

TRAGFÄHIGKEIT VON MIT GLASFASER-VERBUND-PROFILEN
VERSTÄRKTEN BRETTSCHICHTHOLZTRÄGERN

von

Jürgen Ehlbeck und Francois Colling

Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine

Abt. Ingenieurholzbau

Universität Fridericiana Karlsruhe

o.Prof.Dr.-Ing. Jürgen Ehlbeck

1987

V O R W O R T

Eine Verstärkung von Brettschichtholz-Biegeträgern zur Erhöhung ihrer Tragfähigkeit ist denkbar, indem in den hochbeanspruchten Zonen glasfaserverstärkte Profile aufgeleimt werden. Es sollen durch solche Profile die Schwachstellen der gezogenen Brett-lamellen - Äste und Keilzinkenverbindungen - überbrückt werden. Zur Untersuchung des Tragverhaltens derartig verstärkter Brettschichtholzträger wurden von der Firma Bayer AG, Leverkusen, Glasfaserlamellen kostenlos bereitgestellt. Die Firma Christian Burgbacher Holzwerke in Trossingen hat bei der Fertigung der nach bestimmten Auswahlkriterien herzustellenden Versuchsträger mitgewirkt und zusätzlich vier Versuchsträger kostenlos zur Verfügung gestellt, bei denen die Verstärkung mit sog. Stäbchenlamellen erfolgte.

Die vorliegende Arbeit entstand im Auftrage der Entwicklungsgemeinschaft Holzbau in der Deutschen Gesellschaft für Holzforschung mit finanzieller Unterstützung durch das Ministerium für Wirtschaft, Mittelstand und Verkehr des Landes Baden-Württemberg sowie durch die Holzwirtschaft.

Die Arbeit wurde maßgeblich geleitet von Herrn Dipl.-Ing. F. Colling; bei den Versuchen wirkten die Herren G. Rüd und J. Lafferthon mit. Den wissenschaftlichen Hilfskräften, cand.ing. R. Dinort und cand.ing. P. Metzger ist für die Mithilfe bei den Versuchsauswertungen und ihrer Darstellung zu danken.

Jürgen Ehlbeck

I N H A L T

1	Ziel der Forschungsarbeit	1
2	Auswertung des Schrifttums	3
3	Über die Theorie der Verbundquerschnitte	7
3.1	Erhöhung der Biegesteifigkeit	7
3.2	Erhöhung des aufnehmbaren Momentes	10
3.2.1	Aufnehmbares Moment ohne Verstärkung	13
3.2.2	Aufnehmbares Moment mit Verstärkung	14
4	Eigenschaften der Glasfaser-Verbund- Profile (GVP)	16
4.1	Aufbau	16
4.2	Materialeigenschaften	17
5	Vergleichende Zugversuche	19
5.1	Zugversuche mit Keilzinkenverbindungen	19
5.2	Zugversuche mit "Stäbchenlamellen"	19
6	Trägerversuche	21
6.1	Trägeraufbau	21
6.2	Versuchsdurchführung	23
6.3	Versuchsergebnisse	23
6.4	Auswertung der Versuche	23
6.5	Biegeversuche mit "Stäbchenlamellen" als Decklamellen	28

7	Berechnung der Tragfähigkeit von BSH-Trägern mit Hilfe des "Karlsruher Rechenmodelles"	30
7.1	Bruchkriterien	30
7.2	Berechnete Tragfähigkeit der Versuchsträger	32
7.3	Berechnung von BSH-Trägern mit Holzversagen	36
7.4	Berechnung von BSH-Trägern mit Keilzinkenversagen	39
8	Orientierende Langzeitversuche	40
9	Zusammenfassung	42
10	Literatur	45

1 Ziel der Forschungsarbeit

Die Biegefestigkeit von Brettschichtholz-(BSH-)Trägern wird hauptsächlich durch die Festigkeit der äußeren Zuglamellen begrenzt. Dieser Tatsache wird bereits in der DIN 1052, Ausgabe 10.69, Rechnung getragen. Es müssen nur die äußeren 15 % der Trägerhöhe, mindestens jedoch die beiden äußeren Lamellen in der Zugzone der Güteklasse des BSH-Trägers entsprechen, während die restlichen Lamellen der nächst niedrigeren Güteklasse angehören dürfen.

Im Holzleimbau werden die Bretter mittels Keilzinkungen zu Brettlamellen beliebiger Länge verbunden, so daß die Festigkeit dieser Lamellen nicht nur von der Holzqualität der verwendeten Bretter, sondern auch von der Qualität der Keilzinkenverbindungen abhängig ist.

Die relativ großen Streuungen, die bei Versuchen mit Keilzinkenverbindungen immer wieder festgestellt werden, sind darauf zurückzuführen, daß die Festigkeit einer Keilzinkenverbindung nicht allein von der Qualität der miteinander verbundenen Bretter abhängt, sondern daß auch der Herstellungsprozess von großer Bedeutung ist. So können fertigungstechnische "Fehler" bei der Keilzinkenherstellung den festigkeitssteigernden Einfluß einer sorgfältigen Gütesortierung der Brettlamellen wieder zunichte machen.

Eine Steigerung der Tragfähigkeit von BSH-Trägern ist daher durch eine verbesserte Gütesortierung und eine gleichzeitig zuverlässigere Keilzinkenverbindung (KZV) zu erreichen. Dies würde aber Änderungen bei der Gütesortierung und der Herstellung der Keilzinkenverbindungen erforderlich machen, was wiederum mit einem größeren Arbeitsaufwand und somit auch höheren Kosten verbunden sein kann.

Eine andere Möglichkeit, eine Tragfähigkeitssteigerung von BSH-Trägern ohne größere Eingriffe in den heute üblichen Produktionsablauf eines Leimbaubetriebes zu erreichen, stellt die Verstärkung (Armierung) der äußeren Zuglamellen dar.

Ziel dieses Forschungsvorhabens war es, die Tragfähigkeit von mit Glasfaser-Verbund-Profilen (GVP) verstärkten BSH-Biegeträgern und gleichzeitig die Tragfähigkeitssteigerung gegenüber unverstärkten BSH-Trägern zu ermitteln.

2 Auswertung des Schrifttums

Über die Möglichkeiten zur Verstärkung von Holz und Holzwerkstoffen wurden in der Vergangenheit vielfältige Untersuchungen durchgeführt. Hierbei lag der Schwerpunkt bei beidseitig beplankten Holzwerkstoffen, die als tragende Elemente im Hochbau, Fahrzeug- und Behälterbau dienen, aber auch bei Auto-Containern, bei Aufzügen und als Türen verwendet werden.

Als Beplankungs- bzw. Verstärkungsmaterial werden hochfeste Stähle, Aluminium, Graphit und in letzter Zeit in verstärktem Maße Glasfasern (unidirektional geordnet oder in Form von Matten) verwendet. Ziel einer solchen Verstärkung ist immer eine Erhöhung der Festigkeits- und/oder der Steifigkeitseigenschaften im Vergleich zum unverstärkten Querschnitt.

Krueger [1] stellte nach Durchsicht der Literatur fest, daß nahezu alle Verstärkungen mit dem Werkstoff Holz kompatibel sind, d.h. daß es Kleber gibt, die die Übertragung der Schubspannungen und ein Ebenbleiben der Querschnitte garantieren können.

Dies wurde auch bei Versuchen bestätigt, die ergaben, daß sich die verstärkten Träger nach der elementaren Theorie der Verbundquerschnitte (siehe auch Abschnitt 3) verhielten (z.B. Peterson [2]). Die Biegesteifigkeit EI ist somit von folgenden drei Faktoren abhängig:

- vom Verhältnis der Elastizitätsmoduln der Verstärkung und des Holzes,
- vom Verstärkungsgrad, d.h. vom Volumenanteil der Verstärkung bezogen auf das Gesamtvolumen, und
- von der Lage bzw. Anordnung dieser Verstärkungen.

Bei der Bestimmung der Tragfähigkeit (Festigkeit) eines Verbundquerschnittes hat neben den drei o.e. Faktoren noch die Versagensart einen großen Einfluß. Diese ist wiederum abhängig von den Materialeigenschaften des Kernes und der Verstärkung. So trat das Versagen bei manchen Trägern durch Ausbeulen der Deckschicht ein (Mark |3|), bei anderen traten Schubbrüche (Sliker |4|) oder plastische Verformungen im Holzkern (Wangaard |5|) auf. Bei größeren Querschnitten, bei denen der Kern aus Vollholz bzw. Brettschichtholz (BSH) bestand, wurde die Tragfähigkeit von der Biegezugfestigkeit des Holzes bestimmt (Peterson |2|). Das anschließend beobachtete Schubversagen an der Stelle des Anrisses (Krueger |1|) wurde bei den im Rahmen dieses Forschungsvorhabens durchgeführten Biegeversuchen bestätigt, denn nach dem Versagen des Holzes schälte sich in der Regel die Verstärkungslamelle ab.

Übereinstimmend wurde jedoch neben einer Tragfähigkeitssteigerung meist noch eine reduzierte Streuung der Versuchswerte festgestellt. Dies wirkt sich besonders bei der Festlegung von zulässigen Spannungen bzw. Belastungen aus, denn bei geringerer Streuung sind kleinere Sicherheiten gegenüber dem Mittelwert erforderlich, um die gleiche Überlebenswahrscheinlichkeit eines solchen Bauteiles zu erreichen.

Während sich die beidseitig beplankten Holzwerkstoffe in der Praxis bewährt und durchgesetzt haben, haben verstärkte Träger aus Vollholz oder BSH bisher keinen Durchbruch erzielen können. Bulleit |6| macht hierfür besonders wirtschaftliche Gründe verantwortlich. Er meint, die Herstellung von BSH-Trägern sei nicht so kostenintensiv, daß sich der zusätzliche Arbeitsaufwand für den Einbau von Verstärkungen lohne.

Krueger |1| nennt für diesen Fall folgende Kriterien, die das Verstärkungsmaterial erfüllen sollte:

- hoher Elastizitätsmodul,
- hohe Festigkeit,

- Widerstandsfähigkeit gegenüber Umwelteinflüssen und Feuer,
- billig,
- einfache Handhabung,
- Integrierbarkeit in den Produktionsablauf der Leimbaubetriebe und
- Variationsmöglichkeiten bzgl. Dicke und Breite.

Während die drei ersten Kriterien das Maß der erreichbaren Verstärkung (= Erhöhung der Biegesteifigkeit und -festigkeit) beeinflussen, bestimmen die restlichen Kriterien den Preis, der dafür gezahlt werden muß.

Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens sollte die Tragfähigkeit von mit Glasfaser-Verbund-Profilen (GVP) verstärkten BSH-Trägern untersucht werden. Obwohl der Einfluß der Witterung, der Temperatur und der Feuchte nicht Gegenstand der Untersuchungen waren, soll hier kurz auf bisherige Forschungsergebnisse eingegangen werden. Rowlands et al. [7] führten umfangreiche Untersuchungen mit 10 verschiedenen Klebern (Epoxydharze, Resorcin-Formaldehyde, Phenol - Resorcin-Formaldehyde, Isocyanate, Phenol-Formaldehyd) und mehreren Typen von Faserverstärkungen (unidirektional und kreuzweise gewobene Glasfasern, Graphit) durch und stellte dabei fest, daß die Scherfestigkeit nahezu aller Kleber infolge von Witterungseinflüssen sehr stark abnimmt (bis zu 50 %).

Ishai et al. [8] untersuchten den Einfluß der Temperatur auf die Festigkeitseigenschaften eines Glasfaser-Epoxydharz-Verbundes. Hierbei stellte er fest, daß die Zugfestigkeit parallel zur Faserrichtung bis zu einer Temperatur von ca. 50 °C nahezu konstant verläuft, während bei Zugbeanspruchung rechtwinklig zur Faser schon bei sehr niedrigen Temperaturen ein Abfall der Festigkeit zu verzeichnen ist (was nicht zuletzt auf ein "Weicherwerden" des Harzes zurückzuführen ist).

Moers [9] stellte fest, daß die Tragfähigkeit von Bauteilen aus glasfaserverstärkten Kunststoffen (GFK) infolge Temperatur- und Bewitterungseinflüssen abnimmt (siehe auch Lutterbeck [10]). Auch stellte er eine Abnahme der Festigkeit der GFK bei Langzeitbelastung fest.

Alterungserscheinungen auf chemisch korrosiver Basis müssen noch untersucht werden.

Das bei größeren Holzquerschnitten beobachtete Abschälen der Verstärkung nach dem Versagen des Holzes gibt Grund zu der Annahme, daß die festigkeitsmindernden Witterungseinflüsse bei den im Rahmen dieses Forschungsvorhabens untersuchten BSH-Trägern mit nicht vorgespannter Verstärkung nur eine untergeordnete Rolle spielen, da zum Zeitpunkt des Holzversagens die Spannungen in den Glasfasern noch bei weitem kein kritisches Maß erreicht haben (die Bruchdehnung der Glasfaser ist rund 10 mal größer als die des Holzes).

Das Kriechverhalten von Holzquerschnitten konnte mit Hilfe von Verstärkungen verbessert werden (Kalina [11], Boehme [12]), d.h. das Kriechmaß (= Verhältnis Endverformung zu Anfangsverformung) ist bei aufgebrachtener Verstärkung kleiner. Diese Verbesserung im Kriechverhalten ist allerdings wieder vom Verstärkungsgrad, d.h. vom Anteil der Verstärkung am Gesamtvolumen abhängig.

Die erreichbare Tragfähigkeitssteigerung von BSH-Trägern infolge Verstärkung wird somit in erster Linie vom Verstärkungsanteil am Gesamtquerschnitt und von den Elastizitätseigenschaften des Verstärkungsmaterials abhängig sein. Der Einfluß der Bruchdehnung und der Festigkeit des Verstärkungsmaterials dürfte bei der schlaffen, d.h. nicht vorgespannten Bewehrung von BSH-Trägern nur von untergeordneter Bedeutung sein.

3 Über die Theorie der Verbundquerschnitte

Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens sollte das Tragverhalten von mit Glasfaser-Verbund-Profilen (GVP) verstärkten BSH-Trägern untersucht werden. Um einen Anhaltspunkt über die größtmögliche Tragfähigkeitssteigerung zu erhalten, wurde bei den geprüften Trägern die GVP-Lamelle als äußere Decklamelle im Zugbereich angebracht. Die Fragen des Brandschutzes und der Bewitterung wurden in diesem Forschungsvorhaben zurückgestellt. Deshalb wird im folgenden ebenfalls nur der Fall eines BSH-Querschnittes mit außenliegender Verstärkung behandelt.

3.1 Erhöhung der Biegesteifigkeit

Bei der Beanspruchung eines Verbundquerschnittes innerhalb des zulässigen Bereiches treten keine plastischen Verformungen im Druckbereich auf, so daß bei der Ermittlung der Biegesteifigkeit eI des Verbundquerschnittes von einer linear-elastischen Spannungsverteilung ausgegangen werden kann.

