen. Ist die Geometrie der Verbindung, die Lochleibungsfestigkeit des Holzes sowie der Biege widerstand der Verbindungsmittel bekannt, kann mit Hilfe der Gleichungen von Johansen die Traglast je Scherfuge und Verbindungsmittel ermittelt werden. Die Traglast einer Verbindung mit  $n$  in Faserrichtung hintereinander angeordneten Stabdübeln wird ermittelt, indem die Traglast je Scherfuge und Verbindungsmittel mit der Anzahl der Scherfugen und der wirksamen Anzahl  $n_{ef}$  in Faserrichtung hintereinander angeordneter Stabdübel multipliziert wird. Wegen der Spaltgefahr des Holzes ist für mehrere in Faserrichtung hintereinander angeordnete Stabdübel die wirksame Anzahl  $n_{ef}$  wie folgt zu bestimmen:

$$n_{ef} = \left[ \min \left\{ n ; n^{0,9} \cdot \sqrt[4]{\frac{a_1}{10 \cdot d}} \right\} \right] \cdot \frac{90 - \alpha}{90} + n \cdot \frac{\alpha}{90} \quad (8)$$

Hierin bedeuten:

- $n$  Anzahl der in Faserrichtung hintereinander angeordneten Stabdübel
- $\alpha$  Winkel zwischen Kraft- und Faserrichtung
- $d$  Stabdübeldurchmesser
- $a_1$  Abstand der Stabdübeln untereinander parallel zur Faserrichtung

Wird das Spalten des Holzes durch eine Verstärkung rechtwinklig zur Faserrichtung verhindert, darf  $n_{ef} = n$  gesetzt werden. Aus bereits durchgeführten Untersuchungen mit spaltgefährdeten Zugscherverbindungen ist bekannt, dass die Kraftkomponente rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes in etwa 30% der Kraftkomponente parallel zur Faserrichtung des Holzes beträgt. Die Verstärkungselemente sind demzufolge nach Schmid [9] für eine Beanspruchung rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes, die in etwa 30% der Beanspruchung parallel zur Faserrichtung des Holzes entspricht, zu bemessen.

## 5 Vergleich der Versuchsergebnisse mit den Rechenmodellen

### 5.1 Allgemeines

Die im Abschnitt 4 vorgestellten Rechenmodelle haben sich insbesondere bei der Berechnung unverstärkter sowie mit Hilfe von eingeleimten Gewindestäben bzw. aufgeleimten Holzwerkstoffplatten verstärkter querzuggefährdeter Bauteile be-

währt. Nachfolgend wird durch den Vergleich der Versuchsergebnisse mit dem zu jeder Versuchsreihe zugehörigen Rechenmodell überprüft, inwieweit die vorgestellten Rechenmodelle auf querzuggefährdete Bauteile mit Vollgewindeschrauben als Verstärkungselemente angewendet werden können.

Der Auszieh Widerstand  $R_{ax}$  der Schraube ist die einzige notwendige Widerstandsgröße zur Berechnung der Traglast verstärkter querzuggefährdeter Bauteile nach Gleichung 2, 4 und 6. Bei der Ermittlung der rechnerischen Traglasten von verstärkten querzuggefährdeten Bauteilen wird der hierbei benötigte Auszieh Widerstand von Schrauben  $R_{ax}$  mit Hilfe des im Abschnitt 2 ermittelten Ausziehparameters  $f_1$  sowie Gleichung 7 bestimmt. Dieser im Rahmen der Grundlagenversuche ermittelte Wert des Ausziehparameters  $f_1$  wurde für eine Rohdichte des Holzes von  $\rho = 380 \text{ kg/m}^3$  ermittelt. Die mittlere Rohdichte des verwendeten Holzes bei der Durchführung der Hauptversuche entsprach jedoch nicht dieser zugrundegelegten Rohdichte. Daher wird der Wert des Ausziehparameters  $f_1$  beim Vergleich der Versuchsergebnisse mit den rechnerisch ermittelten Traglasten entsprechend der mittleren Rohdichte des verwendeten Holzes korrigiert.

Um eine weitere Diskrepanz zwischen den Versuchsergebnissen und den rechnerisch ermittelten Traglasten zu vermeiden, werden bei der Ermittlung des Auszieh Widerstandes  $R_{ax}$  die im Rahmen der Grundlagenversuche untersuchten Parameter berücksichtigt. Zu diesen Parametern zählen insbesondere der Einfluss der Schraubenspitze bzw. der Einschraubtiefe, der Einfluss des Einschraubwinkels sowie der Einfluss der Querbelastung auf den axialen Auszieh Widerstand von Schrauben.

## 5.2 Anwendung des Rechenmodells auf Queranschlüsse

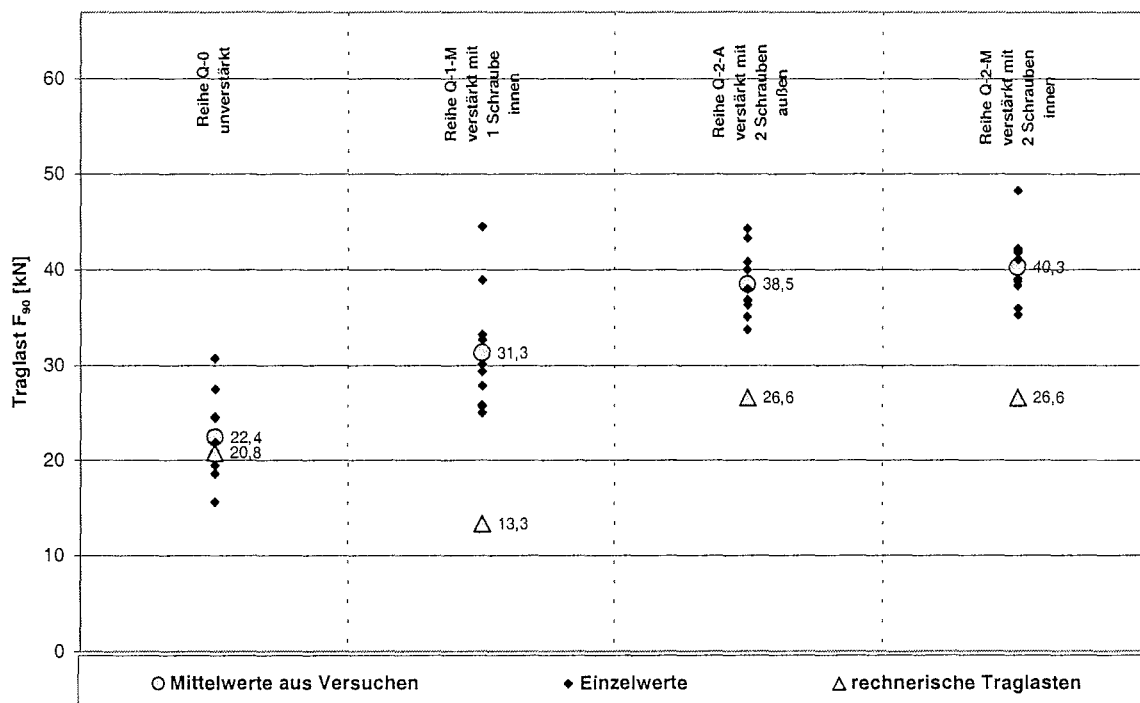
Unverstärkte Queranschlüsse werden nach Gleichung 1, mit Vollgewindeschrauben verstärkte Queranschlüsse werden nach Gleichung 2 bemessen. Für die Ermittlung der rechnerischen Traglast unverstärkter Queranschlüsse nach Gleichung 1 wird hierbei eine fiktive Querkzugfestigkeit des Holzes  $f_{t,90} = 1,0 \text{ N/mm}^2$  angenommen. In [5] ist ein mittlerer Wert der Querkzugfestigkeit von  $f_{t,90} = 1,80 \text{ N/mm}^2$  für Vollholz mit einer mittleren Rohdichte  $\rho_{\text{mittel}} = 427 \text{ kg/m}^3$  angegeben. Dieser Wert wurde jedoch an fehlerfreien Proben ohne Schwindrisse mit einem Querschnitt  $B \times H = 45 \times 70 \text{ mm}$  bestimmt.

Für die Ermittlung der rechnerischen Traglast verstärkter Queranschlüsse wird der Auszieh Widerstand  $R_{ax}$  nach Gleichung 7 mit einem korrigierten Wert des Ausziehparameters nach Tabelle 1 ermittelt. Für eine Einschraubtiefe  $l_{ef} = 65 \text{ mm}$  sowie für eine Rohdichte  $\rho = 380 \text{ kg/m}^3$  beträgt der interpolierte Wert des Ausziehpa-



rameters nach Tabelle 1  $f_1 = 16,3 \text{ N/mm}^2$ . Die mittlere Rohdichte des für die Versuche verwendeten Holzes betrug  $\rho_{\text{mittel}} = 405 \text{ kg/m}^3$ . Der für die Ermittlung der rechnerischen Traglast benötigte Wert des Ausziehparameters kann daher zu  $f_1 = 16,3 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \cdot \frac{405}{380} = 17,4 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  berechnet werden.

In Bild 26 sind die mit  $f_{t,90} = 1,0 \text{ N/mm}^2$  und  $f_1 = 17,4 \text{ N/mm}^2$  rechnerisch ermittelten Traglasten den Versuchsergebnissen gegenübergestellt.



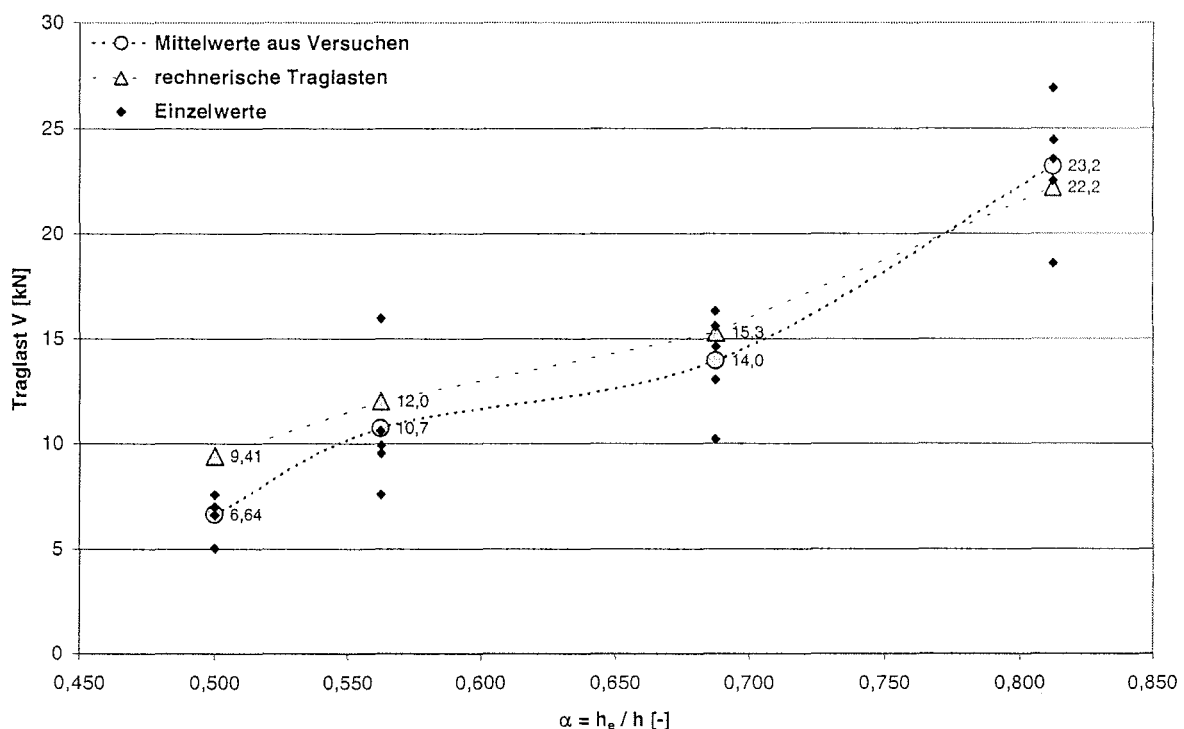
**Bild 26:** Ergebnisse für unverstärkte und verstärkte Queranschlüsse

Wie man Bild 26 entnehmen kann, sind die nach Gleichung 1 und 2 ermittelten mittleren Traglasten bei Beanspruchung rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes kleiner als die mittleren Traglasten aus den Versuchen. Für mit Hilfe einer Vollgewindeschraube verstärkte Queranschlüsse (Reihe Q-1-M) liegt das Verhältnis der rechnerisch ermittelten Traglasten zu den Versuchsergebnissen bei 43%. Das Verhältnis zwischen den rechnerisch ermittelten Traglasten und den Versuchsergebnissen für mit Hilfe von zwei Vollgewindeschrauben verstärkte Queranschlüsse liegt bei 69% bzw. 66%. Der Grund für dieses geringe Verhältnis ist die rechnerische Annahme eines gerissenen Trägers und somit einer Übertragung der gesamten Kraftkomponente rechtwinklig zur Faser über die Verstärkungselemente. Ebenso auffällig ist der Vergleich zwischen der rechnerisch ermittelten mittleren Traglast für Queranschlüsse mit einer Schraube (Reihe Q-1-M) und der mittleren Traglast für unverstärkte Queranschlüsse. Mit einer rechnerisch ermittelten Traglast  $F_{90} = 13,3 \text{ kN}$  im Vergleich zu der Traglast

$F_{90} = 20,8$  kN für unverstärkte Queranschlüsse liefert Gleichung 2 rechnerisch keinen Verstärkungseffekt für gering verstärkte Queranschlüsse.

### 5.3 Anwendung des Rechenmodells auf ausgeklinkte Trägerauflager

Unverstärkte ausgeklinkte Trägerauflager werden nach Gleichung 3, mit Vollgewindeschrauben verstärkte ausgeklinkte Trägerauflager werden nach Gleichung 4 bemessen. Für die Ermittlung der rechnerischen Traglast von unverstärkten ausgeklinkten Trägerauflagern nach Gleichung 3 wird hierbei eine fiktive Schubfestigkeit des Holzes  $f_v = 4,0$  N/mm<sup>2</sup> angenommen. In [6] ist nach U.Korin für Vollholz ein mittlerer Wert der Schubfestigkeit von  $f_v = 9,2$  N/mm<sup>2</sup> angegeben. Dieser Wert wurde jedoch an fehlerfreien Holzproben ohne Schwindrisse bestimmt. In Bild 27 sind für unverstärkte ausgeklinkte Trägerauflager die rechnerisch ermittelten Traglasten den Versuchsergebnissen gegenübergestellt.



**Bild 27:** Ergebnisse für unverstärkte Trägerauflager

Wie man in Bild 27 erkennen kann, steigt das Verhältnis der rechnerisch ermittelten Traglasten zu den Versuchsergebnissen mit sinkendem  $\alpha = h_e / h$ . Für große Verhältnisse der Resthöhe zur Gesamthöhe des Trägers, wie z.B. für ein  $\alpha = 0,813$  ist die rechnerisch ermittelte Traglast in etwa gleich groß mit der mittleren Traglast aus den Versuchen. Für  $\alpha = 0,5$  sowie für eine fiktiv angenommene Schubfestigkeit des Holzes  $f_v = 4,0$  N/mm<sup>2</sup> sind die rechnerisch ermittelten Traglasten jedoch um etwa 42% größer als die mittlere Traglast aus den Versuchen.

Daher kann Gleichung 3 zur Bestimmung der rechnerischen Traglast  $V$  in Abhängigkeit vom Verhältnis  $\alpha = h_e / h$  die Versuchsergebnisse nur bedingt erklären.

Gleichung 3 wurde aus einem bruchmechanischen Ansatz in einen vereinfachten Schubspannungsnachweis mit einer abgeminderten Schubfestigkeit umgeformt. Zur Überprüfung dieser Gleichung wird nachfolgend der bruchmechanische Ansatz von Gustafsson [2] angegeben, aus dem Gleichung 3 resultiert. Mit Hilfe von mittleren Werten der Materialeigenschaften können rechnerische Mittelwerte der Tragfähigkeit bestimmt und den Versuchsergebnissen gegenübergestellt werden.

Für unverstärkte Ausklinkungen am Endauflager von Trägern mit Rechteckquerschnitt ist nach Gustafsson [2] folgende Bedingung einzuhalten (hierbei wird nur die rechtwinklige Ausklinkung betrachtet,  $\varepsilon = 90^\circ$ ):

$$\frac{V}{b \cdot h_e} \leq \frac{\sqrt{\frac{G_{c,mean}}{h}}}{\sqrt{\frac{0,6}{G_{mean}} \cdot (\alpha - \alpha^2) + \frac{c}{h} \cdot \sqrt{\frac{6}{E_{0,mean}} \cdot \left(\frac{1}{\alpha} - \alpha^2\right)}}} \quad \text{mit} \quad \alpha = \frac{h_e}{h} \quad (9)$$

mit

$G_{c,mean}$  Mittelwert der kritischen Bruchenergie

$G_{mean}$  mittlerer Schubmodul

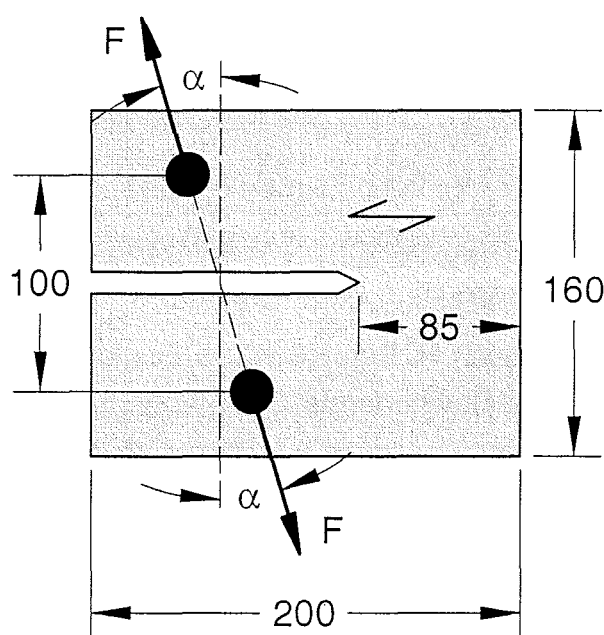
$E_{0,mean}$  mittlerer Elastizitätsmodul parallel zur Faser

$c$  Abstand zwischen Ausklinkungsecke und Auflager

Gleichung 9 beschreibt die Energiebilanz im ausgeklinkten Träger. Hierbei ist die potentielle Energie aus der zugeführten Last und der zugehörigen Verschiebung infolge Biege- und Schubverformung sowie einer lokalen Verschiebung in der ausgeklinkten Störzone identisch mit der Energie, die zur Rissbildung benötigt wird. Dieser bruchmechanische Ansatz berücksichtigt nur die Energiebilanz und ist folglich auch für ausgeklinkte Träger gültig, bei denen der Rissfortschritt nicht nur parallel zur Faserrichtung des Holzes verläuft. Die kritische Bruchenergie  $G_{c,mean}$  ist hierbei die einzige bruchmechanische Widerstandsgröße zur Ermittlung der Tragfähigkeit von ausgeklinkten Trägern. Die Bruchmechanik beschreibt drei unterschiedliche Rissmodi (Modus I - Rissausbreitung infolge Querzugbeanspruchung; Modus II - Rissausbreitung infolge Schubbeanspruchung und Modus III - Rissausbreitung infolge Rollschubbeanspruchung). Gleichung 3 resultiert aus Gleichung 9, wobei für die Widerstandsgröße  $G_{c,mean}$  der Mittelwert der kritischen Bruchenergie  $G_{c,I}$  für Rissmodus I eingesetzt wurde. In einem ausgeklinkten Träger an der Stelle der Ausklinkung entspricht die Beanspruchung aus Querzug und Schub jedoch nicht der Beanspruchung, bei der die kritische Bruchenergie für Mo-



aus  $G_{c,I}$  ermittelt wurde. Dabei werden die Versuchskörper zur Bestimmung der kritischen Bruchenergie nur rechtwinklig zum Rissfortschritt beansprucht. Für  $\alpha = h_e / h \rightarrow 1$  werden ausgeklinkte Träger in der Nähe der Ausklinkung vorwiegend auf Querzug beansprucht. Diese Beanspruchung entspricht näherungsweise der Beanspruchung, bei der die kritische Bruchenergie für Modus I,  $G_{c,I}$  ermittelt wurde. Für  $\alpha = h_e / h = 0,5$  werden ausgeklinkte Träger an der Stelle der Ausklinkung auf Querzug und auf Schub beansprucht. Diese Beanspruchung entspricht somit nicht der Beanspruchung, die der kritischen Bruchenergie für Modus I zugrunde liegt. Zur Überprüfung von Gleichung 9 wurden zusätzliche Versuche zur Ermittlung der kritischen Bruchenergie in Abhängigkeit von der Beanspruchungsrichtung durchgeführt. Die CT-Proben wurden hierbei aus den bereits geprüften ausgeklinkten Trägersauflagern unter Beachtung der Jahrringlage ausgesägt. Somit entspricht der hier bestimmte Mittelwert der kritischen Bruchenergie derjenigen Bruchenergie, die in den ausgeklinkten Trägern zur Rissausbreitung benötigt wird. In Bild 28 ist die Geometrie der CT-Probe dargestellt.

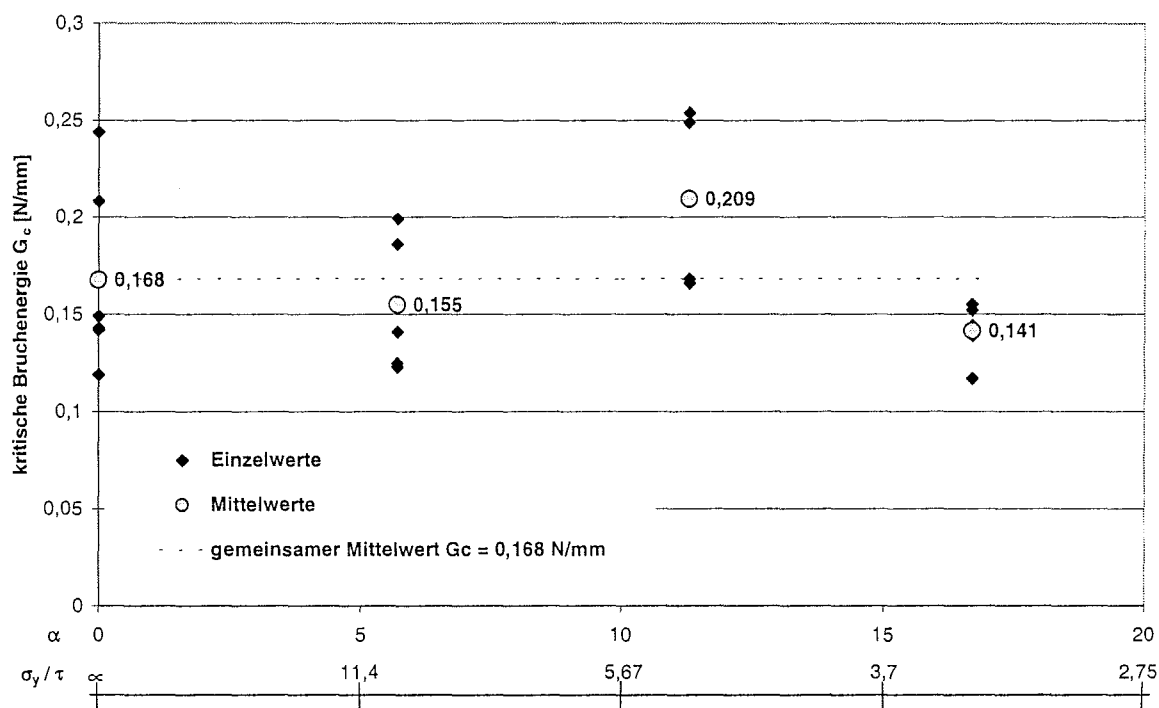


**Bild 28:** Geometrie geprüfter CT-Proben

Insgesamt vier Versuchsreihen wurden durchgeführt, wobei nur der Winkel zwischen der Belastungsrichtung und der Faserrichtung variiert wurde. Durch die Variation dieses Winkels wurde untersucht, inwieweit der Wert der kritischen Bruchenergie vom Verhältnis der Beanspruchung  $\sigma_y / \tau$  variiert.

Die Ergebnisse der Zwischenversuche sind in Bild 29 dargestellt. Eine Abhängigkeit der kritischen Bruchenergie vom Verhältnis der Beanspruchung  $\sigma_y / \tau$ , welche durch den Winkel  $\alpha$  beschrieben wird, ist im untersuchten Bereich nicht festzu-

stellen. Für den reinen Modus I ( $\alpha = 0^\circ$ ;  $\sigma_y / \tau \rightarrow \infty$ ) ist der Wert der kritischen Bruchenergie in etwa gleich mit dem Wert für  $\alpha = 16,7^\circ$ ;  $\sigma_y / \tau = 3,33$  (Modus I und II). Daher wird der mittlere Wert der kritischen Bruchenergie für die geprüften ausgeklinkten Träger unabhängig vom Verhältnis der Beanspruchung an der ausgeklinkten Ecke zu  $G_c = 0,168$  N/mm angenommen.



**Bild 29:** Kritische Bruchenergie  $G_c$  in Abhängigkeit von der Beanspruchung

Ähnliche Ergebnisse fand auch H. Petersson [3]. Er gibt unabhängig vom Modus einen Wert für die kritische Bruchenergie  $G_c$  in Abhängigkeit vom Verhältnis der Beanspruchung  $\sigma_y / \tau$  an der Rissspitze an. Dieser analytische Ansatz beschreibt sehr gut die Ergebnisse in Bild 29. Für ein Verhältnis der Beanspruchung  $\sigma_y / \tau$  von  $\infty > \sigma_y / \tau > 0,5$  ist der Wert der kritischen Bruchenergie gleich mit dem Wert  $G_{I,c}$  für Modus I. Für ein Verhältnis  $\sigma_y / \tau$  von  $0,5 > \sigma_y / \tau > 0$  ( $\sigma_y / \tau = 0$  entspricht reinem Modus II) steigt der Wert der kritischen Bruchenergie, bis der Wert  $G_{II,c}$  für Modus II erreicht wird. Daher kann die Tragfähigkeit von ausgeklinkten Trägern mit einem Verhältnis der Beanspruchung von  $\sigma_y / \tau > 0,5$  nach Gleichung 9 mit einem Wert der kritischen Bruchenergie ermittelt werden, welcher dem Wert  $G_{I,c}$  für Modus I entspricht.

Mit  $G_{c,mean} = 0,168$  N/mm (gemeinsamer Mittelwert in Bild 29),  $G_{mean} = 690$  N/mm<sup>2</sup> und  $E_{0,mean} = 11000$  N/mm<sup>2</sup> für Vollholz der Sortierklasse S10 wurden die mittleren Traglasten  $V_{mittel}$  nach Gustafsson für die unterschiedlichen Versuchsreihen ermittelt und den Versuchsergebnissen sowie den Ergebnissen nach Gleichung 3 mit einer fiktiven Schubfestigkeit  $f_v = 4,0$  N/mm<sup>2</sup> gegenübergestellt (Tabelle 4).

**Tabelle 4:** Vergleich der mittleren Traglasten

Bezeichnung	Resthöhe $h_e$ [mm]	Verhältnis $\alpha$ [-]	$V_{\text{mittel}}$ aus Versuchen [kN]	$V_{\text{mittel}}$ nach Gleichung 3 [kN]	$V_{\text{mittel}}$ nach Gustafsson [kN]	Verhältnis Gustafsson / Versuche [-]
A-80-0	80	0,500	6,64	9,41	9,85	1,48
A-95-0	95	0,594	10,7	12,0	11,6	1,08
A-110-0	110	0,688	14,0	15,3	16,0	1,14
A-130-0	130	0,813	23,2	22,2	23,2	1,00

Die nach Gleichung 9 ermittelten Traglasten sind in etwa gleich den nach Gleichung 3 sowie mit einer angenommenen Schubfestigkeit des Holzes  $f_v = 4,0$  N/mm<sup>2</sup> rechnerisch ermittelten Traglasten.

Eine weitere Gleichung zur Ermittlung der Traglast von unverstärkten ausgeklinkten Trägern hat K. Riipola [4] angegeben. Diese Gleichung basiert ebenfalls auf einem bruchmechanischen Ansatz, welche jedoch im Gegensatz zu Gleichung 9 die Beanspruchungsart in Form von  $K_I$  und  $K_{II}$  (Spannungsintensitätsfaktoren für Modus I und II) berücksichtigt. Als Widerstandsgrößen werden hierbei die kritischen Spannungsintensitätsfaktoren  $K_{I,c}$  und  $K_{II,c}$  für Modus I und II benötigt. Diese werden indirekt der Beanspruchung  $K_I$  und  $K_{II}$  gleichgesetzt.

Für unverstärkte Ausklinkungen am Endauflager von Trägern mit Rechteckquerschnitt ist nach Riipola [4] folgende Bedingung einzuhalten (hierbei wird nur die rechtwinklige Ausklinkung betrachtet,  $\varepsilon = 90^\circ$ ):

$$\frac{K_I}{K_{I,c}} + \left( \frac{K_{II}}{K_{II,c}} \right)^2 \leq 1 \quad (10)$$

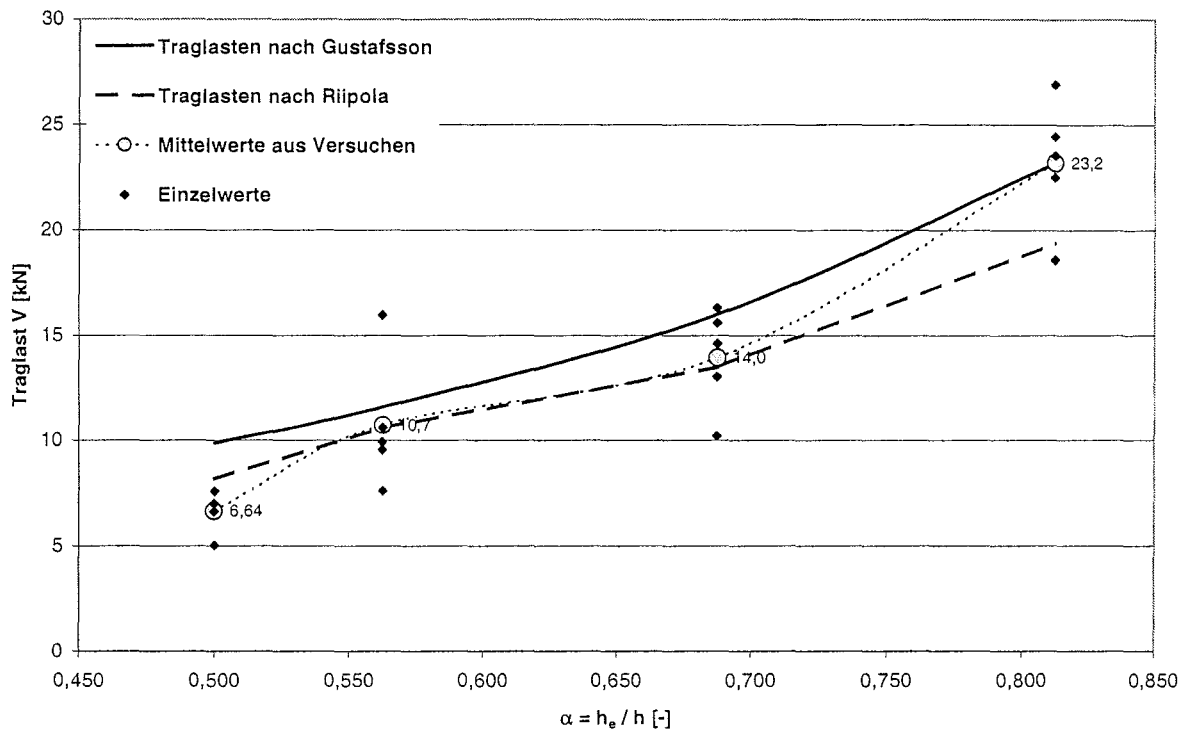
mit

$$K_I = \frac{V \cdot c}{3 \cdot b \cdot h^{1,5}} \cdot \left[ \frac{6 \cdot (1-\alpha)^3}{\alpha^3 \cdot (\alpha^3 + (1-\alpha)^3)} + \frac{3 \cdot h^2 \cdot E_{0,\text{mean}}}{5 \cdot c^2 \cdot G_{\text{mean}}} \cdot \frac{(1-\alpha)}{\alpha} \right]^{0,5}$$

$$K_{II} = \frac{2 \cdot V \cdot c}{b \cdot h^{1,5}} \cdot \left[ \frac{2 \cdot \alpha \cdot (1-\alpha)}{\alpha^3 + (1-\alpha)^3} \right]^{0,5}$$

Für  $E_{0,\text{mean}} / G_{\text{mean}} = 16$  sowie  $K_{I,c} = 7,9$  N/mm<sup>1,5</sup> und  $K_{II,c} = 47,4$  N/mm<sup>1,5</sup> (Fonselius 1986, Fonselius und Riipola 1989, Wright 1986) kann Gleichung 10 nach  $V$  umgeformt werden. In Bild 30 sind die Versuchsergebnisse den mittleren Traglasten nach Gleichung 9 (Gustafsson) sowie den mittleren Traglasten nach Gleichung 10 (Riipola) gegenübergestellt.





**Bild 30:** Traglastvergleich für unverstärkte ausgeklinkte Träger

Bis zu einem Verhältnis der Resthöhe zur Gesamthöhe des Trägers  $\alpha = h_e / h = 0,688$  sind die Traglasten, welche nach Gleichung 10 ermittelt wurden in etwa gleich den Versuchsergebnissen. Für  $\alpha = h_e / h = 0,813$  liefert Gleichung 9, welche in einer umgeformten Gleichung 3 entspricht, ein besseres Ergebnis (siehe auch Tabelle 4).

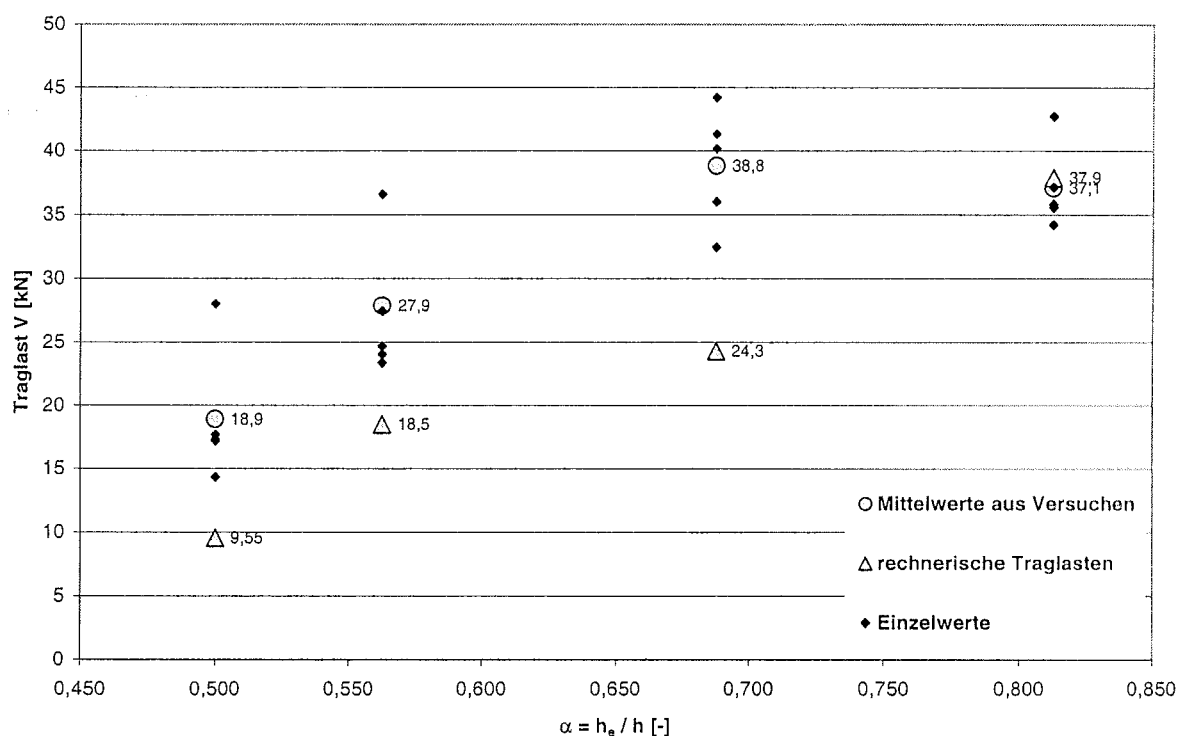
Nachfolgend wird überprüft, inwieweit das Rechenmodell nach Gleichung 4 auf verstärkte ausgeklinkte Trägerauflager angewendet werden kann.

Für die Ermittlung der rechnerischen Traglast von verstärkten ausgeklinkten Trägerauflagern nach Gleichung 4 wird der Auszieh Widerstand  $R_{ax}$  nach Gleichung 7 mit einem korrigierten Wert des Ausziehparameters nach Tabelle 1 ermittelt. In Abhängigkeit von der Einschraubtiefe  $l_{ef}$  und der mittleren Rohdichte der Prüfkörper wird unter Berücksichtigung der Schraubenspitze der Auszieh Widerstand  $R_{ax}$  für die entsprechende Versuchsreihe ermittelt. In Tabelle 5 sind für die entsprechenden Versuchsreihen korrigierte Auszieh Widerstände  $R_{ax}$  angegeben. Da das Rechenmodell nach Gleichung 4 nur für ausgeklinkte Träger mit rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes eingedrehten Schrauben gültig ist, werden die Ergebnisse für ausgeklinkte Trägerauflager mit geneigt eingedrehten Schrauben nicht berücksichtigt.

**Tabelle 5:** Korrigierte Auszieh Widerstände  $R_{ax}$ 

Versuchsreihe	maßgebende Einschraubtiefe [mm]	interpolierter Ausziehparameter nach Tabelle 1 [N/mm <sup>2</sup> ]	mittlere Rohdichte der Versuchsreihe [kg/m <sup>3</sup> ]	korrigierter Ausziehparameter [N/mm <sup>2</sup> ]	$R_{ax}$ korrigiert [kN]
A-80-1	50	16,1	391	16,6	6,21
A-95-1	65	16,3	415	17,8	8,68
A-110-1	50	17,7	420	19,6	7,34
A-130-1	30	17,7	434	20,2	4,55

In Bild 31 sind die mit Hilfe dieser korrigierten Auszieh Widerstände  $R_{ax}$  rechnerisch ermittelten Traglasten den Versuchsergebnissen gegenübergestellt.



**Bild 31:** Vergleich der Versuchsergebnisse mit den rechnerisch ermittelten Traglasten für verstärkte ausgeklinkte Trägerauflager

Wie man Bild 31 entnehmen kann, sind die nach Gleichung 4 ermittelten mittleren Traglasten viel kleiner als die mittleren Traglasten aus den Versuchen. Einzige Ausnahme stellen die Ergebnisse für  $\alpha = h_e / h = 0,813$  dar. Kombiniertes Schubversagen des Trägers und Versagen infolge Herausziehen der Vollgewindschraube aus dem Holz war hierbei die Ursache für das vorzeitige Versagen dieser Träger. Ohne Berücksichtigung dieser Versuchsreihe liegt das Verhältnis zwischen den rechnerisch ermittelten Traglasten und den Versuchsergebnissen für verstärkte ausgeklinkte Träger zwischen 51% und 66%. Der Grund für dieses geringe Verhältnis ist die rechnerische Annahme eines gerissenen Trägers und

somit einer Übertragung der gesamten Kraftkomponente rechtwinklig zur Faser über die Verstärkungselemente.

#### 5.4 Anwendung des Rechenmodells auf Trägerdurchbrüche

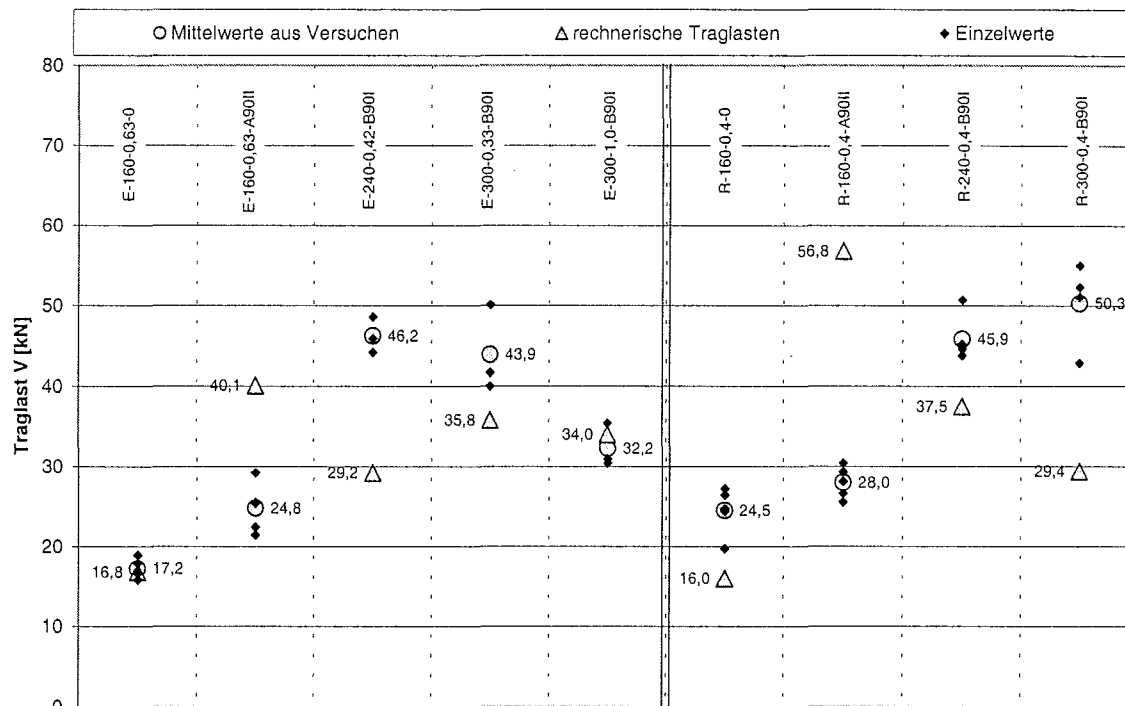
Unverstärkte Trägerdurchbrüche werden nach Gleichung 5, mit Vollgewindschrauben verstärkte Trägerdurchbrüche werden nach Gleichung 6 bemessen. Für die Ermittlung der rechnerischen Traglast unverstärkter Trägerdurchbrüche nach Gleichung 5 wird hierbei analog zu den unverstärkten Queranschlüssen eine fiktive Querkzugfestigkeit des Holzes  $f_{t,90} = 1,0 \text{ N/mm}^2$  angenommen. Für die Ermittlung der rechnerischen Traglast verstärkter Trägerdurchbrüche nach Gleichung 6 wird analog zu den verstärkten Queranschlüssen und den verstärkten ausgeklinkten Trägersauflagern der Auszieh Widerstand  $R_{ax}$  nach Gleichung 7 mit einem korrigierten Wert des Ausziehparameters nach Tabelle 1 ermittelt. In Tabelle 6 sind für die entsprechenden Versuchsreihen korrigierte Auszieh Widerstände  $R_{ax}$  dargestellt. Da das Rechenmodell nach Gleichung 6 nur für rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes eingedrehte Schrauben als Verstärkungselemente gültig ist, werden die Ergebnisse für Trägerdurchbrüche mit geneigt angeordneten Schrauben nicht berücksichtigt.

**Tabelle 6:** Korrigierte Auszieh Widerstände  $R_{ax}$

Versuchsreihe	maßg. Einschraubtiefe [mm]	interpolierter Ausziehparameter nach Tabelle 1 [ $\text{N/mm}^2$ ]	mittlere Rohdichte der Versuchsreihe [ $\text{kg/m}^3$ ]	korrigierter Ausziehparameter [ $\text{N/mm}^2$ ]	$R_{ax}$ je Schraube [kN]	$R_{ax}$ korrigiert (gesamt) [kN]
E-160-0,63-A90II	48	17,7	400	18,6	6,71	13,4
E-240-0,42-B90I	72	17,7	414	19,3	10,4	10,4
E-300-0,33-B90I	90	16,8	425	18,8	12,7	12,7
E-300-1,0-B90I	90	16,8	425	18,8	12,7	12,7
R-160-0,4-A90II	57,6	17,7	453	21,1	9,12	18,2
R-240-0,4-B90I	86,4	17,7	427	19,9	12,9	12,9
R-300-0,4-B90I	72	16,8	425	18,8	10,1	10,1

In Bild 32 sind die mit  $f_{t,90} = 1,0 \text{ N/mm}^2$  und den in Tabelle 6 dargestellten korrigierten Auszieh Widerständen die rechnerisch ermittelten Traglasten den Versuchsergebnissen gegenübergestellt.





**Bild 32:** Ergebnisse für unverstärkte und verstärkte Trägerdurchbrüche

Eine gute Übereinstimmung zwischen Rechenmodell und Versuchsergebnis konnte nur für unverstärkte Trägerdurchbrüche erzielt werden. Für verstärkte Trägerdurchbrüche besteht eine große Diskrepanz zwischen den nach Gleichung 6 ermittelten Traglasten und den Versuchsergebnissen. Für die Versuchsreihe E-240-0,42-B90I, E-300-0,33-B90I, R-240-0,4-B90I und R-300-0,4-B90I sind die rechnerisch ermittelten Traglasten deutlich kleiner als die Versuchsergebnisse. Der Grund für diesen Unterschied ist die Annahme eines gerissenen Trägers und somit einer Übertragung der gesamten Kraftkomponente rechtwinklig zur Faser über die Verstärkungselemente. Für die Versuchsreihe E-160-0,63-A90II und R-160-0,4-A90II sind die rechnerisch ermittelten Traglasten jedoch deutlich größer als die Versuchsergebnisse. Der Grund für diesen Unterschied ist ein zusätzlich aufgetretenes Versagen infolge Erreichen der Schubfestigkeit des Holzes in der Nähe eines Durchbruchs, welches im Rechenmodell nach Gleichung 6 nicht berücksichtigt wird. Diese lokalen Schubspannungen in der Nähe der Durchbrüche können analytisch nur schwer ermittelt werden. Daher wurde mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode der Einfluss dieser Schubspannungen auf das Tragverhalten von Trägerdurchbrüchen untersucht. Insgesamt 2000 Trägerdurchbrüche wurden mit Hilfe des Finite-Elemente-Programms Ansys 57 modelliert, berechnet und ausgewertet. Bei der Modellierung der Trägerdurchbrüche wurden folgende Parameter variiert:

- Trägerhöhe  $h$ : 300 mm, 500 mm, 600 mm, 700 mm

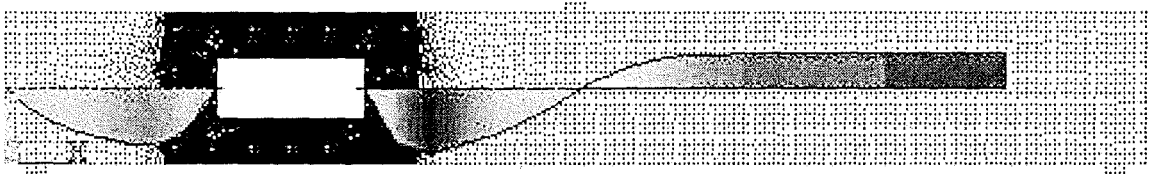
- Durchbruchhöhe  $h_d$ :  $h_d = 0,10 \cdot h$  bis  $h_d = 0,40 \cdot h$  in  $0,05 \cdot h$  - Schritten
- Durchbruchlänge  $a$ :  $a = 0,10 \cdot h$  bis  $a = 1,00 \cdot h$  in  $0,10 \cdot h$  - Schritten

Weitere für die Berechnung notwendigen Parameter wurden konstant gewählt:

- $E_0 / E_{90} = 24$  mit  $E_0 = 12000 \text{ N/mm}^2$
- Trägerlänge des Einfeldträgers  $L = 10 \cdot h$ ; Trägerbreite = 100 mm

Die modellierten Einfeldträger wurden durch eine Einzellast in Trägermitte belastet. Die Durchbrüche wurden mittig zwischen der Lasteinleitung in Trägermitte und dem linken Auflager angeordnet. Der Abstand der Durchbrüche zur Lasteinleitung in Trägermitte und zum Auflager entsprach mindestens der Trägerhöhe. Somit blieben die querzuggefährdeten Bereiche in Durchbruchnähe von der Lasteinleitung ungestört.

In Bild 33 ist der qualitative Verlauf der Schubspannung in Trägermitte über die gesamte Trägerlänge für einen Trägerdurchbruch mit  $h_d/h = 0,4$  und  $a/h = 1,0$  dargestellt.



**Bild 33:** Schubspannungsverlauf in Trägermitte

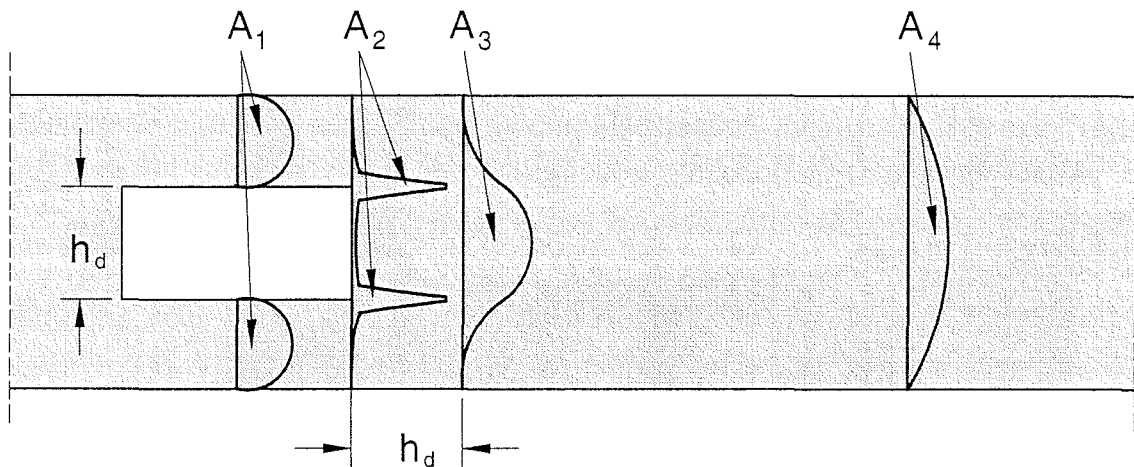
Wird in Trägermitte des Einfeldträgers eine Einzellast  $Q$  eingeleitet, kann der maximale Wert der Schubspannung im rechten Teil des Einfeldträgers nach der technischen Biegelehre zu  $\tau = 1,5 \cdot \frac{0,5 \cdot Q}{b \cdot h}$  berechnet werden. In der linken Trägerhälfte

kommt es offensichtlich wegen der Umleitung des Schubflusses zum Anstieg der Schubspannung. Der zur Trägerlängsachse parallel verlaufende Schubfluss muss in einem Bereich umgeleitet werden, so dass oberhalb und unterhalb des Durchbruchs der Schubfluss ebenfalls parallel zur Faser verläuft. Infolge dieser Umleitung tritt im linken Teil des Trägers der Größtwert der Schubspannung in Trägermitte etwa in einem zur Trägerlängsachse parallelem Abstand  $h_d$  zum Durchbruch auf (siehe Bild 33).

Nach der technischen Biegelehre muss in jedem Querschnitt in einem Träger mit konstanter Querkraft  $V$  und konstanter Trägerbreite  $b$  die Fläche der Schubspannung gleich sein. In jedem Querschnitt gilt dementsprechend  $V_i = b \cdot \int_{-0,5h}^{0,5h} \tau_i(z) \cdot dz$ .

In Bild 34 ist an vier Stellen rechts vom Durchbruch die Verteilung der Schub-

spannung entlang des Querschnittes angegeben (bei konstanter Querkraft und konstanter Trägerbreite gilt:  $A_1 = A_2 = A_3 = A_4$ ).



**Bild 34:** Verteilung der Schubspannung

Der parabolische Verlauf der Schubspannung im ungestörten Bereich (Stelle 4) geht infolge der Umleitung des Schubflusses allmählich zum parabolischen Verlauf der Schubspannung im Restquerschnitt oberhalb und unterhalb des Durchbruches über (Stelle 1). Im Übergangsbereich (Stelle 3) ändert sich der parabolische Verlauf der Schubspannung zu einem etwa polynomischen Verlauf. Diese Änderung der Schubspannungsverteilung, welche aus der Umleitung des Schubflusses resultiert, führt zu einer Änderung des Maximalwertes der Schubspannung im Vergleich zum Maximalwert der Schubspannung an Stelle 4. Für Träger mit eckigen und runden Durchbrüchen sowie einer konstanten Querkraft  $V$  kann die maximale Schubspannung  $\tau_M$  im Querschnitt in einem zur Trägerlängsachse parallelen Abstand  $h_d$  zum Durchbruch (Schnitt 3) nach folgender Gleichung ermittelt werden (empirische Lösung aus 2000 Finite-Elemente Berechnungen):

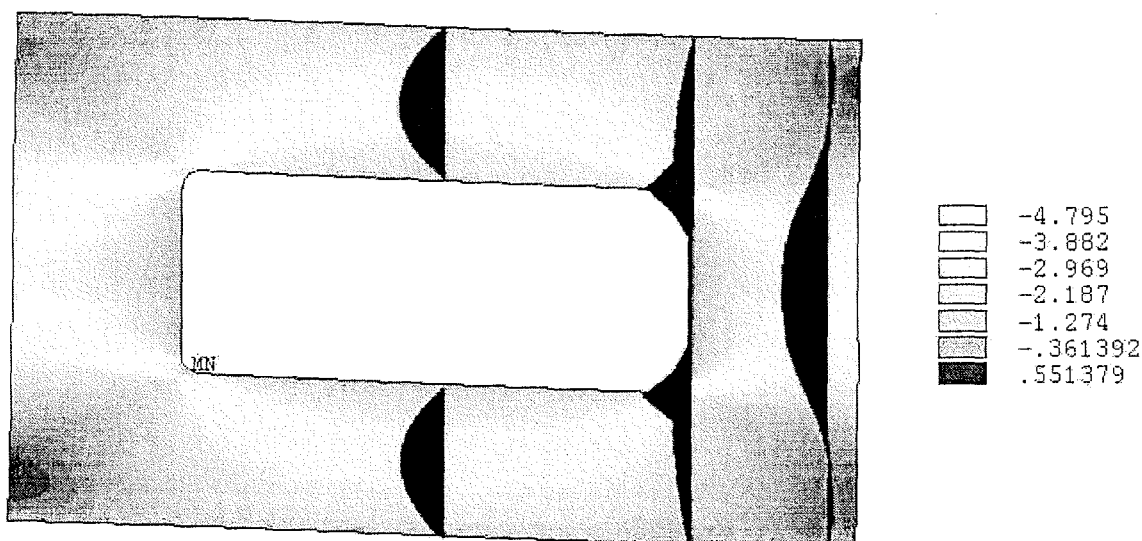
$$\tau_M = \kappa_{\tau,M} \cdot \tau_{\text{Restquerschnitt}} = \kappa_{\tau,M} \cdot 1,5 \cdot \frac{V}{b \cdot (h - h_d)} \quad (11)$$

mit

$$\kappa_{\tau,M} = 0,42 \cdot \left[ 1 + \left( \frac{a}{h} \right)^{0,62} \right] \cdot \left( \frac{h_d}{h} \right)^{-0,34} \quad \text{für } 0,1 \leq \frac{a}{h} \leq 1,0 \quad \text{und} \quad 0,1 \leq \frac{h_d}{h} \leq 0,4$$

Entsprechend treten im Übergangsbereich direkt an den Durchbruchsecken (Stelle 2 in Bild 34) sehr hohe lokale Schubspannungen auf. In Bild 34 (Schnitt 2) und in Bild 35 ist der qualitative Verlauf der Schubspannungen unmittelbar in der Durchbruchsnähe dargestellt.





**Bild 35:** Quantitative Schubspannungsverteilung

Bei der Methode der Finiten Elemente treten insbesondere an Knoten zwischen zwei benachbarten Elementen mit einspringenden Ecken (Winkel zwischen zwei benachbarten Elementen  $< 180^\circ$ ) unrealistisch hohe Spannungswerte (Spannungssingularitäten) auf. Diese hohen Spannungswerte in den Knoten benachbarter Elemente mit einspringenden Ecken sind von der Größe dieser Elemente sowie vom Winkel zwischen diesen Elementen abhängig. Daher liefern Finite-Elemente Berechnungen an Stellen solcher Singularitäten in erster Linie keine quantitativen sondern lediglich qualitative Ergebnisse der (Schub-)Spannungen.

Die Ermittlung quantitativer Ergebnisse an Stellen der Singularitäten ist jedoch möglich, wenn die Elementgröße, der Winkel zwischen zwei benachbarten Elementen sowie das Verhältnis der Elementgröße zur Trägergröße gezielt variiert werden. Durch eine gezielte Änderung dieser Größen kann somit ein Grenzwert der gesuchten Spannungen an Stellen der Singularitäten gefunden werden. Als Grenzwert der Schubspannung an der Durchbruchsecke wurde ein Wert  $\tau_{Ecke,i}$  gefunden, der vom Vorwert  $\tau_{Ecke,i-1}$  um weniger als 3 % bei Halbierung der Elementgröße und Verdoppelung des Ausrundungsradius abweicht.

Für Träger mit eckigen und runden Durchbrüchen sowie einer konstanten Querkraft  $V$  kann die maximale Schubspannung  $\tau_{Ecke}$  in der Ecke eines Durchbruches (Schnitt 2 in Bild 34) nach folgender Gleichung ermittelt werden (Anpassung empirischer Lösungen aus 2000 Finite-Elemente Berechnungen):

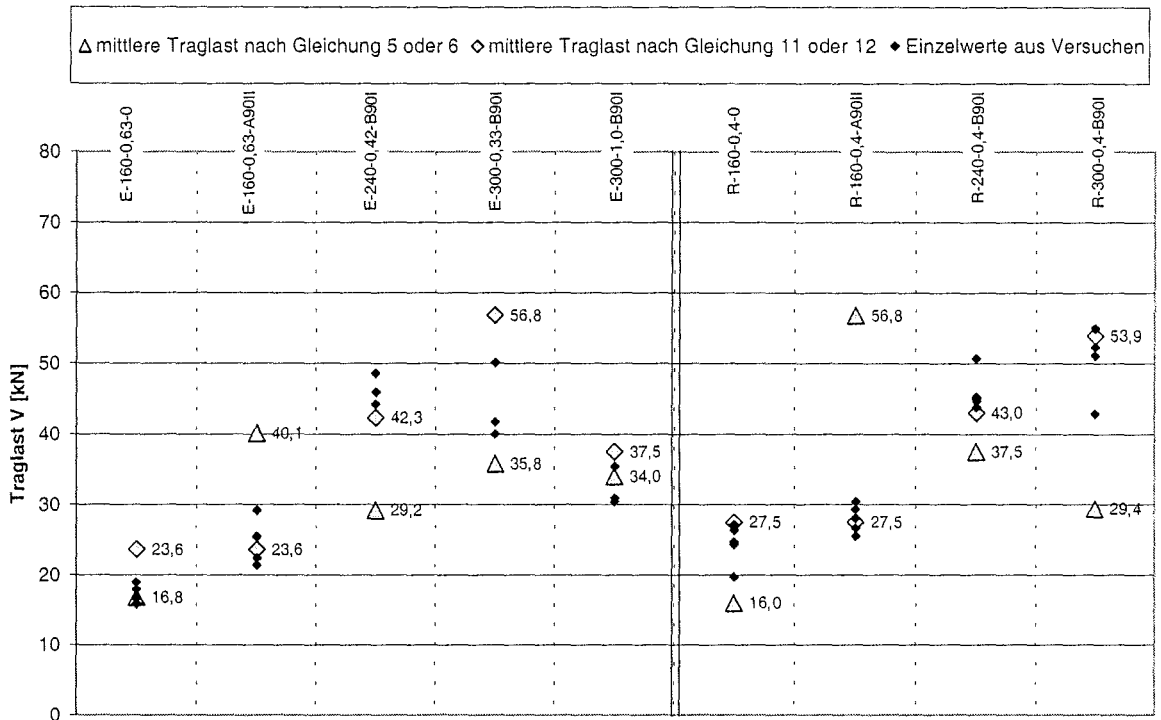
$$\tau_{Ecke} = K_{\tau,Ecke} \cdot \tau_{Restquerschnitt} = K_{\tau,Ecke} \cdot 1,5 \cdot \frac{V}{b \cdot (h - h_d)} \quad (12)$$

mit

$$K_{\tau, \text{Ecke}} = 1,84 \cdot \left[ 1 + \left( \frac{a}{h} \right) \right] \cdot \left( \frac{h_d}{h} \right)^{0,2} \quad \text{für } 0,1 \leq \frac{a}{h} \leq 1,0 \quad \text{und} \quad 0,1 \leq \frac{h_d}{h} \leq 0,4$$

Gleichungen 11 und 12 wurden aus insgesamt 2000 Finite-Elemente Berechnungen an Einfeldträgern mit unverstärkten Trägerdurchbrüchen und einer Einzellast in Feldmitte ermittelt. Diese Gleichungen sind jedoch auch für verstärkte Trägerdurchbrüche anwendbar, da die Biege- und Schubsteifigkeiten der Träger mit rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes angeordneten Schrauben im Vergleich zu unverstärkten Trägerdurchbrüchen kaum erhöht werden. Für verstärkte Trägerdurchbrüche mit geneigt zur Holzfaserrichtung angeordneten Schrauben und folglich im Vergleich zu unverstärkten Trägerdurchbrüchen höheren Biege- und Schubsteifigkeiten sind die Ergebnisse aus Gleichung 11 und 12 deutlich konservativ.

In Bild 36 sind unter Berücksichtigung der Gleichungen 5 und 6 sowie unter Berücksichtigung der Gleichungen 11 und 12 (Berücksichtigung lokaler Schubspannungsspitzen) die rechnerisch ermittelten Traglasten den Versuchsergebnissen gegenübergestellt. Zur Berechnung der aufnehmbaren Querkraft nach Gleichung 12 wurde für das verwendete Vollholz eine mittlere Schubfestigkeit von  $f_v = 9,2 \text{ N/mm}^2$ , für das verwendete Brettschichtholz eine mittlere Schubfestigkeit von  $f_v = 8,0 \text{ N/mm}^2$  angenommen. Diese Werte für die Schubfestigkeit des Holzes wurden nach U. Korin [6] für fehlerfreies Holz ohne Schwindrisse ermittelt. Da der erweiterte Schubspannungsnachweis nach Gleichung 12 lokal an der Durchbruchsecke geführt wird, ist die Annahme eines fehlerfreien Holzes ohne Schwindrisse an dieser Stelle gerechtfertigt. Bei der Herstellung der Prüfkörper wurde insbesondere darauf geachtet, dass der Bereich in der Durchbruchsecke frei von Fehlern und Schwindrissen war.



**Bild 36:** Vergleich zwischen den rechnerisch ermittelten Traglasten und den Versuchsergebnissen

Durch die Berücksichtigung erhöhter Schubspannungen in der Nähe von rechteckigen und runden Durchbrüchen (Gleichung 11 und 12) konnte das rechnerisch ermittelte Versagen (Traglast sowie Versagensart) im Vergleich zum Rechenmodell nach Gleichung 6 korrigiert werden. Insbesondere anhand der Ergebnisse für die Versuchsreihen E-160-0,63-A90II (Spalte 2 in Bild 36) und R-160-0,4-A90II (Spalte 7 in Bild 36) wurde gezeigt, dass ein lokales Schubversagen zum vorzeitigen Versagen bei Trägerdurchbrüchen führen kann. Obwohl für die Bestimmung der rechnerischen Traglast dieser Träger nach Gleichung 6 der mittlere Auszieh- widerstand der verwendeten Schrauben bekannt war, waren die rechnerisch ermittelten Traglasten im Vergleich zu den Versuchsergebnissen um 62% bzw. um 103% größer (siehe Bild 32). Durch die Erweiterung des Rechenmodells um Gleichung 11 und 12 konnte das Verhältnis der rechnerisch ermittelten Traglasten zu den Versuchsergebnissen deutlich verbessert werden.

### 5.5 Anwendung des Rechenmodells auf spaltgefährdete Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln

Unverstärkte Verbindungen mit metallischen stiftförmigen Verbindungsmitteln werden in der Regel nach der Theorie von Johansen bemessen. Wegen der Spaltgefahr des Holzes ist für  $n$  in Faserrichtung hintereinander angeordnete Stabdübel die wirksame Anzahl  $n_{ef} \leq n$  nach Gleichung 8 zu bestimmen. Wird das



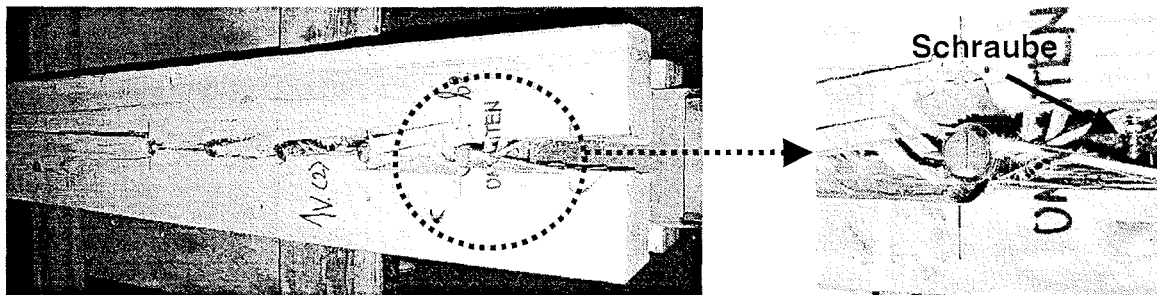
Spalten des Holzes durch eine Verstärkung rechtwinklig zur Faserrichtung verhindert, darf  $n_{ef} = n$  gesetzt werden. Hierbei wird angenommen, dass rechtwinklig zur Faserrichtung verstärktes Holz in einer Zugscherverbindung nicht zum Spalten neigt.

In Tabelle 3, Abschnitt 3.5.2 sind die Ergebnisse der Versuche mit unverstärkten sowie verstärkten zweischnittigen Verbindungen mit Stabdübeln dargestellt. Sowohl bei den unverstärkten als auch bei den verstärkten Verbindungen war Spalten die Bruchursache. Für die Versuche mit jeweils  $n = 5$  Stabdübeln je Anschlussseite kann die wirksame Anzahl  $n_{ef}$  der in Faserrichtung hintereinander angeordneten Stabdübel nach Gleichung 8 zu  $n_{ef} = 3,58$  ermittelt werden. Ausgehend von der in den Versuchen erreichten mittleren Traglast  $V = 309$  kN für unverstärkte zweischnittige Verbindungen und der rechnerisch ermittelten wirksamen Anzahl  $n_{ef} = 3,58$  hätte die Traglast  $V$  für verstärkte Verbindungen ohne Abminderung der Anzahl der Stabdübel  $V = 309 \text{ kN} \cdot \frac{5}{3,58} = 432 \text{ kN}$  betragen müssen. Die

mittlere Traglast für Verbindungen mit einer Verstärkungsschraube zwischen jedem Stabdübel betrug jedoch nur 344 kN, die für Verbindungen mit jeweils zwei Schrauben zwischen jedem Stabdübel 392 kN. Offensichtlich neigen nicht ausreichend verstärkte Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln dennoch zum Spalten. Damit für verstärkte Verbindungen die wirksame Anzahl der in Faserrichtung hintereinander angeordneten Stabdübeln zu  $n = n_{ef}$  angenommen werden kann, muss die entsprechende Verstärkung in einer Verbindung ausreichend dimensioniert werden.

Nachfolgend wird ein Verfahren zur Dimensionierung der Verstärkungselemente vorgeschlagen. Mit Hilfe dieses Verfahrens werden Verstärkungen dimensioniert, so dass ein Spalten in einer Verbindung nicht auftreten kann und die Anzahl  $n$  der in Faserrichtung hintereinander angeordneten Verbindungsmittel nicht abgemindert werden muss.

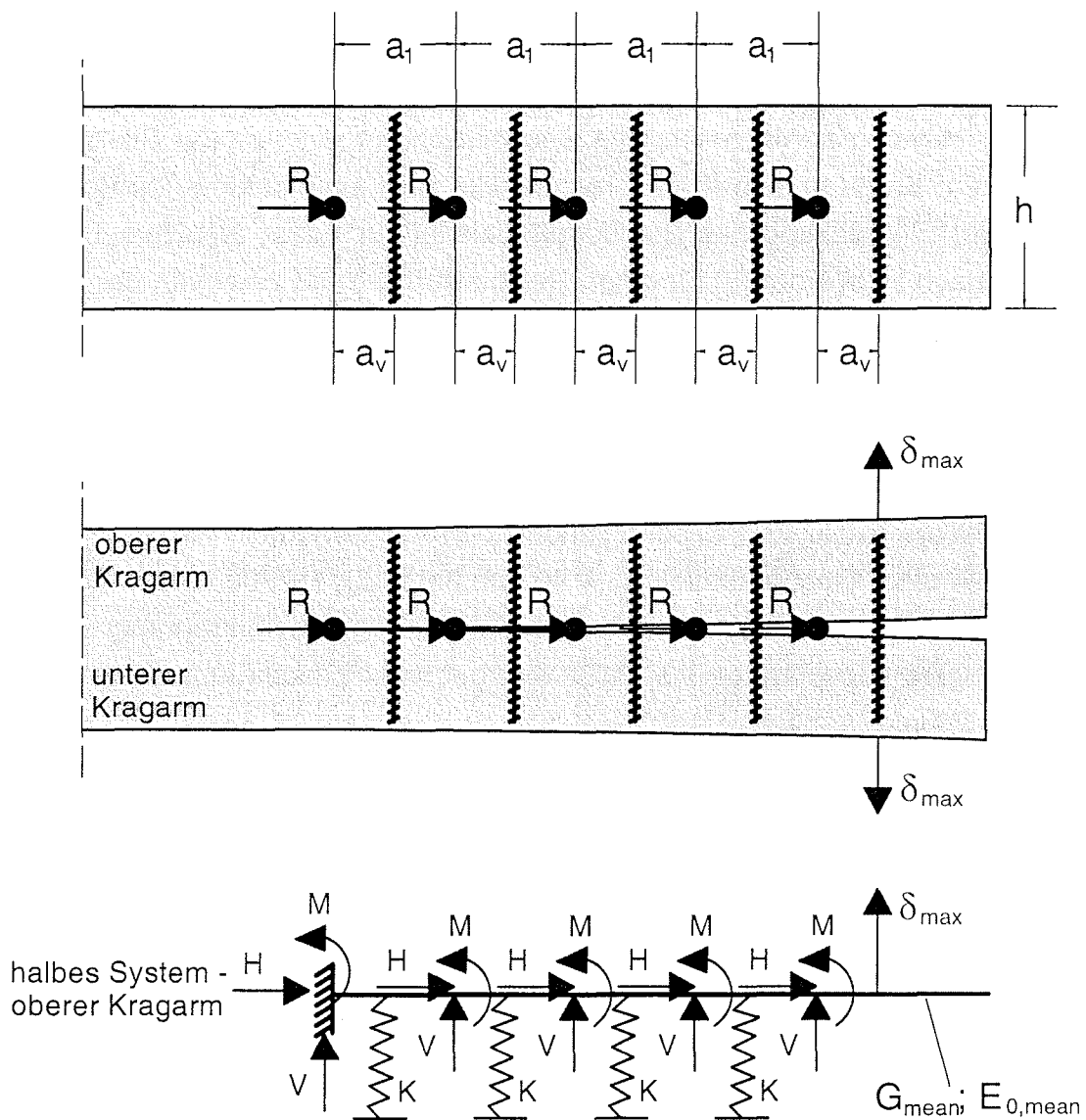
Dieses Verfahren setzt in erster Linie voraus, dass ausgehend vom letzten Stabdübel bis zum Hirnholz ein Riss entsteht. Dieser Riss entsteht bei einer Last, die in etwa der Traglast eines unverstärkten Zugscherkörpers entspricht. Dennoch ist ein verstärkter Zugscherkörper imstande, trotz dieses Risses höhere Lasten aufzunehmen. Die Last wird so lange gesteigert, bis die dem Hirnholz am nächsten gelegene Schraube (1. Schraube) aus dem gespaltenem Holz herausgezogen wird.



**Bild 37:** Spaltversagen eines verstärkten Zugscherkörpers

In Bild 37 ist das beschriebene Versagen dargestellt. Nach dem Spalten des Holzes ausgehend vom letzten Stabdübel bis hin zum Hirnholz kann die Last gesteigert werden. Der gespaltene Zugscherkörper wirkt dann wie zwei Kragarme mit elastischen Federn. Die als Verstärkungselemente eingedrehten Schrauben übernehmen hierbei die Funktion dieser Federn. Hierbei entspricht die Steifigkeit der auf Herausziehen beanspruchten Schrauben der Federsteifigkeit. Wird eine Verschiebung  $\delta_{\max}$  eines der beiden Kragarme an der Stelle der ersten Schraube rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes erreicht, die der axialen Verschiebung einer Schraube bei Erreichen ihrer Ausziehtragfähigkeit entspricht, kann diese erste Schraube und folglich der erste Stabdübel keine Last mehr aufnehmen. Die bisher gespeicherte Last wird schlagartig auf die restlichen Stabdübel übertragen. Diese sind jedoch nicht mehr imstande, höhere Lasten aufzunehmen. Die Folge ist ein dynamisches Versagen der ganzen Verbindung, wobei die Schrauben als Verstärkungselemente ausgehend von der ersten bis zur letzten Schraube aus dem gespaltenem Holz herausgezogen werden.

In Bild 38 ist das beschriebene Kragarmmodell zur Bestimmung der maximalen Verschiebung  $\delta_{\max}$  eines der beiden Kragarme an der Stelle der ersten Schraube rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes dargestellt.



**Bild 38:** Kragarmmodell

Oben in Bild 38 ist die Ansicht eines Seitenholzes der Höhe  $h$  in einer zweischichtigen Stahlblech/Holz-Verbindung mit fünf Stabdübeln als Verbindungsmittel dargestellt, welche je Scherfuge durch die Einzelleist  $R$  beansprucht werden. Das Seitenholz ist zwischen jeder Stabdübelreihe mit rechtwinklig zur Faserrichtung eingedrehten Vollgewindeschrauben verstärkt. Das Seitenholz spaltet nicht, solange die Beanspruchung  $R$  jedes Stabdübel kleiner als die Tragfähigkeit eines Stabdübel je Scherfuge einer unverstärkten Verbindung ist. Mit steigender Beanspruchung  $R$  je Stabdübel und Scherfuge steigt die Gefahr des Spaltens des Seitenholzes, bis schließlich ein zur Faserrichtung paralleler Riss zwischen dem letzten Stabdübel und dem Hirnholz entsteht (unten in Bild 38). Die Beanspruchung  $R$  je Stabdübel und Scherfuge wird in eine zur Faserrichtung parallele Be-

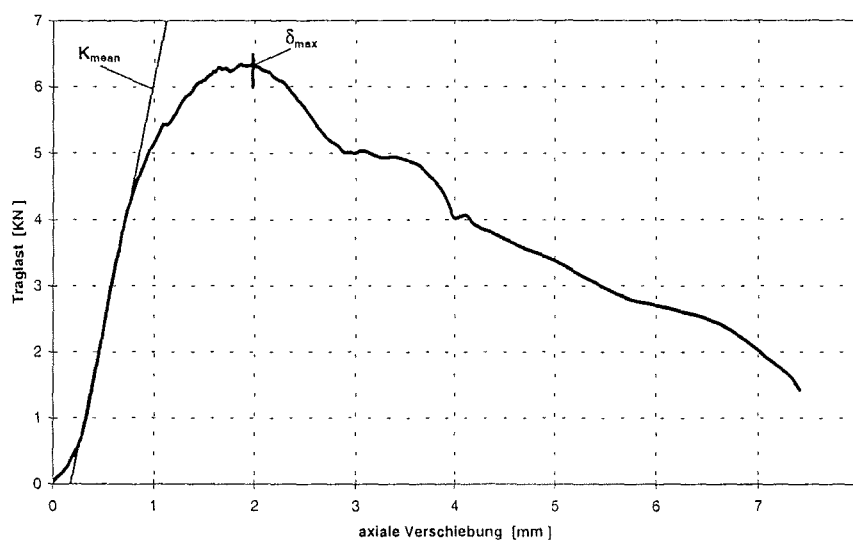


anspruchung  $H = 0,5 \cdot R$  aufgeteilt, welche jeweils an der Unterseite des oberen Kragarms und an der Oberseite des unteren Kragarms wirkt. Gleichzeitig erzeugt die Kraft  $H = 0,5 \cdot R$  je Kragarm ein Moment in der Symmetrielinie des halben Kragarmsystems. Als zusätzliche Beanspruchung wirkt an der Stelle jedes Stabdübels je Kragarm eine Kraft  $V$  rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes, welche aus der Eindrückung des Stabdübels parallel zur Faser resultiert. Diese Kraft  $V$  kann nach H. Werner [8] für einen Reibbeiwert  $\mu = 0,3$  zwischen der Stahloberfläche des Stabdübels und der Holzoberfläche zu  $V = 0,143 \cdot R_{\text{Stabdübel}}$  angenommen werden. Als Widerstandskenngrößen wirken bei beiden Kragarmsystem die Biegesteifigkeit  $E_{0,\text{mean}} \cdot I_{\text{Kragarm}}$ , die Schubsteifigkeit  $G_{\text{mean}} \cdot A_{S,\text{Kragarm}}$  sowie die Verschiebungsmoduln  $K_{\text{mean}}$  der Verstärkungselemente.

Der mittlere axiale Verschiebungsmodul von Vollgewindeschrauben 7,5 x 182 mm liegt bei einer Einschraubtiefe  $l_{\text{ef}} = 90$  mm bei  $K_{\text{mean}} = 7500$  N/mm. Die mittlere axiale Verschiebung  $\delta_{\text{max}}$  bei Erreichen der axialen Ausziehtragfähigkeit wurde für die Vollgewindeschraube 7,5 x 182 mm bei einer Einschraubtiefe  $l_{\text{ef}} = 90$  mm zu  $\delta_{\text{max}} = 2,4$  mm ermittelt.

Eine allgemeine Bestimmung dieser Parameter ( $\delta_{\text{max}}$ ,  $K_{\text{mean}}$ ) in Abhängigkeit vom Schraubentyp kann zum gegenwärtigen Zeitpunkt nicht angegeben werden, da diese Parameter sehr stark von der Einschraubtiefe sowie von der Schraubengeometrie abhängig sind. Weitere Untersuchungen zur Bestimmung dieser Parameter sind dringend erforderlich.

Ein typisches Last-Verformungs-Diagramm einer auf Herausziehen beanspruchten Schraube ist in Bild 39 dargestellt.



**Bild 39:** Last-Verformungs-Diagramm einer auf Herausziehen beanspruchten Schraube

Mit Hilfe folgender Widerstandsgrößen kann die Traglast einer spaltgefährdeten, verstärkten Verbindung ermittelt werden:

$\delta_{\max}$  axiale Verschiebung bei Erreichen der Traglast einer auf Herausziehen beanspruchten Schraube

$K_{\text{mean}}$  mittlerer Verschiebungsmodul von auf Herausziehen beanspruchten Schrauben

$E_{0,\text{mean}} \cdot I_{\text{Kragarm}}$  Biegesteifigkeit des Kragarms

$G_{\text{mean}} \cdot A_{S,\text{Kragarm}}$  Schubsteifigkeit des Kragarms

Grundsätzlich kann die Lösung mit einem einfachen Stabwerksprogramm ermittelt werden, das auch Schubverformungen berücksichtigt.

Zur Überprüfung des Kragarmmodells werden nachfolgend Traglasten  $R$  angegeben, bei denen ein Versagen der geprüften Zugscherverbindungen infolge Herausziehen der Vollgewindeschrauben eingetreten ist. Diese Traglasten wurden mit Hilfe des Stabwerkprogramms IQ 100 an dem vorgestellten Kragarmmodell ermittelt.

Für die Ermittlung dieser Traglasten wurden folgende Eingangsparameter verwendet (Kragarmmodell siehe Bild 38):

Trägerhöhe  $h = 200 \text{ mm}$

Trägerbreite  $b = 100 \text{ mm}$

$E_{0,\text{mean}} = 11600 \text{ N/mm}^2$        $G_{\text{mean}} = 720 \text{ N/mm}^2$

$a_1 = 120 \text{ mm}$        $a_v = 60 \text{ mm}$

Beanspruchung im System:

$H = 0,5 \cdot R$

$V = R / 7$

$M = 0,25 \cdot H \cdot h = 0,125 \cdot R \cdot h$

Verstärkungselemente  $7,5 \times 182 \text{ mm}$ :

$\delta_{\max} = 2,4 \text{ mm}$       Grenzwert der Verschiebung

$K_{\text{mean}} = 7500 \text{ N/mm}$  für eine Schraube zwischen jedem Stabdübel (Reihe ZS-1)

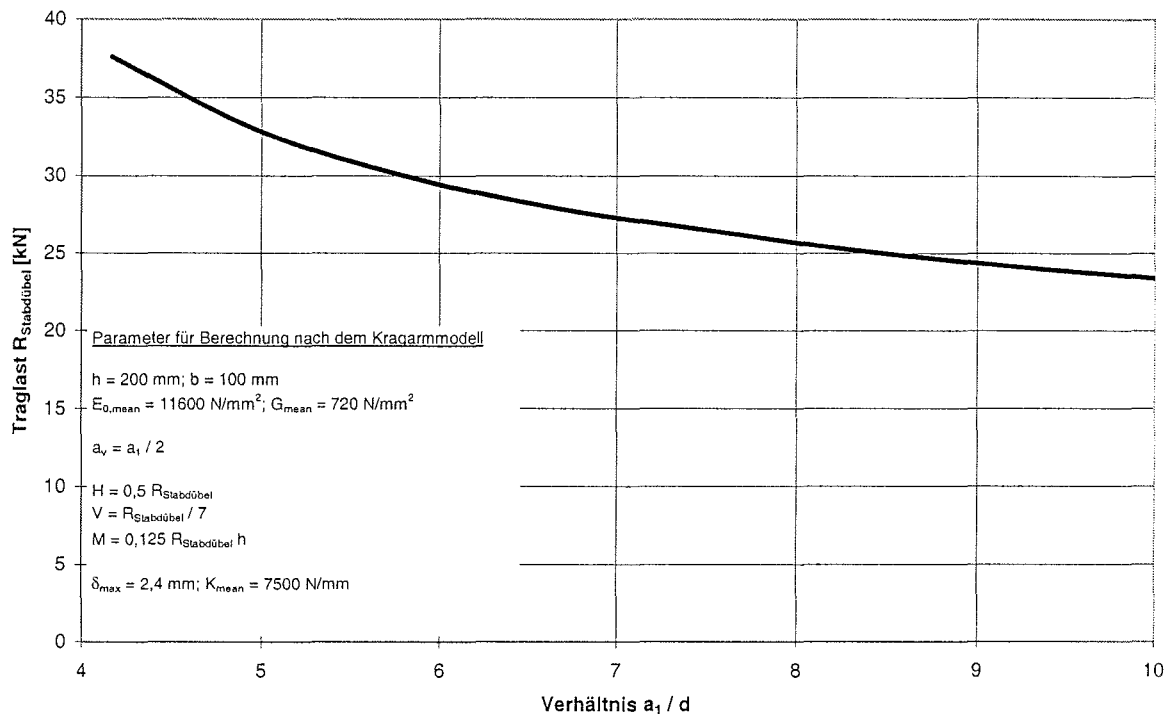
$K_{\text{mean}} = 15000 \text{ N/mm}$  für zwei Schrauben nebeneinander zwischen jedem Stabdübel (entspricht der Versuchsreihe ZS-2)

Für das Modell mit einer Vollgewindeschraube zwischen jedem Stabdübel (entspricht der Versuchsreihe ZS-1) beträgt die Traglast  $R$  aus dem Kragarmmodell je

Stabdübel und Scherfuge  $R = 32,8$  kN bzw. für die ganze Verbindung  $R_{Ges} = 328$  kN. Für das Modell mit zwei nebeneinander zwischen jedem Stabdübel angeordneten Vollgewindeschrauben beträgt die Traglast je Stabdübel und Scherfuge  $R = 49,4$  kN bzw. für die ganze Verbindung  $R_{Ges} = 494$  kN. Somit liegt das Verhältnis der rechnerisch ermittelten Traglast zur Versuchslast für die Versuchsreihe ZS-1 bei 0,95 und für die Versuchsreihe ZS-2 mit nur einem Versuchsergebnis bei 1,26. Insbesondere für die Versuchsreihe ZS-2 ist die Abweichung der rechnerisch ermittelten Traglast zum Versuchsergebnis mit 26% groß. Dies kann vor allem damit begründet werden, dass die Beanspruchung  $V$  rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes infolge der Eindrückung des Stabdübels parallel zur Holzfaser bei dieser Versuchsreihe größer ist als der nach H. Werner [8] angenommene Wert  $V = R / 7$ . Der von H. Werner angegebene Wert für die Beanspruchung  $V = R / 7$  resultiert aus Lochleibungsversuchen bei einer maximalen Eindrückung des Stabdübels ins Holz parallel zur Faser von 5 mm. Die in den oben beschriebenen Versuchen mit Zugscherkörpern erreichte Eindrückung der Stabdübel für die Versuchsreihe ZS-2 war jedoch größer. Eine weitere Erklärung für die Diskrepanz zwischen dem Versuchsergebnis und der rechnerisch ermittelten Traglast liegt in der Annahme eines linear-elastischen axialen Verschiebungsmoduls  $K_{mean} = 7500$  N/mm für alle Schrauben. In Wirklichkeit befindet sich insbesondere die zweite Schraube zum Zeitpunkt des Herausziehens der ersten Schraube ebenfalls kurz vor dem Erreichen ihrer maximalen axialen Verschiebung. Die als linear-elastisch angenommene Steifigkeit  $K_{mean}$  der zweiten Schraube ist daher für das Kragarmmodell zu groß gewählt.