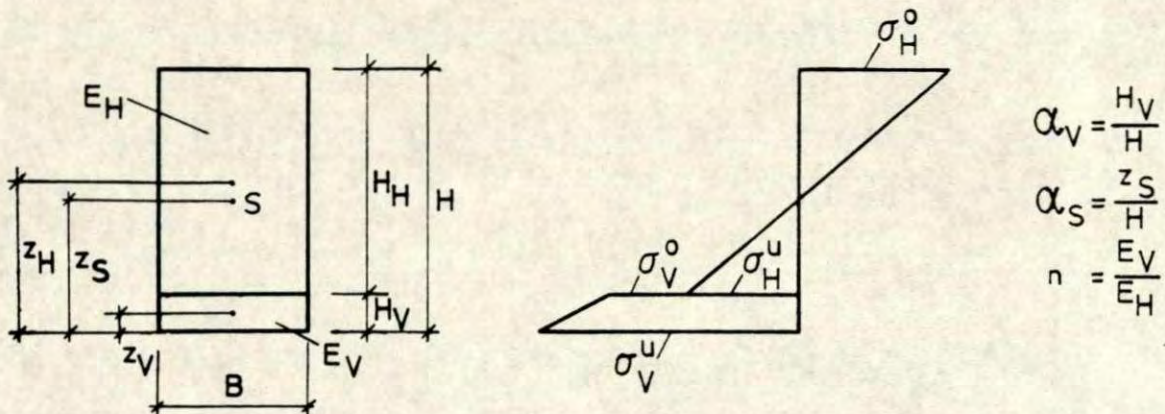


Bild 1: Bezeichnungen und linear-elastische Biegespannungsverteilung in einem Verbundquerschnitt

Die Lage des Schwerpunktes S berechnet sich nach Bild 1 zu:

$$z_S = \frac{H_H \cdot z_H + n \cdot H_V \cdot z_V}{H_H + n \cdot H_V} \quad \text{mit } z_V = \frac{H_V}{2} \quad (1)$$
$$\text{und } z_H = H_V + \frac{H_H}{2}$$

Nach einigen Umformungen ergibt sich

$$z_S = \frac{H}{2} \cdot \frac{1 + \alpha_V^2 \cdot (n - 1)}{1 + \alpha_V \cdot (n - 1)} \quad (2)$$

Die Biegesteifigkeit ef EI des Verbundquerschnittes berechnet sich dann zu:

$$\begin{aligned} \text{ef EI} &= E_H \cdot \left[\frac{B \cdot H_H^3}{12} + B \cdot H_H \cdot (z_H - z_S)^2 \right] \\ &+ E_V \cdot \left[\frac{B \cdot H_V^3}{12} + B \cdot H_V \cdot (z_S - z_V)^2 \right] \end{aligned} \quad (3)$$

bzw.

$$\begin{aligned} \text{ef EI} &= E_H \cdot \frac{B \cdot H^3}{12} \cdot \left[(1 - \alpha_V)^3 + 12 \cdot (1 - \alpha_V) \cdot \left(\frac{1}{2} + \frac{\alpha_V}{2} - \alpha_S \right)^2 \right. \\ &\left. + n \cdot \alpha_V^3 + 12 \cdot n \cdot \alpha_V \cdot \left(\alpha_S - \frac{\alpha_V}{2} \right)^2 \right] \end{aligned} \quad (4)$$

$$\text{mit } \alpha_S = \frac{z_S}{H}$$

Die Erhöhung der Biegesteifigkeit infolge der Verstärkung läßt sich somit durch den Faktor

$$k_{EI} = \frac{ef \cdot EI}{E_H \cdot I_H} = (1 - \alpha_V)^3 + 12 \cdot (1 - \alpha_V) \cdot \left(\frac{1}{2} + \frac{\alpha_V}{2} + \alpha_S\right)^2 + n \cdot \alpha_V^3 + 12 \cdot n \cdot \alpha_V \cdot \left(\alpha_S - \frac{\alpha_V}{2}\right)^2 \quad (5)$$

beschreiben, wobei $E_H \cdot I_H = E_H \cdot \frac{B \cdot H^3}{12}$ die Biegesteifigkeit eines unverstärkten BSH-Trägers gleichen Querschnittes bezeichnet. Der Verlauf von k_{EI} in Abhängigkeit vom Verstärkungsgrad $\alpha_V = H_V/H$ und dem Verhältnis der Elastizitätsmoduln $n = E_V/E_H$ ist in Bild 2 dargestellt. Wie aus diesem Bild ersichtlich ist, ist die Erhöhung der Biegesteifigkeit sehr stark vom Verhältnis n der Elastizitätsmoduln abhängig. So wird bei einer Verstärkung mit GVP ($n = 30000/12000 = 2,5$) und einem Verstärkungsgrad von $\alpha_V = 0,025$ eine Erhöhung der Biegesteifigkeit von 10 % erreicht, während bei einer Verstärkung mit Stahl ($n = 210000/12000 = 17,5$) beim gleichen Verstärkungsgrad eine Erhöhung der Biegesteifigkeit von rd. 80 % möglich ist. Aus Kostengründen (Material- und Lohnkosten) wird man stets bemüht sein, den Anteil der Verstärkung am Gesamtquerschnitt gering zu halten, so daß eine merkliche Erhöhung der Biegesteifigkeit infolge Verstärkung mit Hilfe von GVP nur bei kleineren Querschnittshöhen möglich ist.

3.2 Erhöhung des aufnehmbaren Momentes

Während bei der Ermittlung der Biegesteifigkeit $ef EI$ des Verbundquerschnittes von einem linear-elastischen Spannungs-Dehnungsverlauf über den Querschnitt ausgegangen wurde, dürfen evtl. auftretende plastische Verformungen im Bruchzustand nicht vernachlässigt werden. Im folgenden wird für den Druckbereich ein linear-elastisch/linear-plastisches Stoffgesetz angenommen. Des weiteren wird vorausgesetzt, daß das Versagen des Gesamtquerschnittes durch das Überschreiten der Biegezugfestigkeit β_Z des Holzes verursacht wird. Somit ergibt sich zum Zeitpunkt des Versagens folgende Spannungsverteilung:

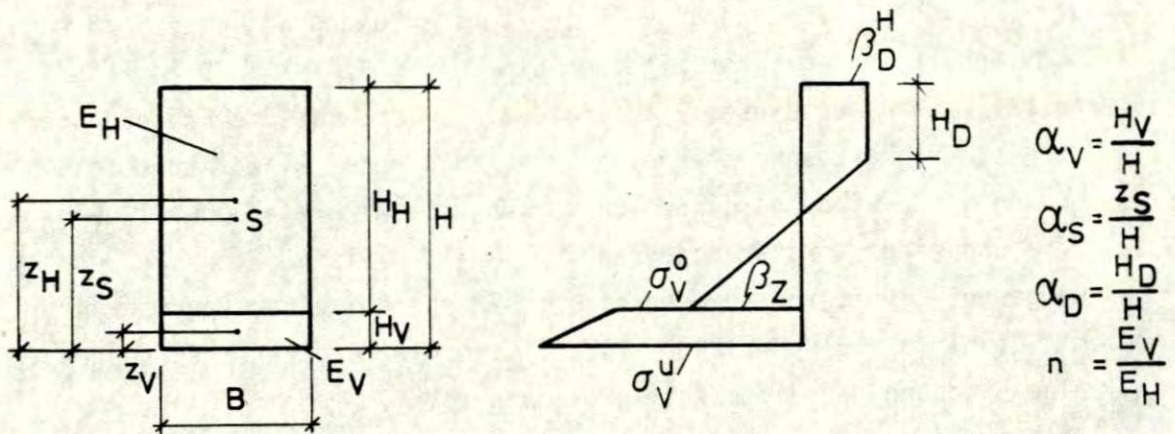


Bild 3: Bezeichnungen und linear-elastisch/linear-plastische Biegespannungsverteilung in einem Verbundquerschnitt

Die Lage des Schwerpunktes wird aus der Bedingung bestimmt, daß die innere Druckkraft gleich der inneren Zugkraft sein muß:

$$\beta_D \cdot H_D + \frac{1}{2} \cdot \beta_D \cdot (H - z_S - H_D) \stackrel{!}{=} \frac{1}{2} \cdot \beta_Z \cdot (z_S - H_V) + \frac{1}{2} \cdot \sigma_V^u \cdot z_S - \frac{1}{2} \cdot \sigma_V^o \cdot (z_S - H_V) \quad (6)$$

Mit den Beziehungen

$$\sigma_V^0 = n \cdot \beta_Z \quad \text{und}$$

$$\sigma_V^u = \sigma_V^0 \cdot \frac{z_S}{z_S - H_V}$$

ergibt sich nach einigen Umformungen folgende Gleichung zur Bestimmung des Schwerpunktes S:

$$\frac{z_S}{H} = \alpha_S = \frac{1}{2} \cdot \frac{1 + \alpha_V^2 \cdot (n - 1) - \alpha_D^2}{1 + \alpha_V \cdot (n - 1)} \quad (7)$$

Die Höhe der plastifizierten Druckzone $H_D = \alpha_D \cdot H$ ist vom Verhältnis β_D / β_Z , also der Druckfestigkeit zur Zugfestigkeit des Bauholzes abhängig, und zwar gilt nach Bild 3 folgende Beziehung:

$$\frac{\beta_D}{\beta_Z} = \frac{1 - \alpha_S - \alpha_D}{\alpha_S - \alpha_V} \quad (8)$$

bzw.

$$\alpha_D = 1 + \frac{\beta_D}{\beta_Z} \cdot \alpha_V - \alpha_S \cdot \left(1 + \frac{\beta_D}{\beta_Z}\right) \quad (9)$$

Setzt man Gl. (9) in Gl. (7) ein, so ergibt sich eine quadratische Gleichung für α_S in Abhängigkeit von n, α_V und β_D / β_Z .

In Bild 4 ist der Verlauf von α_D und in Bild 5 der Verlauf von α_S für einige ausgewählte Werte von n, α_V und β_D / β_Z dargestellt.

Mit Hilfe von α_S und α_D läßt sich das aufnehmbare, innere Moment berechnen:

$$\begin{aligned} M &= \beta_D \cdot B \cdot H_D \cdot \left(1 - z_S - \frac{H_D}{2}\right) + \frac{1}{2} \cdot \beta_D \cdot B \cdot \left(1 - z_S - H_D\right)^2 \cdot \frac{2}{3} \\ &+ \frac{1}{2} \cdot \beta_Z \cdot B \cdot \left(z_S - H_V\right)^2 \cdot \frac{2}{3} + \frac{1}{2} \cdot \sigma_V^u \cdot B \cdot z_S^2 \cdot \frac{2}{3} \\ &- \frac{1}{2} \cdot \sigma_V^o \cdot B \cdot \left(z_S - H_V\right)^2 \cdot \frac{2}{3} \end{aligned} \quad (10)$$

Mit den Beziehungen

$$\sigma_V^o = n \cdot \beta_Z$$

$$\sigma_V^u = n \cdot \beta_Z \cdot \frac{\alpha_S}{\alpha_S - \alpha_V}$$

$$\frac{\beta_D}{\beta_Z} = \frac{1 - \alpha_S - \alpha_D}{\alpha_S - \alpha_V}$$

ergibt sich folgende Gleichung:

$$\begin{aligned} M &= \beta_Z \cdot \frac{B \cdot H^2}{6} \cdot \left\{ \frac{\beta_D}{\beta_Z} \cdot \left[6 \cdot \alpha_D \cdot \left(1 - \alpha_S - \frac{\alpha_D}{2}\right) + 2 \cdot \left(1 - \alpha_S - \alpha_D\right)^2 \right] \right. \\ &\left. + 2 \cdot n \cdot \frac{\alpha_S^3}{\alpha_S - \alpha_V} - 2 \cdot \left(\alpha_S - \alpha_V\right)^2 \cdot (n - 1) \right\} \end{aligned} \quad (11)$$

Hierbei bezeichnet der Wert $M_0 = \beta_Z \cdot \frac{B \cdot H^2}{6}$ das aufnehmbare Moment eines BSH-Trägers gleichen Querschnittes, jedoch ohne Verstärkung und ohne plastifizierte Druckzone. Das aufnehmbare Moment läßt sich somit auf dieses Moment M beziehen, und man kann schreiben:

$$M = k_M \cdot M_0 \quad (12)$$

Der Wert k_M ist vom Verstärkungsgrad α_V , vom Verhältnis n der Elastizitätsmoduln und vom Verhältnis β_D/β_Z der Druckfestigkeit zur Zugfestigkeit des Bauholzes abhängig.

Dadurch, daß der Wert k_M nicht mehr ohne vertretbaren Aufwand berechnet werden kann, wird im folgenden in Abhängigkeit von den o.a. Faktoren eine Näherungsgleichung für k_M entwickelt.

3.2.1 Aufnehmbares Moment ohne Verstärkung

Ist keine Verstärkung vorhanden (d.h. $\alpha_V = 0$), so ergeben sich für Gl. (7) und Gl. (8) folgende Beziehungen:

$$\alpha_S = 2 \cdot \frac{\beta_D/\beta_Z}{(1 + \beta_D/\beta_Z)^2} \quad (13)$$

bzw.

$$\alpha_D = 1 - 2 \cdot \frac{\beta_D/\beta_Z}{1 + \beta_D/\beta_Z} \quad (14)$$

Somit ergibt sich nach einigen Umformungen für Gl. (11):

$$M = \beta_Z \cdot \frac{B \cdot H^2}{6} \cdot \frac{\beta_D}{\beta_Z} \cdot \frac{3 - \beta_D/\beta_Z}{1 + \beta_D/\beta_Z} \quad (15)$$

bzw.

$$M = k_0 \cdot M_0 \quad (16)$$

mit

$$k_0 = \frac{\beta_D}{\beta_Z} \cdot \frac{3 - \beta_D/\beta_Z}{1 + \beta_D/\beta_Z} \quad (17)$$

Der Verlauf von k_0 ist in Bild 6 dargestellt.
Für $\beta_D/\beta_Z \geq 1$ ist $k_0 = 1$.

3.2.2 Aufnehmbares Moment mit Verstärkung

Für den Fall eines BSH-Trägers mit aufgebrachtener Verstärkung wurde Gl. (11) für verschiedene Werte für n, α_V und β_D/β_Z mit Hilfe eines Computerprogrammes ausgewertet. In Bild 7 und 8 ist der Verlauf von k_M für $\beta_D/\beta_Z = 0,5$ und $\beta_D/\beta_Z = 0,8$ graphisch dargestellt.

Wie aus diesen Bildern ersichtlich ist, ergibt sich für k_M nahezu ein linearer Verlauf. Nach Auswertung aller Kurven ergab sich folgende Näherungsgleichung, die ebenfalls in Bild 7 und 8 angegeben ist:

$$k_M \cong k_0 + \left(1 + 5 \cdot \frac{\beta_D}{\beta_Z}\right) \cdot \frac{2 \cdot n - 1}{3} \cdot \alpha_V \quad (18)$$

Für den Fall $\beta_D/\beta_Z = 1$ ergibt sich folgende, einfache Näherungsgleichung:

$$k_M \cong 1 + (4 \cdot n - 2) \cdot \alpha_V \quad (19)$$

Für den Fall, daß sich keine plastifizierte Druckzone einstellt (d.h. $\beta_D/\beta_Z \gg 1$) kann Gl. (19) ebenfalls zur Abschätzung des aufnehmbaren Momentes herangezogen werden (siehe Bild 9).

Zur Abschätzung der erzielten Tragfähigkeitssteigerung infolge Verstärkung bezieht man das aufnehmbare Moment des verstärkten Trägers auf das eines unverstärkten Trägers (siehe Abschnitt 3.2.1):

$$\frac{M_{\text{verstärkt}}}{M_{\text{unverstärkt}}} = \frac{k_M \cdot M_0}{k_0 \cdot M_0} = \frac{k_M}{k_0} \quad (20)$$

Mit Hilfe von Gl. (17) und Gl. (18) ergibt sich somit:

$$\frac{M_V}{M_{uv}} \cong 1 + (4 \cdot n - 2) \cdot \alpha_V \cdot \frac{(1 + 5 \cdot \beta_D/\beta_Z) (1 + \beta_D/\beta_Z)}{6 \cdot \beta_D/\beta_Z \cdot (3 - \beta_D/\beta_Z)} \quad (21)$$

Für einen Träger ohne plastifizierte Druckzone gilt:

$$\frac{M_V}{M_{uv}} \cong 1 + (4 \cdot n - 2) \cdot \alpha_V \quad (22)$$

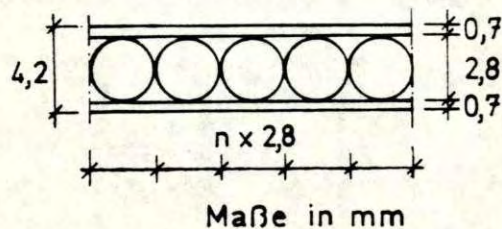
4 Eigenschaften der Glasfaser-Verbund-Profile (GVP)

4.1 Aufbau

Das im Rahmen dieses Forschungsvorhabens verwendete Verstärkungsmaterial wurde von der Bayer AG entwickelt. Der Kern dieser "Polystalllamelle" besteht aus nebeneinanderliegenden, kreisrunden Vollstäben, die aus unidirektional geordneten, in Polyester dicht gepackten Glasfasern bestehen. Die Packungsdichte der endlosen Glasfasern beträgt mehr als 65 Vol. %. Die als Halbzeug lieferbaren Rundstäbe wurden ebenfalls unter Verwendung von Polyester mit Deckschichten aus Kiefer-Messerfurnieren zu einem Sandwichelement verbunden. Hierdurch wird die Verleimung mit den für die Brettschichtholzherstellung zugelassenen Holzleimen ermöglicht. In Bild 10 ist diese GVP-Lamelle dargestellt. Bei einem mittleren Durchmesser der Glasfaserstäbe von 2,8 mm und einer Furnierdicke von im Mittel 0,7 mm ergibt sich die mittlere Dicke der GVP-Lamelle zu:

$$d_{\text{GVP}} = 2,8 + 2 \cdot 0,7 = 4,2 \text{ mm.}$$

Somit ergibt sich folgender Volumenanteil der Glasfaserstäbe am Gesamtquerschnitt:



$$\frac{A_{\bullet}}{A_{\text{GVP}}} = \frac{n \cdot \pi \cdot 2,8^2 / 4}{n \cdot 2,8 \cdot 4,2}$$
$$= 52 \text{ Vol. \%}$$

Bei dieser relativ geringen Dicke waren die GVP-Lamellen noch so biegsam, daß es laut Hersteller möglich ist, große Längen in aufgerollter Form zu liefern. Auch ist die GVP-Lamelle in allen Breiten herstellbar. Infolge der einfachen Handhabung, der Variationsmöglichkeiten bzgl. Länge und Breite und der Verleimbarkeit mit den üblichen Holzleimen sind wesentliche Voraussetzungen zur Integration der GVP-Lamelle in den Produktionsablauf der Leimbaubetriebe erfüllt (siehe auch Abschnitt 2).