Nachfolgend wird mit Hilfe des vorgestellten Kragarmmodells der Einfluss des Verhältnisses  $a_1 / d$  auf die Tragfähigkeit einer Verbindung gezeigt. Die Verschiebung des Kragarmes rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes an der Stelle der ersten Schraube ist stark von der Länge des Anschlusses bzw. vom Abstand der Verbindungsmittel untereinander parallel zur Faser  $a_1$  abhängig. Mit steigender Anschlusslänge oder steigendem  $a_1$  nimmt die Verschiebung  $\delta_{max}$  des Kragarmes zu. Der Grenzwert der axialen Verschiebung einer auf Herausziehen beanspruchten Schraube ist jedoch konstant. Daher sinkt bei identischen Verstärkungselementen die Traglast einer verstärkten Verbindung mit steigendem Verhältnis  $a_1 / d$ . Die Abhängigkeit der Traglast je Stabdübel und Scherfuge vom Verhältnis  $a_1 / d$  für eine spaltgefährdete verstärkte Zugscherverbindung mit 5 Stabdübeln ist in Bild 40 dargestellt. Mit zunehmendem Verhältnis  $a_1 / d$  sinkt bei einem konstant vorgegebenen Grenzwert der Verschiebung  $\delta_{max} = 2,4$  mm für die erste Schraube die aufnehmbare Traglast je Stabdübel und Scherfuge. Hierbei wurden alle übrigen Parameter konstant gewählt.





**Bild 40:** Traglast je Stabdübel und Scherfuge in Abhängigkeit vom Verhältnis  $a_1 / d$  für eine spaltgefährdete, verstärkte Zugscherverbindung mit 5 Stabdübeln

Dieses Kragarmmodell zeigt deutlich die Abhängigkeit der Tragfähigkeit einer spaltgefährdeten, verstärkten Verbindung von  $a_1 / d$ . Grundsätzlich sollten verstärkte Verbindungen so ausgeführt werden, dass die Verschiebung  $\delta_{\text{max}}$  des Kragarmes so klein wie möglich gehalten wird und der Grenzwert der axialen Verschiebung von auf Herausziehen beanspruchten Schrauben nicht erreicht wird. Verstärkungselemente mit einer großen axialen Steifigkeit, große Querschnitte der Bauteile sowie kleine Abstände der Verbindungsmittel untereinander parallel zur Holzfaser beeinflussen günstig die Tragfähigkeit von verstärkten Zugscherverbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln. Allgemein kann daher nicht gewährleistet werden, dass mit Hilfe von Vollgewindeschrauben verstärkte Verbindungen grundsätzlich nicht zum Spalten neigen.

## 6 Zusammenfassung

Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens, welches durch die Deutsche Gesellschaft für Holzforschung e.V. mit Mitteln des Deutschen Instituts für Bautechnik in Berlin finanziert wurde, konnte gezeigt werden, dass häufig vorkommende querzuggefährdete Konstruktionsdetails mit Hilfe von Vollgewindeschrauben verstärkt werden können. Für Vollgewindeschrauben als Verstärkungselemente gelten hier-

bei die gleichen Rechenmodelle, wie für andere Verstärkungselemente (eingeklebte Stahlstäbe, aufgeklebte Holzwerkstoffplatten).

Zunächst wurden grundlegende Vorversuche mit Vollgewindeschrauben durchgeführt. Im Rahmen der Hauptversuche wurden mit Vollgewindeschrauben verstärkte Queranschlüsse, ausgeklinkte Trägersauflager, Trägerdurchbrüche sowie spaltgefährdete Stahlblech/Holz-Verbindungen mit stiftförmigen metallischen Verbindungsmitteln geprüft. Für die geprüften Queranschlüsse und ausgeklinkten Trägersauflager konnte eine gute Übereinstimmung zwischen den Rechenmodellen und den Versuchsergebnissen erzielt werden. Die Berechnung von Trägerdurchbrüchen ist nach dem bisherigen Rechenmodell jedoch nicht vollständig. Hierbei wurden Gleichungen vorgeschlagen, mit deren Hilfe erhöhte Schubspannungen in Trägermitte sowie am Durchbruchrand ermittelt werden können. Mit diesen zusätzlichen Nachweisen konnte auch für die geprüften Trägerdurchbrüche eine gute Übereinstimmung zwischen den Versuchsergebnissen und den rechnerisch ermittelten Traglasten erzielt werden.

Mit Hilfe von Vollgewindeschrauben verstärkte Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln neigen ebenfalls zum Spalten, wenn diese nicht ausreichend verstärkt werden. Daher wurde ein Kragarmmodell vorgestellt, mit dessen Hilfe diese Verstärkungen dimensioniert werden können. Damit dieses Modell allgemein angewendet werden kann, muss das nichtlineare Materialverhalten von auf Herausziehen beanspruchten Schrauben bekannt sein. Daher ist es notwendig, im Rahmen weiterer Untersuchungen diese Parameter zu bestimmen. Die Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abteilung Ingenieurholzbau, Universität Karlsruhe (TH) hat bereits einen entsprechenden Forschungsantrag gestellt. Im Rahmen dieser anstehenden Untersuchungen wird das Kragarmmodell zur Bemessung der Verstärkungselemente bei Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln weiter entwickelt.

## **7 Literatur und verwendete Programme**

- [1] E DIN 1052; Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken; Schlusssentwurf Bemessungsnorm Holzbau BEKS - 2002
- [2] Gustafsson, P.J. (1988); A Study of Strength of Notched Beams; Paper 21-10-1; CIB - W18A; Meeting 21; Vancouver Islands - Canada; September 1988
- [3] Petersson, H. (1995); Fracture Design Analysis of Wooden Beams with Holes and Notches. Finite Element Analysis Based on Energy Release Rate Approach; Paper 28-19-3; CIB - W18A; Meeting 28; Copenhagen - Denmark; April 1995

- [4] Riipola, K. (1990); Dimensioning of Beams with Cracks, Notches and Holes. An Application of Fracture Mechanics; Paper 23-10-2; CIB - W18A; Meeting 23; Lisbon - Portugal; September 1990
- [5] Blaß, H.J., Ehlbeck, J., Schmid, M.; Ermittlung der Querkzugfestigkeit von Voll- und Brettschichtholz; Forschungsbericht; Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abteilung Ingenieurholzbau, Universität Karlsruhe (TH), 1998
- [6] Korin, U. (1988); Shear Strength in Bending of Timber; Paper 21-6-3; CIB - W18A; Meeting 21; Vancouver Islands - Canada; September 1988
- [7] FEM für Praktiker, Günter Müller / Clemens Groth, 3. Auflage, Expert-Verlag
- [8] Werner, H. (1993); Tragfähigkeit von Holz-Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln unter Berücksichtigung streuender Einflussgrößen; Dissertation; Karlsruhe; 1993
- [9] Schmid, M. (2002); Anwendung der Bruchmechanik auf Verbindungen aus Holz; genehmigte Dissertation; Universität Karlsruhe
  
- [A] Ansys 57, Finite-Elemente-Programm, Lizenziert für Universität Karlsruhe (TH)
- [B] IQ 100, Stabwerksprogramm, Version 2, Vollversion, August 2000





Tabelle A.1: Ergebnisse der Versuchsreihe Q-0

Bezeichnung	Traglast $F_{90}$ [kN]	Verschiebungs- modul $k_s$ [kN/mm]	Anfangsver- schiebungsmodul $k_i$ [kN/mm]	Rohdichte an der Versagensstelle $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Holzfeuchte $u$ [%]
Q-0-1	21,9	208	215	410	12,8
Q-0-2	19,5	244	228	395	13,4
Q-0-3	30,7	318	326	422	13,2
Q-0-4	27,5	278	284	411	12,6
Q-0-5	18,6	150	161	428	13,3
Q-0-6	24,6	40,6	44,3	431	13,7
Q-0-7	15,6	283	316	409	13,9
Q-0-8	20,2	286	297	485	13,4
Q-0-9	21,0	293	286	365	13,3
Q-0-10	24,4	362	367	478	14,3
Mittelwerte	22,4	246	252	423	13,4

Tabelle A.2: Ergebnisse der Versuchsreihe Q-1-M

Bezeichnung	Traglast $F_{90}$ [kN]	Verschiebungs- modul $k_s$ [kN/mm]	Anfangsver- schiebungsmodul $k_i$ [kN/mm]	Rohdichte an der Versagensstelle $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Holzfeuchte $u$ [%]
Q-1-M-1	38,9	365	364	428	12,2
Q-1-M-2	33,2	346	356	409	12,5
Q-1-M-3	29,4	273	280	414	12,5
Q-1-M-4	25,7	251	267	388	13,0
Q-1-M-5	44,5	369	309	458	13,5
Q-1-M-6	25,8	97,8	108	369	12,8
Q-1-M-7	32,6	92,8	103	395	12,5
Q-1-M-8	27,8	511	550	379	12,6
Q-1-M-9	30,1	239	242	397	12,2
Q-1-M-10	25,0	349	374	413	12,2
Mittelwerte	31,3	289	295	405	12,6

Tabelle A.3: Ergebnisse der Versuchsreihe Q-2-A

Bezeichnung	Traglast $F_{90}$ [kN]	Verschiebungs- modul $k_s$ [kN/mm]	Anfangsver- schiebungsmodul $k_i$ [kN/mm]	Rohdichte an der Versagensstelle $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Holzfeuchte $u$ [%]
Q-2-A-1	43,3	349	379	403	12,6
Q-2-A-2	36,9	268	286	403	12,6
Q-2-A-3	40,0	497	490	412	12,5
Q-2-A-4	40,8	455	478	402	12,6
Q-2-A-5	36,3	236	240	404	12,2
Q-2-A-6	33,7	131	158	381	13,9
Q-2-A-7	38,0	911	843	402	12,6
Q-2-A-8	35,1	110	134	410	12,6
Q-2-A-9	36,7	452	459	393	12,6
Q-2-A-10	44,3	332	313	416	12,8
Mittelwerte	38,5	374	378	403	12,7

Tabelle A.4: Ergebnisse der Versuchsreihe Q-2-M

Bezeichnung	Traglast $F_{90}$ [kN]	Verschiebungs- modul $k_s$ [kN/mm]	Anfangsver- schiebungsmodul $k_i$ [kN/mm]	Rohdichte an der Versagensstelle $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Holzfeuchte $u$ [%]
Q-2-M-1	48,3	520	473	439	12,3
Q-2-M-2	41,1	211	232	405	12,6
Q-2-M-3	41,8	486	514	401	12,3
Q-2-M-4	35,9	327	383	408	12,4
Q-2-M-5	38,8	461	489	423	13,8
Q-2-M-6	39,0	339	372	409	12,4
Q-2-M-7	35,3	197	214	396	12,4
Q-2-M-8	42,0	300	314	397	12,5
Q-2-M-9	42,1	583	599	417	12,5
Q-2-M-10	38,3	464	458	399	12,2
Mittelwerte	40,3	389	405	409	12,5

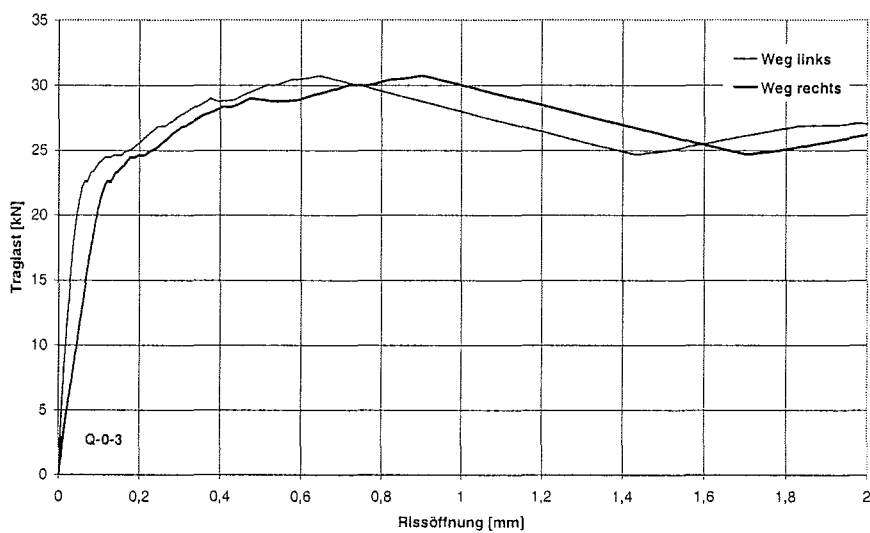
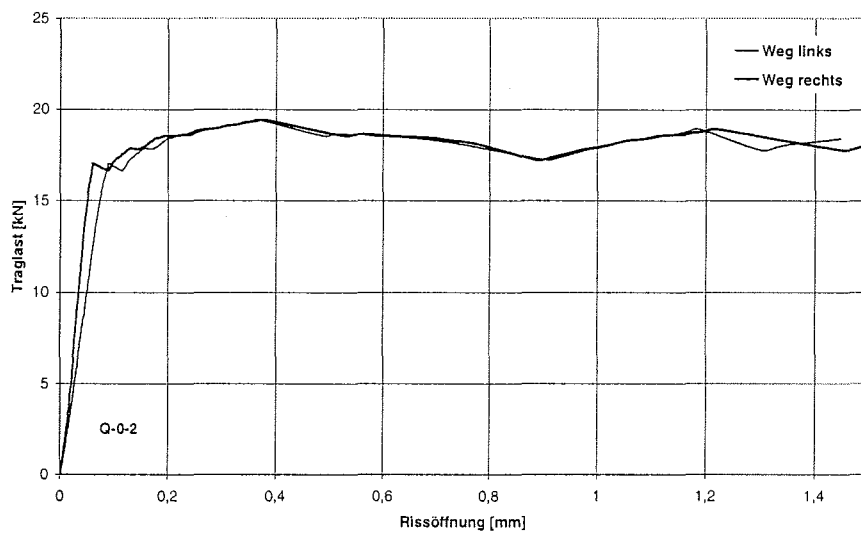
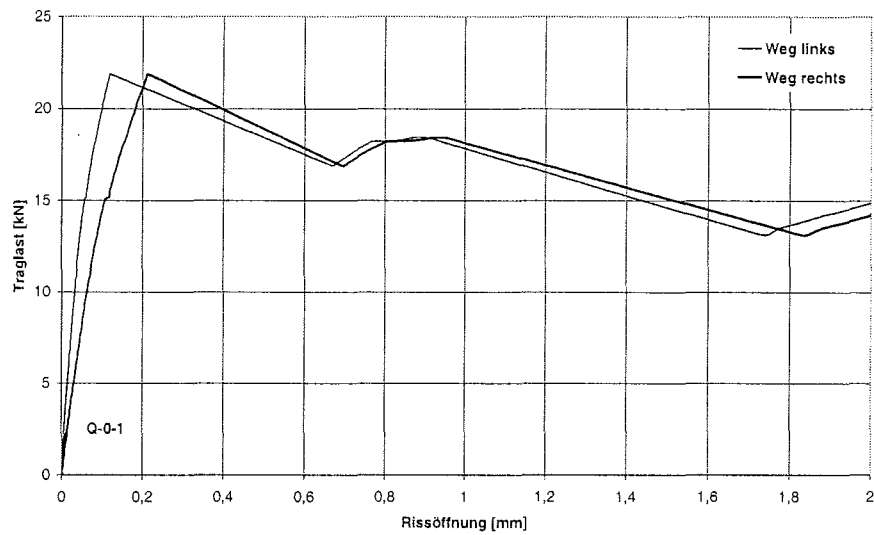


Bild A-1 bis A-3: Last-Verschiebungs-Diagramme für Q-0-1 bis Q-0-3



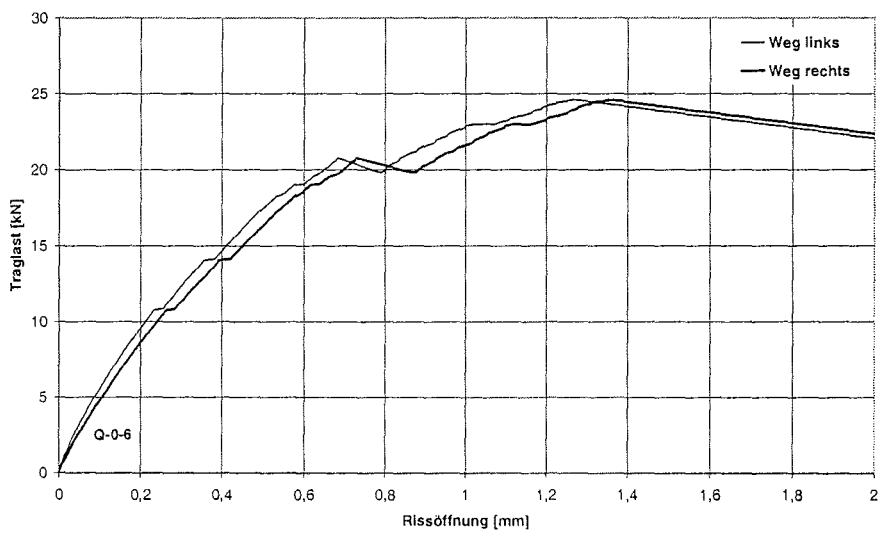
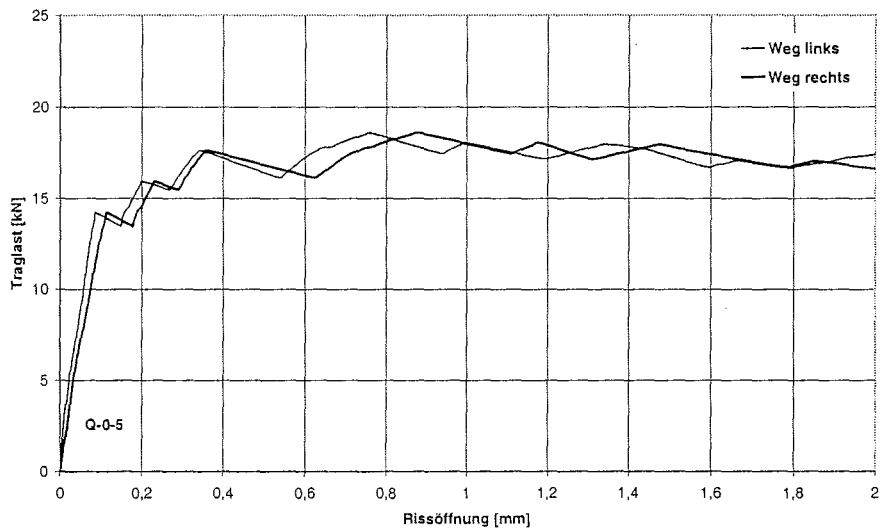
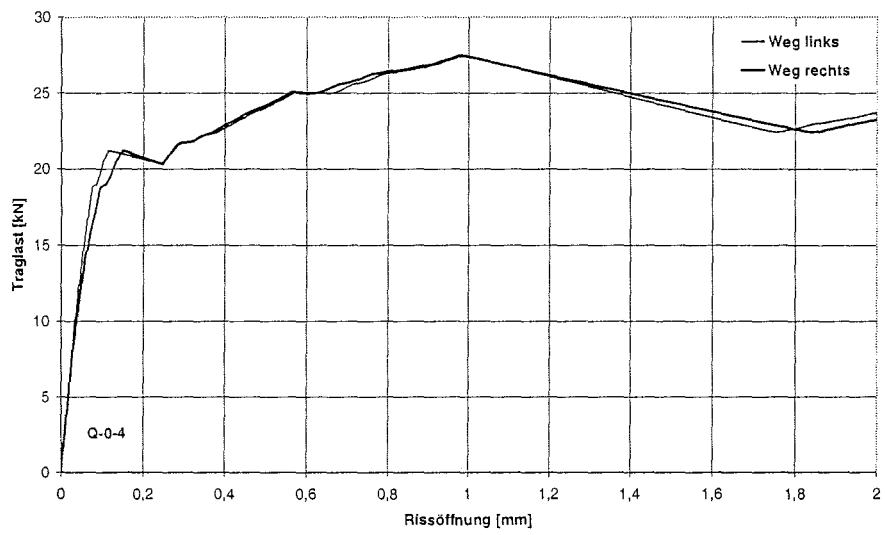


Bild A-4 bis A-6: Last-Verschiebungs-Diagramme für Q-0-4 bis Q-0-6

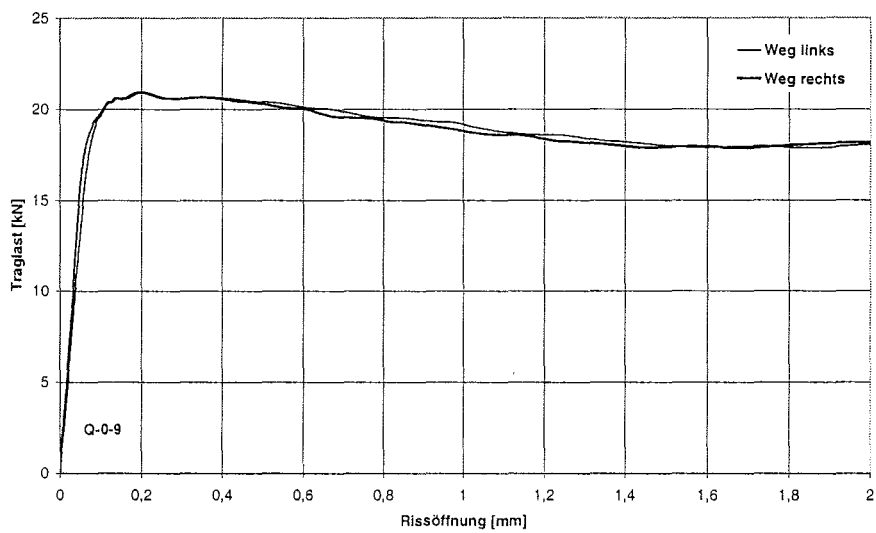
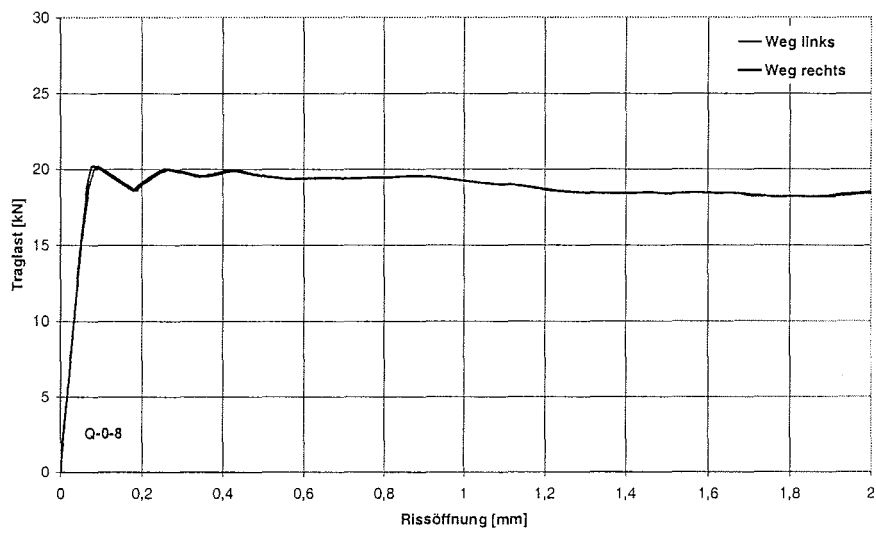
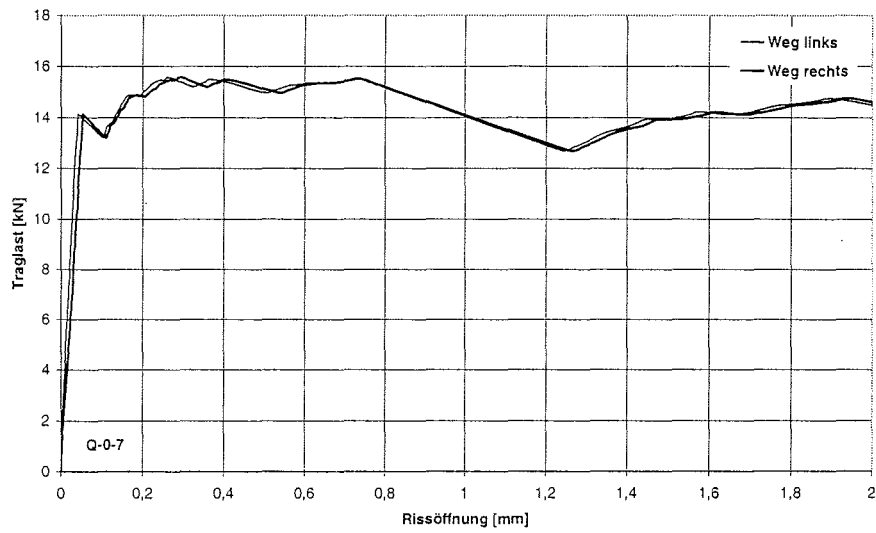


Bild A-7 bis A-9: Last-Verschiebungs-Diagramme für Q-0-7 bis Q-0-9

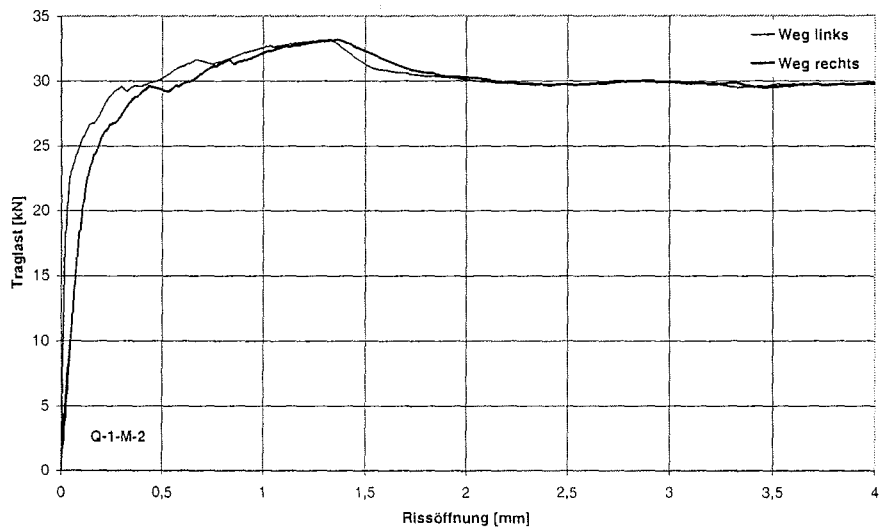
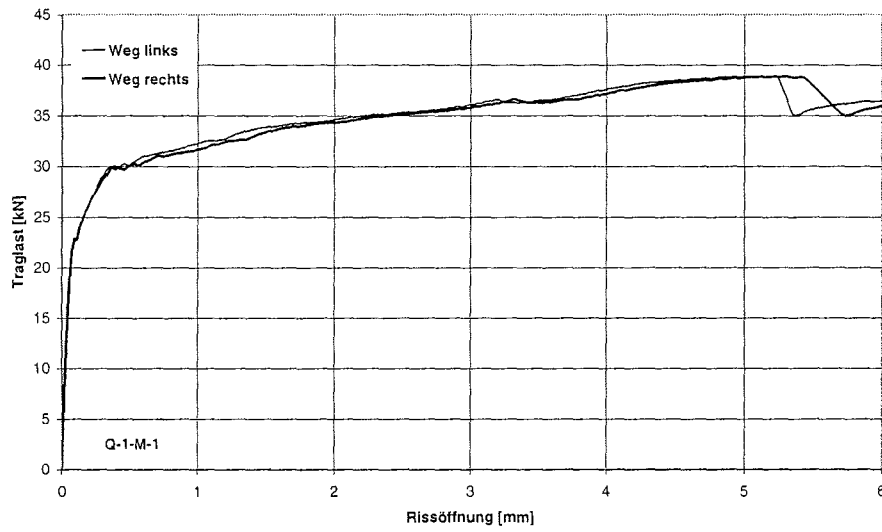
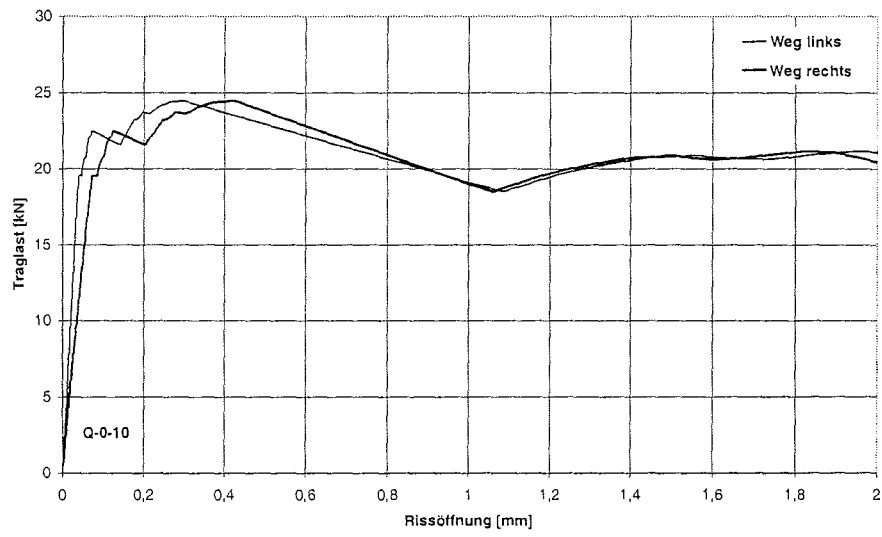


Bild A-10 bis A-12: Last-Verschiebungs-Diagramme für Q-0-9, Q-1-M-1 und 2

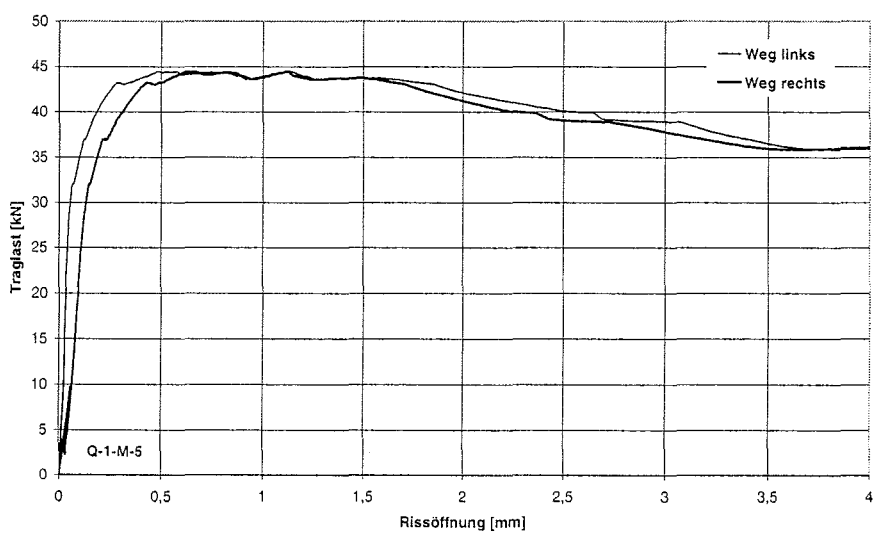
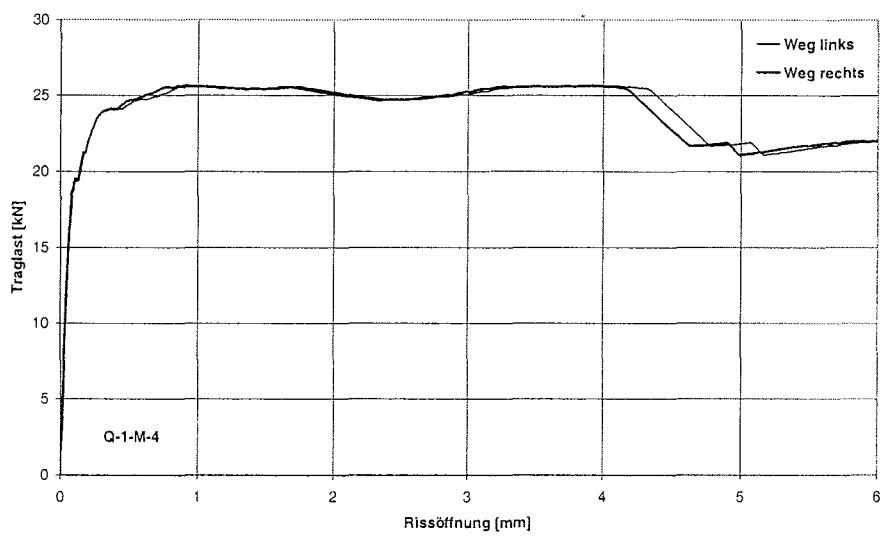
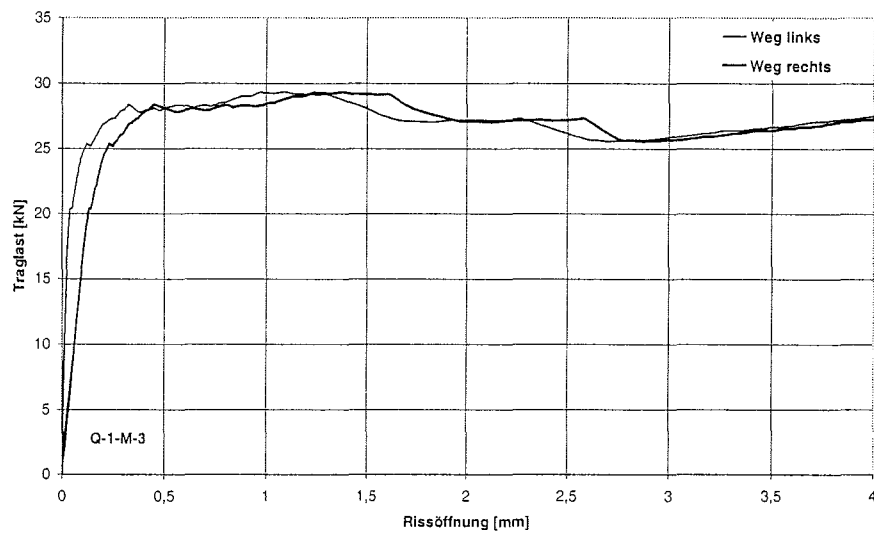


Bild A-13 bis A-15: Last-Verschiebungs-Diagramme für Q-1-M-3 bis 5



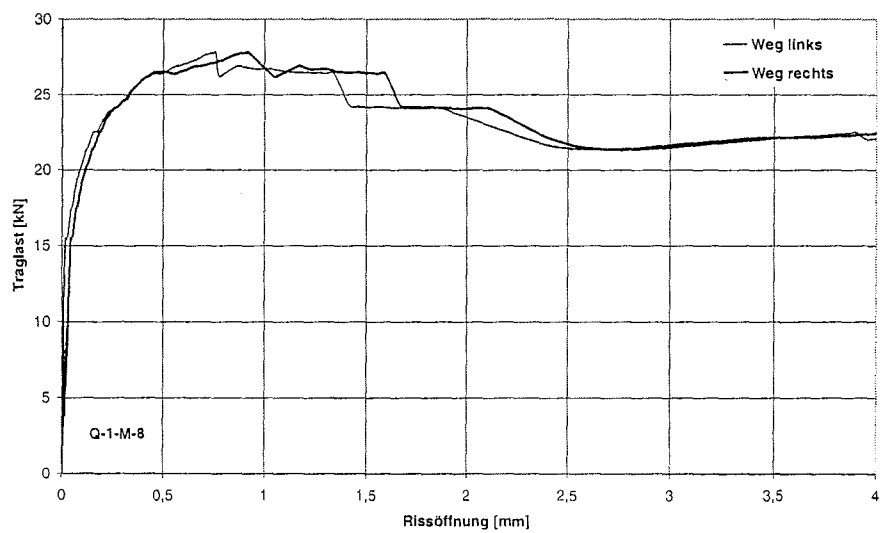
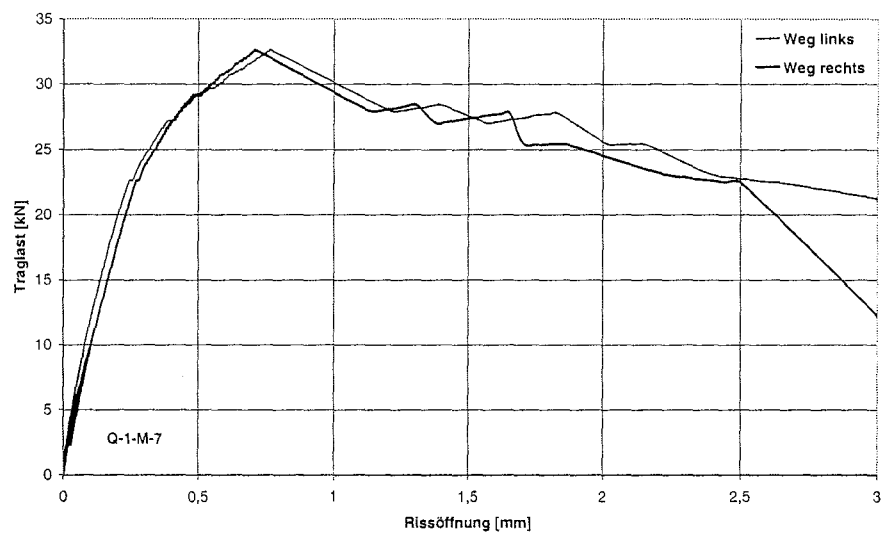
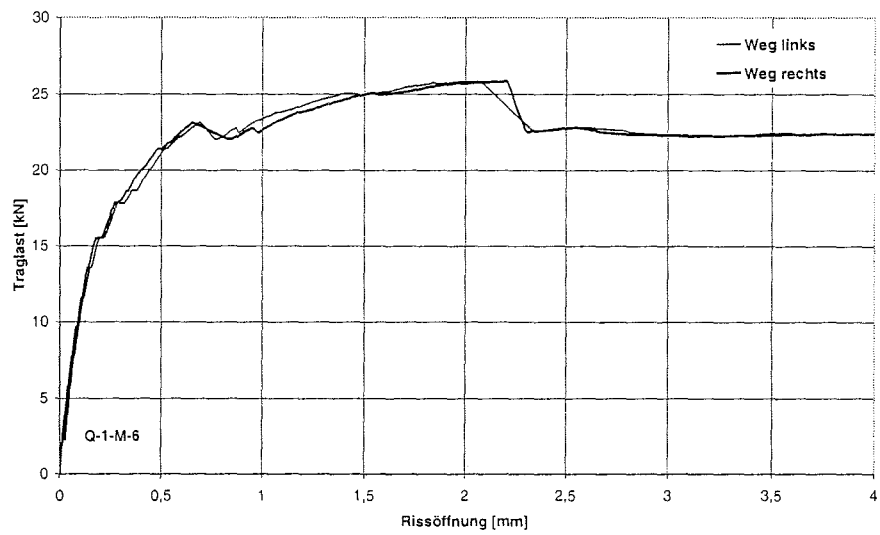


Bild A-16 bis A-18: Last-Verschiebungs-Diagramme für Q-1-M-6 bis 8

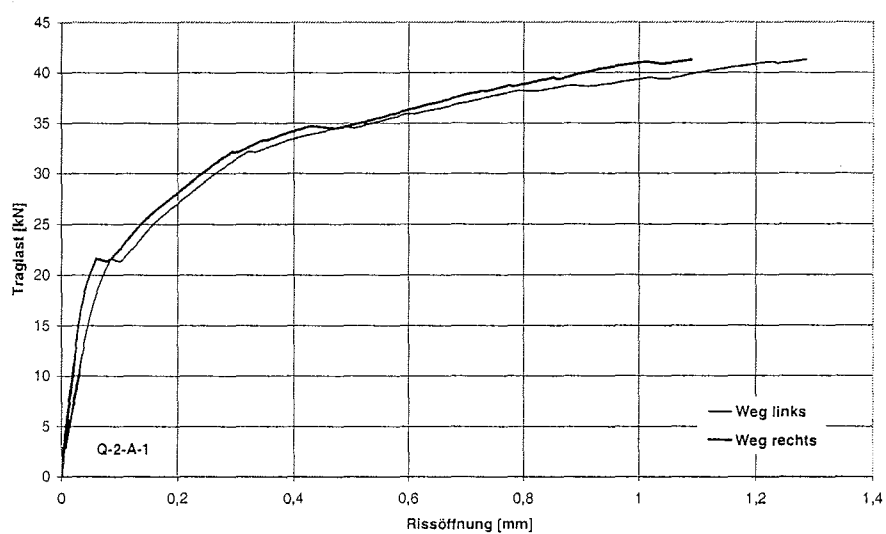
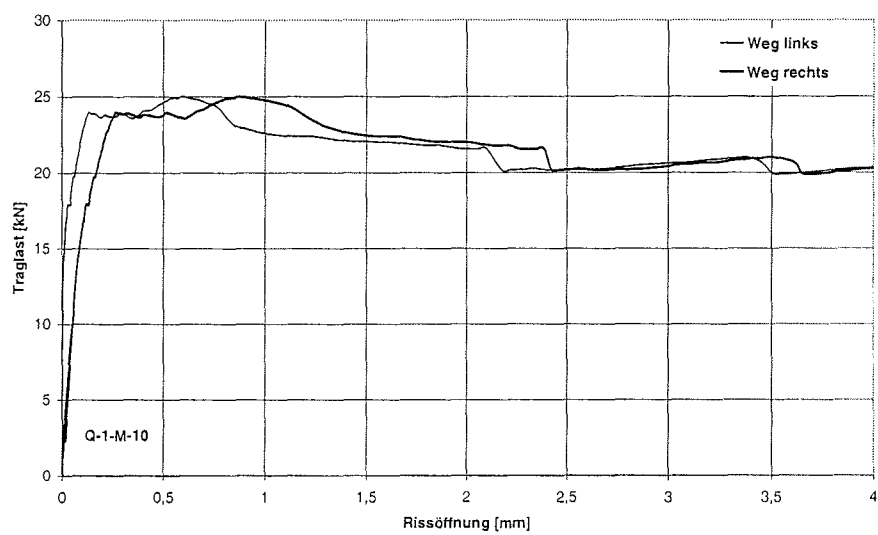
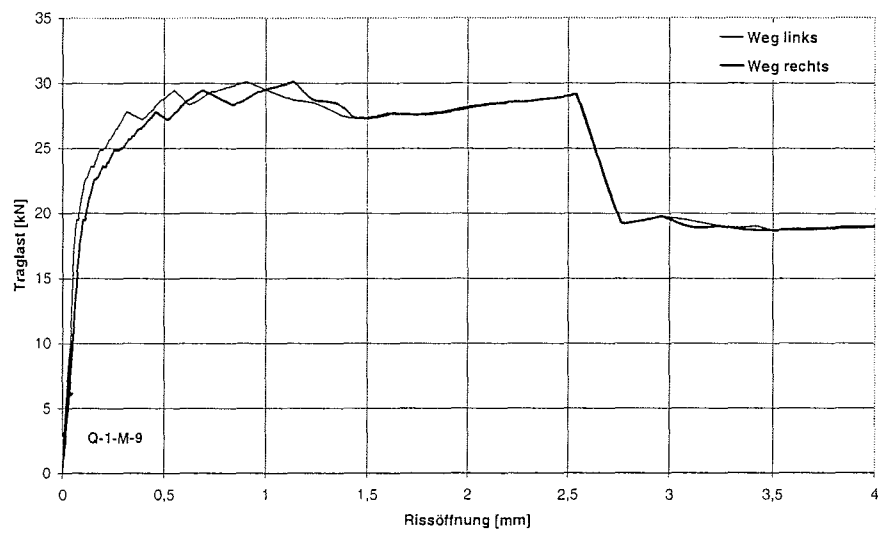