4.2 Materialeigenschaften

Entsprechend der Beanspruchung der GVP-Lamelle im BSH-Träger wurde der Zug-Elastizitätsmodul und die Zugfestigkeit bestimmt. Die freie Prüfkörperlänge betrug 500 mm, und die Messung der Längenänderung zur Bestimmung des Elastizitätsmoduls erfolgte mit Hilfe von induktiven Wegaufnehmern über eine Meßlänge von 300 mm. Das Versuchsprinzip ist in Bild 11 dargestellt.

Bei diesen Zugversuchen zeigte sich, daß ab einer Laststufe, die etwa einem Drittel der erreichten Höchstlast entsprach, sich das Furnier abzulösen begann. Bei dieser Laststufe war eine Dehnung von näherungsweise $\epsilon \cong 6,5\%$ erreicht, was in der Größenordnung der Bruchdehnung von dünnem Furnierholz liegt. Bei etwa der Hälfte der Höchstlast war der "Ablöseprozess" beendet. Auch das Polyesterharz war gerissen, so daß sich nur noch die Glasfaserstäbe an der Kraftaufnahme beteiligten. Ein typisches Last-Verschiebungsdiagramm eines solchen Zugversuches ist in Bild 12 dargestellt. Ein Versuchskörper nach Erreichen der Höchstlast ist in Bild 13 dargestellt. Wie aus diesem Bild ersichtlich, bestand infolge der völligen Zerstörung des Prüfkörpers die Gefahr der Beschädigung der Wegaufnehmer. Ziel dieser Dehnungsmessungen war weniger die Ermittlung der Arbeitslinie einer GVP-Lamelle bis zum Bruch, sondern die Bestimmung des Elastizitätsmoduls innerhalb des Bereiches vor dem Abplatzen des Furnie-

res. Deshalb wurden bei etwa einem Fünftel der erwarteten Höchstlast die Wegaufnehmer entfernt und anschließend bis zum Bruch weiterbelastet. Außerdem wurde bei den weiteren Versuchen aus gesundheitlichen Gründen (beim "Zerplatzen" der Glasfaserstäbe wirbelten feine Fasern durch die Luft) eine Hülle aus Plexiglas verwendet (siehe Bild 14).

Die Versuchsergebnisse sind in Tabelle 1 zusammengestellt.

Aus diesen Versuchen ergab sich ein mittlerer Zug-Elastizitätsmodul von $E = 31450 \text{ N/mm}^2$ bei einer Standardabweichung von 685 N/mm^2 (Variationskoeffizient $V = 2,2 \%$). Dieser Wert bezieht sich auf den Gesamtquerschnitt der GVP-Lamelle. Als mittlere Zugfestigkeit (ebenfalls auf den Gesamtquerschnitt bezogen) ergab sich ein Wert von 668 N/mm^2 bei einer Standardabweichung von $46,6 \text{ N/mm}^2$ (Variationskoeffizient $V = 7,0 \%$). Für die allein noch mittragenden Glasfaserstäbe ergibt sich somit eine mittlere Zugfestigkeit von $668/0,52 = 1285 \text{ N/mm}^2$. Als Zug-Elastizitätsmodul der Glasfaserstäbe, ermittelt aus der Steigung der Arbeitslinie nach Abplatzen der Furniere, ergibt sich aus Bild 12 ein Wert von rd. 46000 N/mm^2 .

5 Vergleichende Zugversuche

5.1 Zugversuche mit Keilzinkenverbindungen (KZV)

Da es das Ziel dieses Forschungsvorhabens war, die Tragfähigkeitssteigerung der BSH-Träger infolge Verstärkung mit GVP-Lamellen zu ermitteln, mußten die Keilzinkenverbindungen, deren Zugfestigkeit die Biegefestigkeit von BSH-Trägern entscheidend mitbestimmt, besonders betrachtet werden. Die Zugfestigkeit einer KZV ist von vielen Einflußfaktoren abhängig. So spielen neben den Holzeigenschaften, wie Rohdichte oder Jahringbreite, auch viele, vor allem produktionstechnische Faktoren eine wichtige Rolle. Die Schärfe der Keilzinkenfräsen oder die "Frische" des Leimes sind rechnerisch kaum erfaßbare Größen und deren Einfluß auf die Zugfestigkeit einer KZV zahlenmäßig bis heute nicht bekannt.

Aus diesem Grunde wurden am gleichen Tag, an dem die in Abschnitt 7 beschriebenen BSH-Träger verleimt wurden, im Herstellwerk 20 Keilzinkenproben entnommen und deren Zugfestigkeit ermittelt. Die Ergebnisse dieser Zugversuche sind in Tabelle 2 dargestellt. Es ergab sich eine mittlere Zugfestigkeit der Keilzinkenverbindungen von $36,0 \text{ N/mm}^2$ bei einer Standardabweichung von $5,2 \text{ N/mm}^2$ (Variationskoeffizient $V = 14 \%$).

5.2 Zugversuche mit "Stäbchenlamellen"

Von der Fa. Burgbacher, Trossingen, wurden 4 Vergleichsträger zur Verfügung gestellt, die anstelle der GVP-Lamelle eine sog. "Stäbchenlamelle" als Decklamelle aufwiesen. Eine "Stäbchenlamelle" wird aus einem BSH-Träger, der aus lauter ausgesuchten, überdurchschnittlich guten Brettern aufgebaut ist, entsprechend Bild 15 herausgeschnitten:

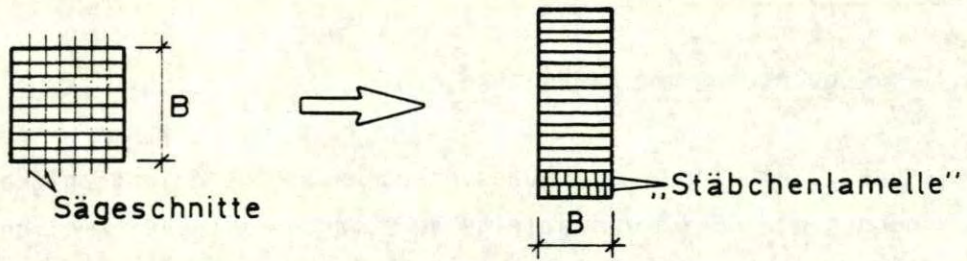


Bild 15: Herstellung einer "Stäbchenlamelle"

Um einen Anhaltspunkt über die Zugfestigkeit einer solchen "Stäbchenlamelle" zu erhalten, wurden 4 Zugversuche durchgeführt. Als mittlere Zugfestigkeit wurde ein Wert von $46,7 \text{ N/mm}^2$ bei einer Standardabweichung von $3,5 \text{ N/mm}^2$ (Variationskoeffizient $V = 7,5 \%$) ermittelt. Bruchauslösend waren in allen Fällen die Keilzinkenverbindungen, die hier über die gesamte Länge verstreut sind. Ein typisches Bruchbild ist in Bild 16 schematisch dargestellt.

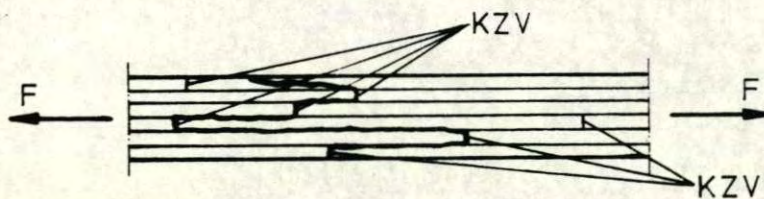


Bild 15: Typisches Bruchbild einer Stäbchenlamelle

6 Trägerversuche

6.1 Trägeraufbau

Die zu erwartende Tragfähigkeitssteigerung eines verstärkten BSH-Trägers ist vom Verstärkungsgrad α_v , d.h. vom Verhältnis der Dicke der Verstärkung zur gesamten Trägerhöhe abhängig (siehe Abschnitt 3). Bei Verwendung einer GVP-Lamelle (siehe Abschnitt 4) ergeben sich bei verschiedenen Trägerhöhen unterschiedliche Verstärkungsgrade und somit auch unterschiedliche theoretische Tragfähigkeitssteigerungen. Aus diesem Grunde wurden Biegeversuche mit zwei verschiedenen Trägerhöhen ($H = 330$ mm und $H = 600$ mm) durchgeführt.

In der Versuchsreihe I ($H = 330$ mm) wurden insgesamt 9 verstärkte Träger geprüft. Die erreichte Tragfähigkeitssteigerung sollte durch Vergleich mit Biegeversuchen aus einem anderen Forschungsvorhaben [13] ermittelt werden, bei dem unverstärkte BSH-Träger der gleichen Höhe geprüft worden waren.

In Versuchsreihe II ($H = 600$ mm) wurden je 9 Versuche mit verstärkten und unverstärkten Trägern durchgeführt.

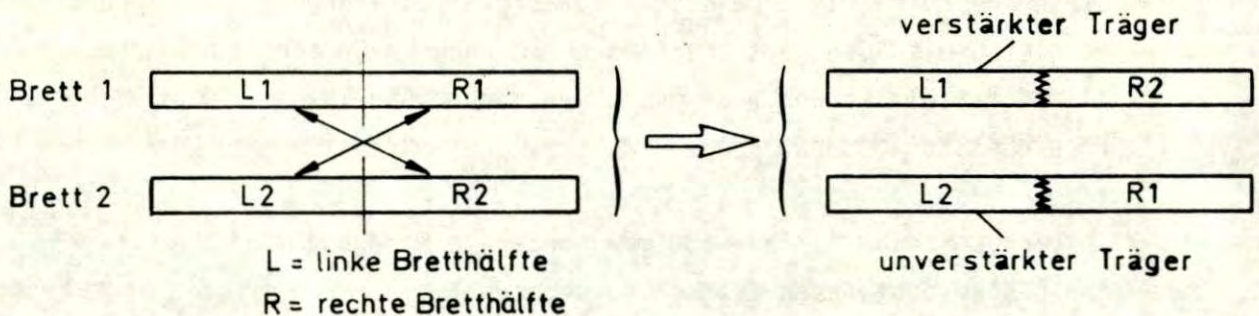
Es wurden bei den unverstärkten und den verstärkten Trägern jeweils drei verschiedene Trägertypen untersucht, bei denen die beiden äußeren Lamellen im Zugbereich folgende Eigenschaften aufwiesen:

1. Zwei unmittelbar übereinander liegende Keilzinkenverbindungen (KZV),
2. eine KZV in der äußeren Lamelle mit einem unmittelbar darüberliegenden großen Ast (in der 2. Lamelle) und
3. eine KZV in der äußeren Lamelle mit beliebiger zweiter Lamelle.

Von jedem dieser Trägertypen wurden drei Versuche durchgeführt.

Von jedem Brett der beiden Decklamellen wurde vor dem Verleimen der BSH-Träger die mittlere Rohdichte (mittels Wägung) und der Elastizitätsmodul mit Hilfe eines Schwingungsmeßgerätes (siehe [14]) bestimmt. Weiterhin wurde die Größe und die Lage jedes Astes dieser Bretter bestimmt. Die Angabe dieser Materialeigenschaften ist erforderlich, um eine möglichst genaue Berechnung der Tragfähigkeit der Träger mit Hilfe des "Karlsruher Rechenmodells" durchführen zu können.

Bei den Versuchsträgern war also in allen Fällen eine KZV in der äußeren Holzlamelle vorhanden. Um einen möglichst guten Vergleich zwischen verstärkten und unverstärkten Trägern zu ermöglichen, wurde bei den großen Trägern die äußere Zuglamelle von zwei vergleichbaren Trägern nach folgendem Muster zusammengestellt:



Dadurch war gewährleistet, daß die äußere Zuglamelle von zwei vergleichbaren Trägern (verstärkt und unverstärkt) aus den gleichen Brettlamellen und einer theoretisch identischen KZV bestand. Die Bretter für die Zuglamellen wurden hierbei nach rein zufälligen Gesichtspunkten aus einem Bretterstapel der Gkl. II entnommen. Die verstärkten Träger unterschieden sich von den unverstärkten durch ein zusätzlich aufgeleimtes GVP-Profil auf der Biegezugseite.

6.2 Versuchsdurchführung

Der Versuchsaufbau und die Lastanordnung ist für Versuchsreihe I bzw. II in Bild 17 bzw. Bild 18 dargestellt.

Die Lasten F wurden von einer 4 x 400 kN-Prüfmaschine aufgebracht. Die Belastungsgeschwindigkeit wurde so gewählt, daß der Bruch innerhalb von 5 bis 10 Minuten eintrat.

Die Durchbiegung zur Ermittlung des Elastizitätsmoduls der Träger wurde in Feldmitte mit Hilfe von induktiven Wegaufnehmern gemessen und über einen X-Y-Schreiber aufgezeichnet. Bei den großen Versuchsträgern wurde hierbei über eine Länge von 6,0 m gemessen.

6.3 Versuchsergebnisse

In Tabelle 3 und 4 sind die Bruchlast, die rechnerische Biegefestigkeit, der Elastizitätsmodul und die Bruchursache für jeden Träger der Versuchsreihe I und II angegeben.

In Bild 19 bis 21 sind typische Last-Durchbiegungs-Diagramme dargestellt.

6.4 Auswertung der Versuche

Anhand der vergleichenden Keilzinken-Zugversuche (siehe Abschnitt 5) wird deutlich, daß für die Versuchsreihe I ($H = 330$ mm) ein unmittelbarer Vergleich zwischen den verstärkten und den unverstärkten Trägern aus früheren Versuchen (siehe |13|) kaum möglich ist, denn die in |13| festgestellte, sehr hohe Zugfestigkeit der Keilzinkenverbindungen lag bei den verstärkten Trägern nicht annähernd vor. Die mittleren KZV-Festigkeiten betragen bei den unverstärkten

Trägern etwa 45 bis 50 N/mm², bei den verstärkten Trägern jedoch nur etwa 36 N/mm² (siehe Tabelle 2). Eine sinnvolle Aussage über die erreichte Tragfähigkeitssteigerung ist für die Versuchsreihe I somit nicht möglich. Es ist z.B. die mittlere Biegefestigkeit der verstärkten Träger mit außenliegender KZV und darüberliegendem Ast (Reihe I.2 "verstärkt") kleiner als die der unverstärkten Träger. Auch ein Vergleich der Biegesteifigkeiten liefert wegen des unterschiedlichen Versuchsmaterials keine sinnvollen Vergleichsdaten.

Für ein Verhältnis der Elastizitätsmoduln

$$n = \frac{E_{GVP}}{E_{BSH}} \sim \frac{30000}{12000} = 2,5 \quad \text{und dem Verstärkungsgrad}$$

$$\alpha_V = \frac{4,2}{330} = 0,0127 \quad \text{ergibt sich nach Bild 2 eine theoretische}$$

Erhöhung der Biegesteifigkeit von ungefähr 6 %, während bei den Versuchen der Elastizitätsmodul der verstärkten Träger sogar um ca. 5 % kleiner war als bei den unverstärkten Trägern.

Bei den großen Trägern der Versuchsreihe II (H = 600 mm) war die Möglichkeit eines Vergleiches zwischen verstärkten und unverstärkten Trägern gegeben, weil die Träger am gleichen Herstellungstag verleimt wurden und die für die Biegefestigkeit maßgebenden Zuglamellen als gleichwertig angesehen werden müssen.

Betrachtet man die Versuchsergebnisse (siehe Tabelle 3), so fällt zunächst auf, daß bei den unverstärkten Trägern nur in einem einzigen Fall (Träger II. 2-2) die KZV bruchauslösend war. Dies scheint den Erkenntnissen aus anderen Forschungsvorhaben ([13], [15]) zu widersprechen, in denen nachgewiesen worden ist, daß die Zugfestigkeit der KZV von ausschlaggebender Bedeutung für die Biegefestigkeit

von BSH-Trägern ist. Die vergleichenden Zugversuche mit den bei diesen Trägern vorhandenen Keilzinkenverbindungen (siehe Tab. 2) zeigen jedoch, daß die BSH-Träger bereits bei Biegespannungen versagten, die unterhalb der mittleren Keilzinkenzugfestigkeit lagen. Diese Träger versagten also, bevor die Zugfestigkeit der KZV erreicht war.

Bevor nun auf die Versuchsergebnisse mit den verstärkten Trägern näher eingegangen wird, soll noch einmal die Wirkungsweise einer Verstärkung von BSH-Trägern kurz erläutert werden.

Wie in Abschnitt 3 gezeigt, hängt die Tragfähigkeitssteigerung neben dem Verstärkungsgrad α_V auch vom Verhältnis n der Elastizitätsmoduln der Verstärkung und des BSH-Trägers sowie dem Verhältnis von β_D/β_Z des Holzes ab. Der Elastizitätsmodul der GVP-Lamelle streut nur in sehr geringen Grenzen (siehe Tabelle 1), so daß hier mit genügender Genauigkeit mit einem konstanten Wert gerechnet werden kann. Der BSH-Träger aber ist selbst auch ein Verbundträger, der aus lauter Brettern mit unterschiedlichen Holzeigenschaften und somit auch mit unterschiedlichen Elastizitätsmoduln zusammengesetzt ist. Der Elastizitätsmodul schwankt nicht nur von Lamelle zu Lamelle bzw. von Brett zu Brett, sondern er ist auch innerhalb eines Brettes erheblichen Streuungen ausgesetzt. In einem Brett treten in mehr oder weniger regelmäßigen Abständen Äste oder Astansammlungen auf, die eine Reduzierung des örtlichen Elastizitätsmoduls bewirken. Da sich bei einem Verbundquerschnitt die Spannungen entsprechend den Steifigkeiten verteilen, entfällt auf die GVP-Lamelle im Bereich eines darüberliegenden Astes ein größerer Spannungsanteil als im Bereich des fehlerfreien Holzes oder einer KZV, die wegen der heutzutage verwendeten Leime ebenfalls einen hohen Elastizitätsmodul aufweist. Infolge der behinderten Längsdehnung wird also ein Bereich mit niedrigem Elastizitätsmodul stärker entlastet als ein Bereich mit hohem Elastizitätsmodul. Die relative Tragfähigkeitssteigerung muß demnach im Bereich von Ästen größer sein als im Bereich von Keilzinkenverbindungen.

Dies erklärt, daß bei den Versuchen mit verstärkten BSH-Trägern das Versagen in 5 von 9 Fällen auf die KZV zurückzuführen war (siehe Tabelle 4), während dies bei den unverstärkten Trägern nur einmal der Fall war. Die Verstärkung mit Hilfe einer GVP-Lamelle ist also im Bereich von Ästen effektiver als im Bereich von Keilzinkenverbindungen, weil diese eine größere Dehnsteifigkeit besitzen als Astbereiche von Brettern.

Ein Vergleich der Biegefestigkeiten in Tabelle 4 zeigt, daß jeder verstärkte Träger eine höhere Tragfähigkeit besaß als der vergleichbare (zugehörige) unverstärkte Träger. Dies beweist einen vorhandenen Verstärkungseffekt, der durch das Anleimen einer Decklamelle aus GVP erzielt werden kann. Bei der Versuchsreihe II.1 betrug die Tragfähigkeitssteigerung im Mittel 23,8 %, bei Versuchsreihe II.2 12,4 % und bei Versuchsreihe II.3 38,1 %. Auffallend ist die im Vergleich zu den beiden anderen Versuchsreihen geringere Tragfähigkeitssteigerung bei Reihe II.2. Bei den verstärkten Versuchsträgern dieser Reihe waren aber jedesmal die Keilzinkenverbindungen für das Versagen maßgebend, so daß die in Astbereichen mögliche Tragfähigkeitssteigerung nicht voll ausgenutzt werden konnte.

Nur in einem einzigen Fall war die KZV beim verstärkten und beim zugehörigen unverstärkten Träger bruchauslösend (Träger II.2-2v bzw. II.2-2). Ein Vergleich der beiden Biegefestigkeiten zeigt eine um 5,2 % höhere Tragfähigkeit des verstärkten Trägers. Entsprechend Gl. (22) ergibt sich eine theoretische Tragfähigkeitssteigerung von rd. 6 %, was in der Größenordnung des im Versuch ermittelten Wertes liegt. Dieser eine Versuchswert besitzt zwar keine statistische Aussagekraft, aber er deutet (wie die Versuchsreihe II.2 insgesamt) darauf hin, daß die Verstärkung der natürlichen Fehlstellen des Holzes (Äste) wegen der örtlich behinderten Längsdehnung weitaus effektiver ist als die Verstärkung der steiferen Keilzinkenverbindungen.

Der mittlere Elastizitätsmodul der verstärkten Träger (Versuchsreihe II) war um 3,9 % höher als der der unverstärkten Träger. Ein Vergleich mit der theoretischen Steigerung der Biegesteifigkeit nach Abschnitt 3 (Bild 2) zeigt, daß sich das tatsächliche Tragverhalten der BSH-Träger im linearen Bereich sehr gut mit der Theorie der Verbundquerschnitte beschreiben läßt.

Bei Versuchsreihe I traten in der Druckzone ausgeprägte Quetschfalten auf, die ein Flacherwerden der Arbeitslinie bewirken (siehe Bild 19).

Bei den unverstärkten Trägern der Versuchsreihe II wurde ein lineares Last-Verformungsverhalten bis zum Bruch beobachtet (siehe Bild 20), während sich bei manchen verstärkten Trägern die plastischen Verformungen in der Druckzone auf die Arbeitslinie des BSH-Trägers auswirkten (siehe Bild 21). Diese Versuche bestätigen die aus früheren Versuchen gewonnene Erkenntnis, daß erst ab einer Biegespannung von 35 - 40 N/mm² mit einem nicht linearen Tragverhalten eines BSH-Trägers zu rechnen ist.

Untersucht man die Streuungen der Versuchsergebnisse, so stellt man fest, daß der Variationskoeffizient der verstärkten Träger (Versuchsreihe II) $V = 13,4 \%$ und der unverstärkten Träger nur $V = 9,6 \%$ beträgt. Entgegen den Erwartungen (siehe auch Abschnitt 2) konnte also eine Reduzierung der Streuung infolge Verstärkung nicht festgestellt werden. Dies liegt zum Teil an der Bruchursache, denn während 8 von 9 unverstärkten Trägern im Bereich der natürlichen Holzfehler versagten, war bei den verstärkten Trägern in 5 von 9 Fällen die KZV bruchauslösend. Durch die geringere Tragfähigkeitssteigerung der KZV im Vergleich zu den Ästen unterliegen die Versuchsergebnisse der verstärkten Träger auch einer größeren Streuung.

Betrachtet man in Tabelle 4 nur diejenigen Träger, bei denen das Holz als Bruchursache angegeben ist, so ergibt sich bei den unverstärkten Trägern eine mittlere Biegefestigkeit von $30,7 \text{ N/mm}^2$ bei einer Standardabweichung von $2,8 \text{ N/mm}^2$ (Variationskoeffizient $V = 9,1 \%$) und bei den verstärkten Trägern eine mittlere Biegefestigkeit von $39,5 \text{ N/mm}^2$ bei einer Standardabweichung von $3,5 \text{ N/mm}^2$ (Variationskoeffizient $V = 8,9 \%$). Aus diesen Versuchen ergibt sich also eine mittlere Tragfähigkeitssteigerung des Holzes von $28,7 \%$. Eine geringere Streuung der Versuchswerte der verstärkten Träger ist jedoch auch hier nicht erkennbar.

Da, wie in Abschnitt 6.1 beschrieben, die verstärkten und die unverstärkten Träger praktisch aus identischem Brettmaterial aufgebaut waren, wurden die Tragfähigkeiten der Träger miteinander verglichen, die sowohl im verstärkten als auch im unverstärkten Zustand infolge eines Holzversagens zu Bruch gingen (z.B. Träger II.1-1v mit Träger II.1-1). Hieraus ergibt sich eine mittlere Tragfähigkeitssteigerung von $26,6 \%$.

Bei den Versuchen mit verstärkten Trägern zeigte sich in allen Fällen das gleiche Bruchbild. Nach dem Versagen im BSH-Träger (Ast oder KZV) platzte die GVP-Lamelle plötzlich ab und eine weitere Laststeigerung war nicht mehr möglich. Ein typisches Bruchbild ist in Bild 22 dargestellt. Die zum Zeitpunkt des Bruches plötzlich auftretenden Schubspannungsspitzen im Bereich der Bruchstelle konnten nicht aufgenommen werden, was zu einem Abschälen der GVP-Lamelle führte.

6.5 Biegeversuche mit "Stäbchenlamellen" als Decklamellen

Die Abmessungen der BSH-Träger und die Versuchsanordnung entsprachen der Versuchsreihe II (siehe Bild 18). Drei der vier Träger hatten eine "Stäbchenlamelle" als Decklamelle mit einer darüberliegenden

Lamelle, die große Äste aufwies. Es war also der ungünstigste Fall (vergleichbar mit Serie II.2) gegeben. Beim vierten Träger bestanden die drei untersten Lamellen aus Stäbchenlamellen.

Die Versuchsergebnisse sind in Tabelle 5 dargestellt.

Die mittlere Biegefestigkeit des ersten Trägertyps liegt in der gleichen Größenordnung wie die der verstärkten Träger der Versuchsreihe II.2 (vgl. Tabelle 4). Während bei den glasfaserverstärkten Trägern ein großer Ast gezielt über eine KZV gesetzt wurde, war bei den hier untersuchten Trägern der Verlauf der Äste (in der zweiten Lamelle) beliebig. Daß die Biegefestigkeiten beider Versuchsreihen trotzdem etwa gleich sind, kann durch die Tatsache erklärt werden, daß infolge der über die Stäbchenlamelle verstreuten Keilzinkenverbindungen (siehe Bild 16) praktisch immer eine KZV im Bereich eines darüberliegenden Astes liegt. Gegenüber den unverstärkten Trägern der Versuchsreihe II.2 ergaben sich um 16,9 % höhere Biegefestigkeiten, die durch zwei Einflüsse erklärbar sind.

Zum einen werden die Stäbchenlamellen aus ausgesuchten, überdurchschnittlich guten Brettern hergestellt, und zum zweiten ist ein weiterer Vergütungseffekt infolge des Herstellungsprinzips vorhanden. Diese beiden festigkeitssteigernden Faktoren werden jedoch teilweise wieder abgeschwächt, weil wegen der über die gesamte Länge der Stäbchenlamelle verstreuten KZV praktisch immer der ungünstige Fall einer KZV mit darüberliegendem Ast vorliegt. Aus diesem Grunde wurde noch ein Träger mit 3 "Stäbchenlamellen" in der äußeren Zugzone geprüft. Die hierdurch erreichte Tragfähigkeitssteigerung war deutlich, und die Biegefestigkeit ($45,2 \text{ N/mm}^2$) liegt im Bereich der Zugfestigkeit der "Stäbchenlamelle" ($46,7 \text{ N/mm}^2$). Auch war der gemessene Elastizitätsmodul dieses Trägers deutlich höher als der der anderen.

7 Berechnung der Tragfähigkeit von BSH-Trägern mit Hilfe des "Karlsruher Rechenmodells"

7.1 Bruchkriterien

Das Rechenmodell berechnet zu jeder gegebenen Laststufe u.a. die vorhandenen Zug- bzw. Druckspannungen in jeder Zelle und vergleicht sie mit der zugehörigen Festigkeit. Wird diese Festigkeit überschritten, dann fällt dieses Element aus, und das Rechenmodell überprüft, ob der Ausfall der Zelle von den Nachbarzellen "verkräftet" werden kann. Ist dies der Fall, so ist eine weitere Laststeigerung möglich. Eine ausführliche Beschreibung des Rechenmodells ist in [13] gegeben.

Die vorhandenen Schubspannungen in jeder Zelle werden zwar berechnet, sie spielen jedoch im Hinblick auf die Tragfähigkeit des BSH-Trägers keine Rolle, weil Angaben über die Schubfestigkeit einer Zelle in Abhängigkeit von den Holzeigenschaften bislang fehlen. Daher ist es möglich, daß das Rechenmodell eine weitere Laststeigerung anzeigt, obwohl die Tragfähigkeit z.B. infolge der im Bereich einer ausgefallenen Zelle vorhandenen, hohen Schubspannungen bereits erschöpft sein kann.

Aufgrund der bei zahlreichen Biegeversuchen gewonnenen Erfahrungen wurden folgende Kriterien entwickelt, mit deren Hilfe die Tragfähigkeit von unverstärkten BSH-Trägern "sinnvoll" bestimmt werden kann:

- fallen bei einer Laststufe zwei Zellen gleichzeitig aus - z.B. der Anteil einer ausgefallenen Zelle kann von einer Nachbarzelle nicht aufgenommen werden -, so ist die Tragfähigkeit erschöpft;
- fällt eine KZV in der äußeren Zuglamelle aus, so ist keine weitere Laststeigerung möglich (Abschälen der unteren Lamelle);

- fällt eine KZV weiter innen im Träger aus, so ist eine weitere Laststeigerung möglich, bis eine weitere Zelle versagt;
- fällt eine Zelle mit Ast aus, so ist unabhängig von der Lage dieser Zelle eine weitere Laststeigerung bis zum Ausfall einer weiteren Zelle möglich.

Im Fall des mit einer GVP-Lamelle verstärkten BSH-Trägers galt es nun zu untersuchen, ob die große Bruchdehnung und die hohe Zugfestigkeit der GVP-Lamelle nach Überschreiten der Biegezugfestigkeit des Brettschichtholzes ausgenutzt werden können (Analogie zum Stahlbetonbau, wo nach Ausfall der Zugzone die eingelegte Bewehrung die gesamte Zugbeanspruchung aufnimmt, oder ob es infolge der hohen Schubspannungsspitzen an der Stelle des Anrisses zu einem nachfolgenden Schubversagen und einem damit verbundenen Abplatzen der GVP-Lamelle kommt.

Hierzu wurden in einer ersten Versuchsserie stumpf gestoßene Brettabschnitte mit GVP-Lamellen überlappt und im Zugversuch geprüft. Die Stumpfstoße sollten die bereits ausgefallenen Schwachstellen simulieren (darstellen). Mit zwei verschiedenen Überlappungslängen wurden je 3 Versuche durchgeführt. Die Versuchsergebnisse sind in Tabelle 6 dargestellt. Aus dieser Tabelle geht hervor, daß die Schubfestigkeit (bezogen auf die gesamte Leimfläche einer Anschlußhälfte) dieser "Laschenstoße" wie erwartet mit wachsender Überlappungslänge abfällt.

Mit dieser Versuchsserie wurde das Tragverhalten nach Ausfall der Schwachstelle beschrieben. Das Tragverhalten während des Versagens der Schwachstelle konnte mit diesen Versuchen nicht erfaßt werden. Deshalb wurde in einer zweiten Versuchsserie der Stumpfstoß durch einen großen Ast ersetzt. Durch ein frühzeitiges Versagen der Schwachstelle "Ast" sollten die Dynamik des Bruches berücksichtigt und etwaige festigkeitsmindernde Einflüsse erfaßt werden.

Die in Tabelle 6 dargestellten Versuchsergebnisse zeigen, daß bei keinem dieser Versuche die Traglast eines vergleichbaren Prüfkörpers mit überlapptem Stumpfstoß erreicht wurde. Während die Leimfugen und die GVP-Lamellen beim überlappten Stumpfstoß kontinuierlich belastet werden, erfahren sie nach Ausfall der Schwachstelle "Ast" eine plötzliche Mehrbelastung, was zu einem Schubversagen in der Leimfuge führt. Somit werden auch bei verstärkten BSH-Trägern weitere Laststeigerungen dadurch verhindert, daß die erforderlichen Lastumlagerungen von der Leimfuge nicht mehr verkraftet werden können. Deshalb wurde bei der Auswertung der im folgenden beschriebenen Rechenergebnisse nur auf die o.e., bei den unverstärkten Trägern angewandten Bruchkriterien zurückgegriffen.

7.2 Berechnete Tragfähigkeit der Versuchsträger

Wie in Abschnitt 6.1 bereits beschrieben, waren von den Versuchsträgern die Holzeigenschaften der beiden äußeren Zuglamellen bekannt, und zwar Lage und Größe der Äste, mittlere Rohdichte und dynamischer Elastizitätsmodul.

Mit Hilfe des "Karlsruher Rechenmodells" wurde die Tragfähigkeit sowohl der verstärkten als auch der unverstärkten 600 mm hohen BSH-Träger berechnet und mit den erreichten Bruchwerten verglichen. Von jedem untersuchten Träger wurden 20 Simulationen (Berechnungen) durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Berechnungen sind in Bild 23 bis 28 dargestellt und mit der tatsächlichen Bruchspannung des zugehörigen Versuchsträgers verglichen. Bei der Auswertung der Berechnungen wurde unterschieden, ob eine KZV oder ein Holzfehler (z.B. Ast) für das Versagen verantwortlich war. In Tabelle 7 sind die Ergebnisse der Berechnungen unter Berücksichtigung der tatsächlichen Bruchursache den Versuchswerten gegenübergestellt. In Bild 29 und 30 ist dieser Vergleich für die unverstärkten und die verstärkten Träger graphisch dargestellt.

Aus Bild 29 ist zu erkennen, daß die berechnete Tragfähigkeit der unverstärkten Träger im Mittel 10 % höher ist als die tatsächlich ermittelte.

Bei einem parallel laufenden Forschungsvorhaben [15] wurden zwischen berechneter und im Versuch ermittelter Tragfähigkeit Abweichungen von höchstens 10 % festgestellt.

Einen eindeutigen Grund für die hier erzielte, eigentlich unbefriedigende Übereinstimmung zwischen Versuch und Berechnung wurde nicht gefunden. Vielleicht spielt die Brettqualität der äußeren Lamellen eine Rolle. Die mittlere Darr-Rohdichte der in den beiden äußeren Zuglamellen verwendeten Bretter betrug $0,40 \text{ g/cm}^3$, was deutlich unter der mittleren Darr-Rohdichte des gesamten Brettangebotes von $0,43 \text{ g/cm}^3$ liegt.