Bild A-19 bis A-21: Last-Verschiebungs-Diagramme für Q-1-M-9 bis 10 u. Q-2-A-1

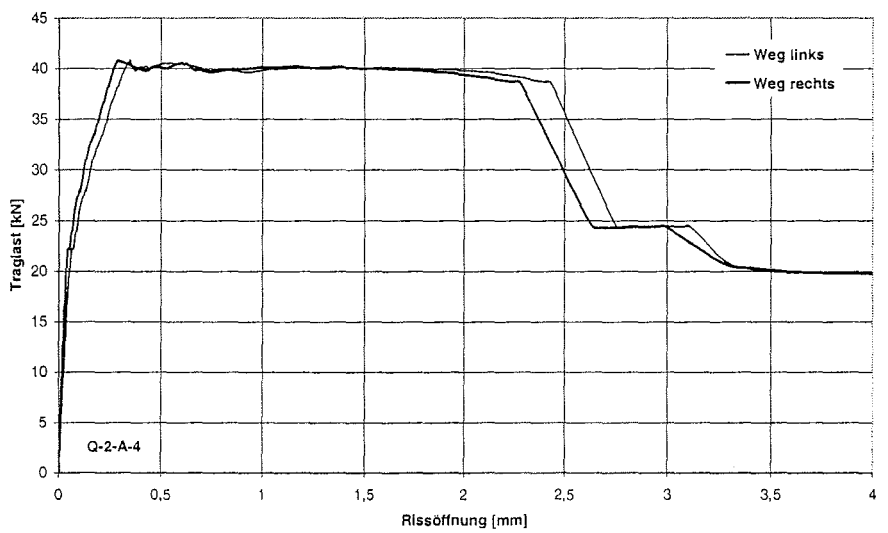
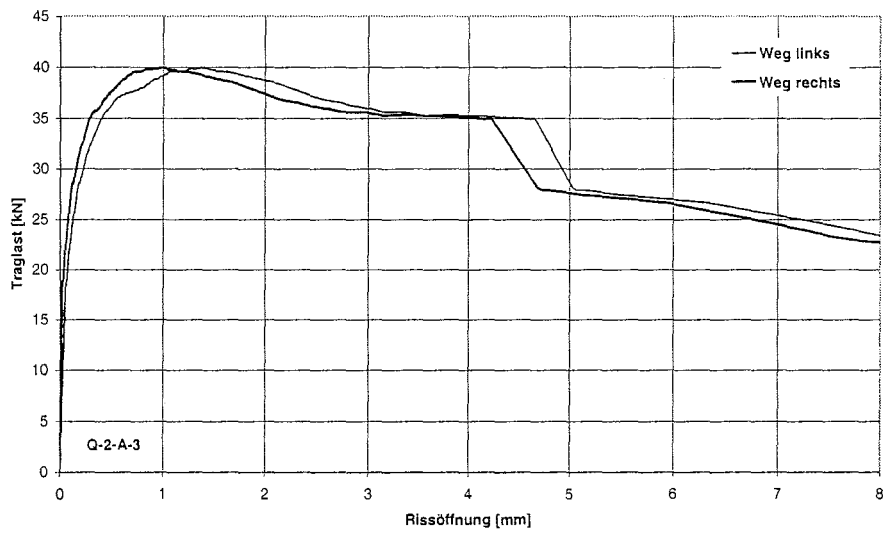
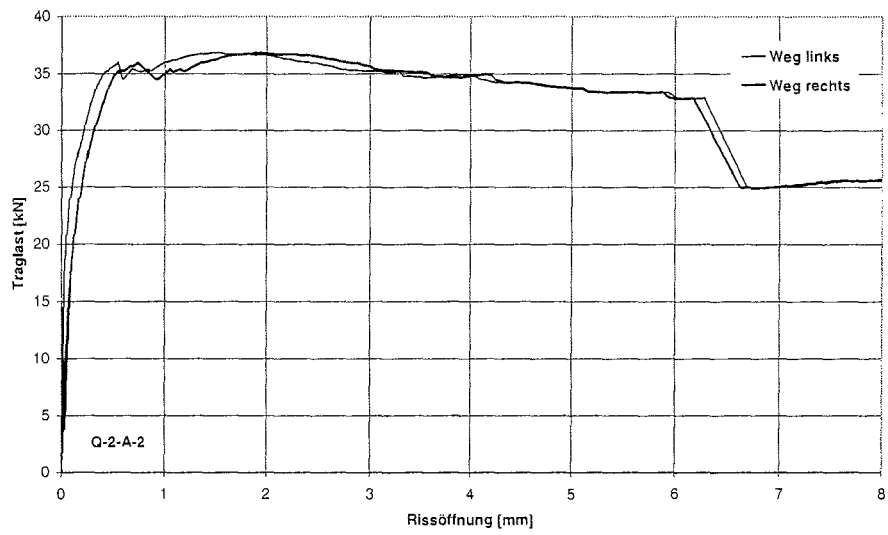


Bild A-22 bis A-24: Last-Verschiebungs-Diagramme für Q-2-A-2 bis Q-2-A-4

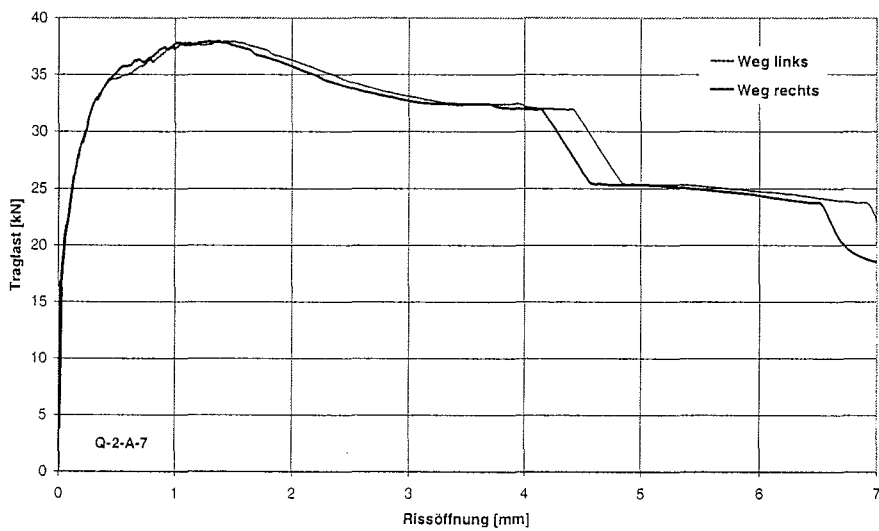
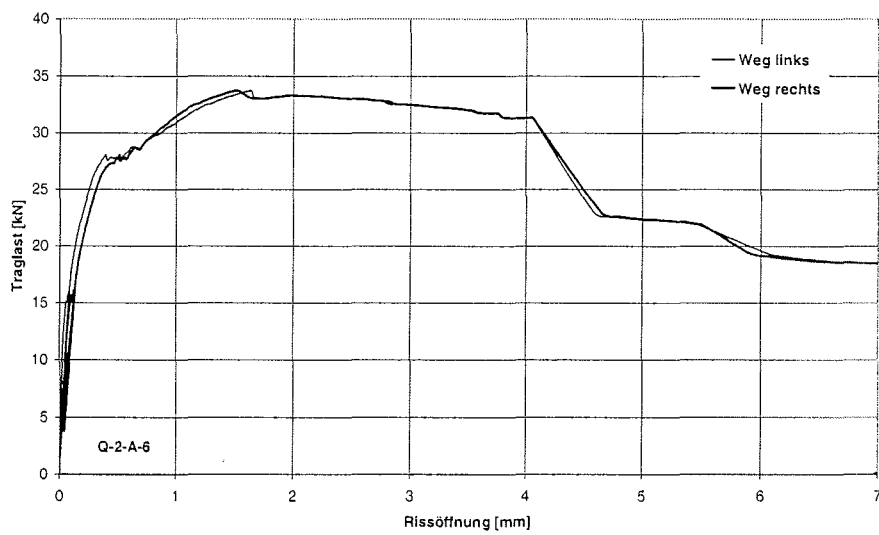
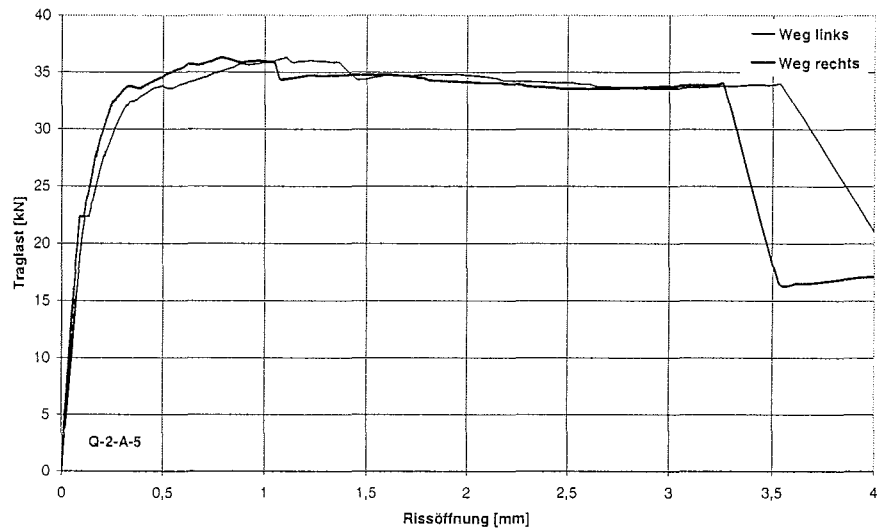


Bild A-25 bis A-27: Last-Verschiebungs-Diagramme für Q-2-A-5 bis Q-2-A-7



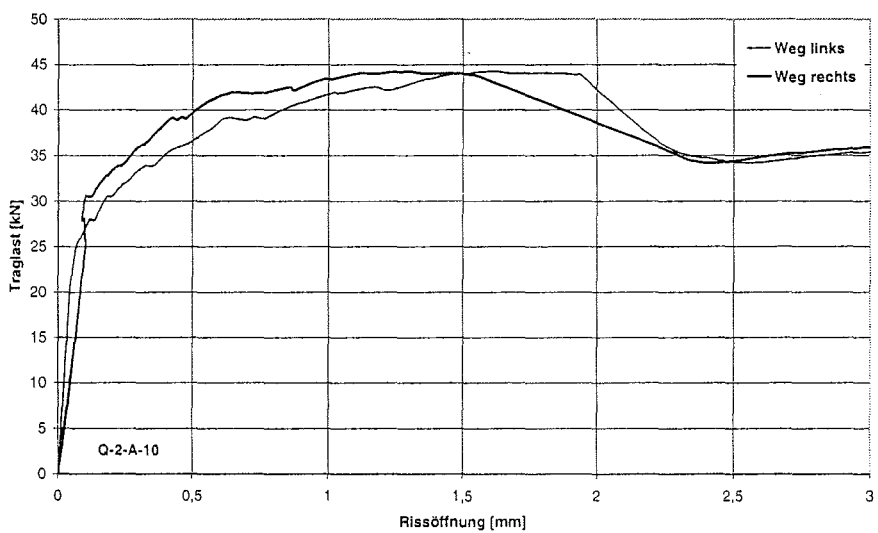
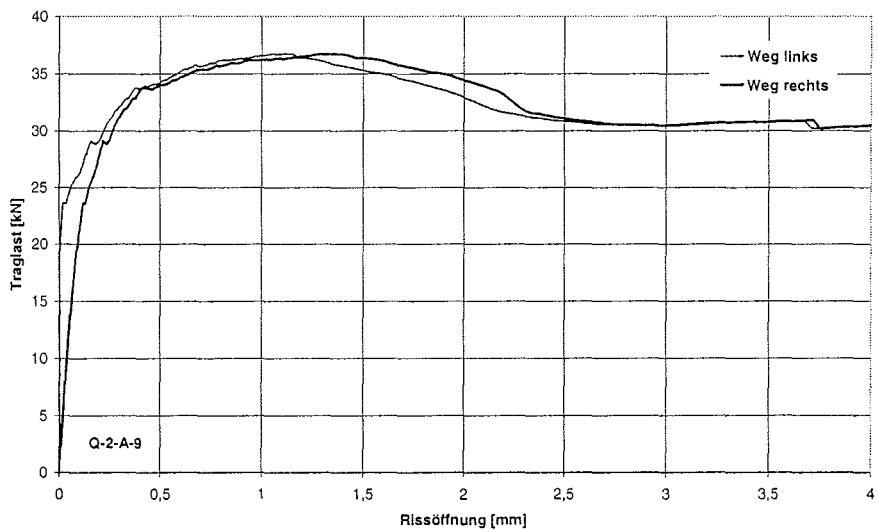
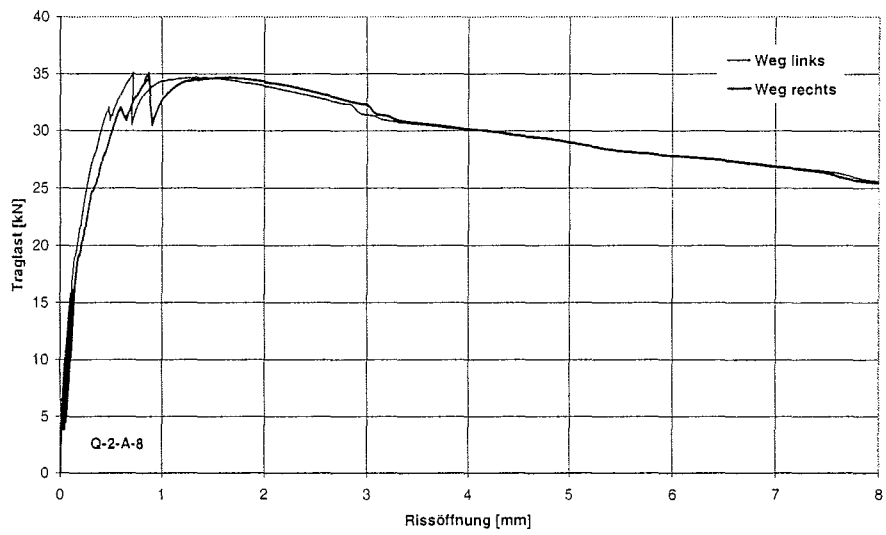


Bild A-28 bis A-30: Last-Verschiebungs-Diagramme für Q-2-A-8 bis Q-2-A-10

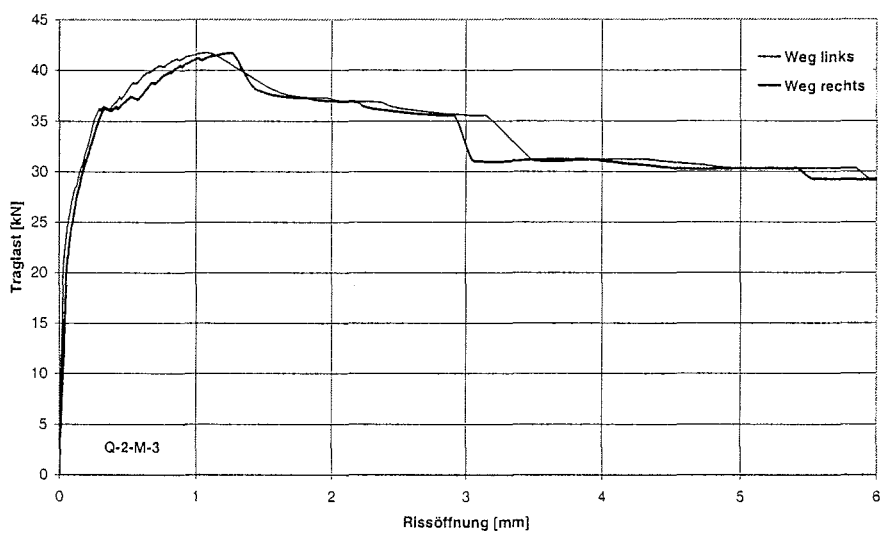
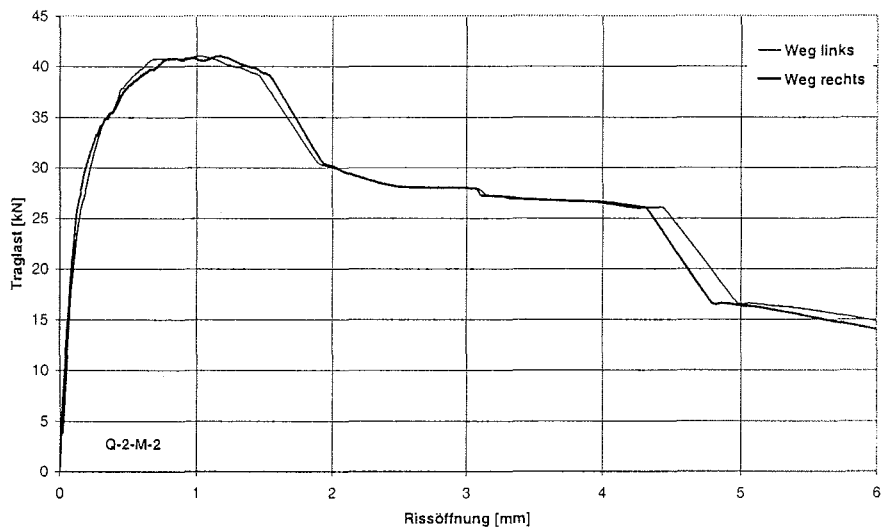
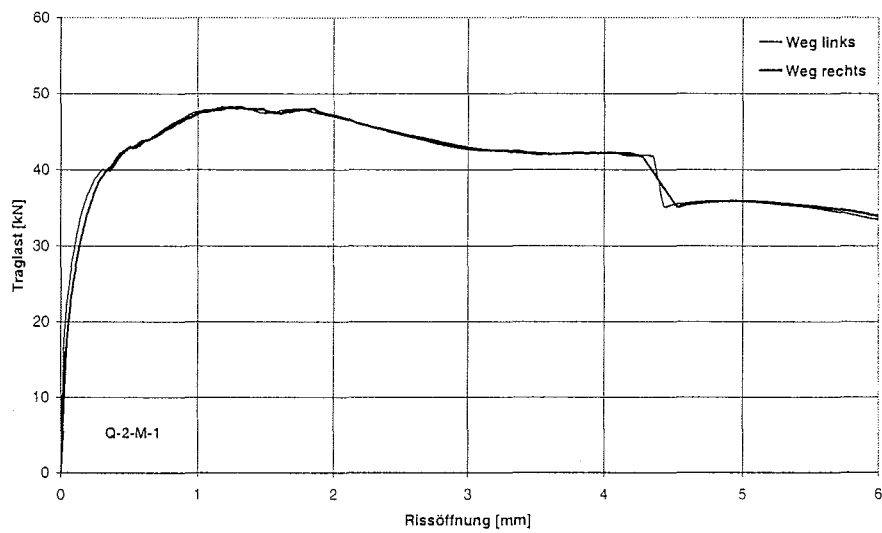


Bild A-31 bis A-33: Last-Verschiebungs-Diagramme für Q-2-M-1 bis Q-2-M-3

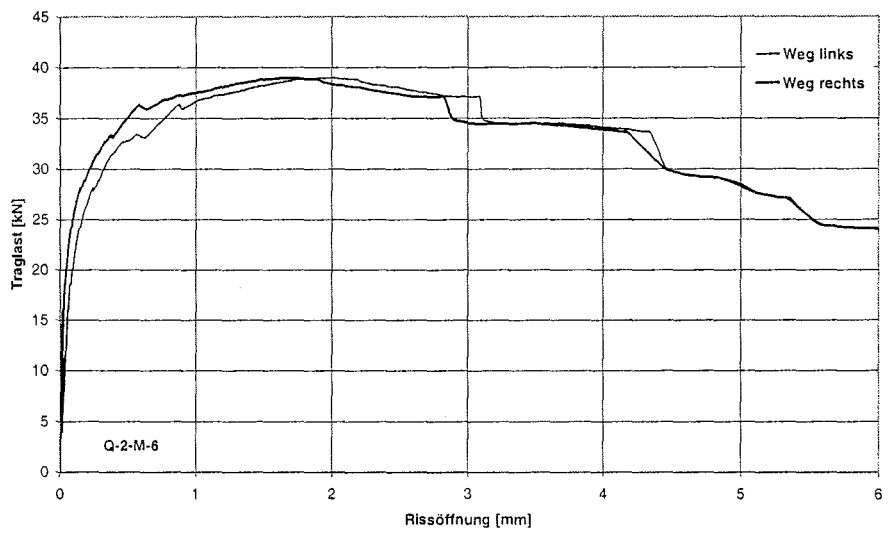
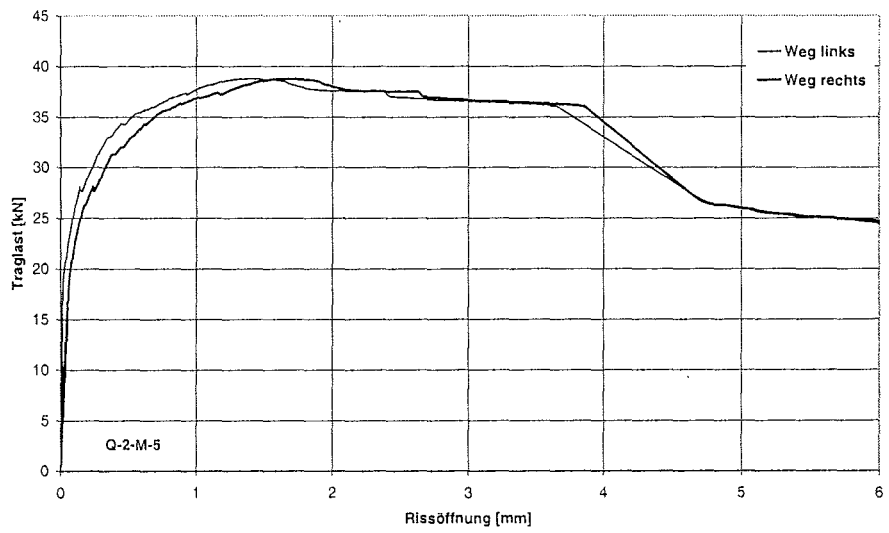
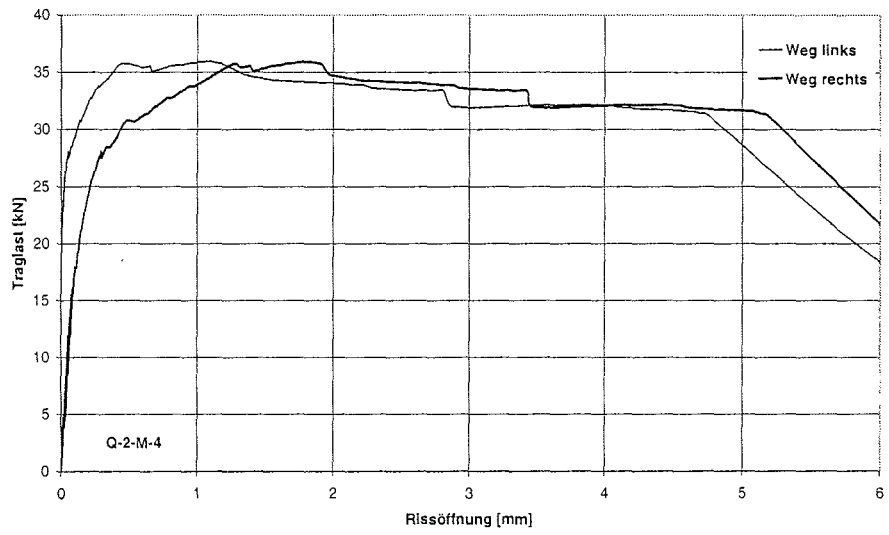


Bild A-34 bis A-36: Last-Verschiebungs-Diagramme für Q-2-M-4 bis Q-2-M-6

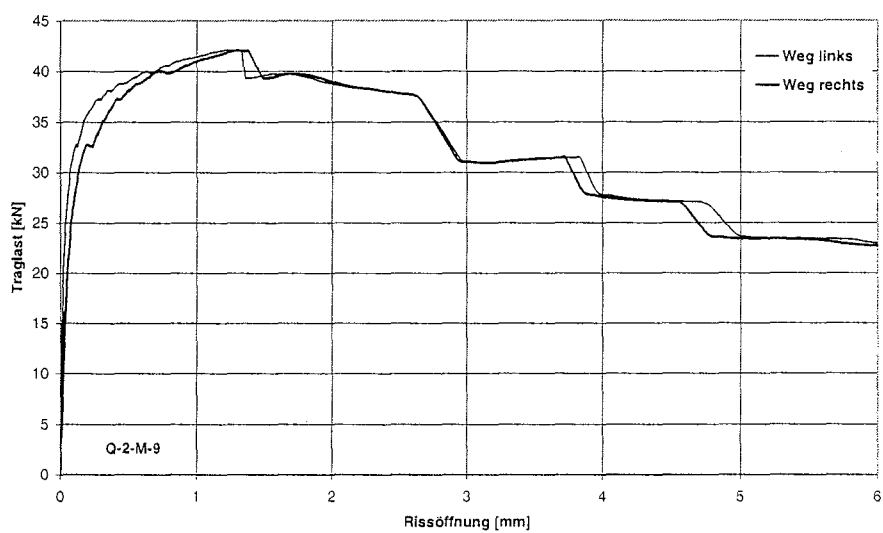
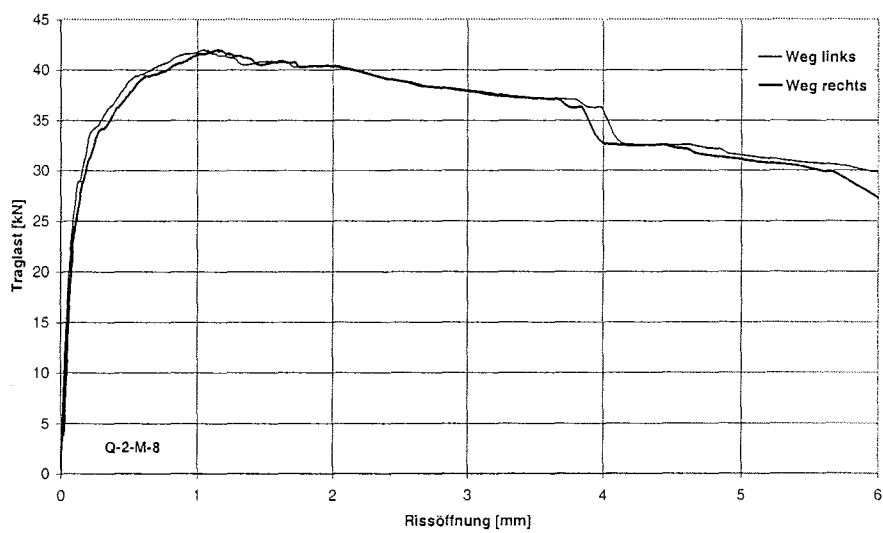
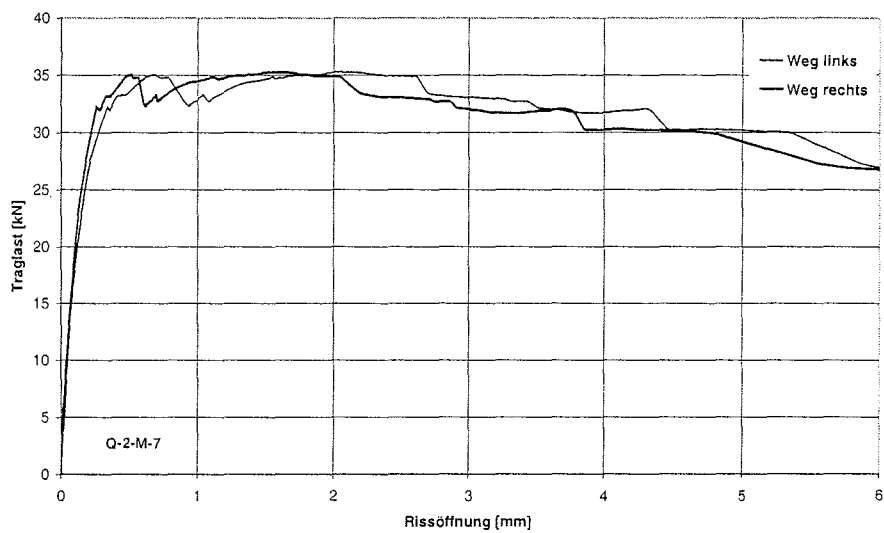


Bild A-37 bis A-39: Last-Verschiebungs-Diagramme für Q-2-M-7 bis Q-2-M-9

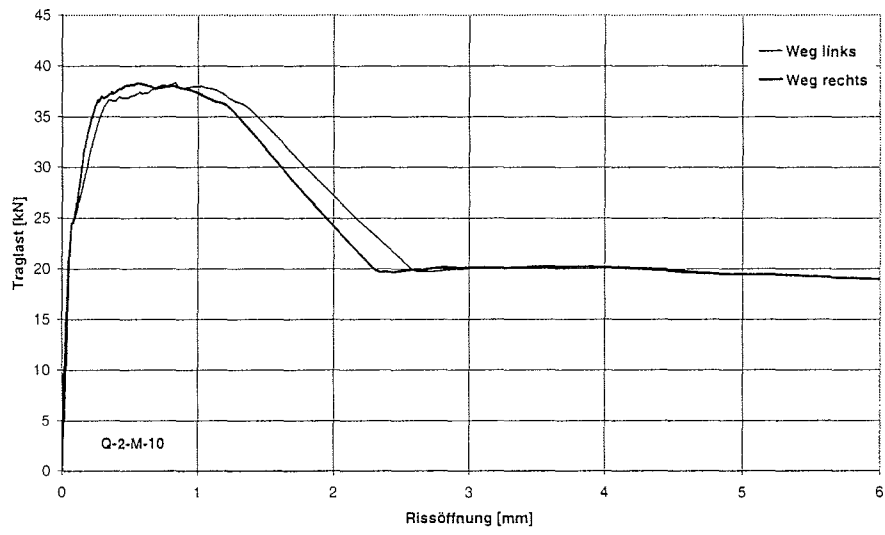


Bild A-40: Last-Verschiebungs-Diagramm für Q-2-M-10



**Tabelle A.5:** Ergebnisse für unverstärkte und verstärkte ausgeklinkte Trägersauflager (Einschraubwinkel = 90°)

Bezeichnung	Traglast	Rohdichte a. d. Versagensstelle $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Holzfeuchte $u$ [%]	Bezeichnung	Traglast	Rohdichte a. d. Versagensstelle $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Holzfeuchte $u$ [%]
	V [kN]				V [kN]		
A-80-0-1	6,62	459	15,0	A-80-1-1	28,0	399	12,8
A-80-0-2	5,02	527	13,6	A-80-1-2	17,2	393	13,3
A-80-0-3	6,99	384	13,4	A-80-1-3	14,3	363	13,3
A-80-0-4	7,58	462	13,2	A-80-1-4	17,7	428	12,7
A-80-0-5	7,00	379	12,7	A-80-1-5	17,3	371	12,5
Mittelwerte	6,64	442	13,6	Mittelwerte	18,9	391	12,9
A-95-0-1	7,59	385	13,3	A-95-1-1	36,6	459	13,3
A-95-0-2	16,0	472	13,3	A-95-1-2	23,4	365	13,2
A-95-0-3	10,6	445	13,2	A-95-1-3	24,0	405	11,2
A-95-0-4	9,92	377	13,6	A-95-1-4	27,4	381	13,3
A-95-0-5	9,54	417	13,2	A-95-1-5	24,7	464	13,2
Mittelwerte	10,7	419	13,3	Mittelwerte	27,2	415	12,8
A-110-0-1	16,3	464	14,0	A-110-1-1	32,4	393	14,3
A-110-0-2	13,0	400	14,5	A-110-1-2	41,3	391	14,2
A-110-0-3	15,6	393	14,7	A-110-1-3	44,2	456	14,0
A-110-0-4	14,6	454	14,1	A-110-1-4	40,2	471	14,1
A-110-0-5	10,2	397	13,8	A-110-1-5	36,0	387	12,6
Mittelwerte	14,0	422	14,2	Mittelwerte	38,8	420	13,8
A-130-0-1	18,6	373	13,7	A-130-1-1	35,6	460	12,2
A-130-0-2	26,9	452	13,4	A-130-1-2	42,7	427	13,2
A-130-0-3	24,4	417	13,5	A-130-1-3	37,2	399	13,5
A-130-0-4	23,5	428	11,0	A-130-1-4	34,2	424	13,3
A-130-0-5	22,5	468	13,2	A-130-1-5	35,8	462	13,2
Mittelwerte	23,2	428	13,0	Mittelwerte	37,1	434	13,1

**Tabelle A.6:** Ergebnisse für verstärkte ausgeklinkte Trägersauflager (Einschraubwinkel = 45°)

Bezeichnung	Traglast	Rohdichte a. d. Versagensstelle $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Holzfeuchte $u$ [%]	Bezeichnung	Traglast	Rohdichte a. d. Versagensstelle $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Holzfeuchte $u$ [%]
	V [kN]				V [kN]		
A-80-45°-1-1	15,9	410	14,5	A-110-45°-1-1	36,4	395	14,6
A-80-45°-1-2	19,7	401	14,5	A-110-45°-1-2	28,9	400	14,5
A-80-45°-1-3	20,2	416	14,3	A-110-45°-1-3	30,1	409	14,6
A-80-45°-1-4	18,5	390	13,9	A-110-45°-1-4	31,3	411	14,2
A-80-45°-1-5	19,9	399	13,8	A-110-45°-1-5	32,0	392	14,6
Mittelwerte	18,8	403	14,2	Mittelwerte	31,7	402	14,5

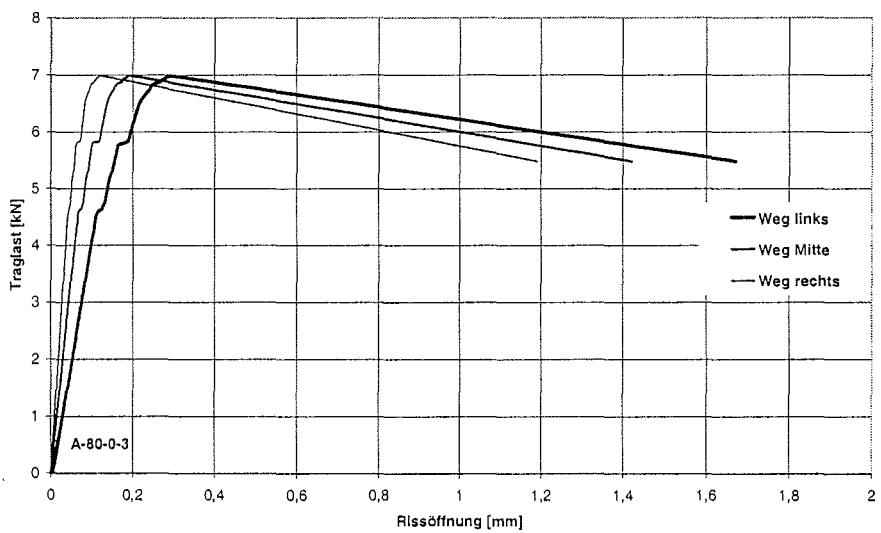
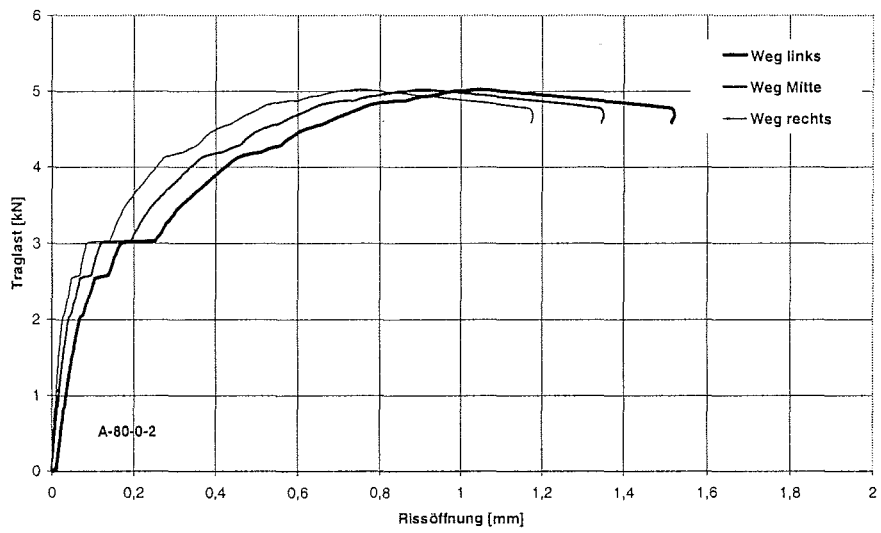
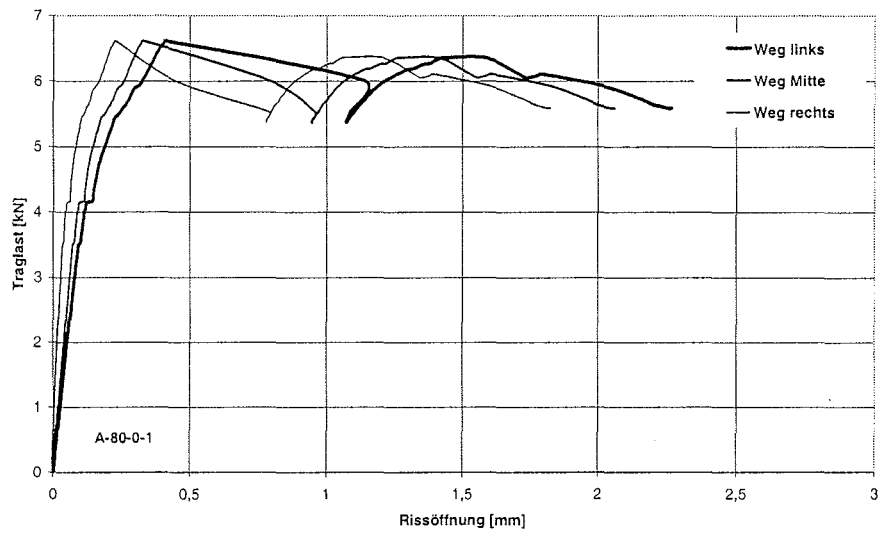
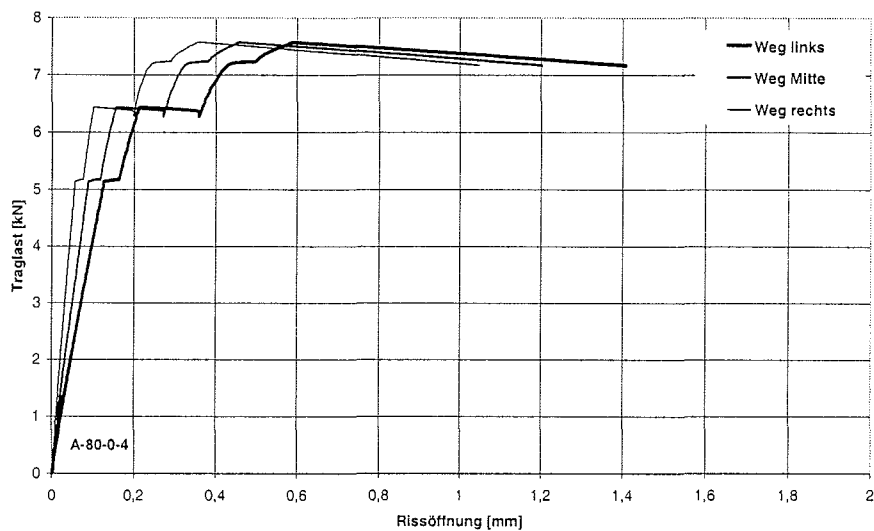