Die Tragfähigkeit der verstärkten Träger wurde hingegen im Mittel richtig berechnet, obwohl die Abweichungen zwischen Versuch und Berechnungen erneut größer sind als in [15].

Anhand der Simulationsrechnungen ergibt sich für die unverstärkten Träger mit Holzversagen eine mittlere Biegefestigkeit von $33,3 \text{ N/mm}^2$ und für die verstärkten Träger (mit Holzversagen) $38,9 \text{ N/mm}^2$. Nach dem "Karlsruher Rechenmodell" ergibt sich somit eine Verstärkung "des Holzes" von 16,8 %, während bei den Versuchen eine Tragfähigkeitssteigerung von 28,7 % ermittelt wurde (vgl. Abschnitt 6.4). Vergleicht man die Tragfähigkeit der Träger miteinander, die sowohl im verstärkten als auch im unverstärkten Zustand infolge eines Holzversagens zu Bruch gingen (z.B. Träger II.1-lv und Träger II.1-l), so ergibt sich eine mittlere Tragfähigkeitssteigerung von 11,1 %, während sich aus den Versuchen ein Mittelwert von 26,6 % ergab (siehe Abschnitt 6.4).

Um zu untersuchen, inwieweit der Unterschied zwischen berechneter und ermittelter Tragfähigkeitssteigerung auf die unterschiedlichen Materialeigenschaften der verstärkten und unverstärkten Träger zurückzuführen ist, wurde die Tragfähigkeit der verstärkten Träger nochmals berechnet, jedoch diesmal ohne GVP-Lamelle. Somit war gewährleistet, daß die Holzeigenschaften der zu vergleichenden Träger identisch waren. Da in diesem Zusammenhang nur die Verstärkung "des Holzes" von Interesse war, wurden nur die berechneten Träger miteinander verglichen, die sowohl im verstärkten als auch im unverstärkten Zustand infolge eines Holzversagens zu Bruch gingen. In Tabelle 8 sind die Ergebnisse dieser Untersuchung dargestellt. Hieraus ist ersichtlich, daß auch bei identischen Holzeigenschaften der verstärkten und unverstärkten Träger die berechneten Tragfähigkeitssteigerungen deutlich unter den im Versuch ermittelten Werten liegen, denn beim Vergleich dieser identischen Träger ergibt sich eine mittlere Tragfähigkeitssteigerung von 11,4 %.

Dies deutet darauf hin, daß das Rechenmodell die Tragfähigkeitssteigerung von BSH-Trägern infolge Verstärkung mit Hilfe einer GVP-Lamelle unterschätzt. Der Grund hierfür könnte in einer Wirkungsweise der GVP-Lamelle liegen, die vom Rechenmodell nicht berücksichtigt wird. Es wurde schon bei Biegeversuchen mit unverstärkten BSH-Trägern beobachtet, daß es in den äußeren Zuglamellen im Bereich von Ästen zu einem Abplatzen von einzelnen, schräg verlaufenden Holzfasern kommt. Ein solches Abplatzen würde in einem Zugversuch mit dem betrachteten Brettabschnitt zu einem sofortigen Versagen führen, in einem BSH-Träger kommt es aber infolge der Verleimung der Lamellen untereinander zu einer Lastumlagerung, so daß eine weitere Laststeigerung möglich ist. Dieses Tragverhalten wird durch das Bruchkriterium des Rechenmodells (s. Abschnitt 7.1) auch berücksichtigt, und zwar müssen ab einer Spannung, die der Zugfestigkeit (= Abplatzen der Fasern) des betrachteten Brettabschnittes entspricht, die Nachbarlamellen dessen Anteil übernehmen.

Wird der gleiche Brettabschnitt von einer GVP-Lamelle überdeckt, so ist es denkbar, daß das Abplatzen der Holzfasern verhindert wird, so daß es bei der eigentlichen Zugfestigkeit des Brettabschnittes nicht zu einer Kraftumlagerung kommt. Das Rechenmodell rechnet aber bereits bei dieser Spannung mit einem Ausfall der betrachteten "Zelle", so daß deren Festigkeit als zu gering eingeschätzt wird.

Ein weiterer Grund für die Abweichungen zwischen Versuch und Berechnung dürfte in der Tatsache zu finden sein, daß das Rechenmodell für jeden 15 cm-Brettabschnitt (Zelle) mit einem mittleren Elastizitätsmodul rechnet. In einem Brettabschnitt mit Ästen kann jedoch, besonders im Bereich der schräg verlaufenden Holzfasern, der örtliche Elastizitätsmodul deutlich unter dem mittleren Rechenwert liegen. Da, wie in Abschnitt 6.4 beschrieben, der Laminierungseffekt wächst, wenn der Elastizitätsmodul einer Zelle geringer wird, kann durch die Verwendung eines über die Länge der Zelle gemittelten Elastizitätsmoduls der tatsächliche Verstärkungseffekt unterschätzt werden. Da über den im Bereich von Ästen vorhandenen örtlichen Elastizitätsmodul keine Untersuchungen vorliegen, kann dies im Rechenmodell nicht berücksichtigt werden.

Als Ergebnis des Vergleiches zwischen berechneter und tatsächlich ermittelter Tragfähigkeit der verstärkten und unverstärkten Versuchsträger ergibt sich also, daß der Verstärkungseffekt des Holzes im Bereich von Ästen vom Rechenmodell um etwa 14 % ($1,266/1,111 = 1,14$) unterschätzt wird. Inwieweit das Rechenmodell das Tragverhalten von verstärkten BSH-Trägern mit KZV-Versagen richtig einschätzt, konnte anhand der Versuche nicht festgestellt werden, da bei den unverstärkten Trägern nur einmal der Bruch auf ein KZV-Versagen zurückzuführen war. Es war auch nicht Aufgabe dieses Forschungsprojektes, das "Karlsruher Rechenmodell" im Hinblick auf die hier untersuchten Verstärkungen zu modifizieren.

7.3 Berechnung von BSH-Trägern mit Holzversagen

Wie in Abschnitt 6.1 beschrieben, hatten die Versuchsträger eine Höhe von 600 mm. Im Rahmen der hier beschriebenen Untersuchungen (siehe [16]) wurde die Tragfähigkeit von verstärkten und unverstärkten BSH-Trägern mit jeweils 300 und 900 mm Trägerhöhe berechnet. In den beiden äußeren Zuglamellen dieser "gedachten" Träger wurden Bretter angeordnet, deren Holzeigenschaften wie z.B. Rohdichte und Ästigkeit aus früheren Untersuchungen bekannt waren (siehe z.B. [17]). Diese Bretter wurden so ausgewählt, daß die zugehörigen BSH-Träger den gesamten Bereich von sehr guten bis hin zu den "schlechten" BSH-Trägern darstellten. Hierbei wurden im hochbeanspruchten Bereich der 900 mm hohen Träger dieselben Bretter eingesetzt wie bei den 300 mm hohen Trägern, so daß die Tragfähigkeiten dieser Träger direkt miteinander vergleichbar sind, weil in den maßgebenden Trägerbereichen identisches Brettmaterial vorhanden war. In Bild 31 sind die Trägerabmessungen und der jeweilige Trägeraufbau sowie die Belastungsanordnung dargestellt. Die Eigenschaften der beiden äußeren Lamellen dieser Träger sind in Tabelle 9 angegeben.

Die Tragfähigkeit dieser Träger wurde sowohl im verstärkten als auch im unverstärkten Zustand mit Hilfe eines linearen FE-Programmes berechnet. Ein nicht-lineares Tragverhalten im Druckbereich, sowie eine mögliche Laststeigerung nach Ausfall der ersten Zelle konnte mit diesem FE-Programm im Gegensatz zum Karlsruher Rechenmodell nicht berücksichtigt werden, d.h. es wurde mit dem Bruchmodell des schwächsten Gliedes gerechnet.

Weiterhin wurde bei diesen Berechnungen näherungsweise mit einer Dicke der GVP-Lamelle von 5 mm gerechnet, im Gegensatz zu der in Abschnitt 4.1 ermittelten Dicke von 4,2 mm.

Die Ergebnisse dieser Berechnungen sind in Bild 32 und 33 dargestellt. Aus diesen Bildern ist zu erkennen, daß die Biegefestigkeit der BSH-Träger mit abnehmender Güte der Decklamellen wie erwartet ebenfalls abnimmt. Der Schwerpunkt dieser Untersuchungen lag aber nicht in der Berechnung der Tragfähigkeiten dieser Träger, sondern in der Ermittlung der Tragfähigkeitssteigerung, und hier wurde angenommen, daß diese Tragfähigkeitssteigerung unabhängig vom verwendeten Bruchkriterium ist, solange dieses bei beiden Trägertypen (verstärkt und unverstärkt) zur Anwendung kommt. Die berechneten Tragfähigkeitssteigerungen sind in Bild 34 und 35 dargestellt und mit der theoretischen Tragfähigkeitssteigerung nach Gl. (22) aus Abschnitt 3.2.2 verglichen. Sowohl bei Serie A als auch bei Serie B ist die Tendenz zu erkennen, daß sich mit abnehmender Güte der Decklamellen höhere Tragfähigkeitssteigerungen ergeben. Dies ist darauf zurückzuführen, daß bei "schlechten" Brettern größere Äste auftreten, in deren Bereich ein geringer örtlicher Elastizitätsmodul vorhanden ist. Solche Bereiche mit geringer Steifigkeit werden, analog zum Laminierungseffekt, stärker entlastet, wodurch höhere Tragfähigkeitssteigerungen möglich sind. Diese Tendenz zeigt nochmals, daß mit Hilfe des Finite-Elemente-Programms die tatsächliche Tragfähigkeitssteigerung unterschätzt werden kann, weil der im Bereich der Äste vorhandene örtliche Elastizitätsmodul deutlich unter dem mittleren Rechenwert der 15 cm langen Zelle liegen kann (siehe auch Abschnitt 7.2).

Aus Bild 34 ergibt sich für Serie A eine mittlere Tragfähigkeitssteigerung von 22,4 %. Nach Gl. (22) ergibt sich mit $\alpha_V = 5/300$ und $n = 2,5$ eine theoretische Tragfähigkeitssteigerung von 13,3 %. Dieser Unterschied ist darauf zurückzuführen, daß das FE-Programm die Schwankung des Elastizitätsmoduls innerhalb eines Brettes berücksichtigt und somit auch die im Bereich von "weichen" Brettabschnitten effektivere Verstärkung erfaßt, während Gl. (22) von einem konstanten, für alle Zellen gültigen Elastizitätsmodul ausgeht. Für Reihe B ergibt sich aus Bild 35 eine mittlere Tragfähigkeitssteige-

rung von 10,6 %, die einer theoretischen Tragfähigkeitssteigerung von 4,4 % gegenübersteht ($\alpha_V = 5/900$, $n = 2,5$). Die in Abschnitt 7.2 beschriebenen Berechnungen mit dem Karlsruher Rechenmodell ergaben für die Versuchsträger mit Holzversagen eine mittlere Tragfähigkeitssteigerung von 11,4 % (vgl. Tabelle 8). Für diese Versuchsträger ergibt sich eine theoretische Tragfähigkeitssteigerung von 5,6 % ($\alpha_V = 4,2/600$, $n = 2,5$).

Die mittlere, berechnete Tragfähigkeitssteigerung ist somit etwa 6 % höher als die theoretische nach Gl. (22) [$1,224/1,133 = 1,080$; $1,106/1,044 = 1,059$; $1,114/1,056 = 1,055$], was auf die Berücksichtigung des Laminierungseffektes zurückzuführen ist. In Abschnitt 7.2 wurde beschrieben, daß der Verstärkungseffekt vom Rechenmodell um etwa 14% unterschätzt wird. Unter der Annahme, daß diese Unterschätzung bei allen Trägern (Trägerhöhen) gleich ist, ergibt sich, daß die mittlere tatsächliche Verstärkung des Holzes etwa 20 % höher ist, als dies nach der Theorie der Verbundquerschnitte (Gl. (22)) erwartet wird: $1,14 \cdot 1,06 = 1,21$.

Diese Aussage gilt aber nur für den Fall, daß die GVP-Lamelle als unterste Decklamelle in der Zugzone angeordnet wird. Wird die GVP-Lamelle z.B. aus brandschutztechnischen Gründen zwischen die erste und zweite Holzlamelle (in der Zugzone) angeordnet, so kann sich die Wirkungsweise der Verstärkung verändern. So ist es denkbar, daß das erste Abplatzen der schräg verlaufenden Holzfasern in der äußeren Holzlamelle nicht mehr so wirkungsvoll verhindert werden kann, was den zu erwartenden Verstärkungseffekt vermindern kann.

Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens sollte nur die größtmögliche Tragfähigkeitssteigerung mit Hilfe einer GVP-Lamelle untersucht werden, so daß der Einfluß von unterschiedlichen Anordnungen einer GVP-Lamelle in einem BSH-Träger nicht Gegenstand dieser Untersuchungen war.

7.4 Berechnung von BSH-Trägern mit KZV-Versagen

Bei den Trägerversuchen war nur bei einem Trägertyp (II.2-2) das Versagen sowohl im unverstärkten als auch im verstärkten Zustand auf eine KZV zurückzuführen. Die Tragfähigkeitssteigerung betrug hier 5,2 %, was in etwa der theoretischen Tragfähigkeitssteigerung von 5,6 % (Gl. (22)) entspricht. Anhand der Berechnungen ergab sich für diesen Träger eine zu erwartende Steigerung von 3,3 % (siehe Tabelle 7).

Anhand der Versuche konnte somit nicht geklärt werden, ob das Rechenmodell im Falle eines KZV-Versagens die Wirkungsweise der Verstärkung richtig erfaßt, oder ob der Verstärkungseffekt wie im Falle des Holzversagens (im Astbereich) unterschätzt wird.

Um zumindest eine Aussage über die rechnerische Tragfähigkeitssteigerung machen zu können, wurde mit Hilfe des Rechenmodelles die Tragfähigkeit von beliebig aufgebauten, verstärkten und unverstärkten BSH-Trägern berechnet. Hierbei waren alle Holzeigenschaften der verstärkten Träger identisch mit denen der unverstärkten Träger.

Da bei diesen Untersuchungen die Tragfähigkeitssteigerung von BSH-Trägern mit KZV-Versagen von Interesse war, wurde die Ästigkeit der unteren Zuglamelle begrenzt ($KAR \leq 0,10$) und mit einer relativ geringen Zugfestigkeit der Keilzinkenverbindungen von im Mittel $30,0 \text{ N/mn}^2$ gerechnet. Durch diese Maßnahme sollte ein KZV-Versagen praktisch erzwungen werden. Bei der Auswertung wurden nur die Träger berücksichtigt, bei denen sowohl im verstärkten als auch im unverstärkten Zustand dieselbe KZV versagte. Die Ergebnisse dieser Berechnungen sind in Tabelle 10 dargestellt. Für die Träger mit KZV-Versagen ergibt sich somit eine mittlere Tragfähigkeitssteigerung von 6,3 %, was in etwa der theoretischen Tragfähigkeitssteigerung nach Gl. (22) von 5,6 % entspricht. Hier stimmen also die Berechnungen mit der Theorie der Verbundquerschnitte praktisch überein, was darauf zurückzuführen ist, daß bei einer KZV kein zusätzlicher Laminierungseffekt vorhanden ist.

8 Orientierende Langzeitversuche

Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens wurden ein unverstärkter und ein verstärkter BSH-Träger im Außenklima mit Schutz gegen direkte Beregnung und direkte Sonnenbestrahlung einer Dauerbelastung unterworfen, um den Einfluß einer GVP-Lamelle auf das Langzeitverhalten eines BSH-Trägers zu untersuchen.

Die Abmessungen sowie die Lastanordnung sind identisch mit denen der Versuchsreihe II (vgl. Bild 18). Die Versuchseinrichtung ist in Bild 36 und 37 dargestellt. Die Lasten wurden über Hebelarme in die Träger eingeleitet.

Die Höhe der Belastung wurde so gewählt, daß beim unverstärkten Träger zwischen den Einzellasten eine rechnerische Biegespannung von 11 N/mm^2 entsprechend der zulässigen Spannung nach DIN 1052 für BSH der Gkl II, DIN 4074, auftritt.

Bei dem verstärkten Träger beträgt die rechnerische Biegerandspannung (auf den Bruttoquerschnitt bezogen mit $\sigma_B = 6M/bh^2$) 14 N/mm^2 , entsprechend der zulässigen Spannung nach DIN 1052 für BSH der Gkl. I, DIN 4074. Der verstärkte Träger steht somit unter einer 27,3% höheren Last als der unverstärkte Träger. Dies entspricht etwa der mittleren, im Versuch ermittelten Tragfähigkeitssteigerung des Holzes (Astbereich).

Während der Lastaufbringung wurde zu jeder Laststufe die zugehörige Durchbiegung gemessen und aus dem Last-Durchbiegungs-Diagramm der Elastizitätsmodul dieser Träger bestimmt. Für den verstärkten bzw. unverstärkten Träger wurde ein Biege-Elastizitätsmodul von 11980 N/mm^2 bzw. 12070 N/mm^2 ermittelt. Beide Träger haben also praktisch gleiche Biegesteifigkeiten, so daß ein sinnvoller Vergleich des Tragverhaltens beider Träger unter Langzeitbelastung möglich ist.

Die Durchbiegungsmessungen erfolgten jeweils über eine an den Trägern festgeklebte Meßplatte mit mm-Maßstab. Die Ablesegenauigkeit betrug hierbei 0,1 mm. Die Langzeitversuche wurden am 9.10.1985 begonnen und die Messungen dauern zur Zeit noch an.

In Bild 38 und 39 sind für den unverstärkten und den verstärkten Träger der Verlauf des Kriechmaßes (= Durchbiegung zum Zeitpunkt t /Anfangsdurchbiegung) dargestellt.

Ziel dieser Untersuchungen war es, erste orientierende Kenntnisse über das Langzeitverhalten von mit GVP-Lamellen verstärkten BSH-Trägern im Vergleich zu unverstärkten Trägern zu gewinnen. Der Einfluß der im Außenklima vorhandenen Temperatur- und Feuchtigkeitsschwankungen auf das einzelne Tragverhalten war nur von untergeordneter Bedeutung. Aus diesem Grunde wurde auf eine Darstellung des Verlaufes der Temperatur und der relativen Luftfeuchte während der Versuchsdauer verzichtet.

Das Kriechmaß beträgt z.Zt. nach etwa 700 Tagen Belastung bei beiden Trägern etwa 1,60, d.h. die aktuelle Durchbiegung ist etwa 60 % höher als unmittelbar nach Aufbringung der Last. Aus Bild 38 und 39 ist weiterhin ersichtlich, daß das Kriechverhalten der beiden Träger praktisch identisch ist. Der Grad der Verstärkung (4,2 mm GVP-Lamelle bei 600 mm Trägerhöhe) ist offensichtlich zu gering, um einen deutlichen Unterschied im Langzeitverhalten zu bewirken. So ist die in Abschnitt 2 beschriebene Tendenz, daß mit Hilfe einer aufgebrauchten Verstärkung ein geringeres Endkriechmaß zu erwarten ist, aus Bild 39 nur andeutungsweise zu erkennen.

9 Zusammenfassung

Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens sollte das Tragverhalten von mit Glasfaser-Verbund-Profilen (GVP) verstärkten BSH-Trägern untersucht werden, um Angaben über eine Tragfähigkeitssteigerung gegenüber den unverstärkten Trägern machen zu können. Die Eigenschaften (Elastizitätsmodul, Festigkeit) der GVP-Lamellen wurden im Zugversuch ermittelt. Hierbei zeigte sich, daß der Zug-Elastizitätsmodul ($E \sim 30000 \text{ N/mm}^2$) im Verhältnis zu seiner Zugfestigkeit ($\beta_Z \sim 670 \text{ N/mm}^2$) relativ gering ist. Bei den Biegeversuchen mit 600 mm hohen BSH-Trägern wurden jeweils 9 verstärkte und 9 unverstärkte Träger geprüft. Diese Träger waren so aufgebaut, daß bei einem verstärkten Träger und dem zugehörigen vergleichbaren unverstärkten Träger praktisch identisches Brettmaterial in der Zugzone vorhanden war. Dies sollte einen direkten Vergleich der jeweiligen Träger ermöglichen. Obwohl bei allen Trägern mindestens eine KZV im hochbeanspruchten Bereich vorhanden war, ging bei den unverstärkten Trägern nur einer infolge eines Keilzinkenversagens zu Bruch. Bei den verstärkten Trägern war hingegen in fünf Fällen eine KZV für das Versagen verantwortlich. Somit war ein direkter Vergleich der beiden Versuchsserien nur schwer möglich. Die Versuche zeigten aber, daß die Verstärkung im Bereich von Ästen effektiver ist als im Bereich von Keilzinkenverbindungen. Dies ist auf die Entlastung von "weichen" Brettabschnitten (mit geringem Elastizitätsmodul) zurückzuführen, die durch das Verleimen der Brettlamellen untereinander auftritt (sog. Laminierungseffekt). Im Bereich einer KZV, die wegen der heutzutage verwendeten Leime für die Keilzinkenverbindungen eine steife, relativ starre Verbindung darstellt, tritt dieser Laminierungseffekt nicht ein, so daß die Verstärkung in KZV-Bereichen auch weniger wirkungsvoll ist.

Konsequenterweise ergab sich aus den Versuchen für die BSH-Träger, die sowohl im verstärkten als auch im unverstärkten Zustand infolge eines Holzversagens zu Bruch gingen, eine mittlere Tragfähigkeitssteigerung von 26,6 %. Für den Träger, der in beiden Fällen in der KZV versagte, betrug die Tragfähigkeitssteigerung jedoch lediglich 5,2 %.

Vergleichende Berechnungen mit Hilfe des Karlsruher Rechenmodells ergaben für die Träger mit Holzversagen bzw. Keilzinkenversagen Tragfähigkeitssteigerungen von 11,1 bzw. 6,3 %. Ein Vergleich mit den Versuchsergebnissen zeigt, daß im Falle der Träger mit Holzversagen der Verstärkungseffekt durch die Rechnung deutlich unterschätzt wurde. Im Rechenmodell wird für einen 15 cm-Brettabschnitt (Zelle) mit einem mittleren Elastizitätsmodul gerechnet, während im Bereich der Äste selbst der örtliche Elastizitätsmodul deutlich unter dem Rechenwert der Zelle liegen kann. Da die Verstärkung bei "weichen" Brettabschnitten effektiver ist als bei steifen, ist es möglich, daß der tatsächliche Verstärkungseffekt im Bereich von Ästen größer ist als dies vom derzeitigen Rechenmodell erfaßt wird.

Im Bereich von Keilzinkenverbindungen sind solche örtlich geringeren Elastizitätsmoduln nicht vorhanden, so daß im Falle der Träger mit KZV-Versagen das Rechenmodell die Wirkungsweise der Verstärkung besser erfaßt. Auch ist wegen des hier fehlenden Laminierungseffektes im Bereich einer KZV die Tragfähigkeitssteigerung kaum höher als nach der Theorie der Verbundquerschnitte zu erwarten ist. Bei den hier untersuchten Trägern beträgt diese theoretische Tragfähigkeitssteigerung 5,6 %.

Die Verstärkung mit Hilfe von GVP-Lamellen stellt also eine Möglichkeit dar, "schlechteres" Holz zu vergüten. Im Bereich von Keilzinkenverbindungen ist infolge der hier vorhandenen hohen Steifigkeit jedoch nicht zu erwarten, daß die Tragfähigkeitssteigerung über das theoretische Maß hinausgeht.

Bei den ersten orientierenden Langzeitversuchen wurde beim verstärkten und beim unverstärkten Träger ein praktisch gleich großes Kriechen unter ständiger Lasteinwirkung beobachtet. Der Grad der Verstärkung (4,2 mm GVP-Lamelle bei 600 mm Trägerhöhe) ist offensichtlich zu gering, um einen deutlichen Unterschied im Langzeitverhalten zu bewirken.

10 Literatur

- |1| Krueger, G.P. 1973: Ultimate-strength design of reinforced timber. Wood science, Vol. 6, No. 2: 175-187

- |2| Peterson, J. 1965: Wood beams prestressed with bonded tension elements. Journal of the Structural Division, ST1: 103-119

- |3| Mark, R. 1961: Wood-aluminum beams within and beyond the elastic range. Part I: Rectangular sections. For. Prod. J. 11: 477-484

- |4| Sliker, A. 1962: Reinforced wood laminated beams. For. Prod. J. 12: 91-96

- |5| Wangaard, F.F. 1964: Elastic deflection of wood-fiberglass composite beams. For. Prod. J. 14: 256-260

- |6| Bulleit, W.M. 1984: Reinforcement of wood materials: a review. Wood and Fiber Science 16: 391-397

- |7| Rowlands, R.E.; Van Deweghe, R.P.; Laufenberg, T.L.; Krueger, G.P. 1986: Fiber-reinforced wood composites. Wood and Fiber Science 18: 39-57

- |8| Ishai, O.; Moehlenpah, A.E.; Preis, A. 1970: field and failure of glass-epoxy composites. Journal of the Engineering Mechanics Division, EM5: 739-752

- |9| Moers, F. 1982: Anschlüsse mit Laschen aus glasfaserverstärkten Kunststoffen. Bauen mit Holz 84: 146-149

- [10] Lutterbeck, K. 1983: Untersuchungen zur Festigkeit von GFK unter Feuchtigkeits- und Temperatureinfluß. Kurzberichte aus der Bauforschung Nr. 8/84 - 112: 635-637
- [11] Kalina, M. 1973: Rheologie von mit Stahl und glasfaserverstärktem Plast armierten Trägern. Holztechnologie 14: 29-33
- [12] Boehme, C.; Schulz, U. 1974: Tragverhalten eines GFK-Holzsandwichs. Holz als Roh- und Werkstoff 32: 205-256
- [13] Ehlbeck, J.; Colling, F. Görlacher, R. 1985: Einfluß keilgezinkter Lamellen auf die Biegefestigkeit von Brett-schichtholzträgern. Holz Roh-Werkstoff 43: 333-337, 369-376, 439-442
- [14] Görlacher, R. 1984: Ein neues Meßverfahren zur Bestimmung des Elastizitätsmoduls von Holz. Holz Roh-Werkstoff 42: 219-222
- [15] Ehlbeck, J.; Colling, F. 1987: Biegefestigkeit von Brett-schichtholz in Abhängigkeit von Rohdichte, Elastizi-tätsmodul, Ästigkeit und Keilzinkung der Lamellen, der Lage der Keilzinkung sowie von der Trägerhöhe. Teil A: Karlsruher Untersuchungen. Forschungsbericht der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen, Universität Karlsruhe

- [16] Fichtner, W. 1984: Vergleichende Untersuchungen über das Tragverhalten von verstärkten und unverstärkten Brett-schichtholzträgern. Vertieferarbeit am Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen der Universität Karlsruhe (unveröffentlicht).
- [17] Colling, F.; Dinort, R. 1987: Die Ästigkeit des in den Leimbaubetrieben verwendeten Schnittholzes. Holz Roh-Werkstoff 45: 23-26

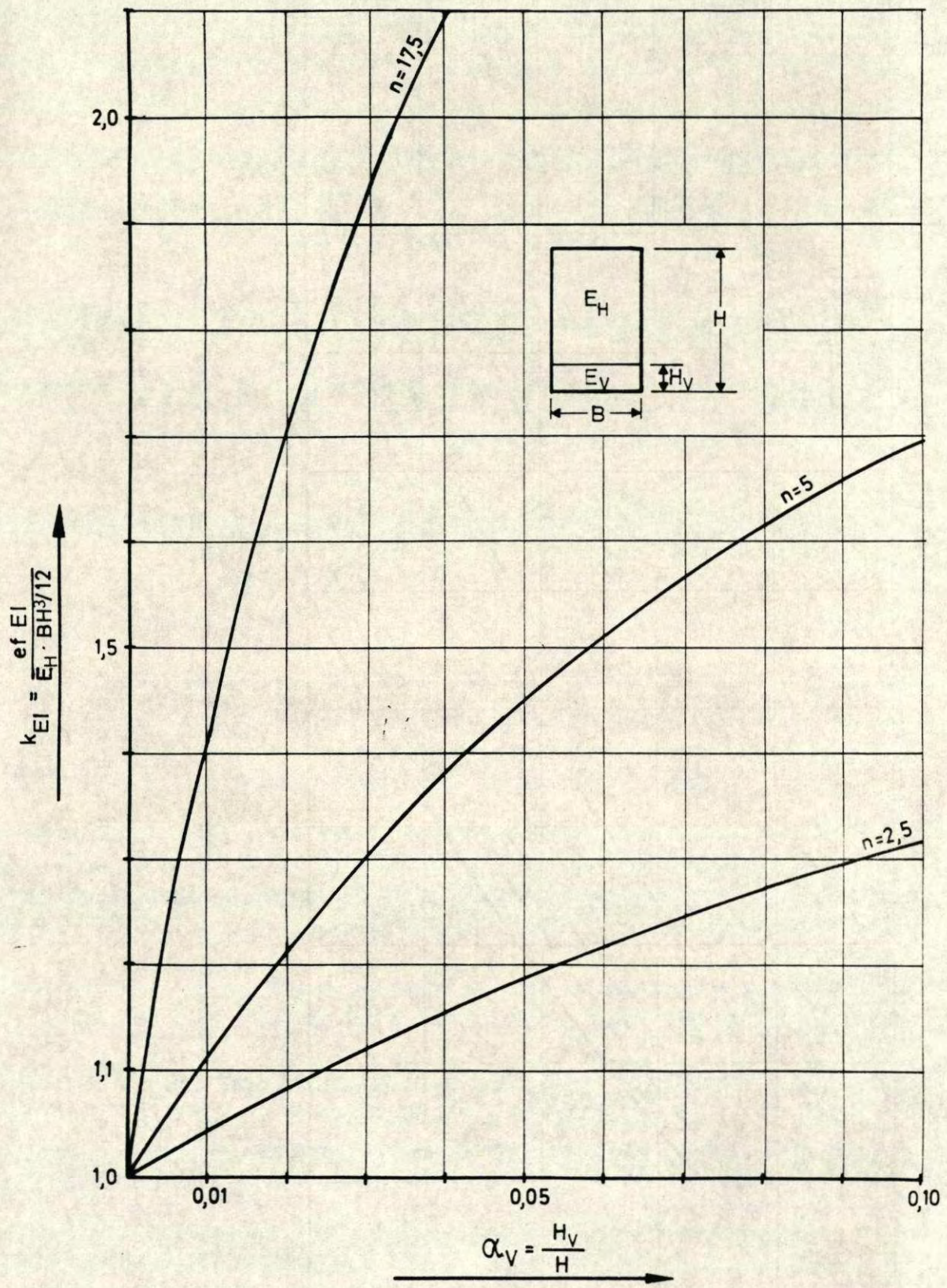


Bild 2 : Erhöhung der Biegefestigkeit in Abhängigkeit vom Verstärkungsgrad α_V und vom Verhältnis n der Elastizitätsmoduln

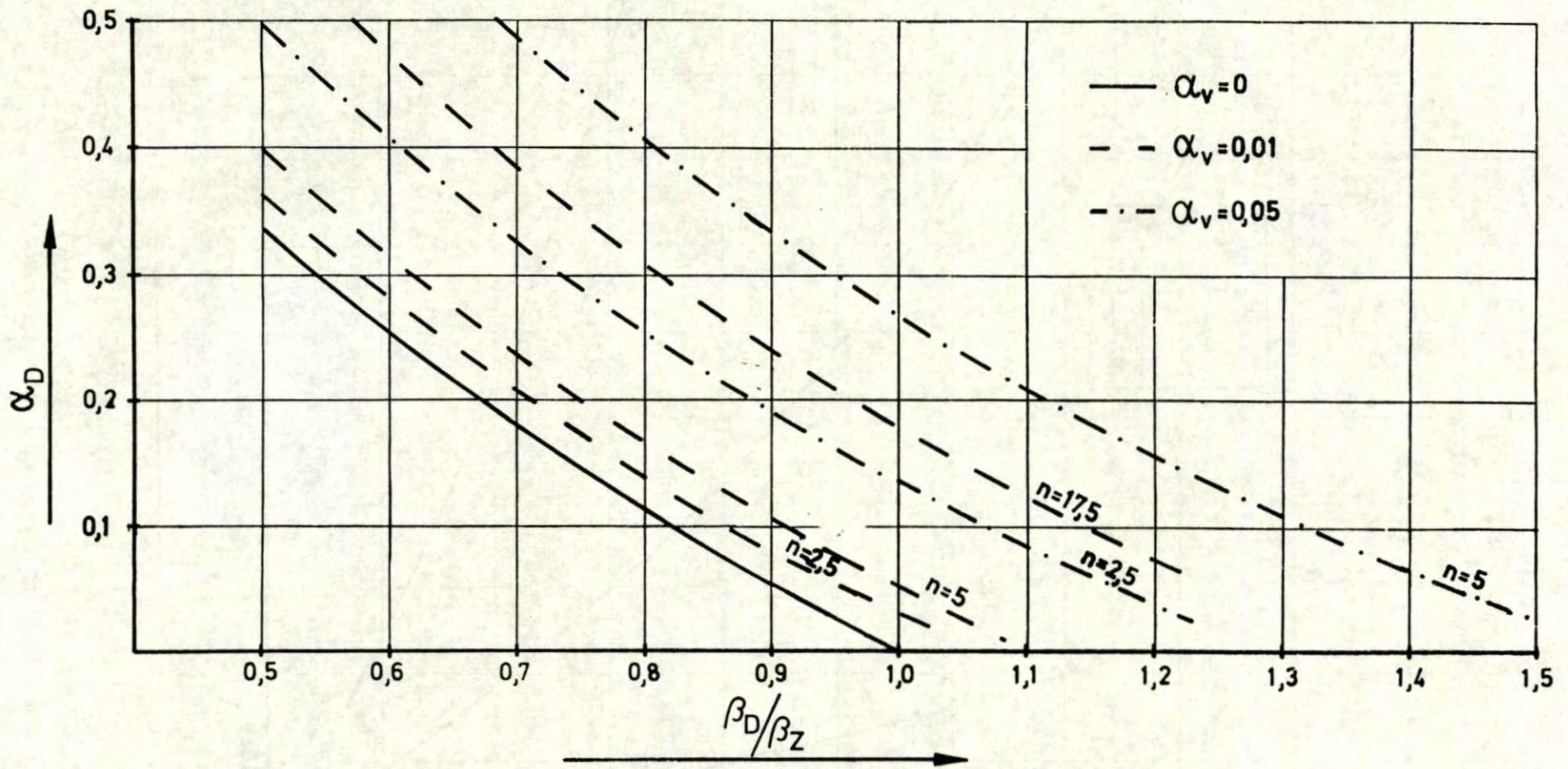


Bild 4 : Höhe der plastifizierten Druckzone ($\alpha_D = H_D / H$) in Abhängigkeit vom Verstärkungsgrad α_v , dem Verhältnis n der Elastizitätsmoduln und dem Verhältnis β_D/β_Z der Druck- und Zugfestigkeit des Holzes