Bild A-41 bis A-43: Last-Verschiebungs-Diagramme für A-80-0-1 bis A-80-0-3



Last-Verschiebungs-Diagramm für A-80-0-5 fehlt

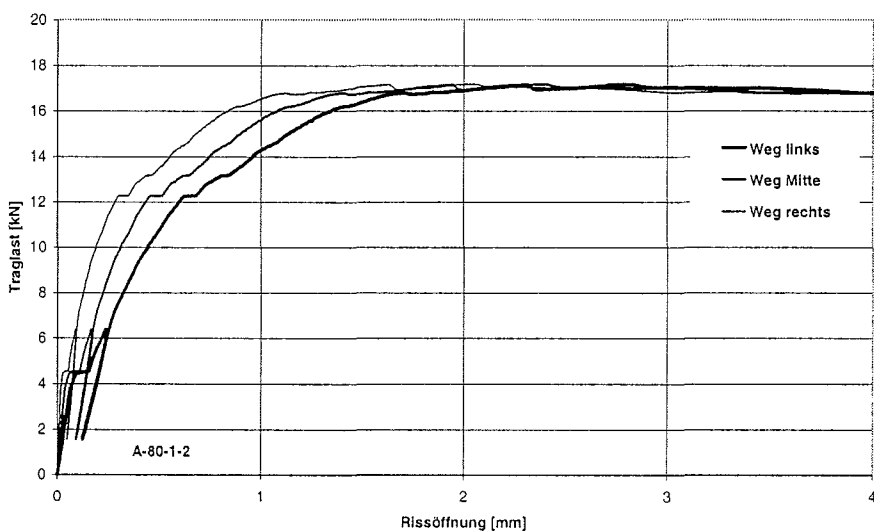
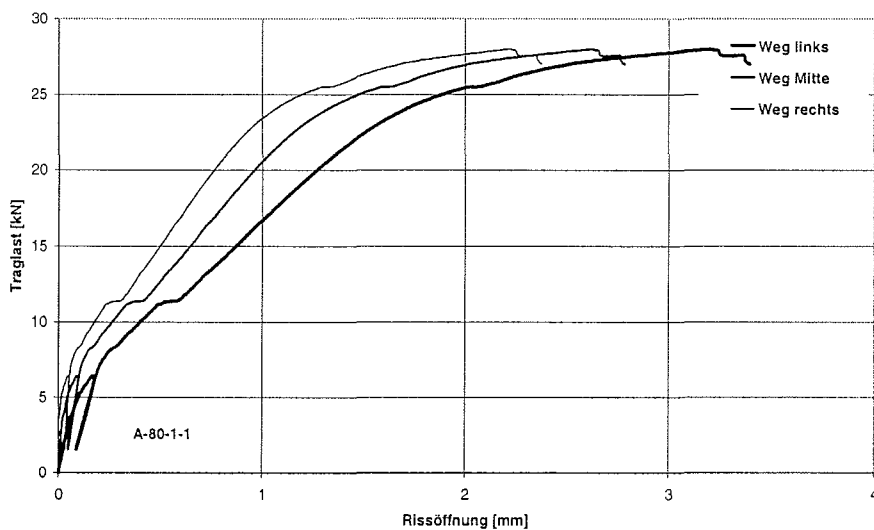
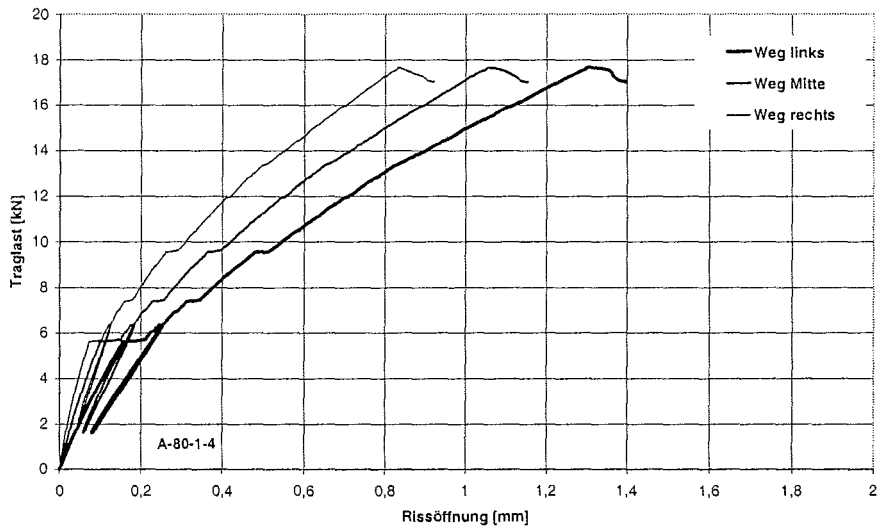
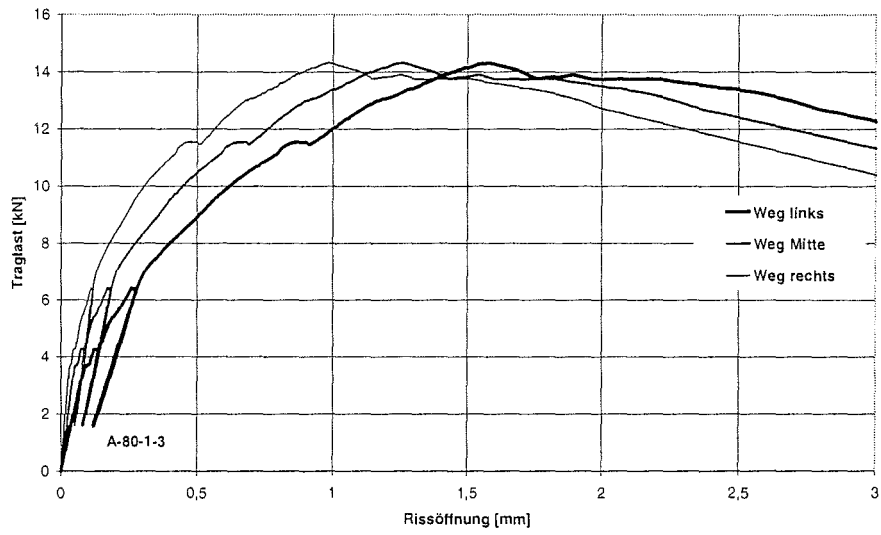


Bild A-44 bis A-46: Last-Verschiebungs-Diagramme für A-80-0-4 und A-80-0-1 bis A-80-0-2



Last-Verschiebungs-Diagramm für A-80-1-5 fehlt

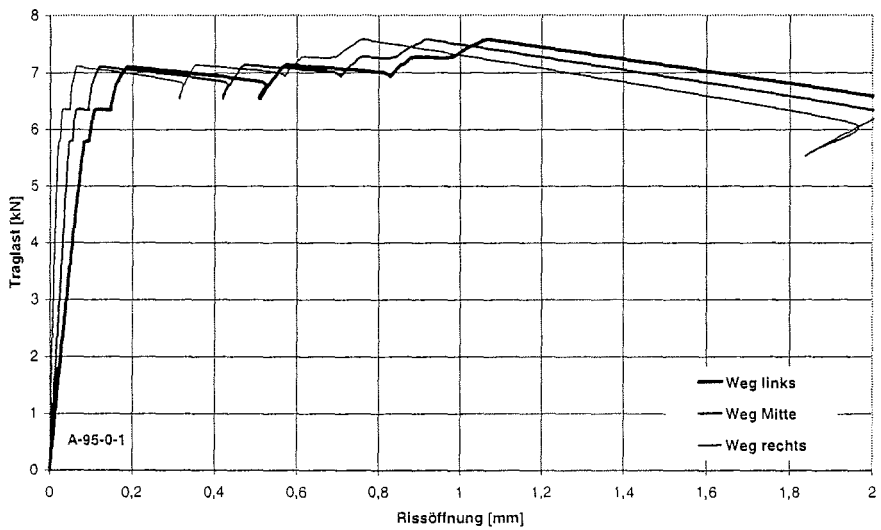
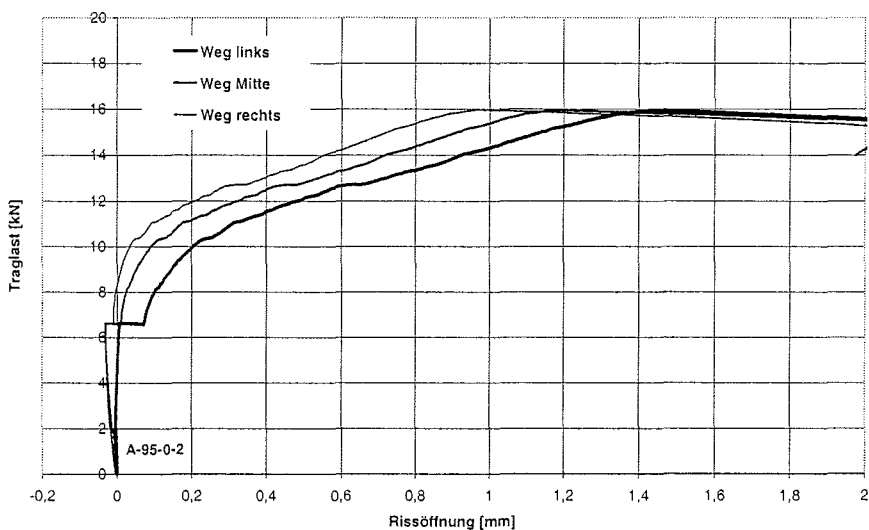


Bild A-47 bis A-49: Last-Verschiebungs-Diagramme für A-80-1-3, A-80-1-4 und A-95-0-1



Last-Verschiebungs-Diagramm für A-95-0-3 fehlt

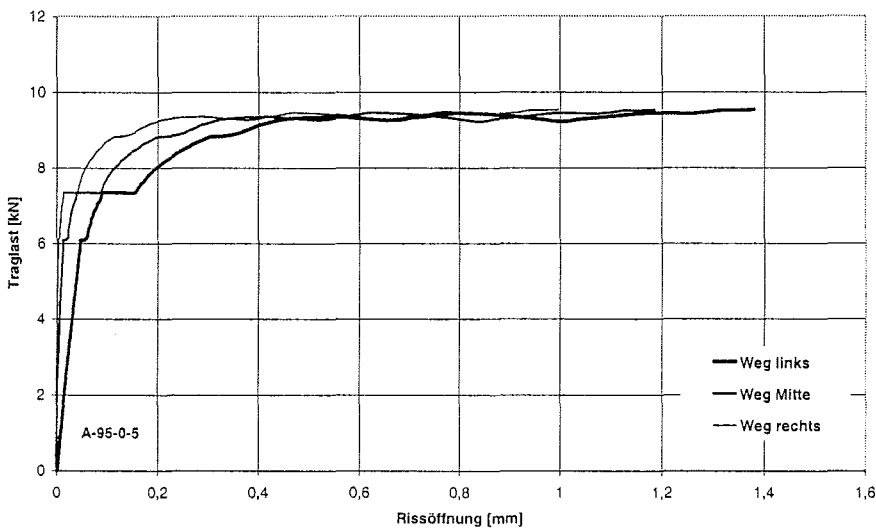
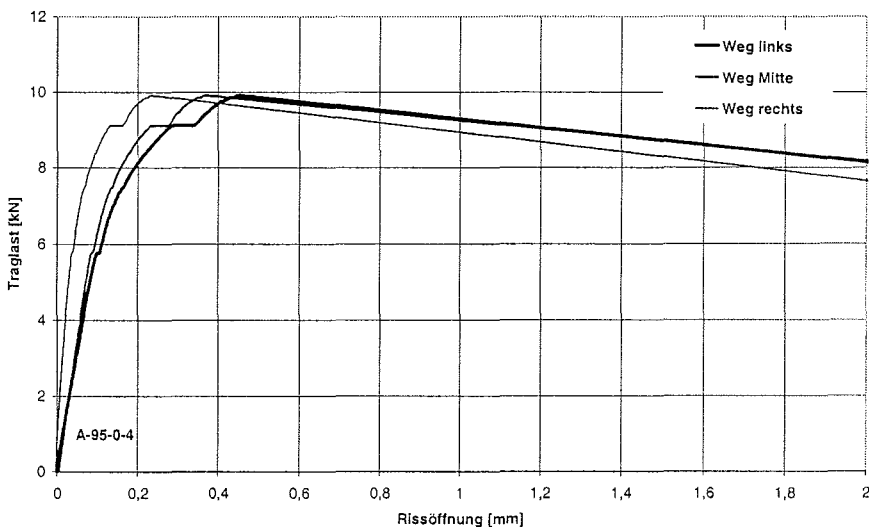


Bild A-50 bis A-52: Last-Verschiebungs-Diagramme für A-95-0-2 bis A-95-0-5



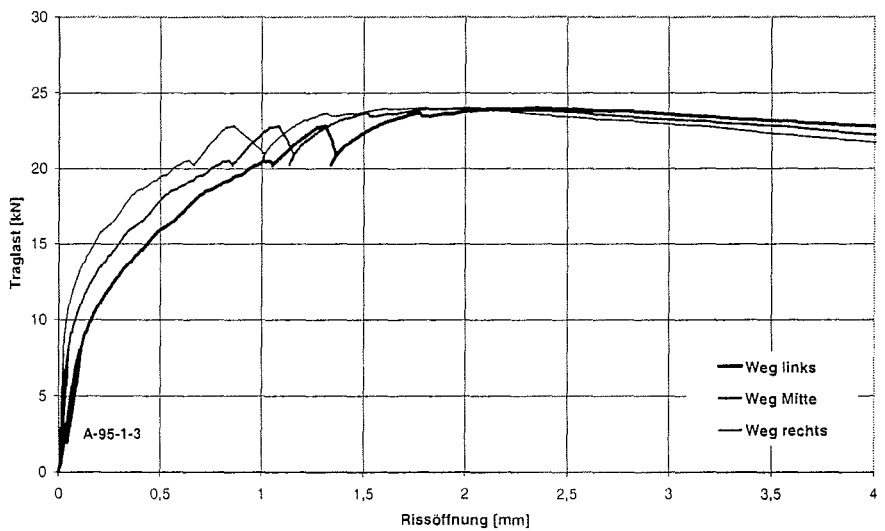
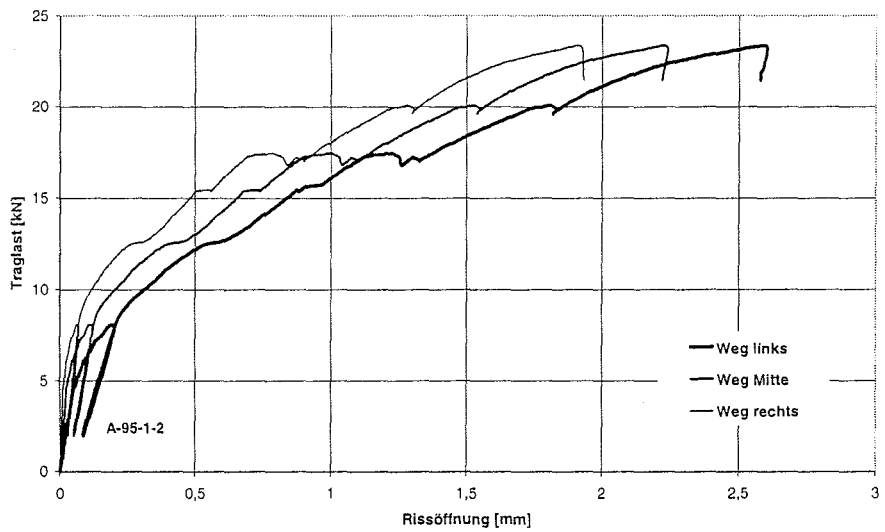
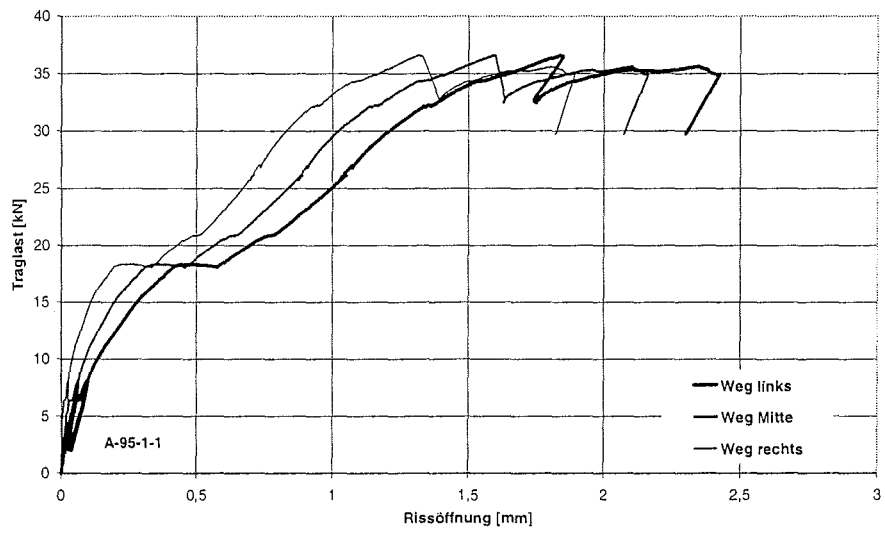


Bild A-53 bis A-55: Last-Verschiebungs-Diagramme für A-95-1-1 bis A-95-1-3

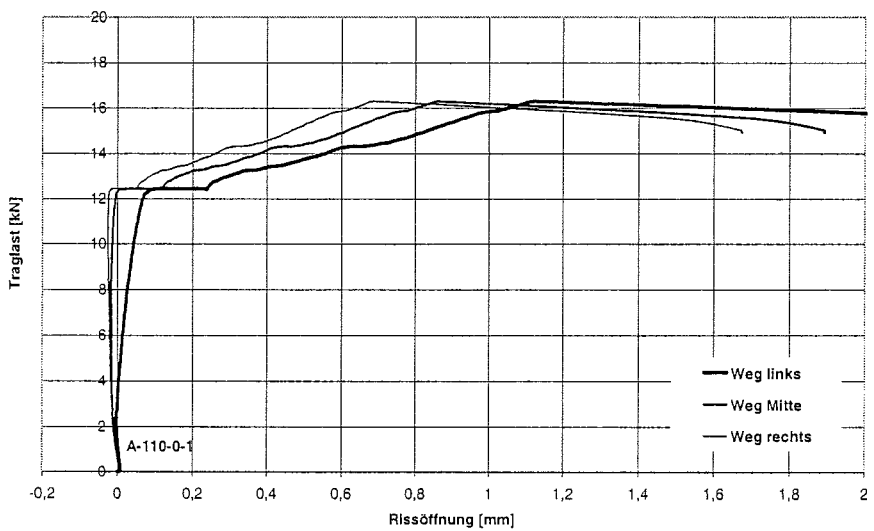
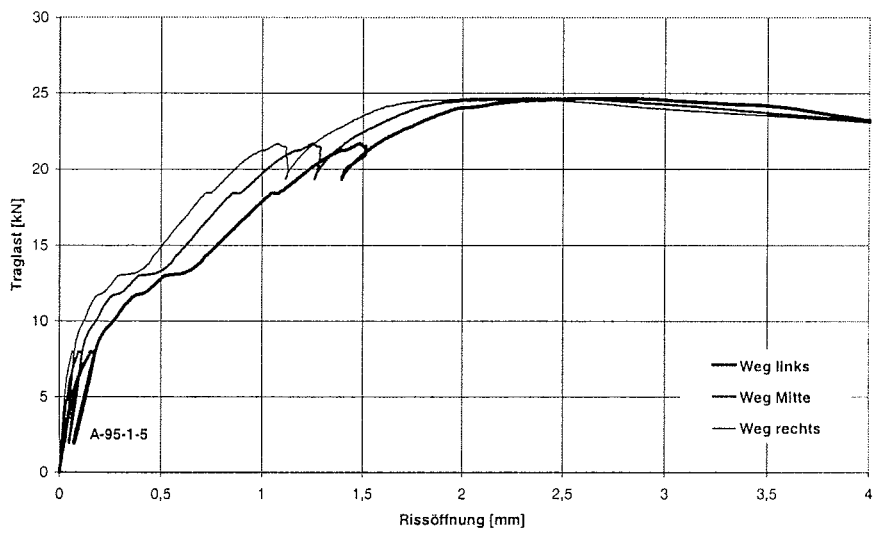
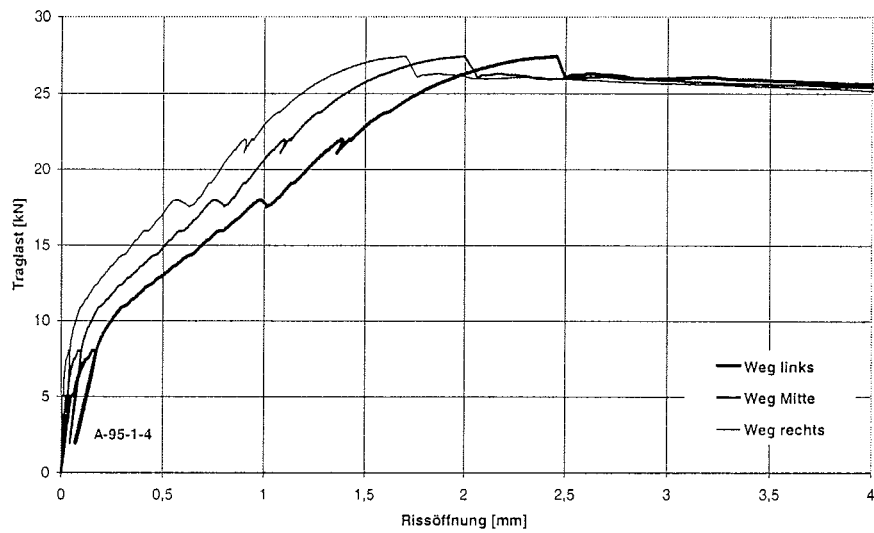


Bild A-56 bis A-58: Last-Verschiebungs-Diagramme für A-95-1-4, A-95-1-5 und A-110-0-1

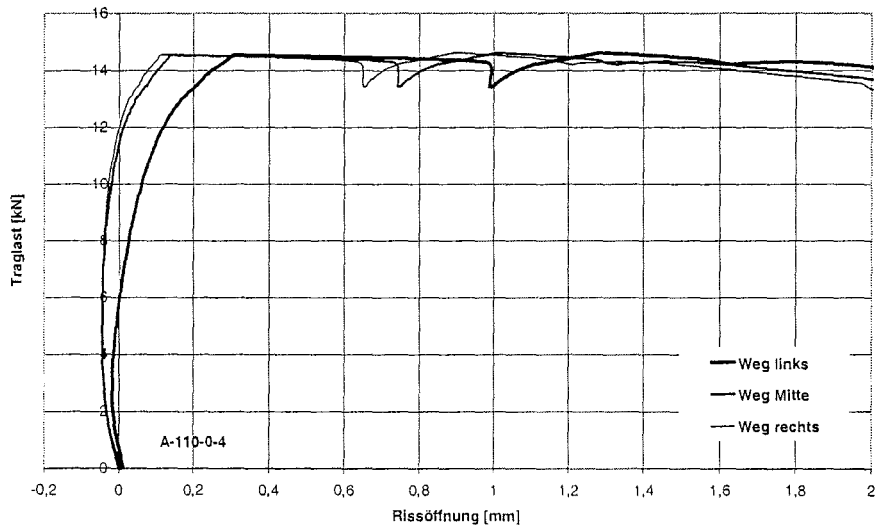
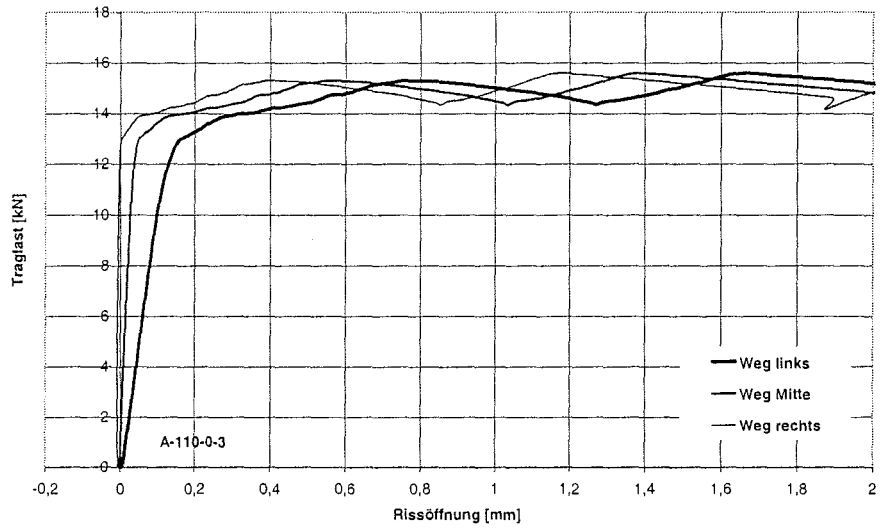
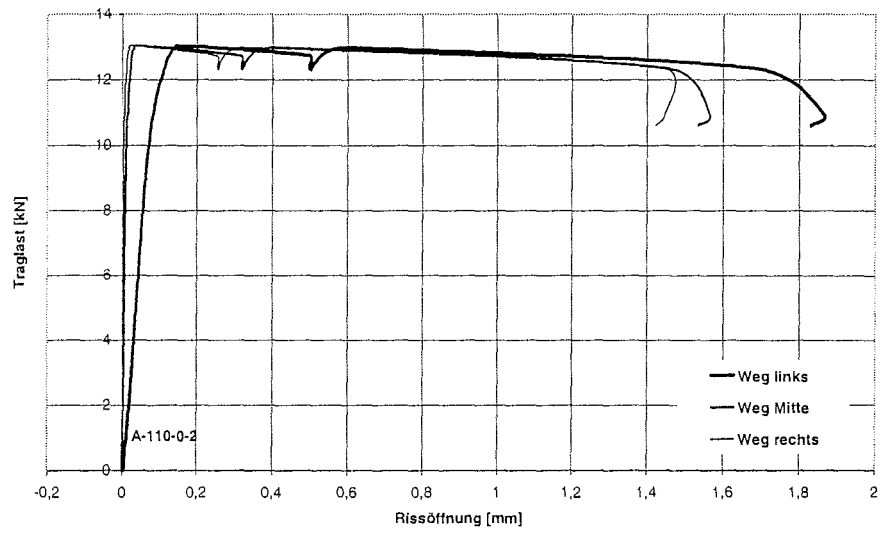


Bild A-59 bis A-61: Last-Verschiebungs-Diagramme für A-110-0-2 bis A-110-0-4

Last-Verschiebungs-Diagramm für A-110-0-5 fehlt

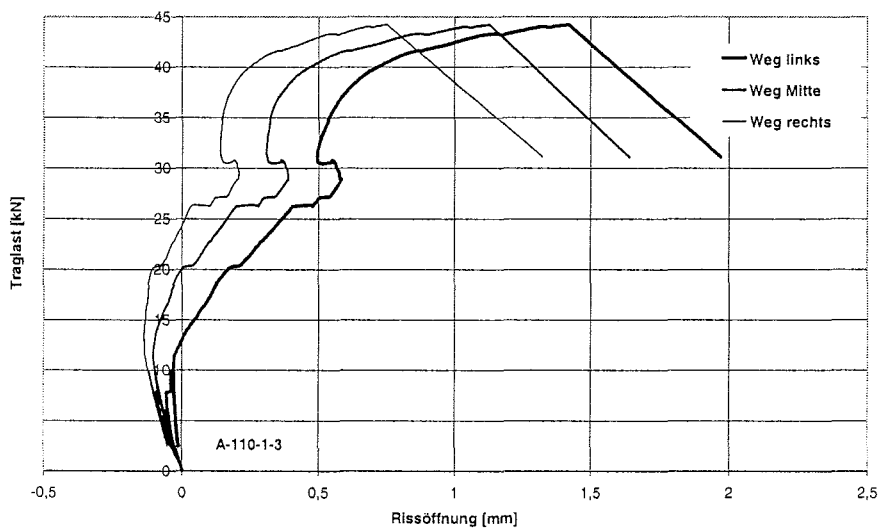
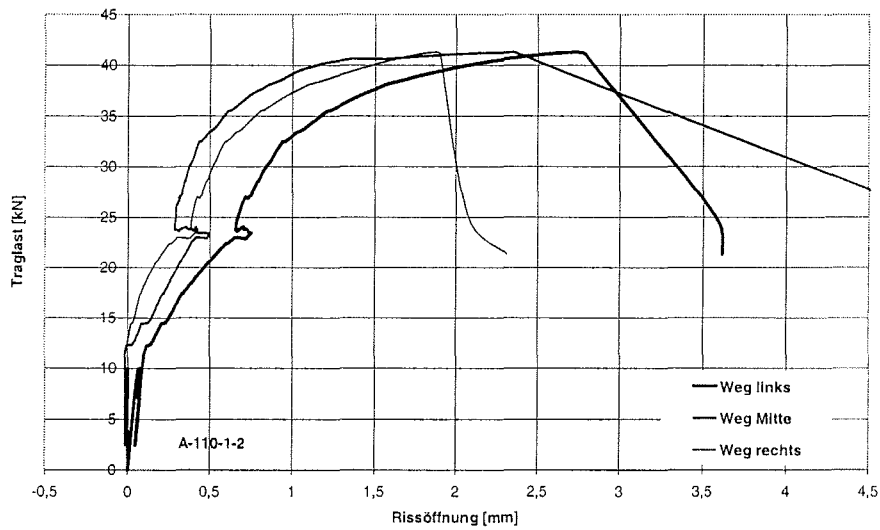
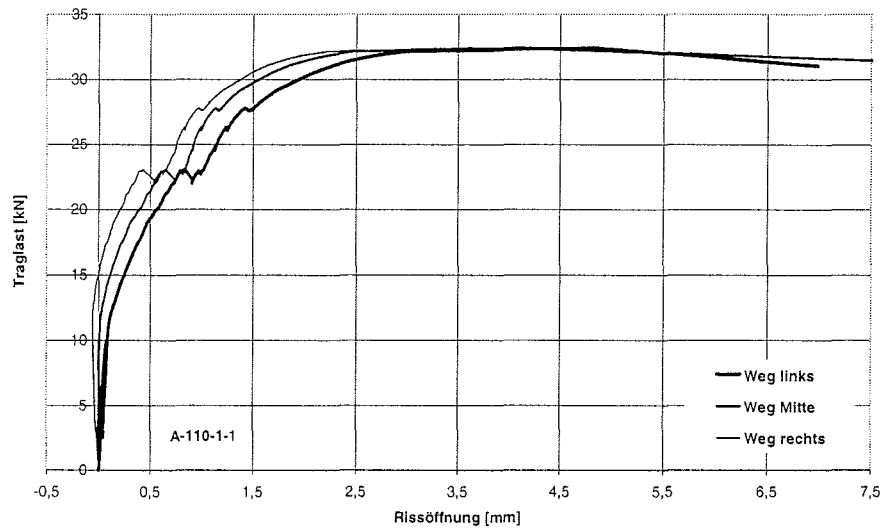
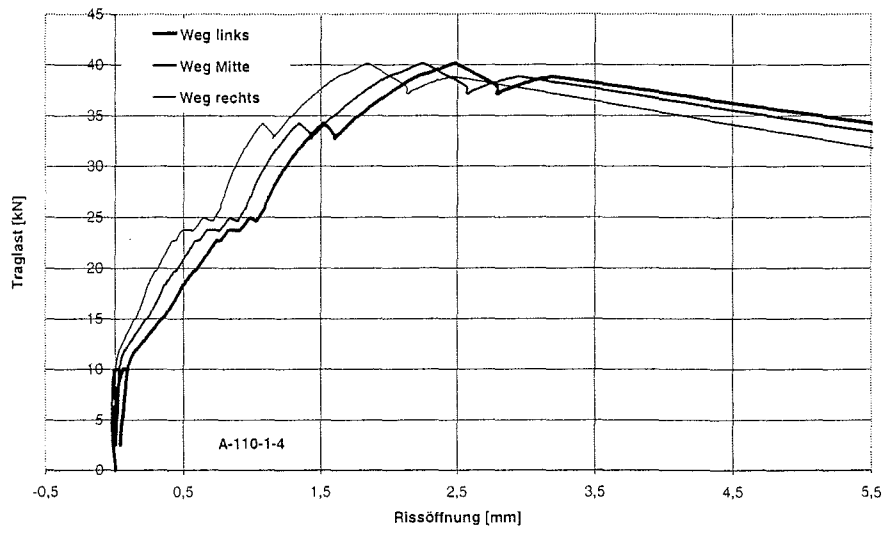


Bild A-62 bis A-64: Last-Verschiebungs-Diagramme für A-110-1-1 bis A-110-1-3



Last-Verschiebungs-Diagramm für A-110-1-5 fehlt

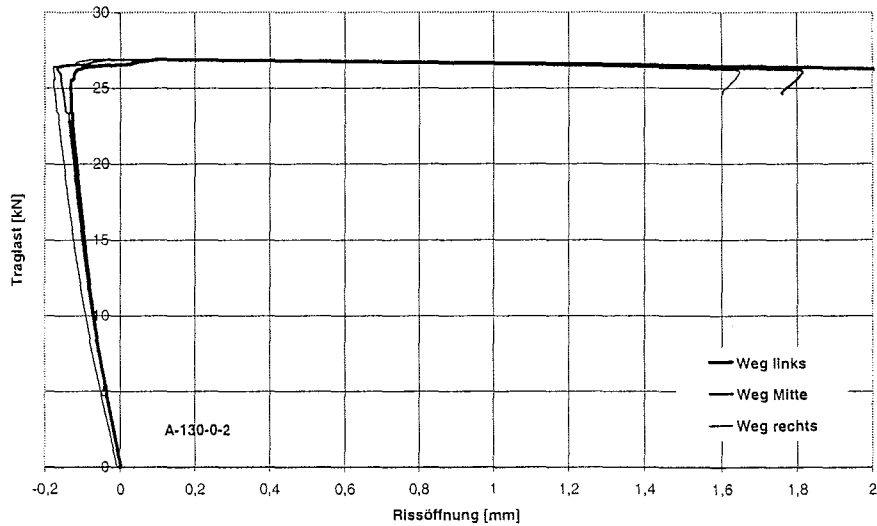
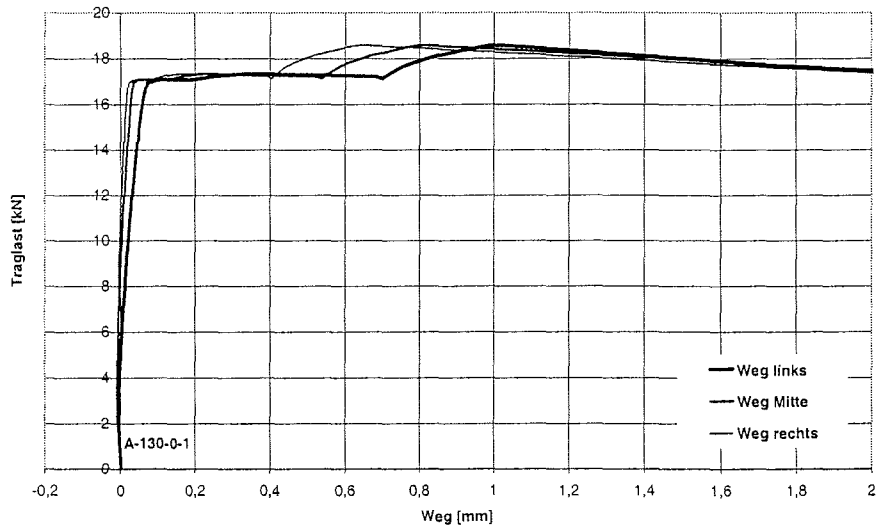


Bild A-65 bis A-67: Last-Verschiebungs-Diagramme für A-110-1-4, A-130-0-1 und A-130-0-2



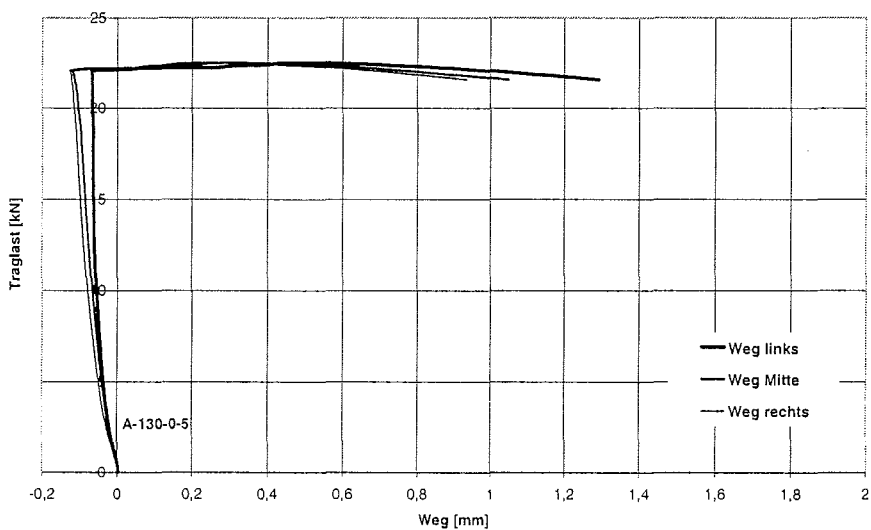
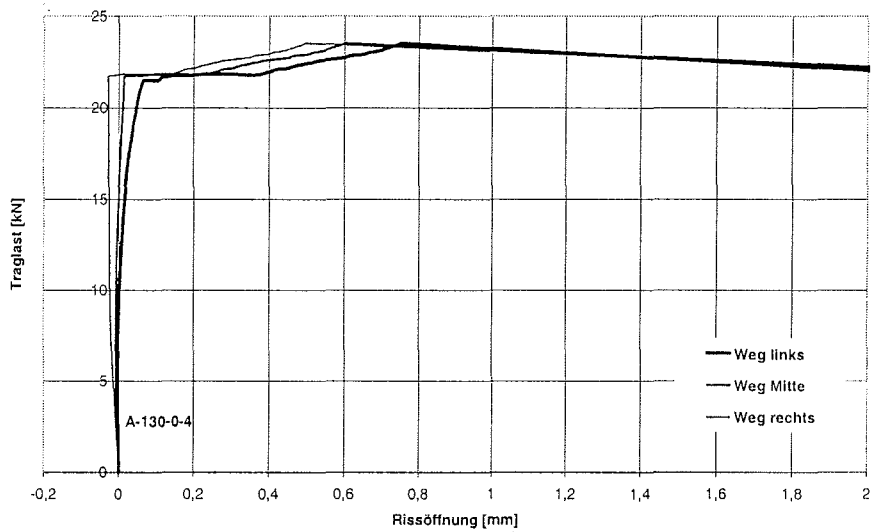
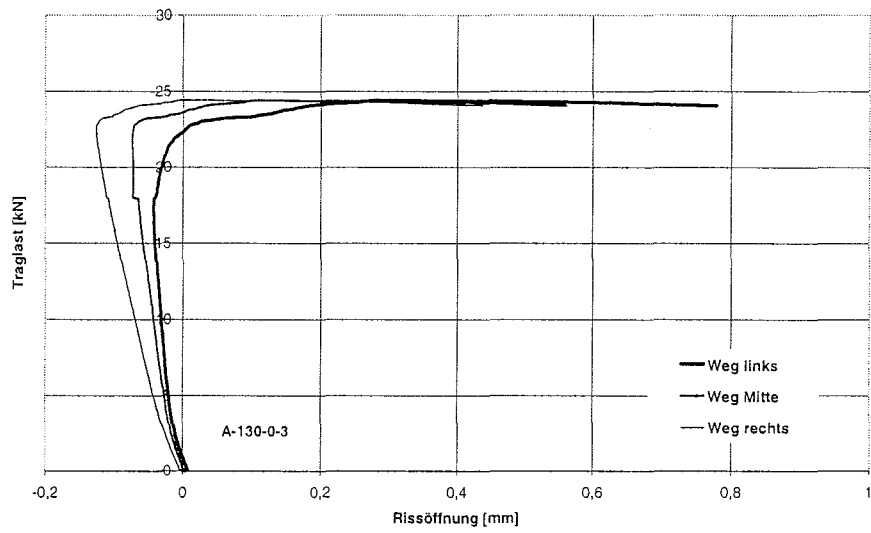


Bild A-68 bis A-70: Last-Verschiebungs-Diagramme für A-130-0-3 bis A-130-0-5

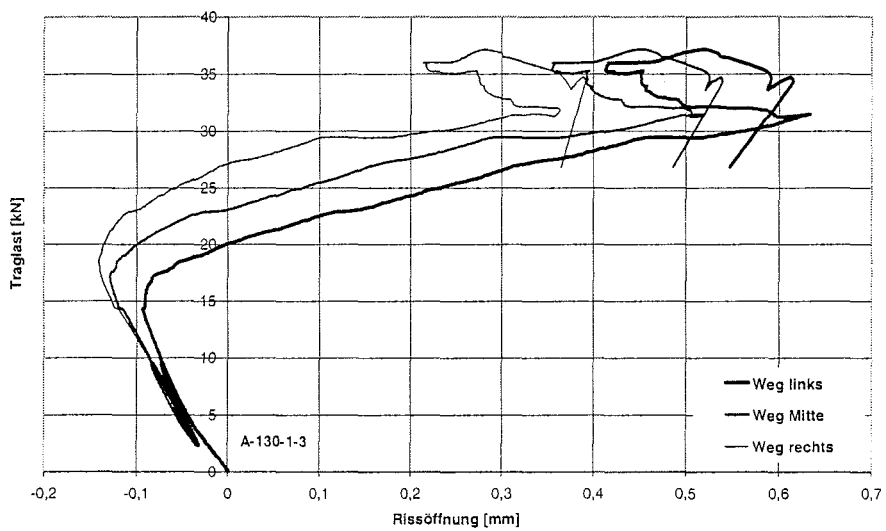
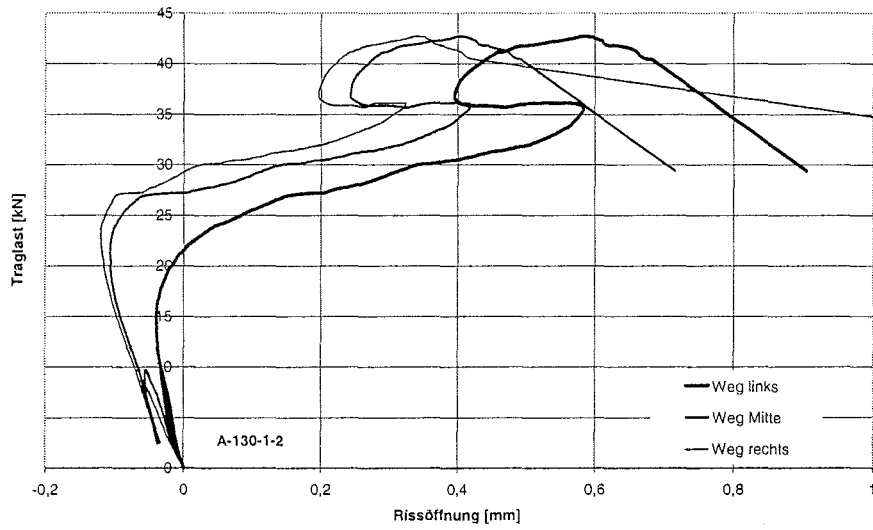
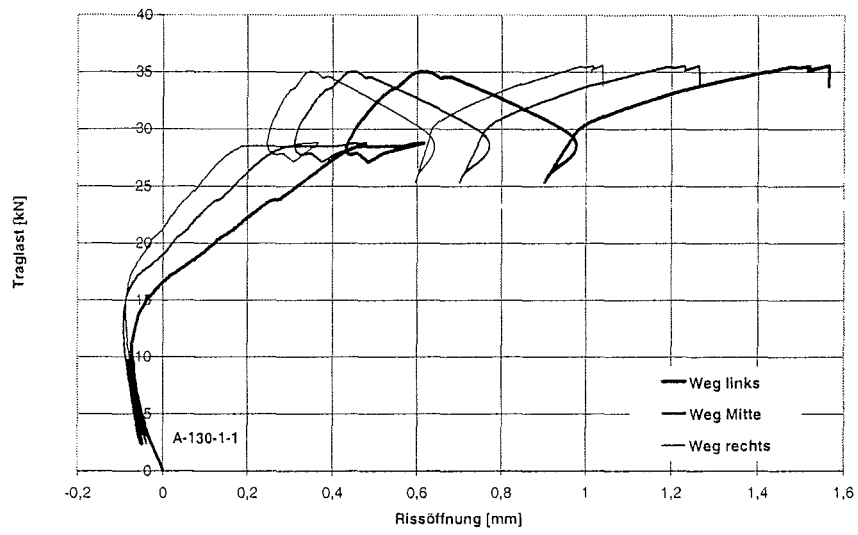