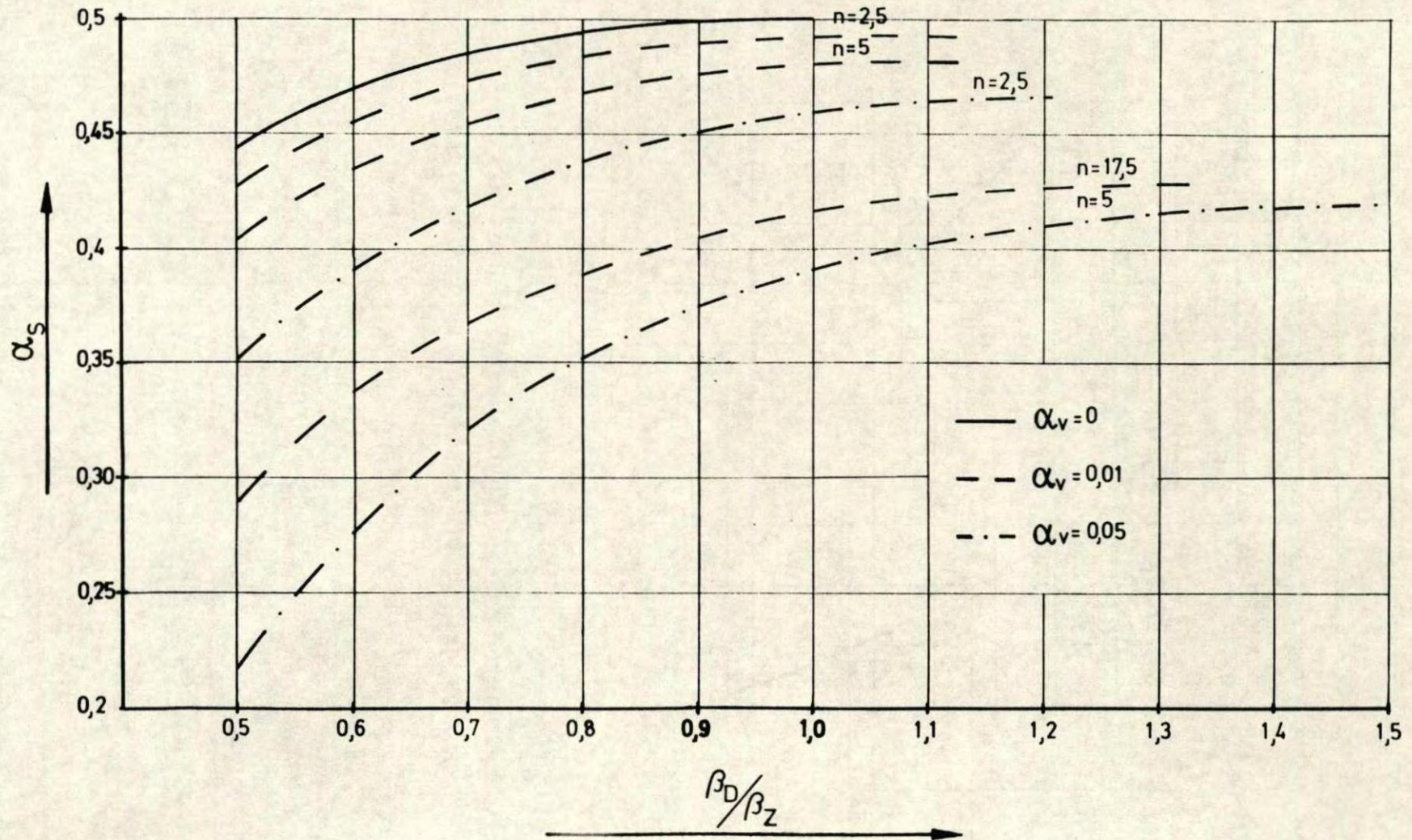


Bild 5 : Lage des Schwerpunktes ($\alpha_S = H_S / H$) in Abhängigkeit vom Verstärkungsgrad α_v , dem Verhältnis n der Elastizitätsmoduln und dem Verhältnis β_D/β_Z der Druck- und Zugfestigkeit des Holzes

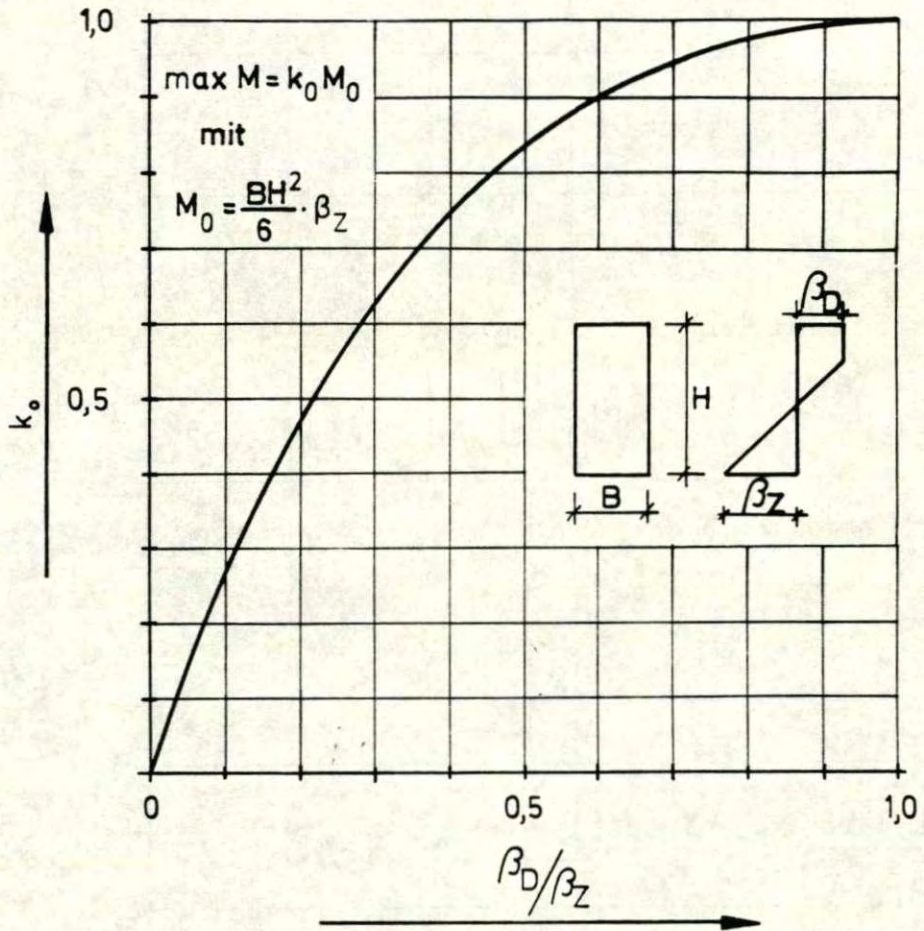


Bild 6 : Abminderung des aufnehmbaren Momentes $\max M$
 infolge des Auftretens einer plastifizierten
 Druckzone

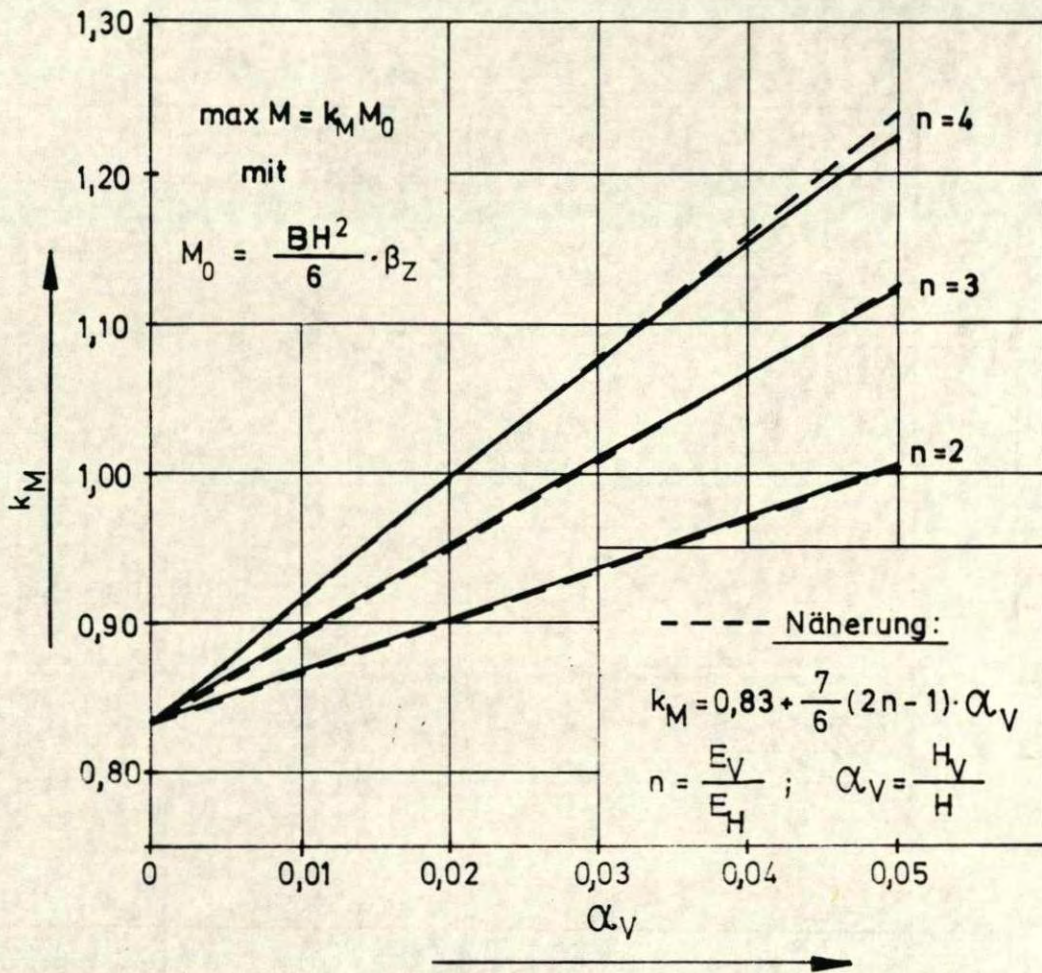


Bild 7 : Erhöhung des aufnehmbaren Momentes infolge einer Verstärkung; $\beta_D/\beta_Z = 0,5$

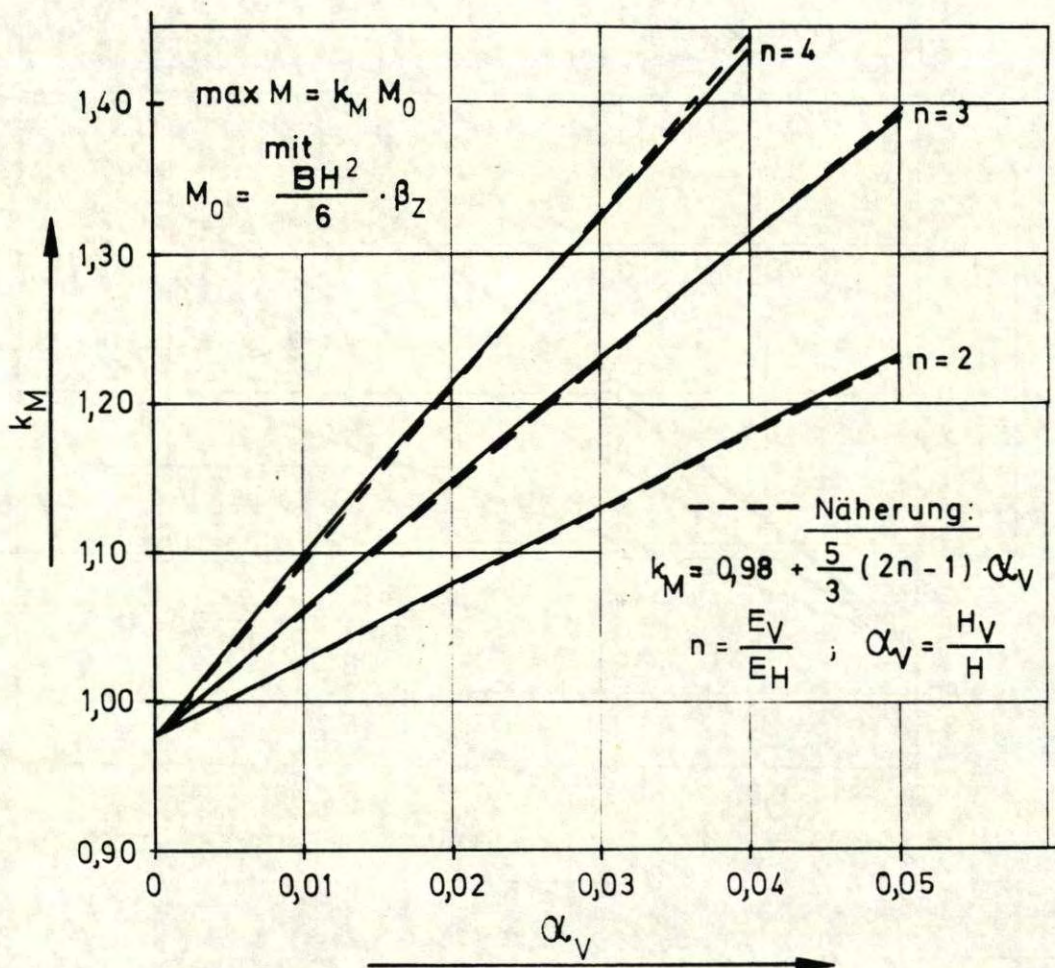


Bild 8 : Erhöhung des aufnehmbaren Momentes infolge einer Verstärkung; $\beta_D/\beta_Z = 0,8$

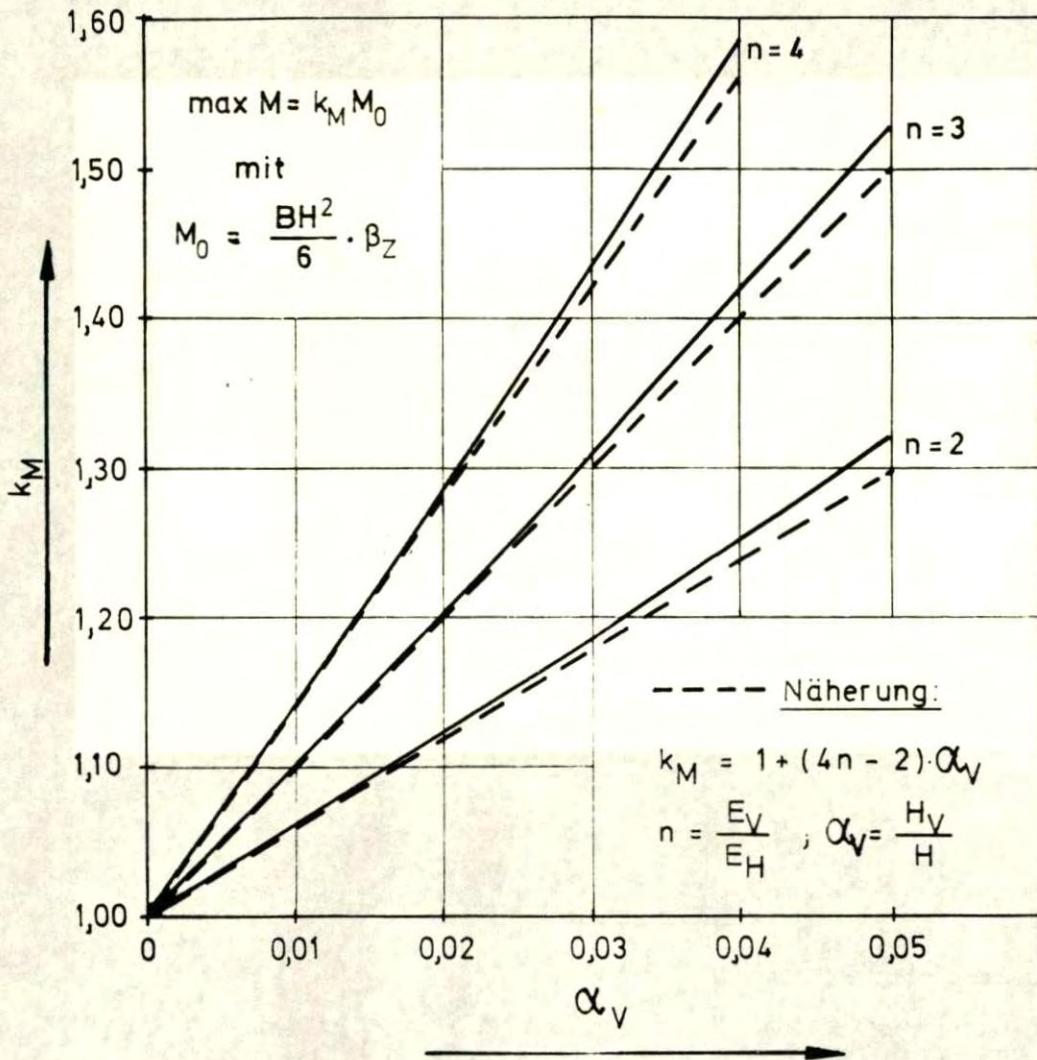


Bild 9 : Erhöhung des aufnehmbaren Momentes infolge einer Verstärkung; $\beta_D / \beta_Z \gg 1,0$