Bild A-71 bis A-73: Last-Verschiebungs-Diagramme für A-130-1-1 bis A-130-1-3

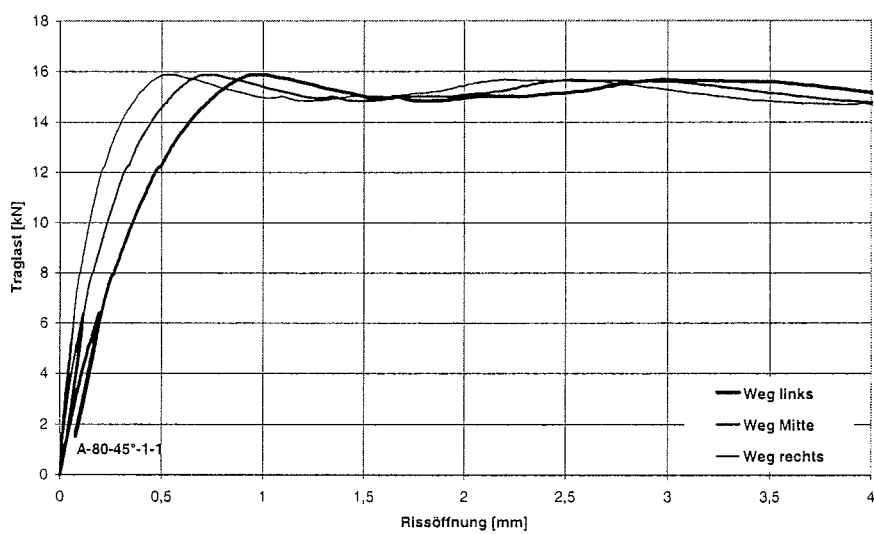
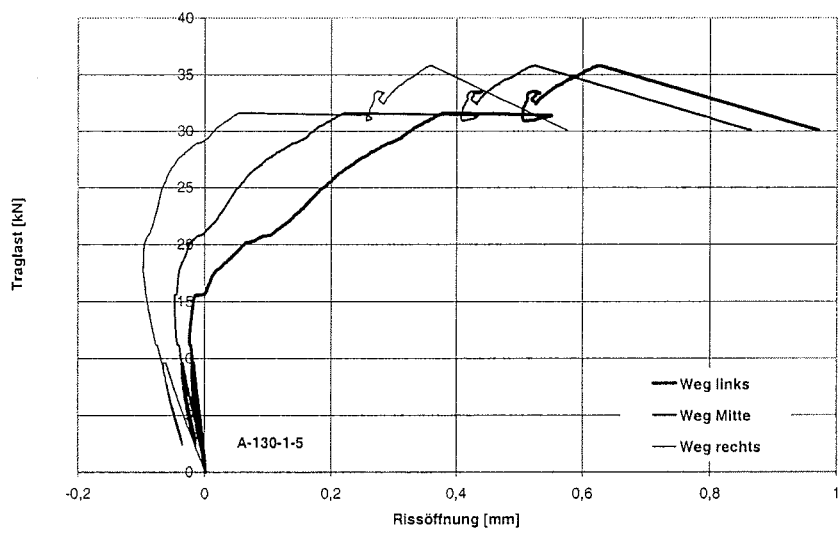
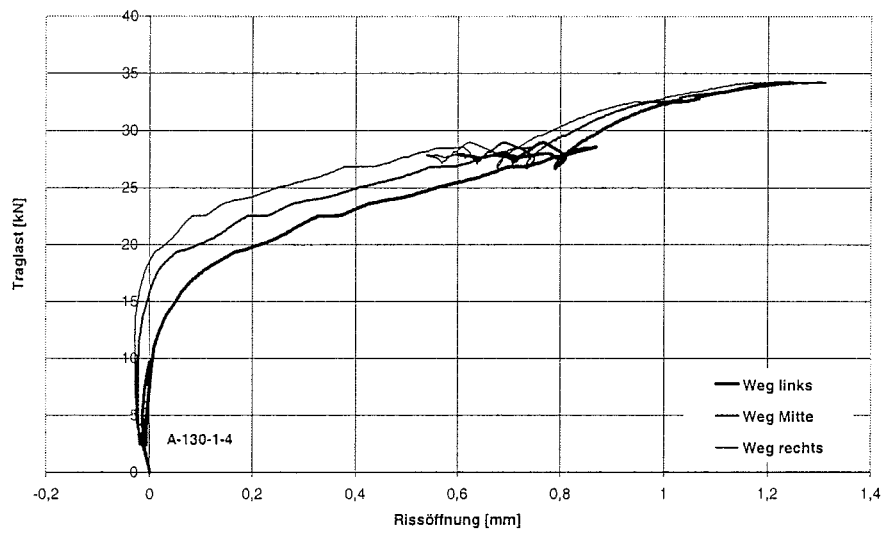
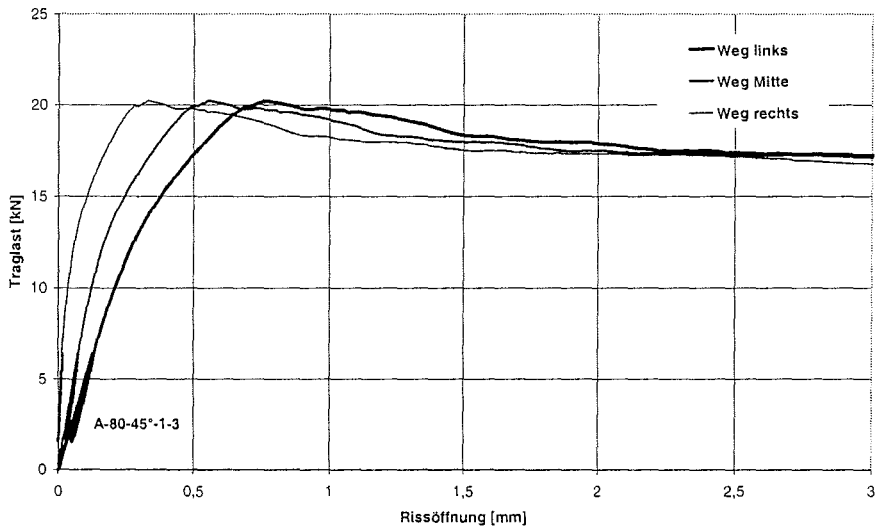
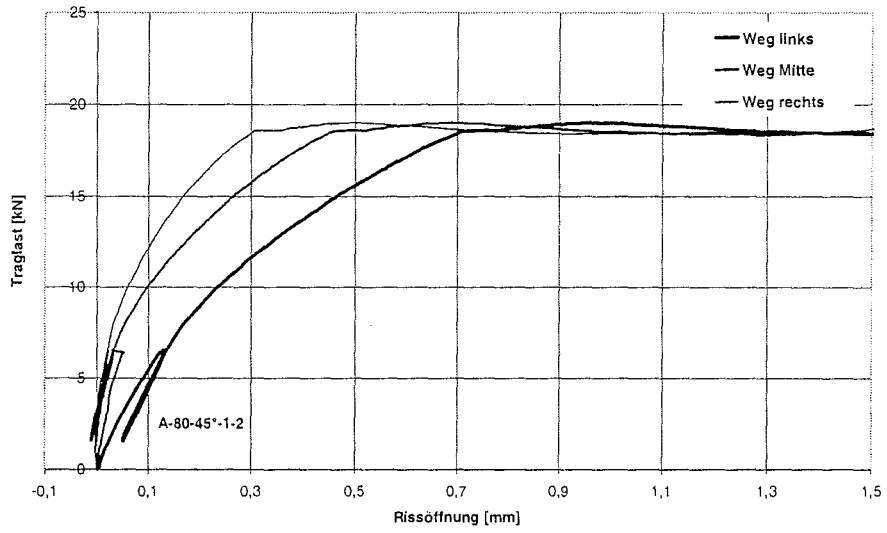


Bild A-74 bis A-76: Last-Verschiebungs-Diagramme für A-130-1-4, A-130-1-5 und A-80-45°-1-1



Last-Verschiebungs-Diagramme für A-80-45°-1-4 und 5 fehlen

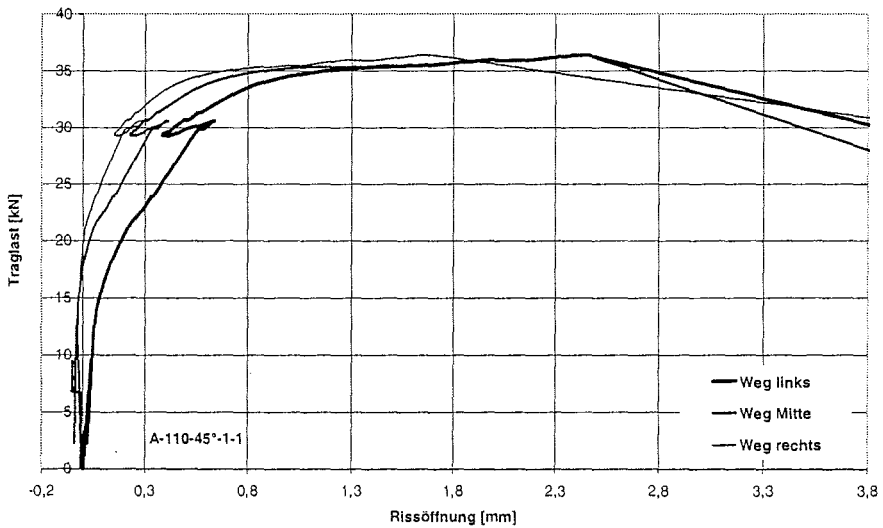
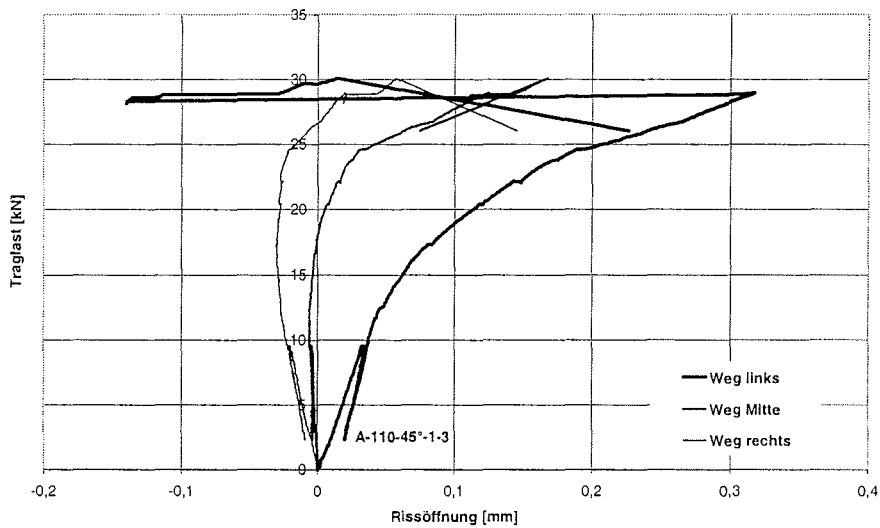
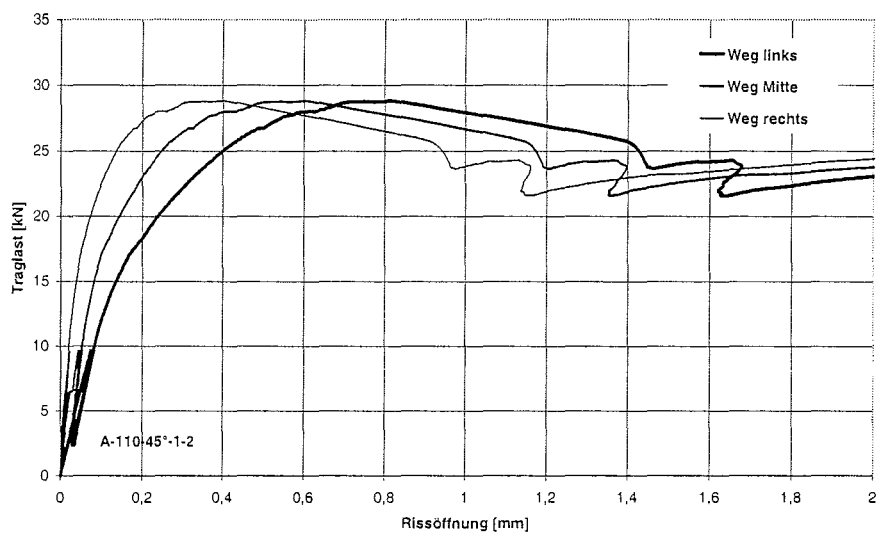


Bild A-77 bis A-79: Last-Verschiebungs-Diagramme für A-80-45°-1-2, A-80-45°-1-3 und A-110-45°-1-1



Last-Verschiebungs-Diagramme für A-110-45°-1-4 und 5 fehlen

**Bild A-81 und A-82:** Last-Verschiebungs-Diagramme für A-110-45°-1-2 und A-110-45°-1-3



**Tabelle A.7:** Ergebnisse für unverstärkte und verstärkte eckige Durchbrüche (Einschraubwinkel = 90°)

Bezeichnung	Traglast V [kN]	Rohdichte a. d. Versagensstelle $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Holzfeuchte u [%]	Versagen
<b>Trägerdurchbrüche ohne Verstärkung</b>				
E-160-0,63-0-1	16,8	431	11,3	1
E-160-0,63-0-2	17,9	372	11,7	1
E-160-0,63-0-3	18,9	442	13,6	1
E-160-0,63-0-4	15,8	427	11,0	1
E-160-0,63-0-5	16,6	448	12,7	1
<b>Mittelwerte</b>	<b>17,2</b>	<b>424</b>	<b>12,1</b>	
<b>Trägerdurchbrüche mit Verstärkung - Einschraubwinkel <math>\alpha = 90^\circ</math></b>				
E-160-0,63-A90II-1	22,4	365	12,4	-
E-160-0,63-A90II-2	21,4	405	13,9	3
E-160-0,63-A90II-3	25,4	414	13,4	2
E-160-0,63-A90II-4	25,5	415	13,7	2
E-160-0,63-A90II-5	29,2	399	13,6	2
<b>Mittelwerte</b>	<b>24,8</b>	<b>400</b>	<b>13,4</b>	
E-240-0,42-B90I-1	44,2	421	11,2	2
E-240-0,42-B90I-2	48,6	409	11,8	2
E-240-0,42-B90I-3	45,9	411	11,6	2
<b>Mittelwerte</b>	<b>46,2</b>	<b>414</b>	<b>11,5</b>	
E-300-0,33-B90I-1	41,7	429	11,9	2
E-300-0,33-B90I-2	40,0	411	11,1	2
E-300-0,33-B90I-3	50,1	434	11,5	2
<b>Mittelwerte</b>	<b>43,9</b>	<b>425</b>	<b>11,5</b>	
E-300-1,0-B90I-1	35,4	439	11,4	2
E-300-1,0-B90I-2	30,4	417	11,4	2
E-300-1,0-B90I-3	30,9	420	11,6	2
<b>Mittelwerte</b>	<b>32,2</b>	<b>425</b>	<b>11,5</b>	

**Tabelle A.8:** Ergebnisse für unverstärkte und verstärkte runde Durchbrüche (Einschraubwinkel = 90°)

Bezeichnung	Traglast V [kN]	Rohdichte a. d. Versagensstelle $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Holzfeuchte u [%]	Versagen
<b>Trägerdurchbrüche ohne Verstärkung</b>				
R-160-0,4-0-1	24,7	421	13,0	2
R-160-0,4-0-2	24,4	413	13,1	2
R-160-0,4-0-3	27,2	479	13,2	2
R-160-0,4-0-4	19,7	363	13,0	2
R-160-0,4-0-5	26,4	415	13,0	2
<b>Mittelwerte</b>	<b>24,5</b>	<b>418</b>	<b>13,1</b>	
<b>Trägerdurchbrüche mit Verstärkung - Einschraubwinkel <math>\alpha = 90^\circ</math></b>				
R-160-0,4-A90II-1	25,5	474	13,2	2
R-160-0,4-A90II-2	29,3	478	13,6	2
R-160-0,4-A90II-3	30,4	487	13,4	3
R-160-0,4-A90II-4	28,1	405	13,3	2
R-160-0,4-A90II-5	26,6	419	14,1	2
<b>Mittelwerte</b>	<b>28,0</b>	<b>453</b>	<b>13,5</b>	
R-240-0,4-B90I-1	45,0	426	11,6	2
R-240-0,4-B90I-2	45,2	459	11,9	2
R-240-0,4-B90I-3	43,8	421	12,0	2
R-240-0,4-B90I-4	44,6	411	11,2	2
R-240-0,4-B90I-5	50,7	419	11,4	2
<b>Mittelwerte</b>	<b>45,9</b>	<b>427</b>	<b>11,6</b>	
R-300-0,4-B90I-1	55,0	429	11,9	2
R-300-0,4-B90I-2	42,9	431	11,1	2
R-300-0,4-B90I-3	51,1	419	11,4	2
R-300-0,4-B90I-4	52,3	422	11,3	2
<b>Mittelwerte</b>	<b>50,3</b>	<b>425</b>	<b>11,4</b>	

Tabelle A.9: Ergebnisse für verstärkte eckige Durchbrüche (45°)

Bezeichnung	Traglast V [kN]	Rohdichte a. d. Versagensstelle $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Holzfeuchte u [%]	Versagen
Trägerdurchbrüche mit Verstärkung - Einschraubwinkel $\alpha = 45^\circ$				
E-160-0,63-B45I-1	31,0	448	13,7	2
E-160-0,63-B45I-2	27,1	415	14,3	2
E-160-0,63-B45I-3	28,4	418	13,8	2
E-160-0,63-B45I-4	30,0	423	14,4	2
E-160-0,63-B45I-5	27,9	424	13,9	3
Mittelwerte	28,9	426	14,0	
E-160-0,63-B45II-1	35,7	463	14,4	2
E-160-0,63-B45II-2	36,2	451	14,3	2
E-160-0,63-B45II-3	30,1	429	13,6	3
E-160-0,63-B45II-4	35,5	468	14,0	3
E-160-0,63-B45II-5	32,7	409	13,2	4
Mittelwerte	34,0	444	13,9	
E-240-0,42-B45I-1	40,7	430	11,9	1
E-240-0,42-B45I-2	43,7	422	11,5	2
E-240-0,42-B45I-3	40,7	419	12,0	2
Mittelwerte	41,7	424	11,8	
E-240-0,42-C45I-1	49,9	439	11,9	2
E-240-0,42-C45I-2	47,2	409	11,5	2
E-240-0,42-C45I-3	49,8	429	11,1	2
Mittelwerte	49,0	426	11,5	
E-240-0,42-C45III-1	50,6	408	11,0	2
Mittelwerte	50,6	408	11,0	
E-300-0,33-B45I-1	41,7	439	11,6	2
E-300-0,33-B45I-2	49,4	418	11,2	2
E-300-0,33-B45I-3	41,6	430	11,6	2
Mittelwerte	44,2	429	11,5	
E-300-0,33-C45III-1	54,1	448	11,5	2
E-300-0,33-C45III-2	57,9	429	11,9	2
Mittelwerte	56,0	439	11,7	

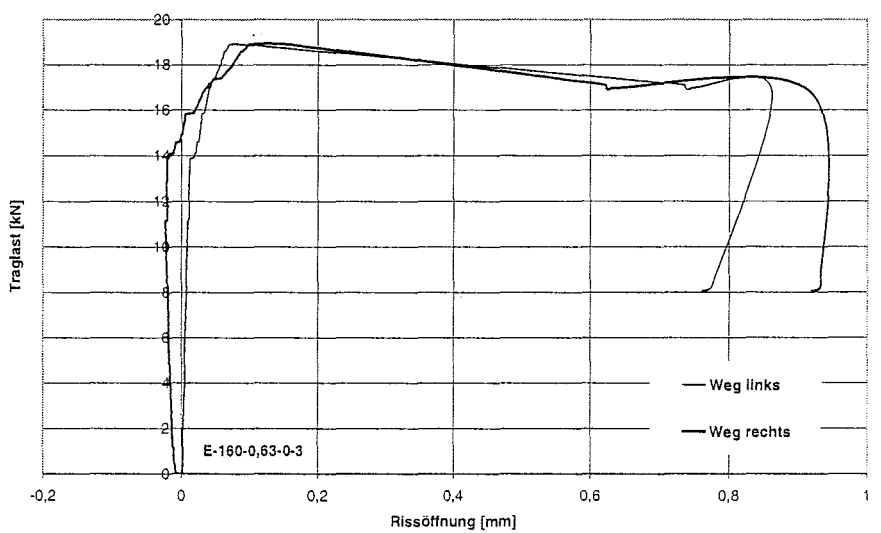
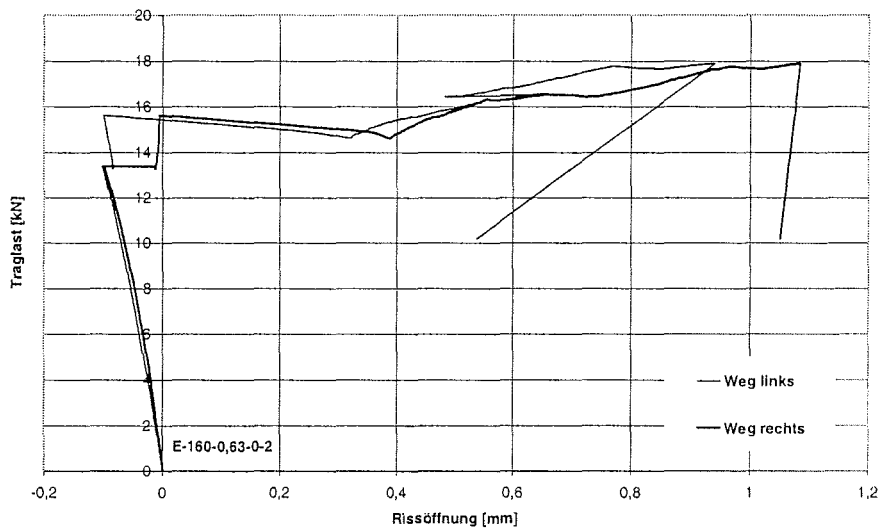
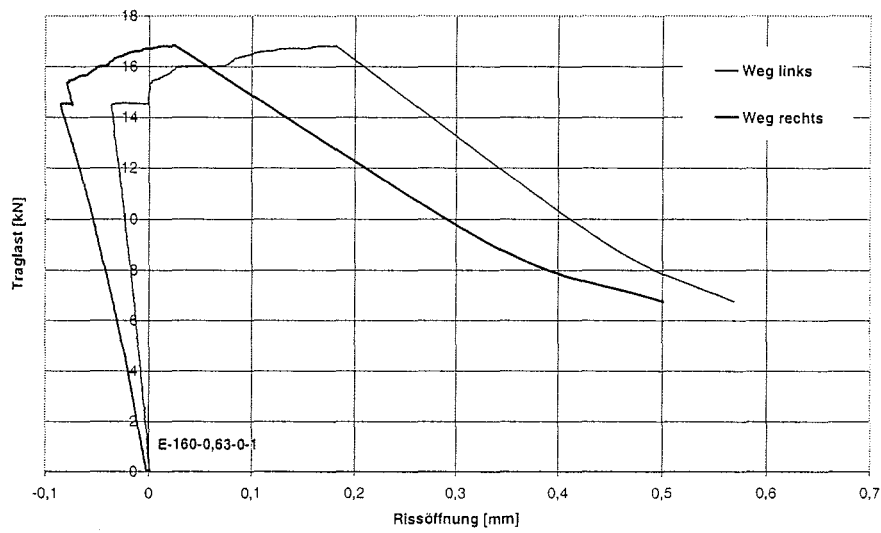


Bild A-83 bis A-85: Last-Verschiebungs-Diagramme für E-160-0,63-0-1 bis E-160-0,63-0-3

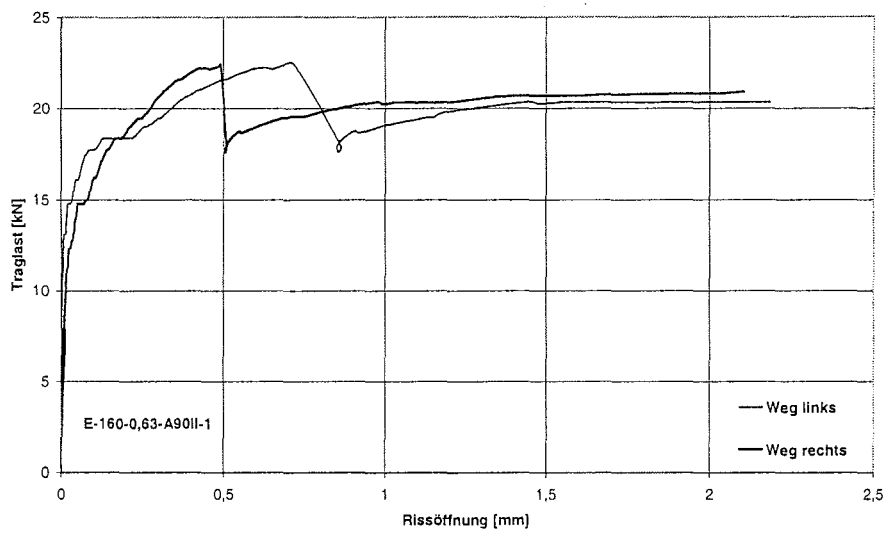
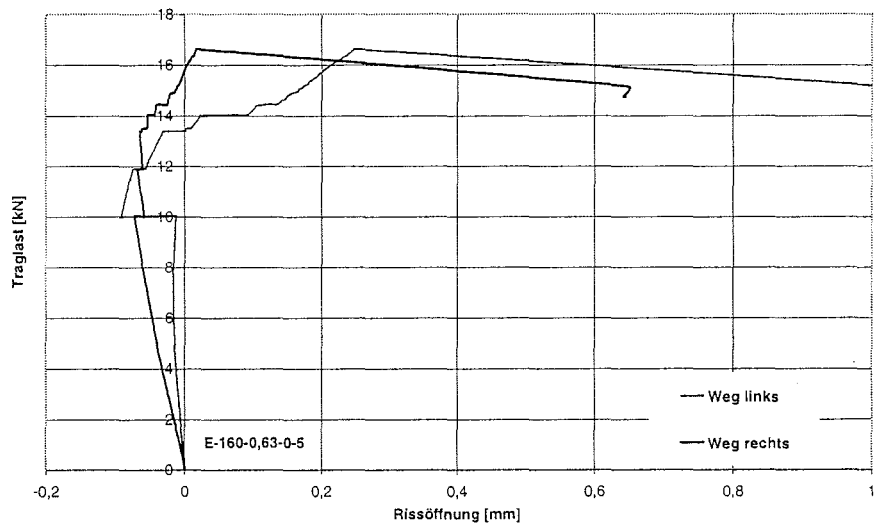
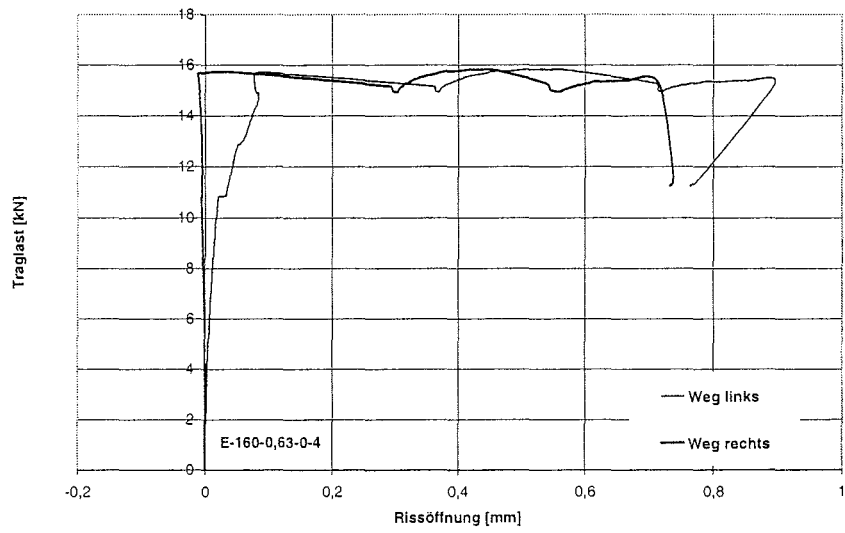


Bild A-86 bis A-88: Last-Verschiebungs-Diagramme für E-160-0,63-0-4, E-160-0,63-0-5 und E-160-0,63-A90II-1

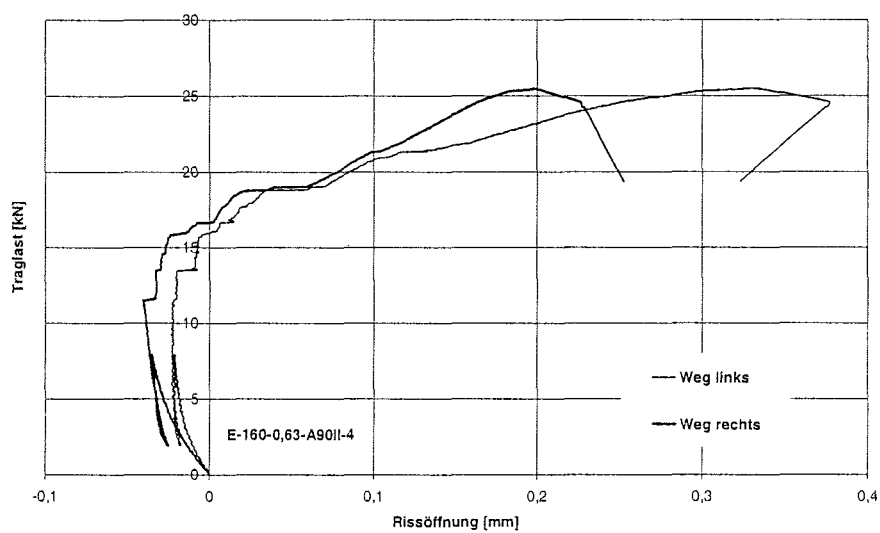
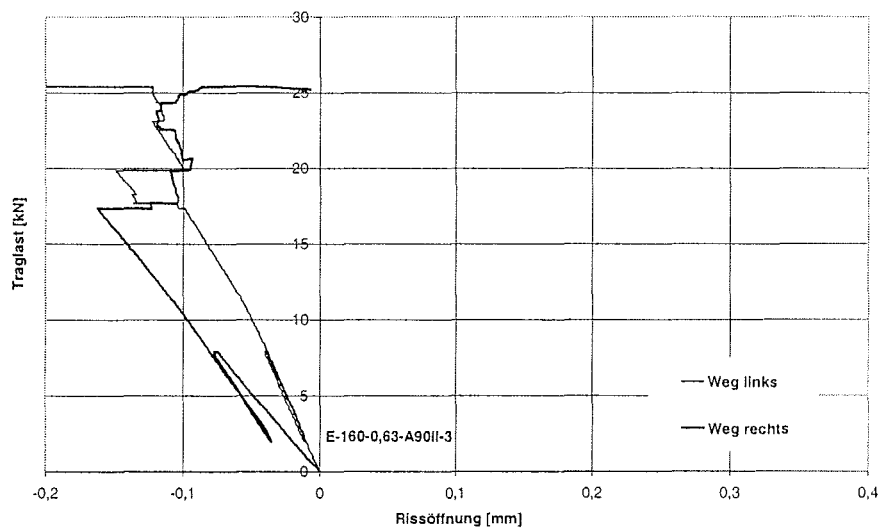
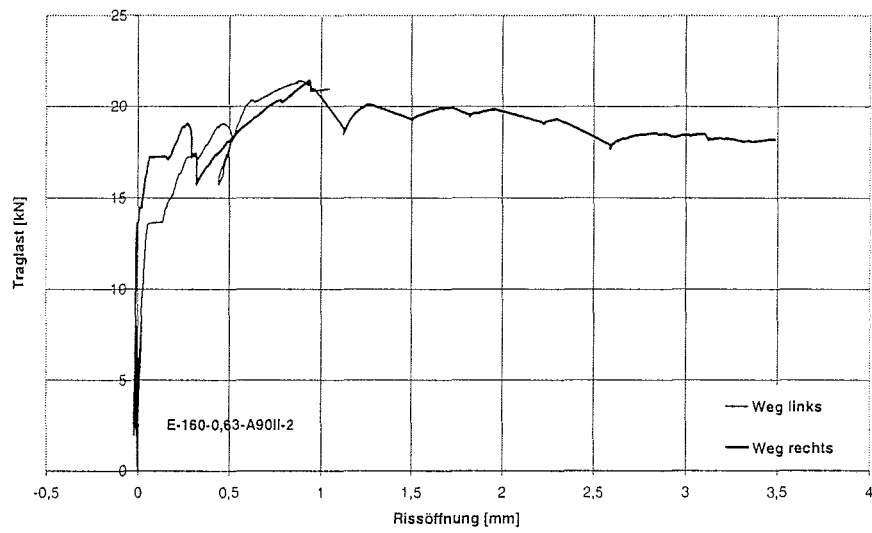
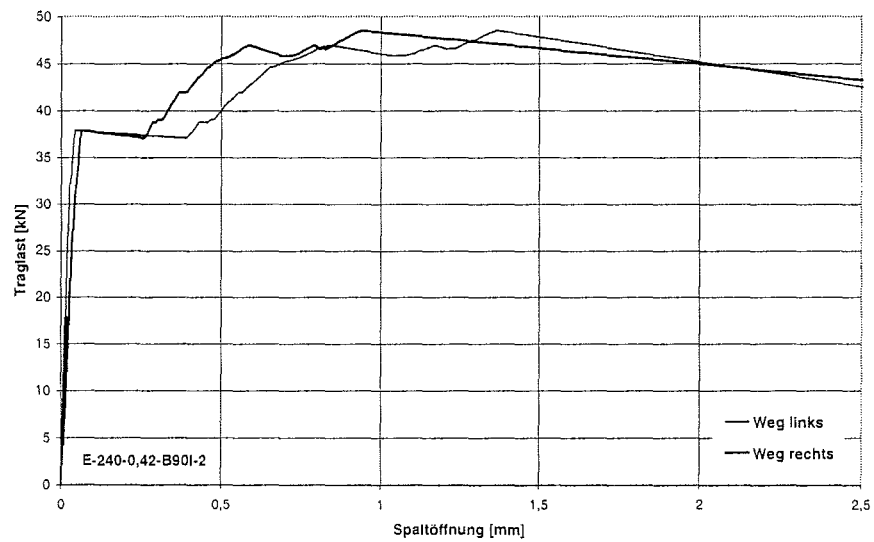
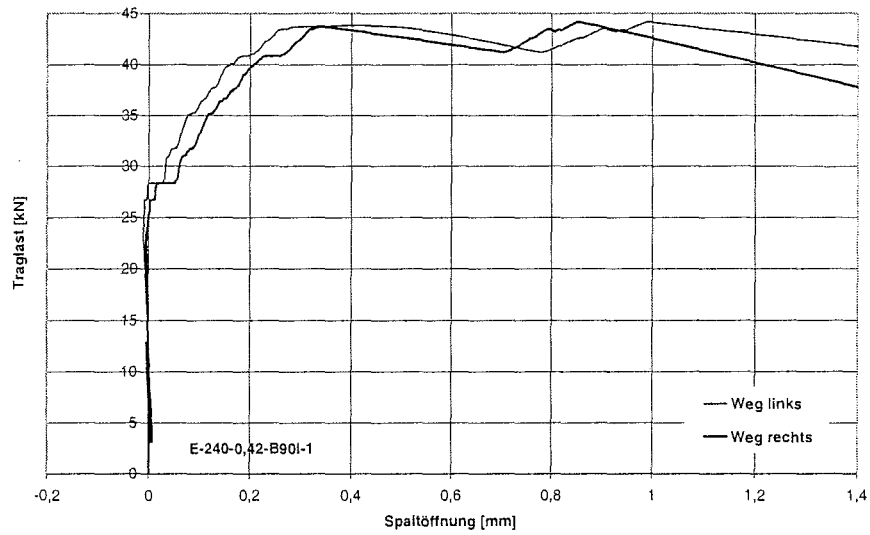
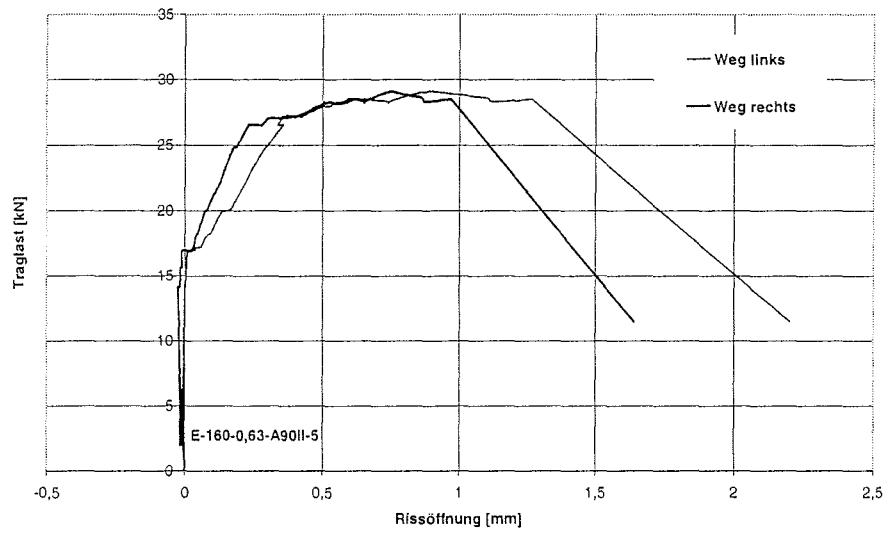


Bild A-89 bis A-91: Last-Verschiebungs-Diagramme für E-160-0,63-A90II-2 bis E-160-0,63-A90II-4





**Bild A-92 bis A-94:** Last-Verschiebungs-Diagramme für E-160-0,63-A90II-5, E-240-0,42-B90I-1 und E-240-0,42-B90I-2

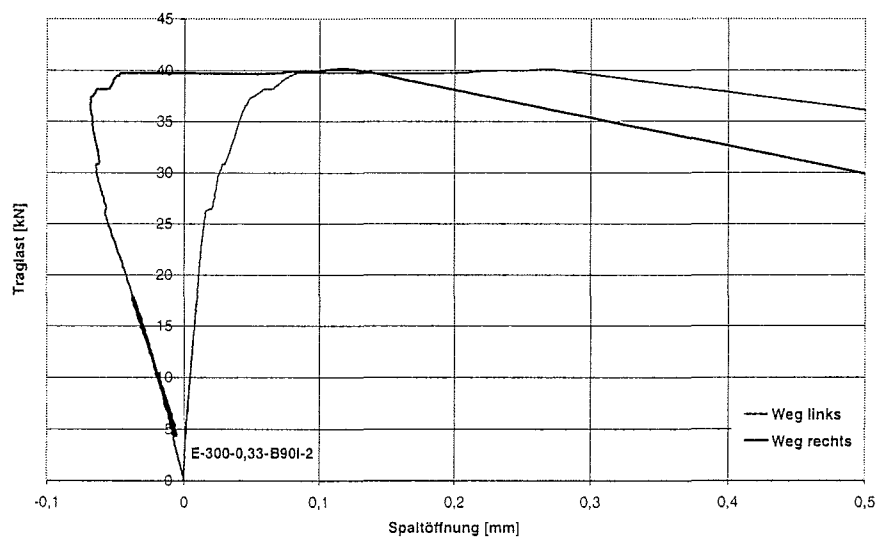
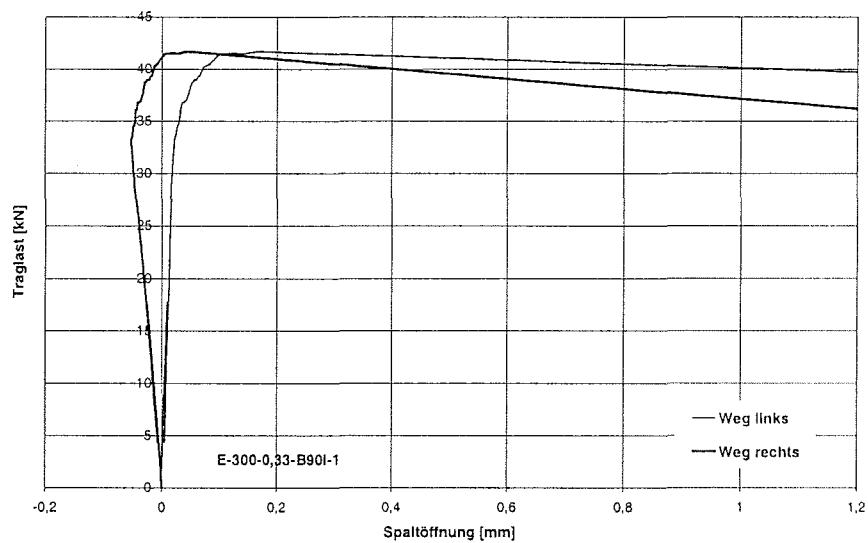
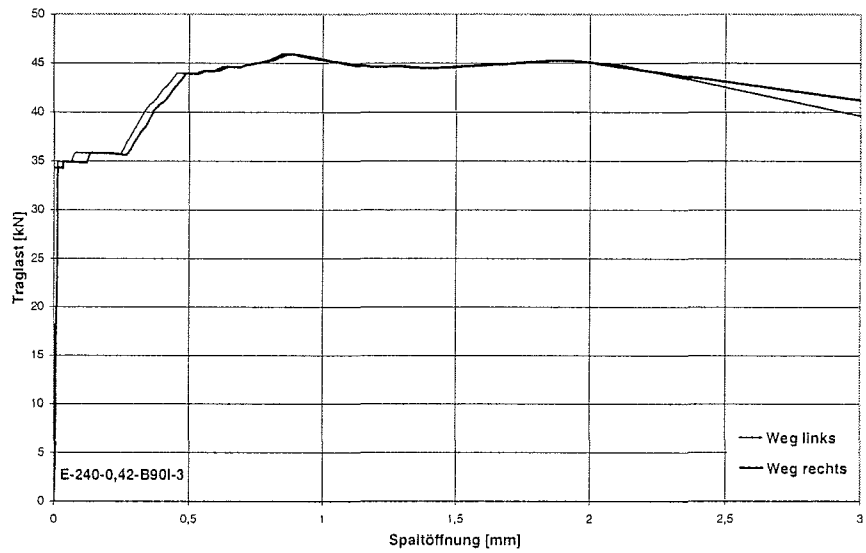
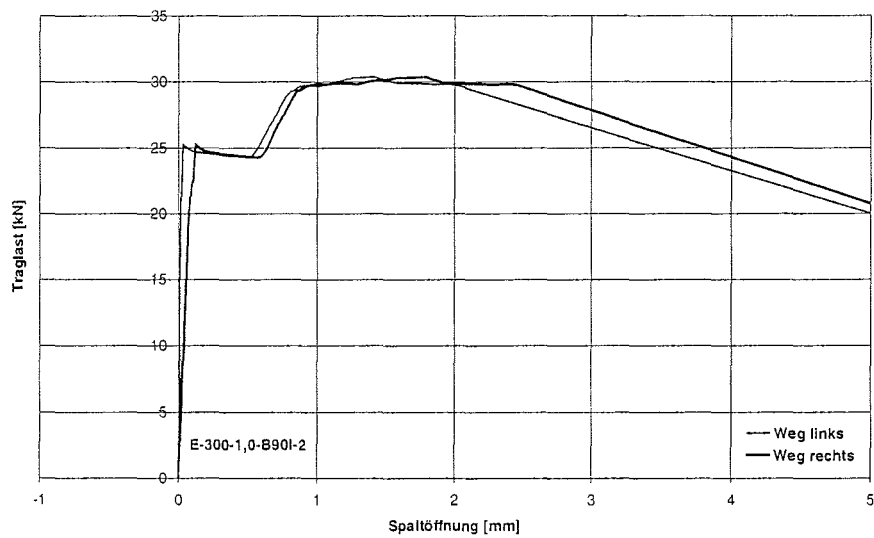
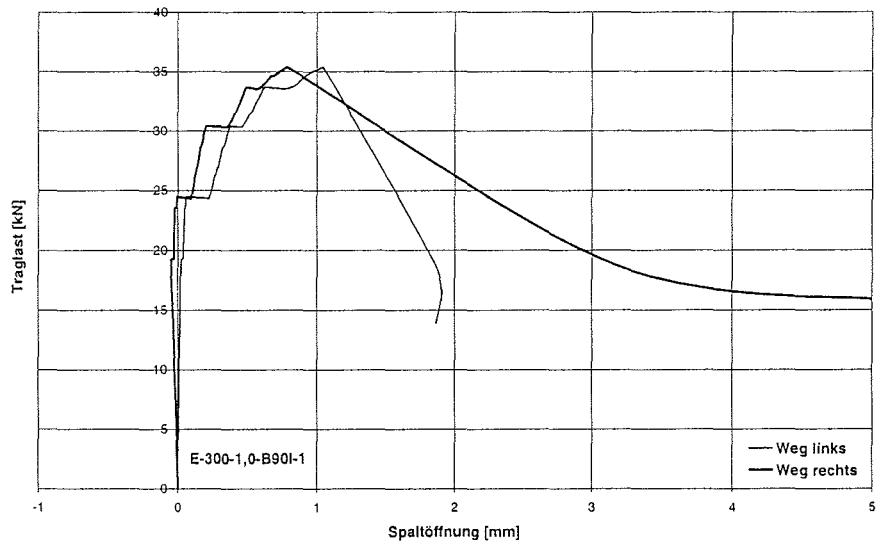
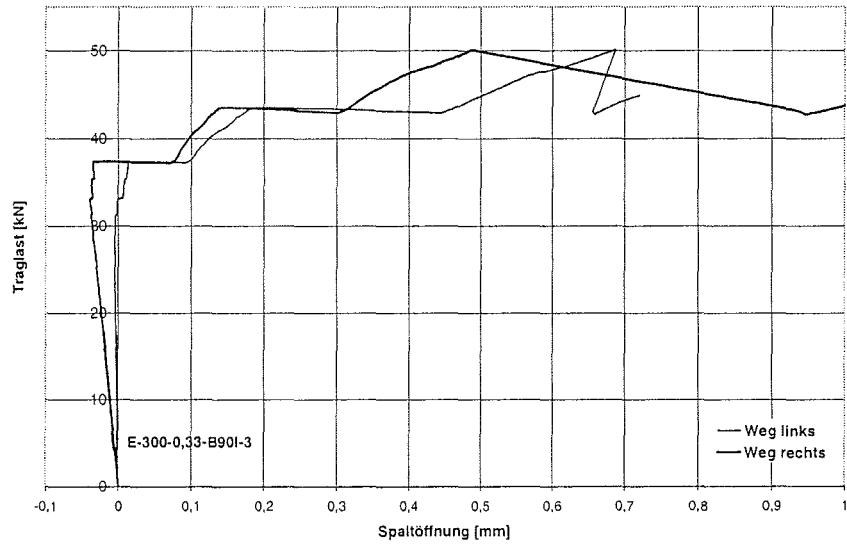


Bild A-95 bis A-97: Last-Verschiebungs-Diagramme für E-240-0,42-B90I-3, E-300-0,33-B90I-1 und E-300-0,33-B90I-2



Last-Verschiebungs-Diagramm für E-300-1,0-B90I-3 fehlt

**Bild A-98 bis A-100:** Last-Verschiebungs-Diagramme für E-300-0,33-B90I-3, E-300-1,0-B90I-1 und E-300-1,0-B90I-2

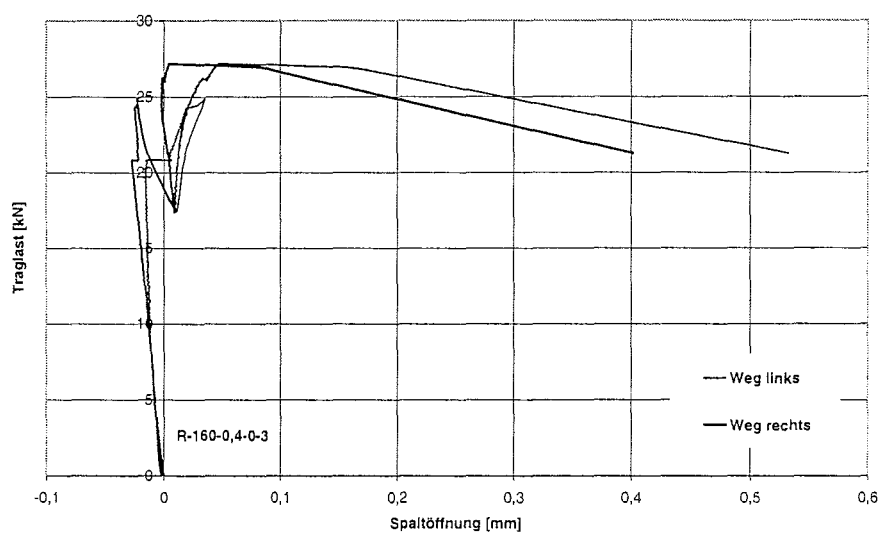
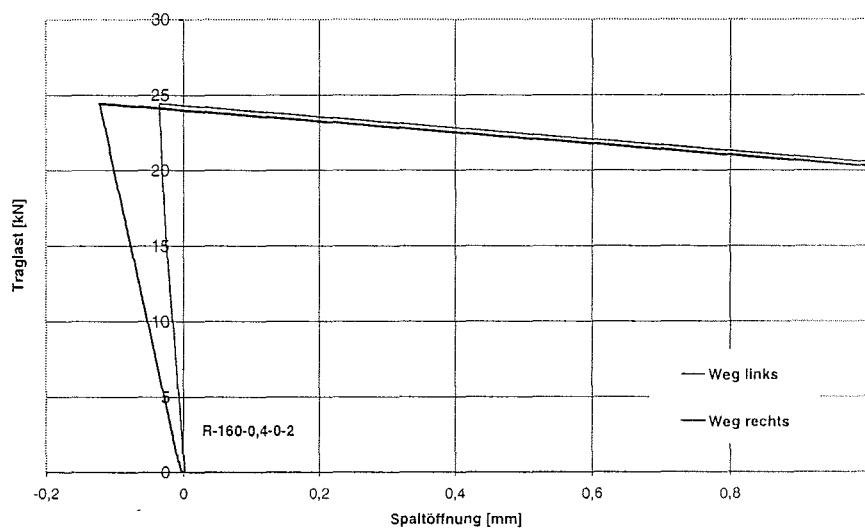
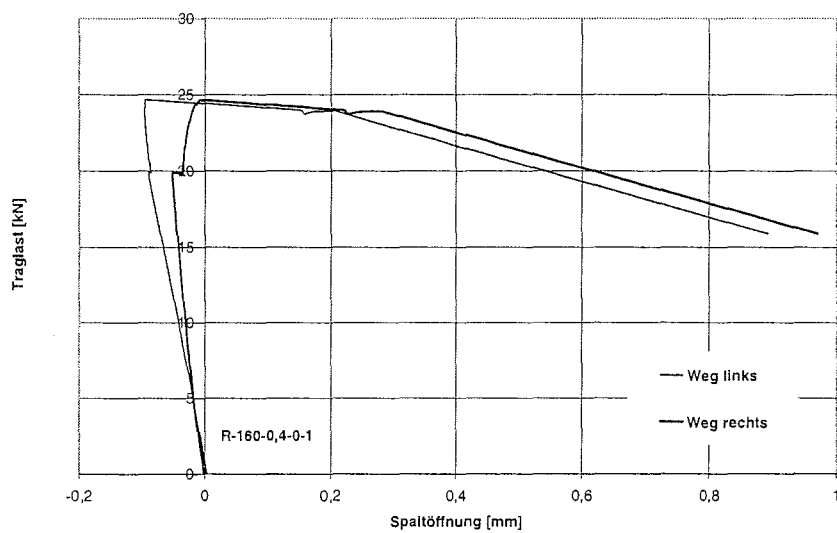


Bild A-101 bis A-103: Last-Verschiebungs-Diagramme für R-160-0,4-0-1 bis R-160-0,4-0-3

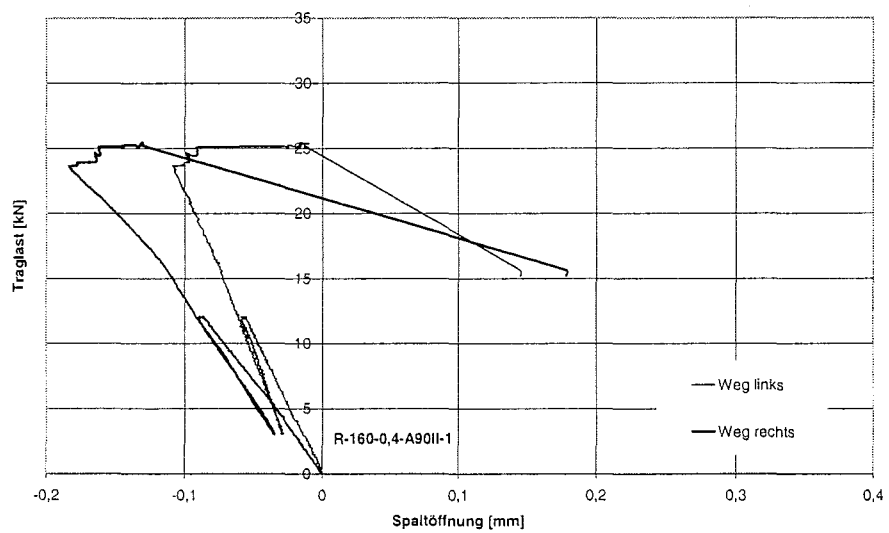
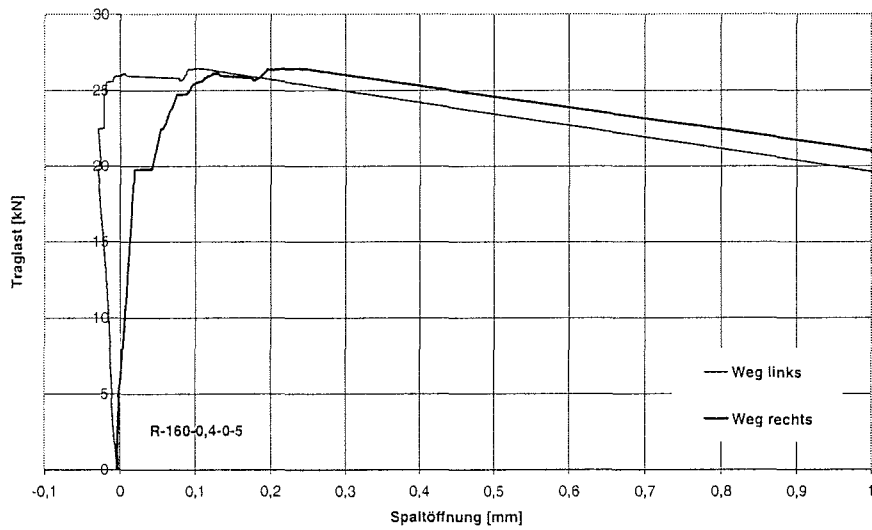
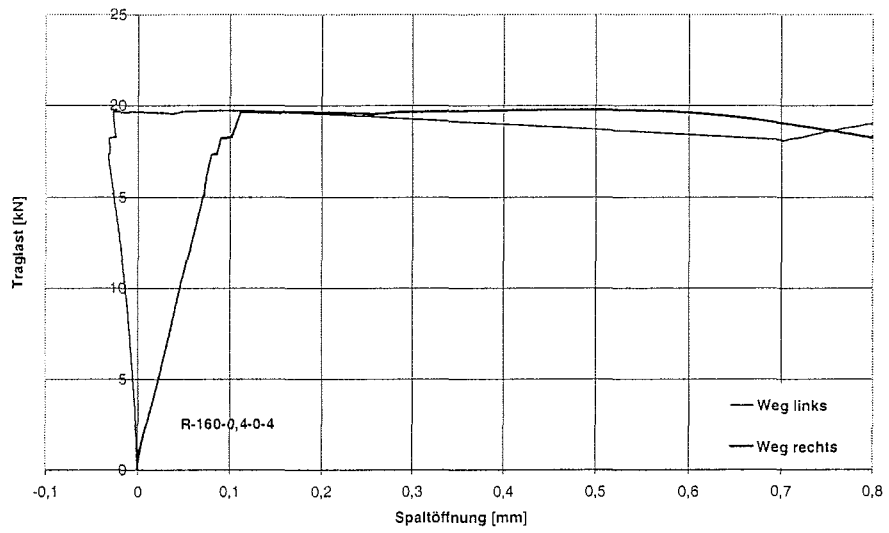


Bild A-104 bis A-106: Last-Verschiebungs-Diagramme für R-160-0,4-0-4, R-160-0,4-0-5 und R-160-0,4-A90II-1

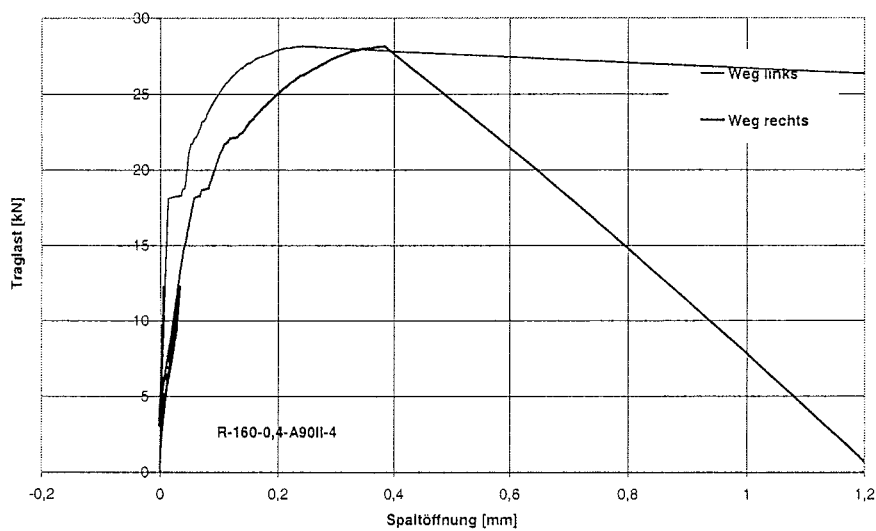
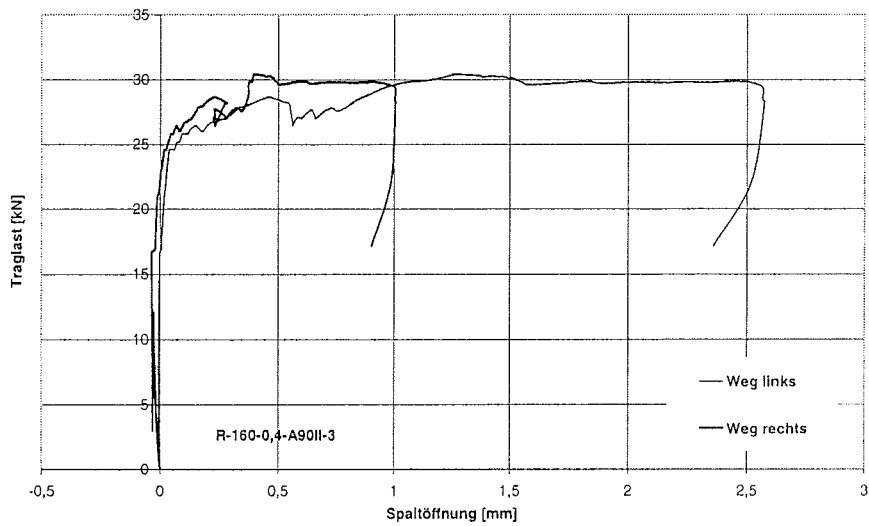
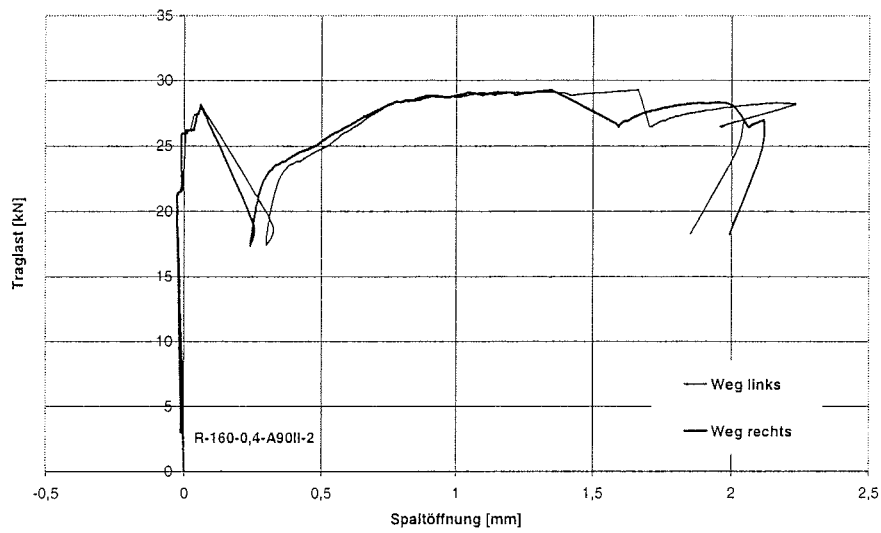


Bild A-107 bis A-109: Last-Verschiebungs-Diagramme für R-160-0,4-A90II-2 bis R-160-0,4-A90II-4



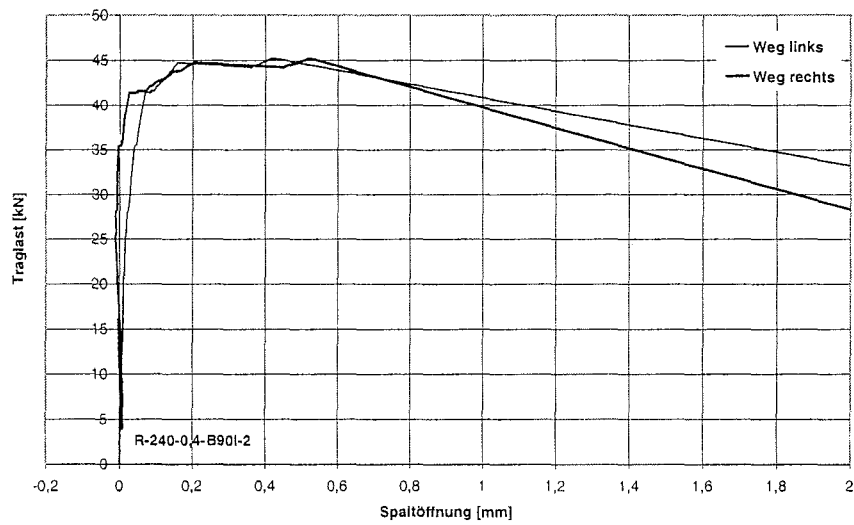
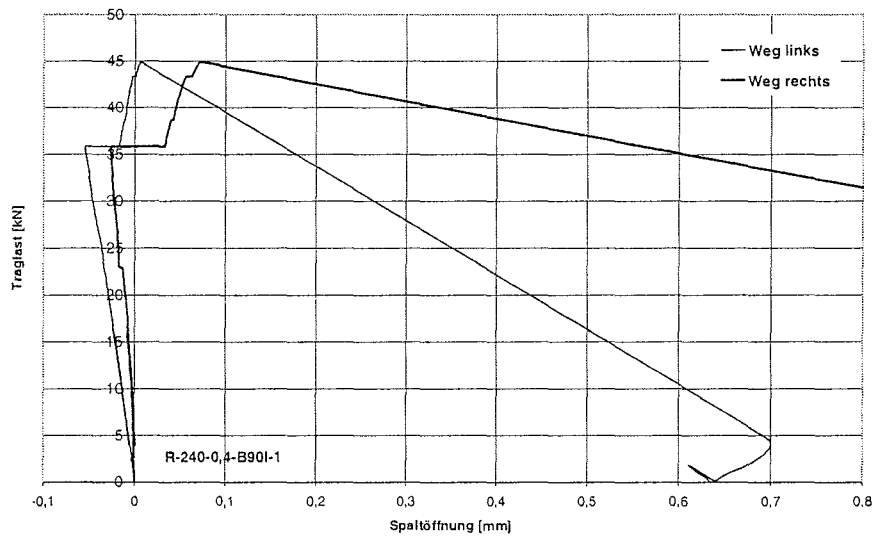
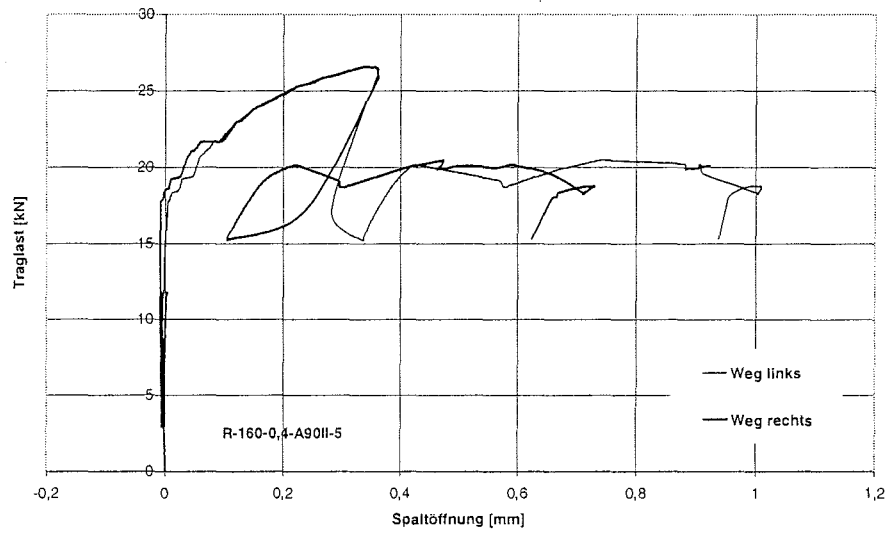


Bild A-110 bis A-112: Last-Verschiebungs-Diagramme für R-160-0,4-A90II-5, R-240-0,4-B90I-1 und R-240-0,4-B90I-2

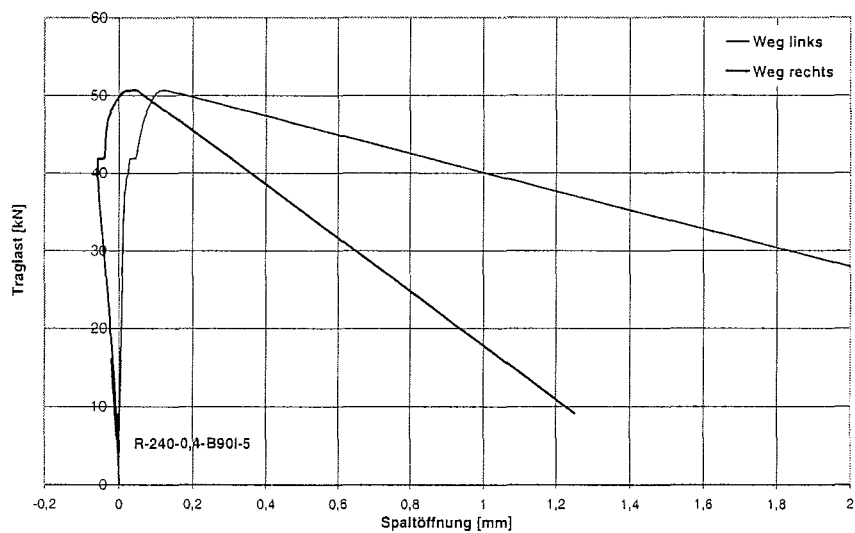
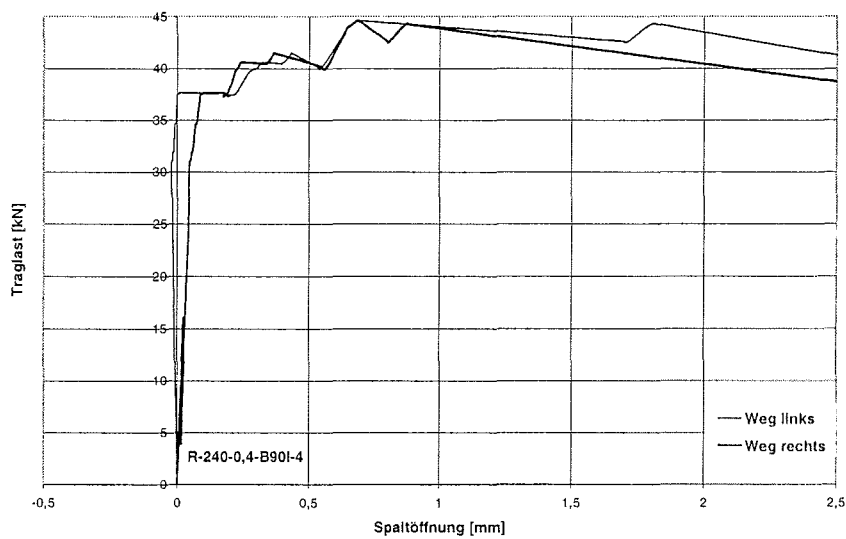
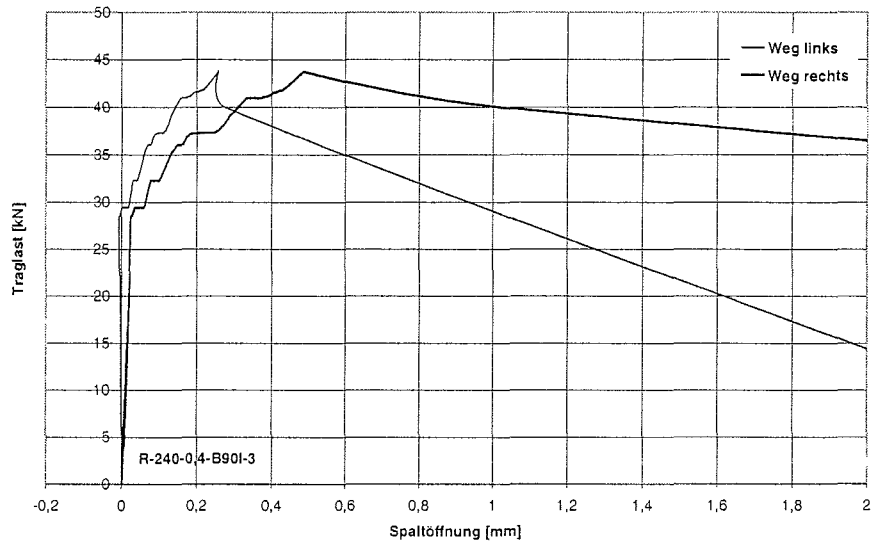


Bild A-113 bis A-115: Last-Verschiebungs-Diagramme für R-240-0,4-B90I-3 bis R-240-0,4-B90I-5

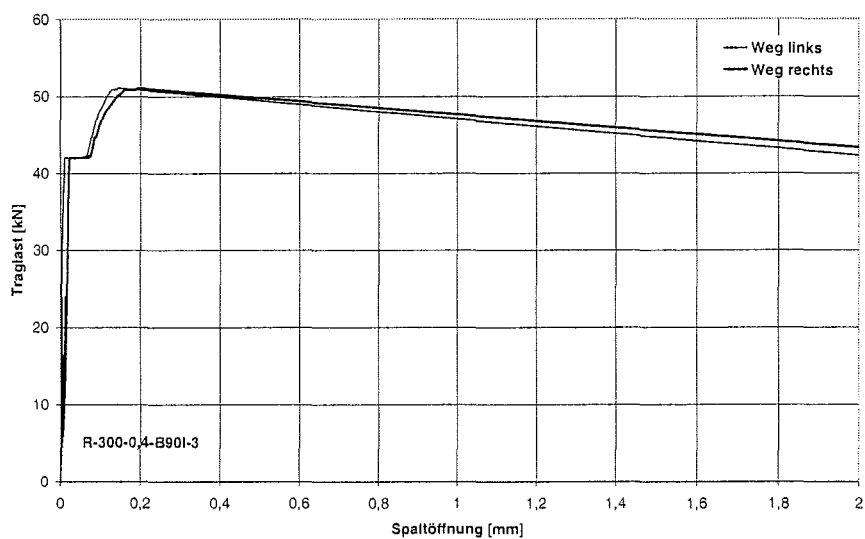
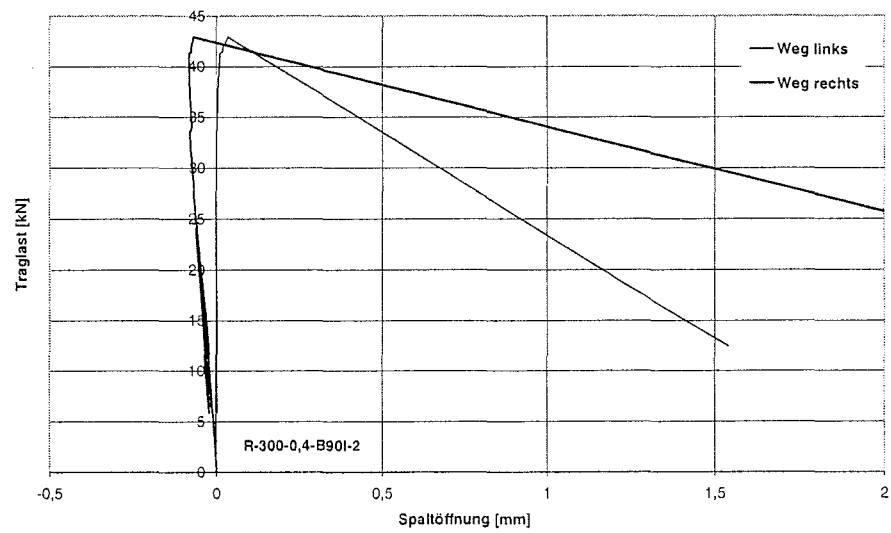
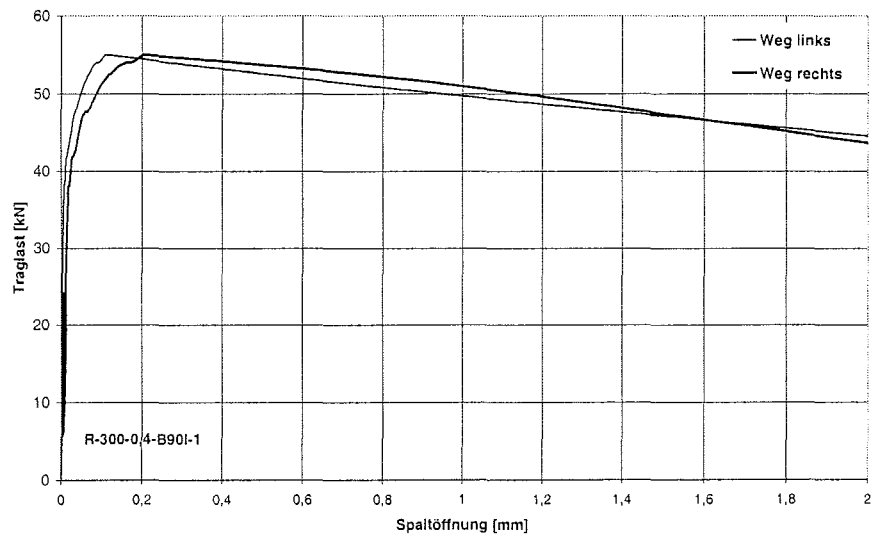


Bild A-116 bis A-118: Last-Verschiebungs-Diagramme für R-300-0,4-B90I-1 bis R-300-0,4-B90I-3

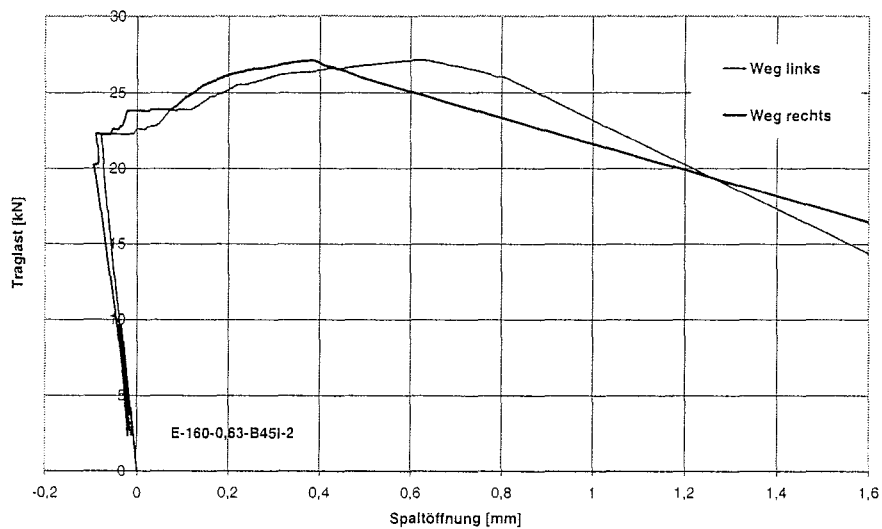
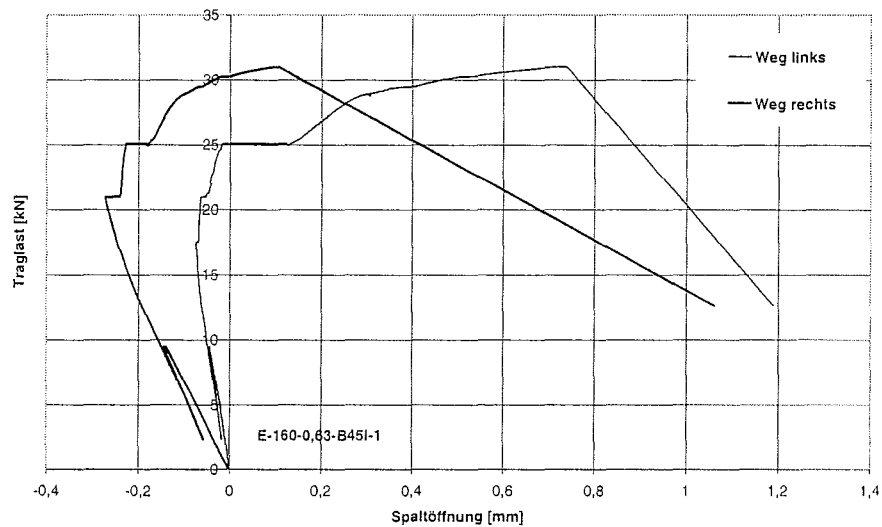
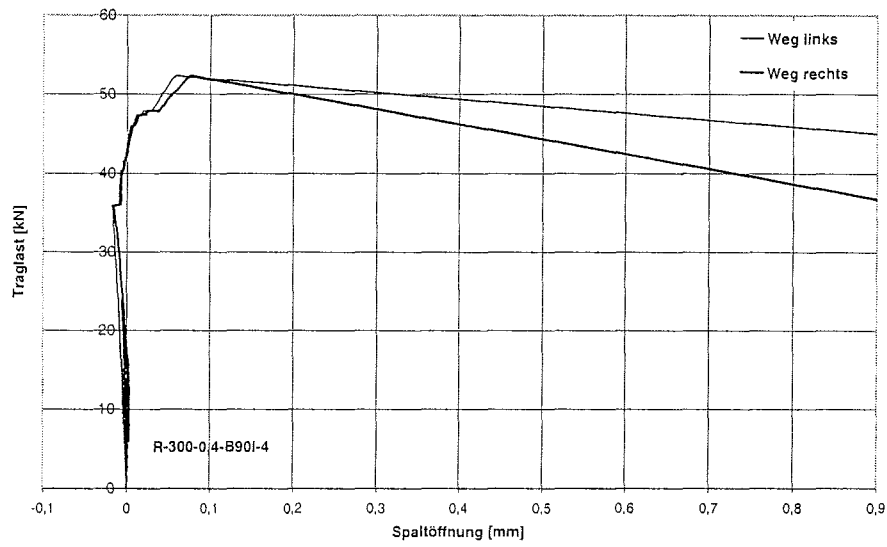


Bild A-119 bis A-121: Last-Verschiebungs-Diagramme für R-300-0,4-B90I-4, E-160-0,63-B45I-1 und E-160-0,63-B45I-2

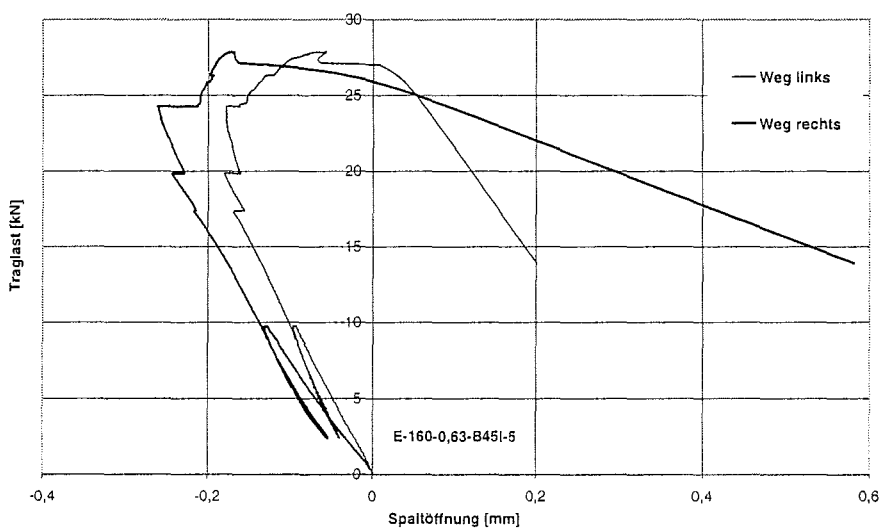
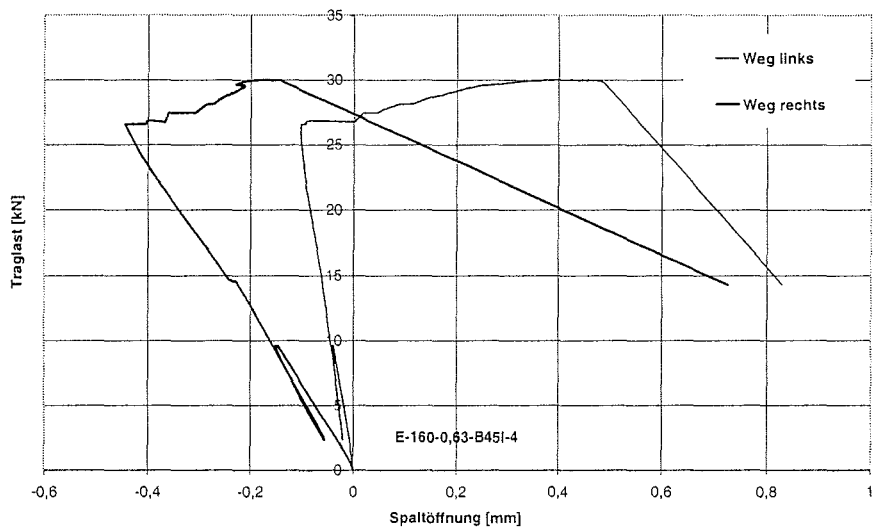
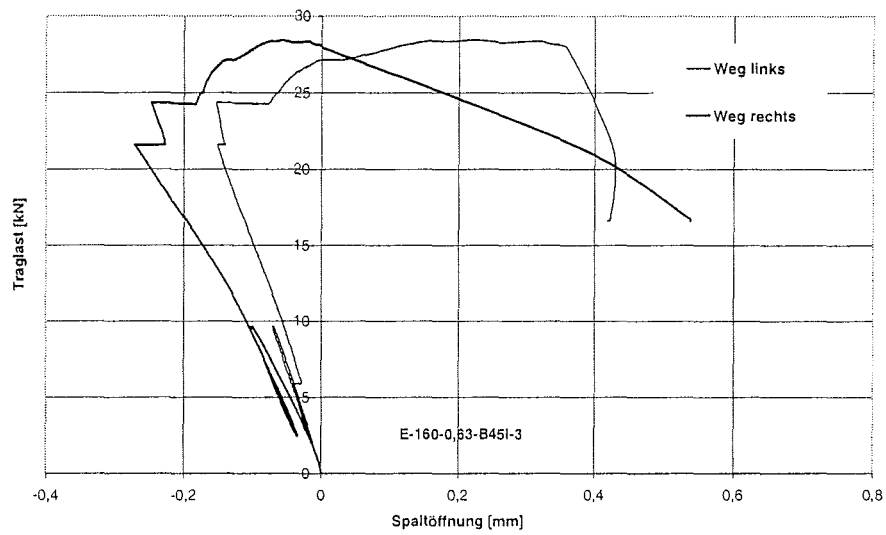


Bild A-122 bis A-124: Last-Verschiebungs-Diagramme für E-160-0,63-B45I-3 bis E-160-0,63-B45I-5

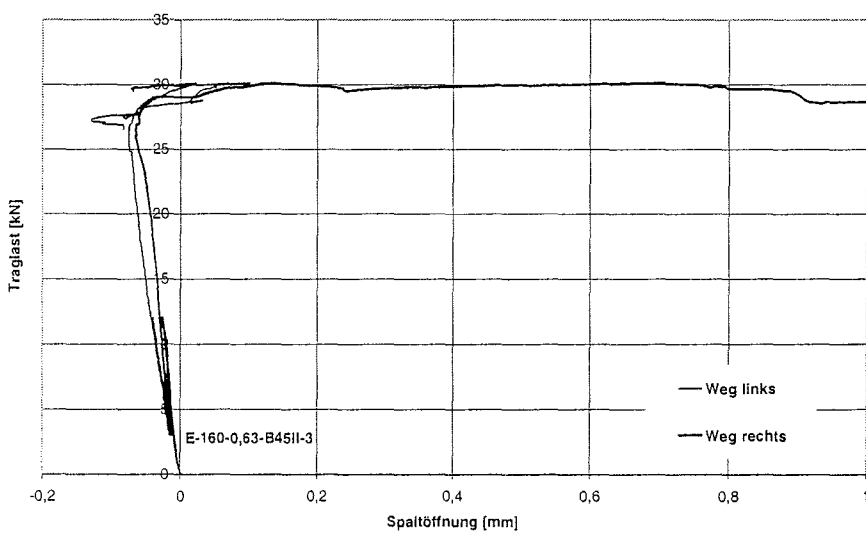
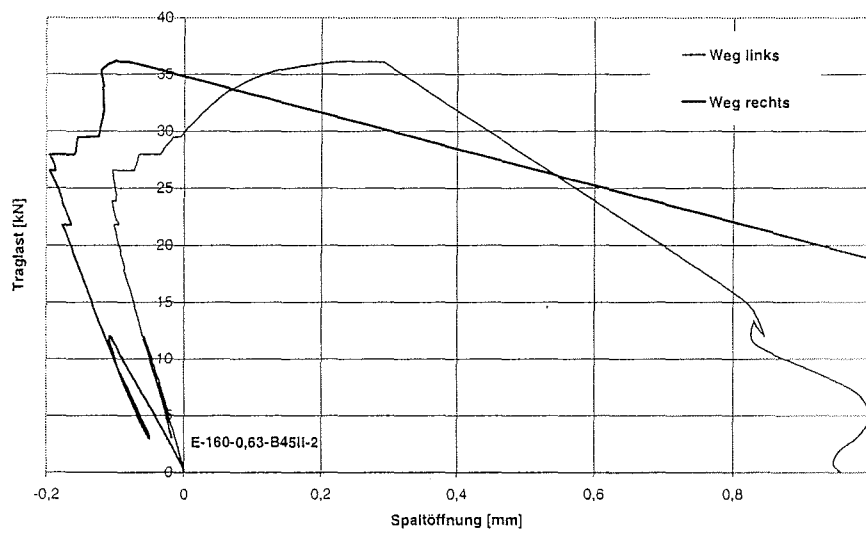
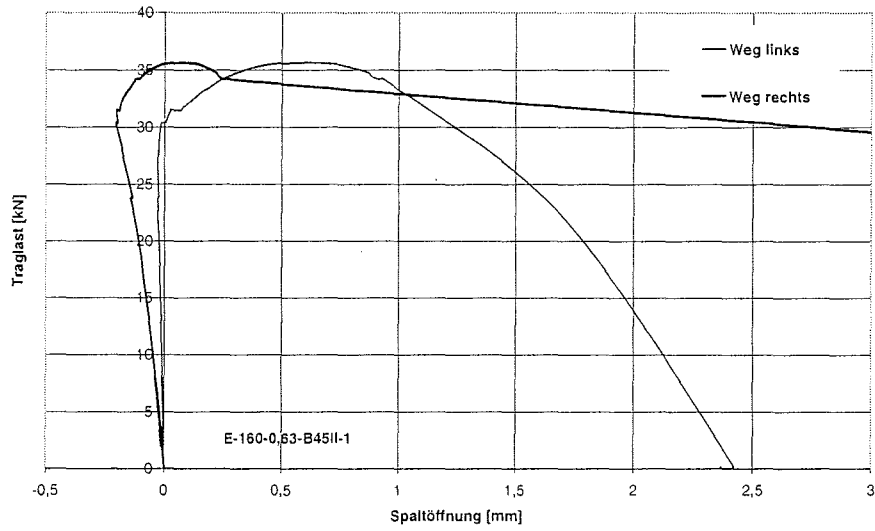


Bild A-125 bis A-127: Last-Verschiebungs-Diagramme für E-160-0,63-B45II-1 bis E-160-0,63-B45II-3



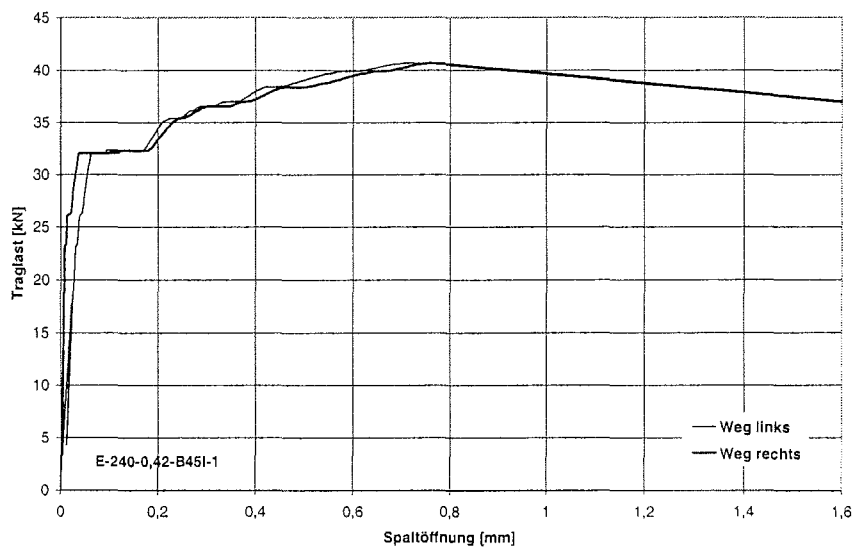
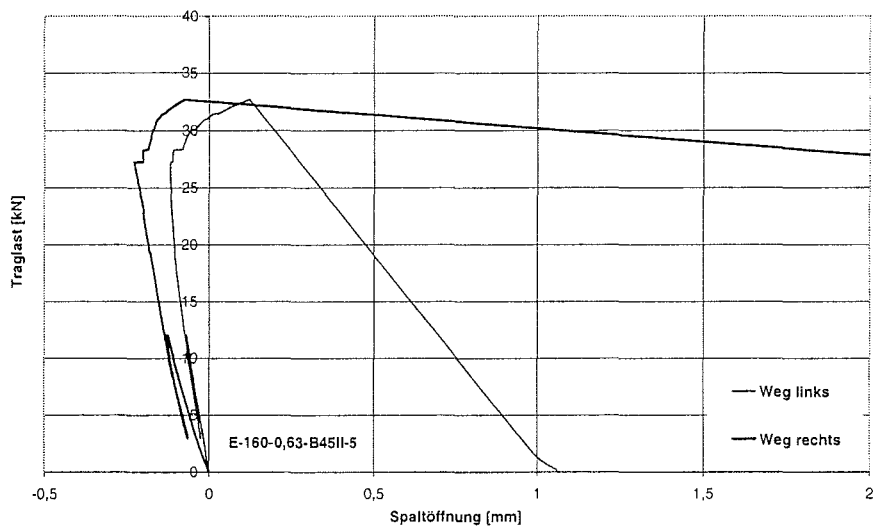
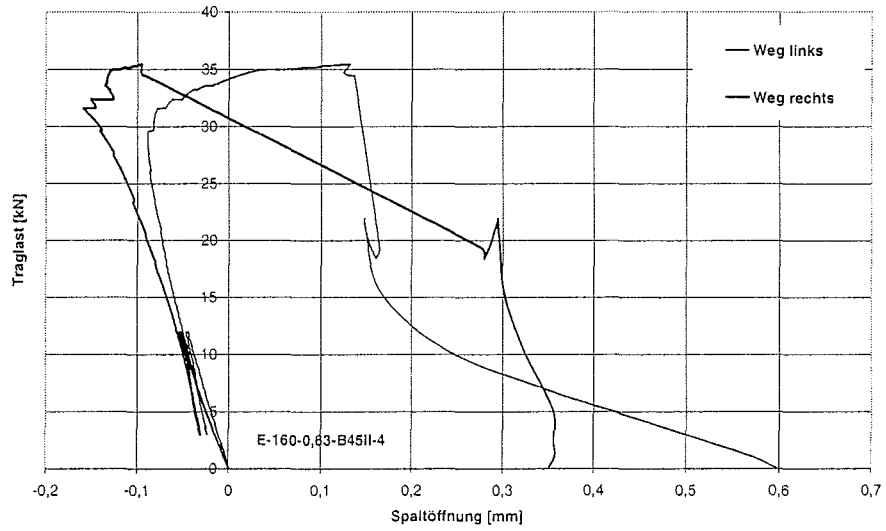
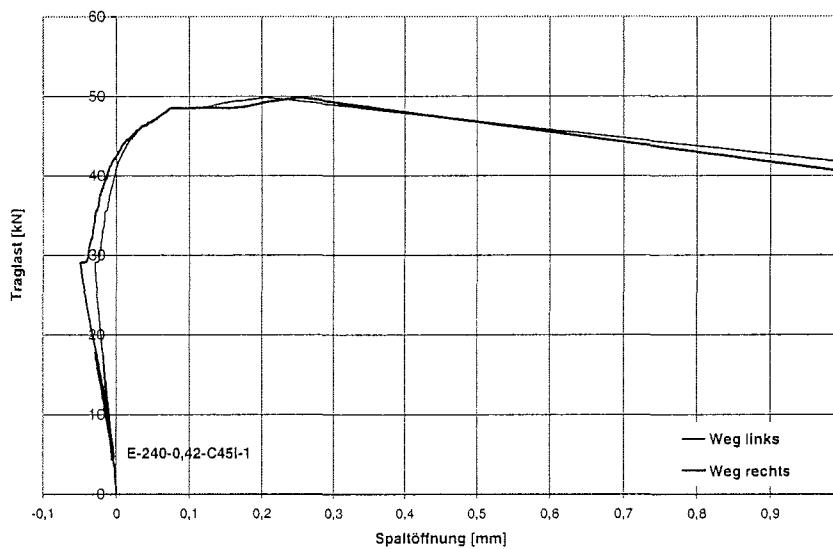
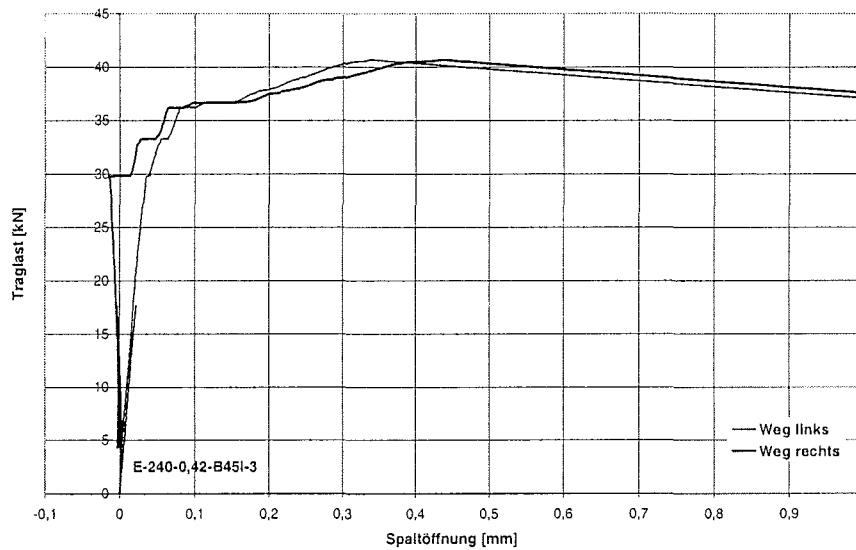
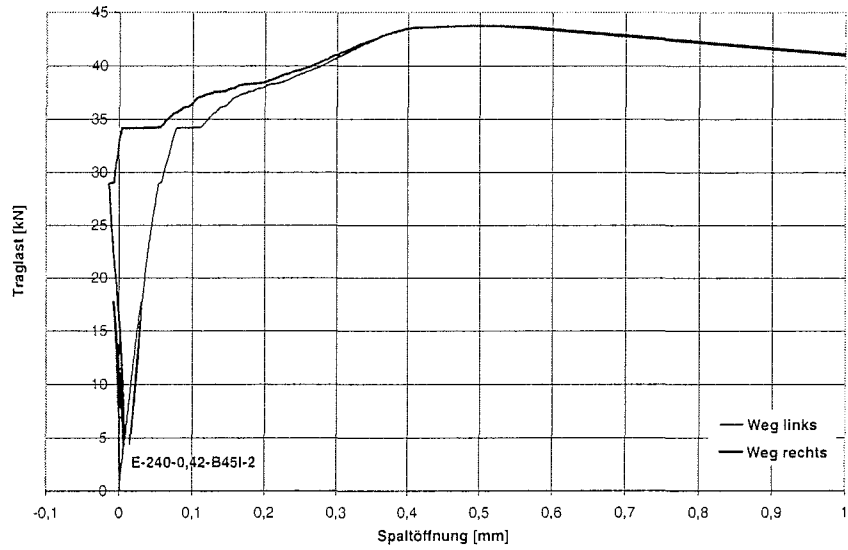
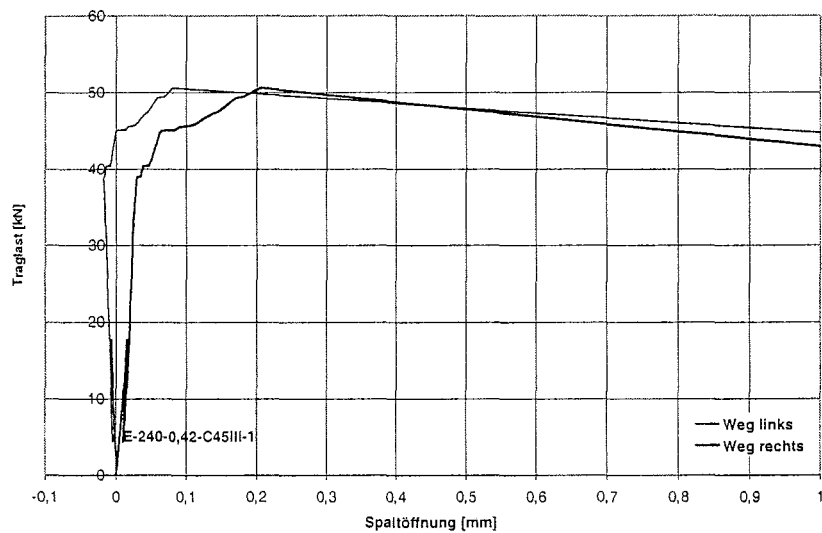
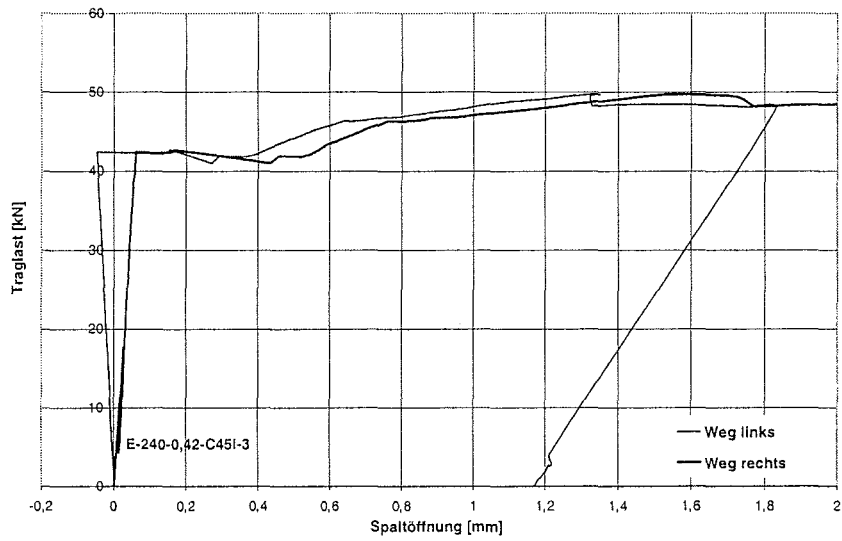
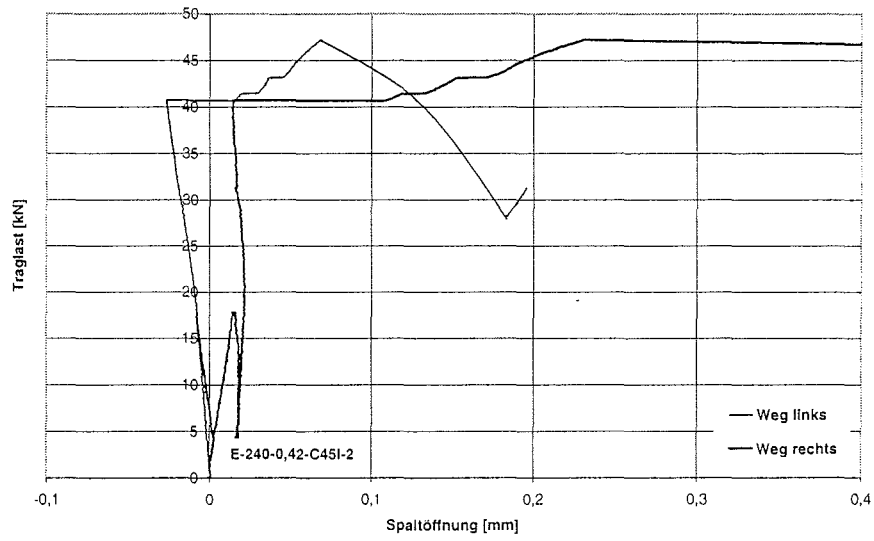


Bild A-128 bis A-130: Last-Verschiebungs-Diagramme für E-160-0,63-B45II-4, E-160-0,63-B45II-5 und E-240-0,42-B45I-1



**Bild A-131 bis A-133:** Last-Verschiebungs-Diagramme für E-240-0,42-B45I-2, E-240-0,42-B45I-3 und E-240-0,42-C45I-1



**Bild A-134 bis A-136:** Last-Verschiebungs-Diagramme für E-240-0,42-C45I-2, E-240-0,42-C45I-3 und E-240-0,42-C45III-1

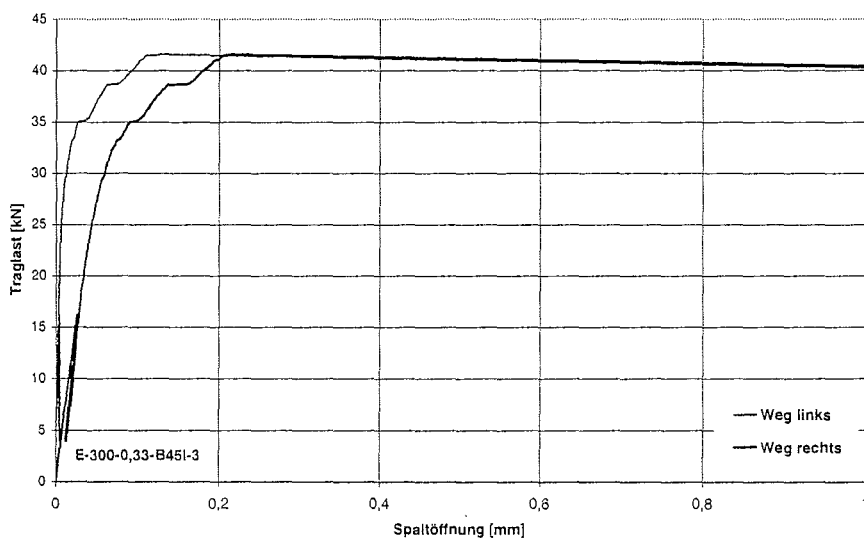
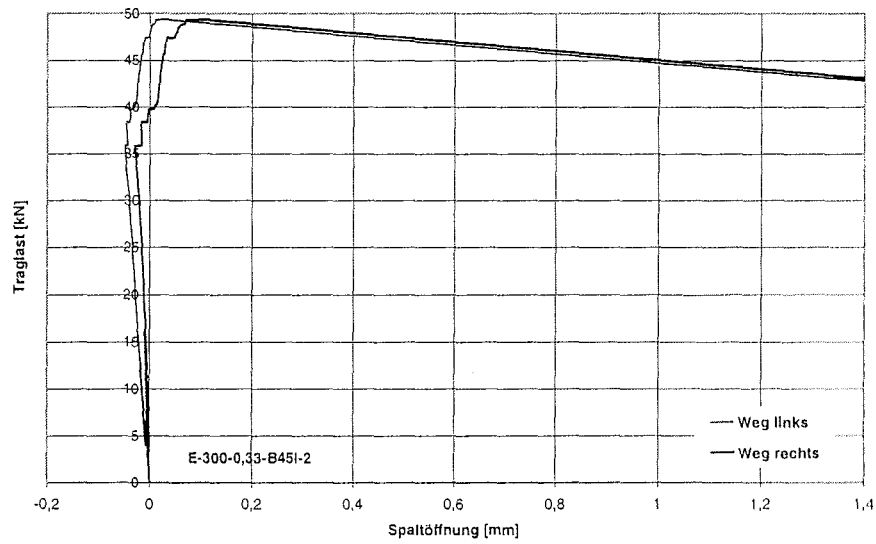
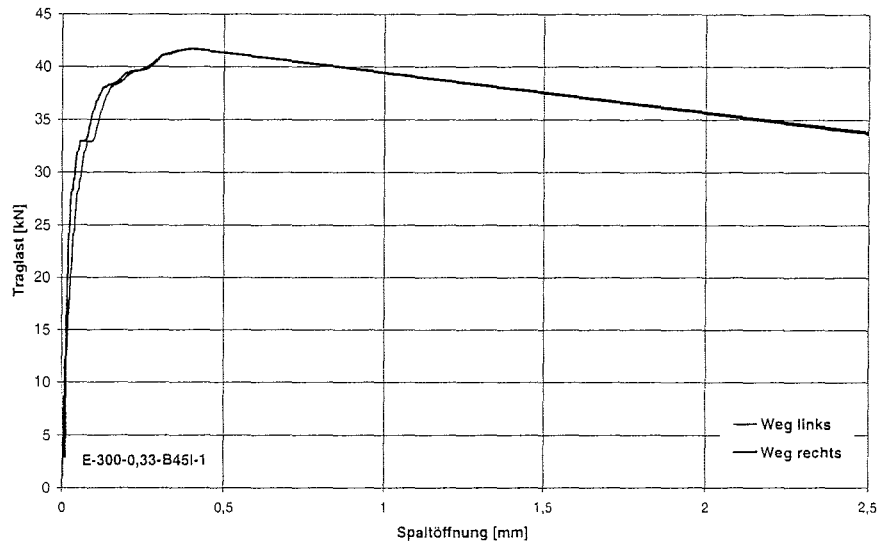
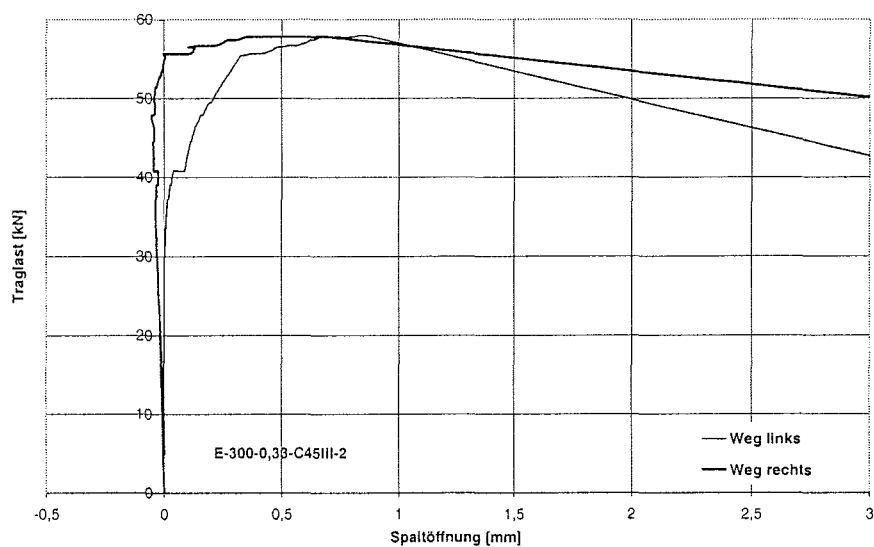
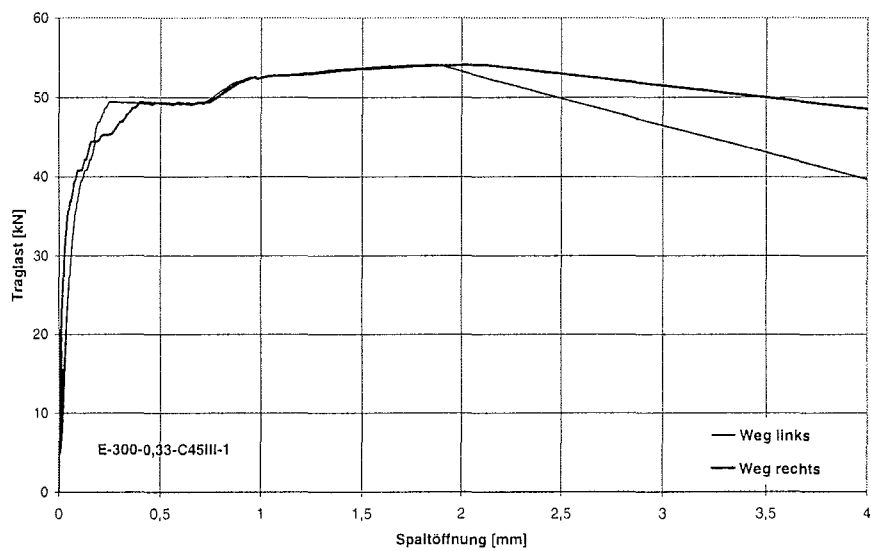


Bild A-137 bis A-139: Last-Verschiebungs-Diagramme für E-300-0,33-B45I-1 bis E-300-0,33-B45I-3



**Bild A-140 und A-141:** Last-Verschiebungs-Diagramme für E-300-0,33-C45III-1 und E-300-0,33-C45III-2

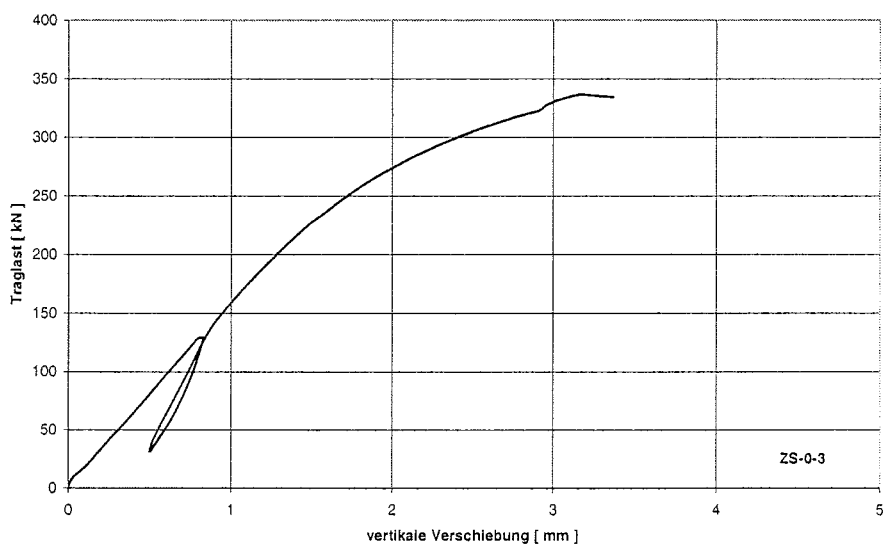
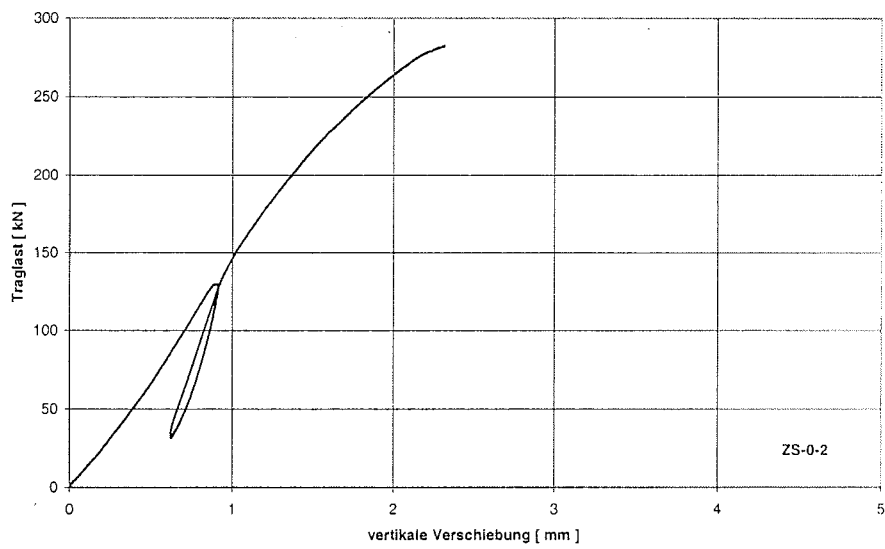
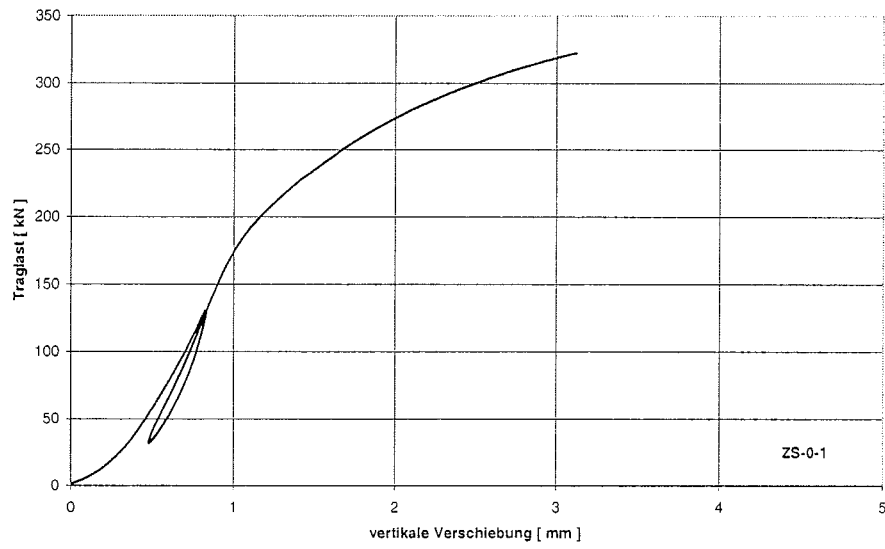


Bild A-142 bis A-144: Last-Verschiebungs-Diagramme für ZS-0-1 bis ZS-0-3

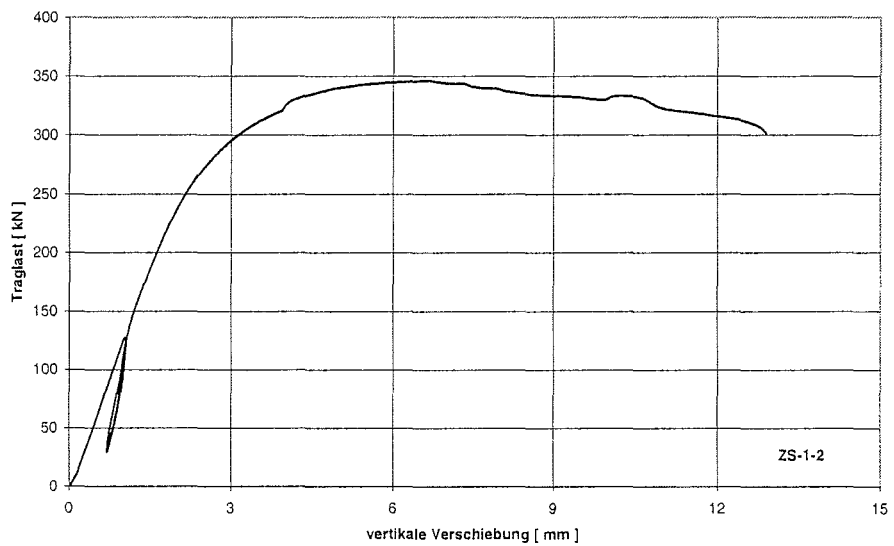
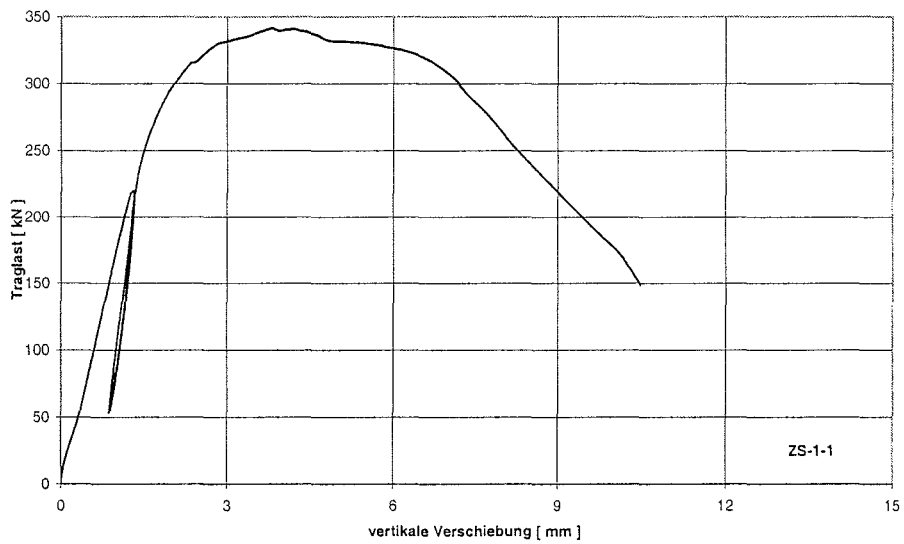
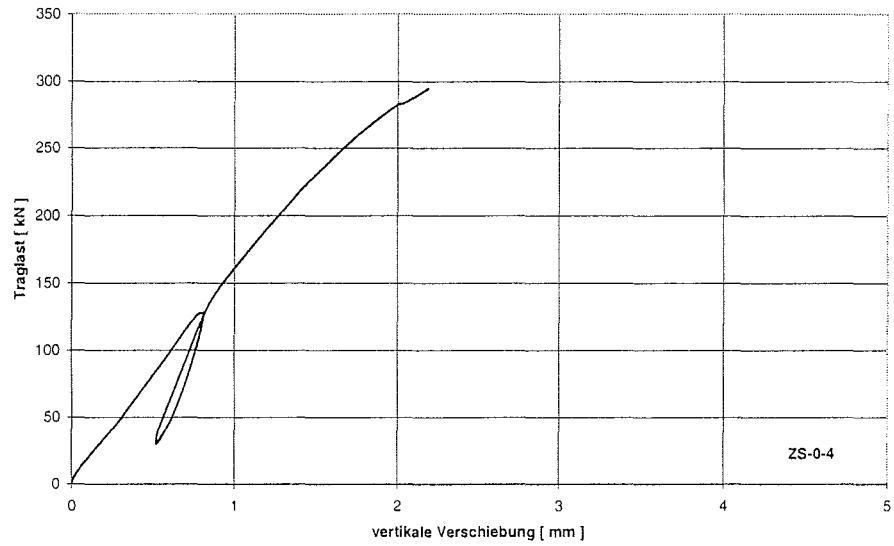


Bild A-145 bis A-147: Last-Verschiebungs-Diagramme für ZS-0-4, ZS-1-1 und 2



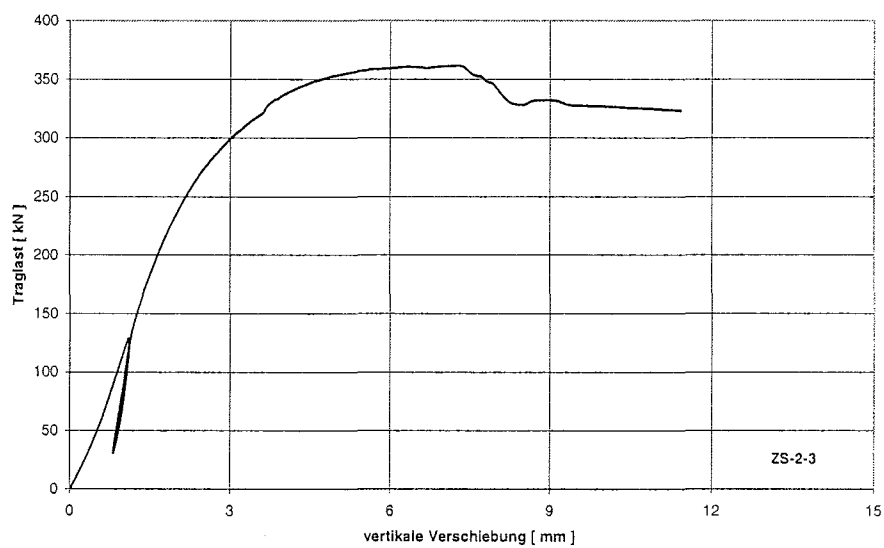
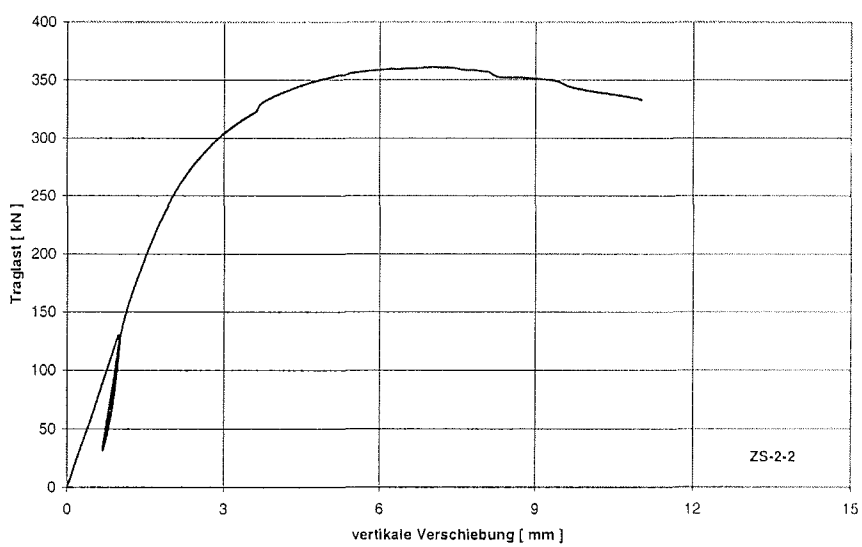
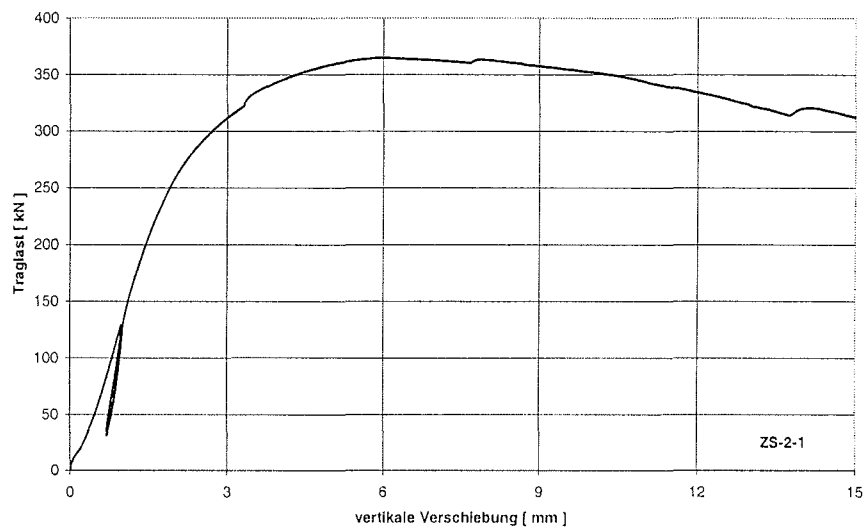
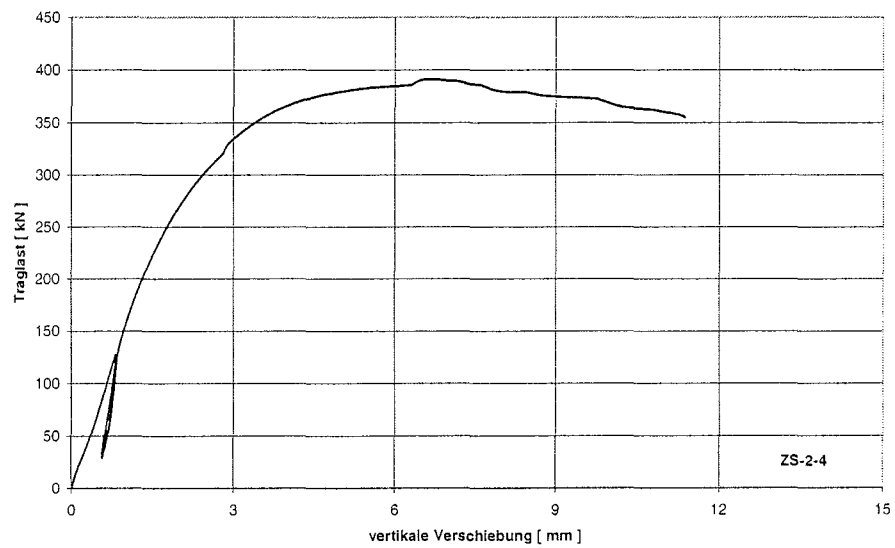


Bild A-148 bis A-150: Last-Verschiebungs-Diagramme für ZS-2-1 bis ZS-2-3



**Bild A-151:** Last-Verschiebungs-Diagramm für ZS-2-4