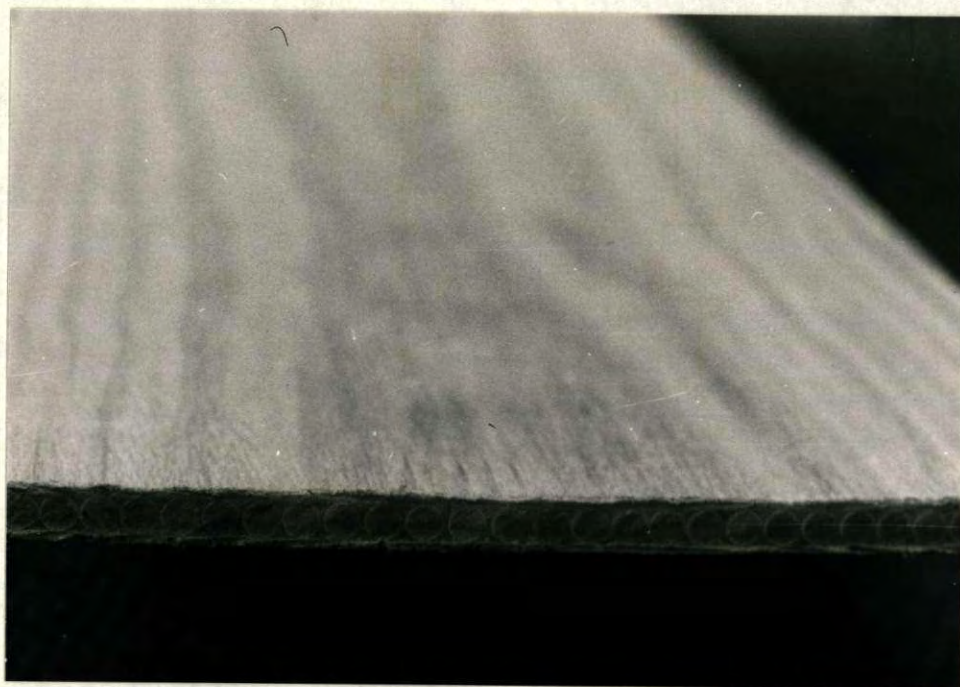


Bild 10 : GVP-Lamelle

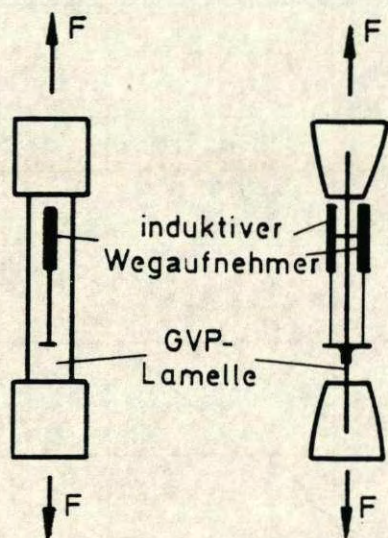


Bild 11 : Versuchsprinzip bei den GVP-Zugversuchen

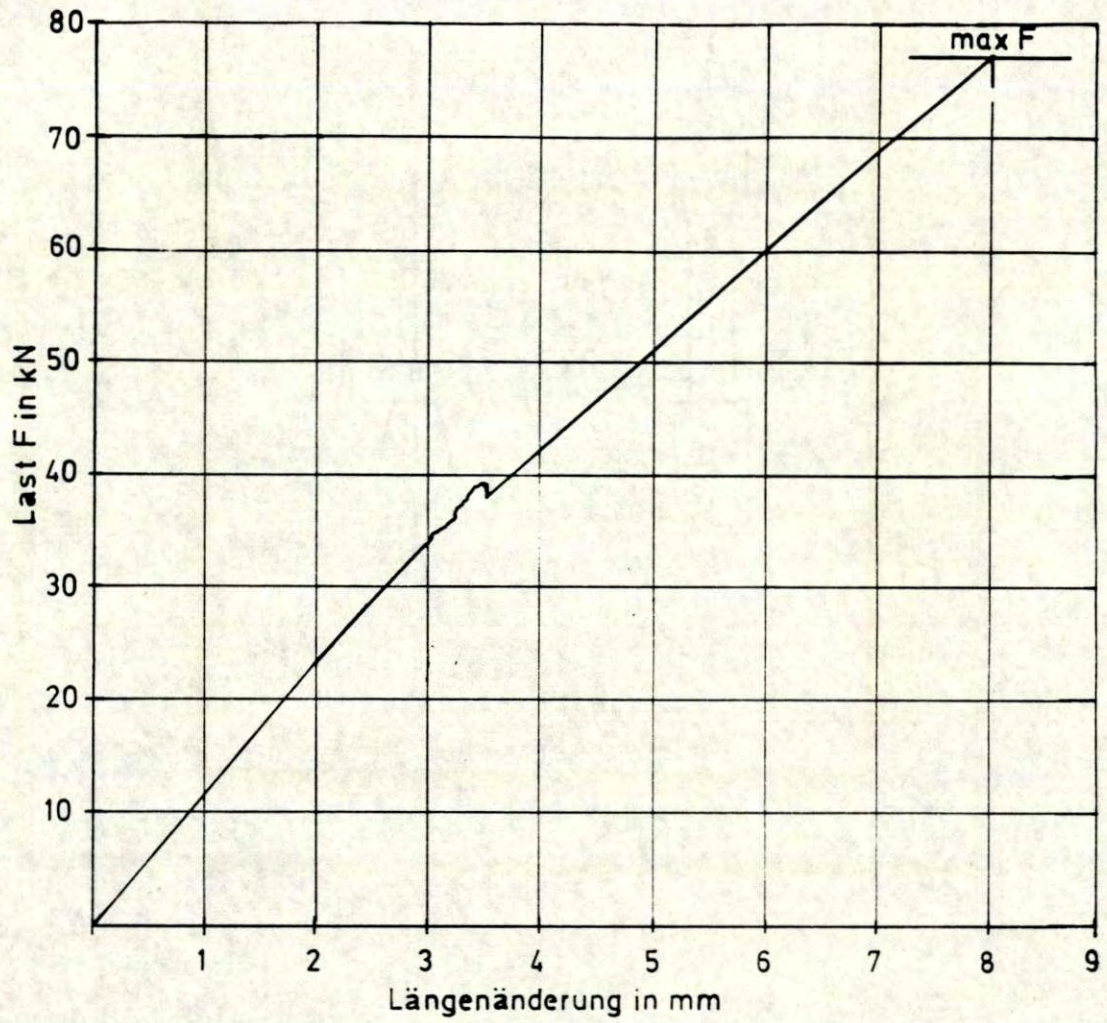


Bild 12 : Typisches Last-Verschiebungsdiagramm eines GVP-Zugversuches

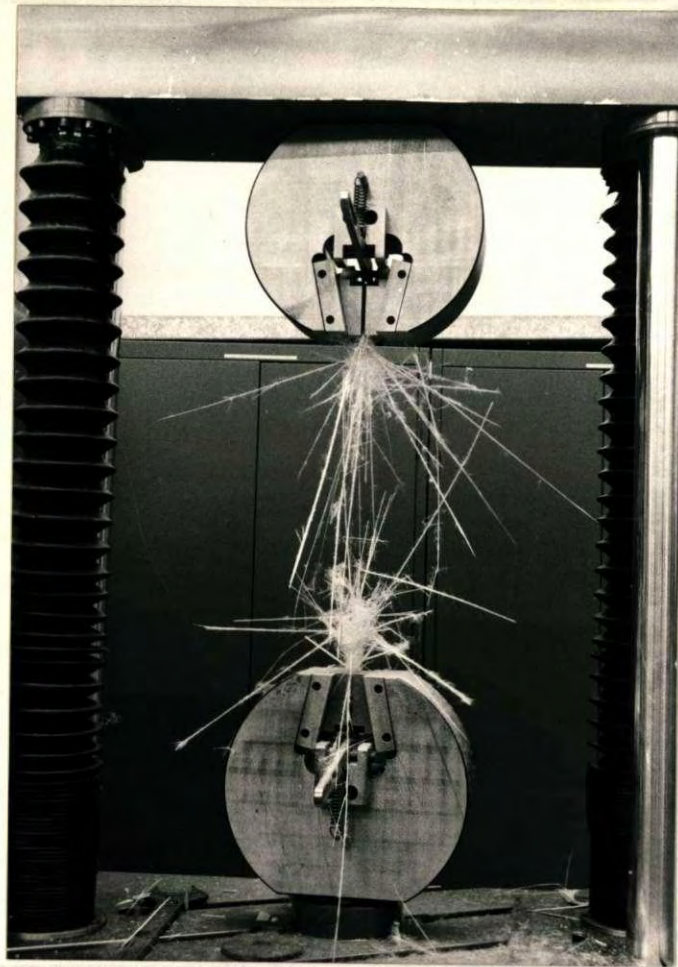


Bild 13 : GVP-Lamelle nach Erreichen der Zugfestigkeit



Bild 14 : Versuchsvorrichtung mit Plexiglashülle

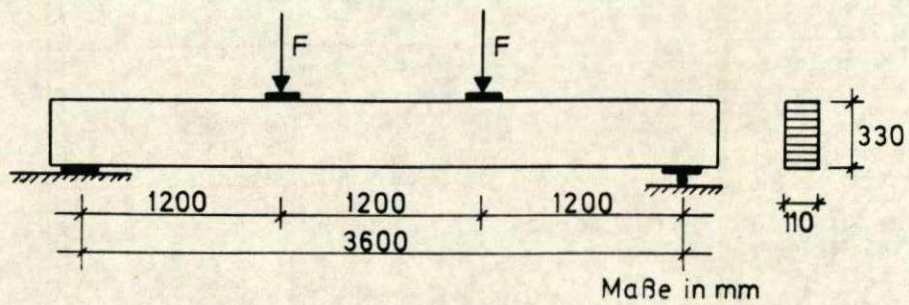


Bild 17 : Versuchsanordnung und Trägerabmessungen in
Versuchsreihe I

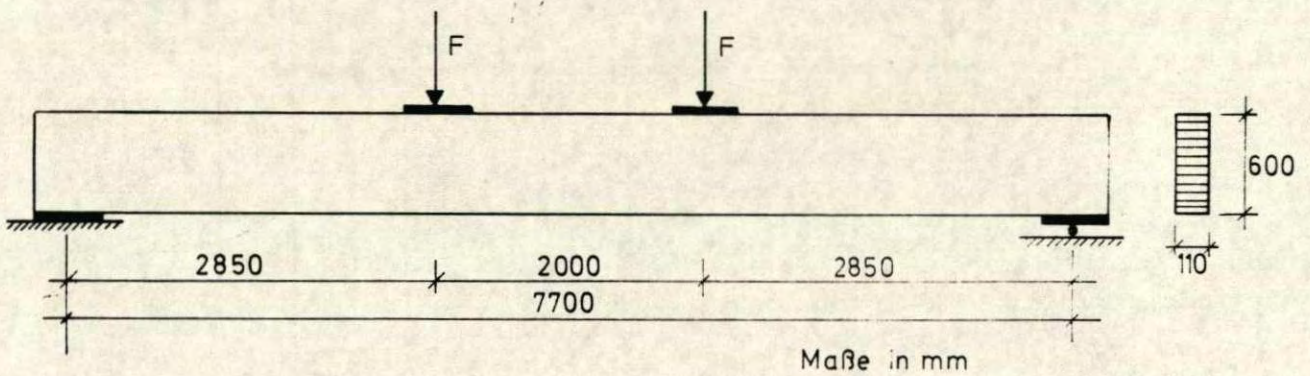


Bild 18 : Versuchsanordnung und Trägerabmessungen in
Versuchsreihe II

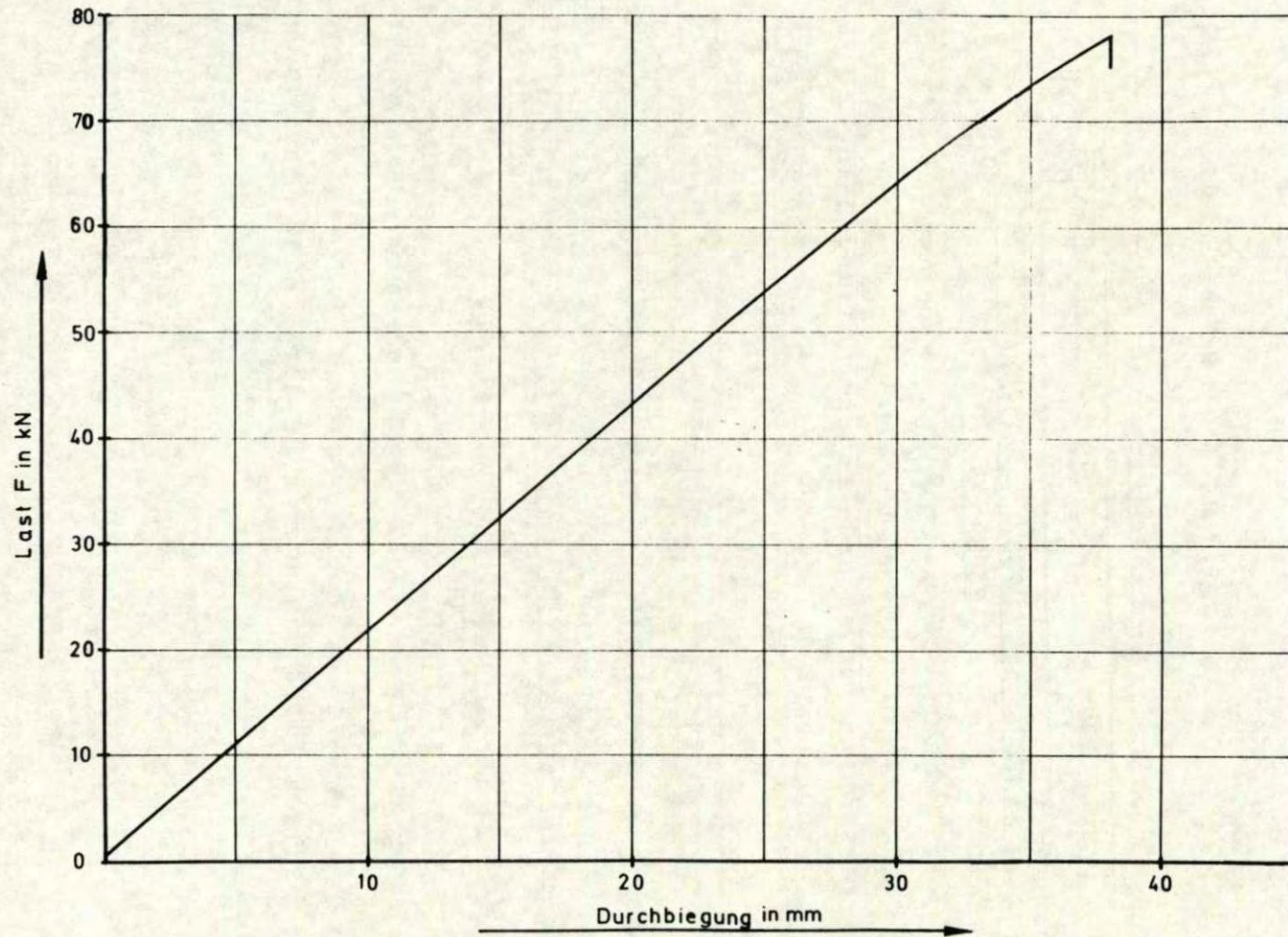


Bild 19 : Last-Durchbiegungsdiagramm des verstärkten Trägers I.1-1v (H = 330 mm)

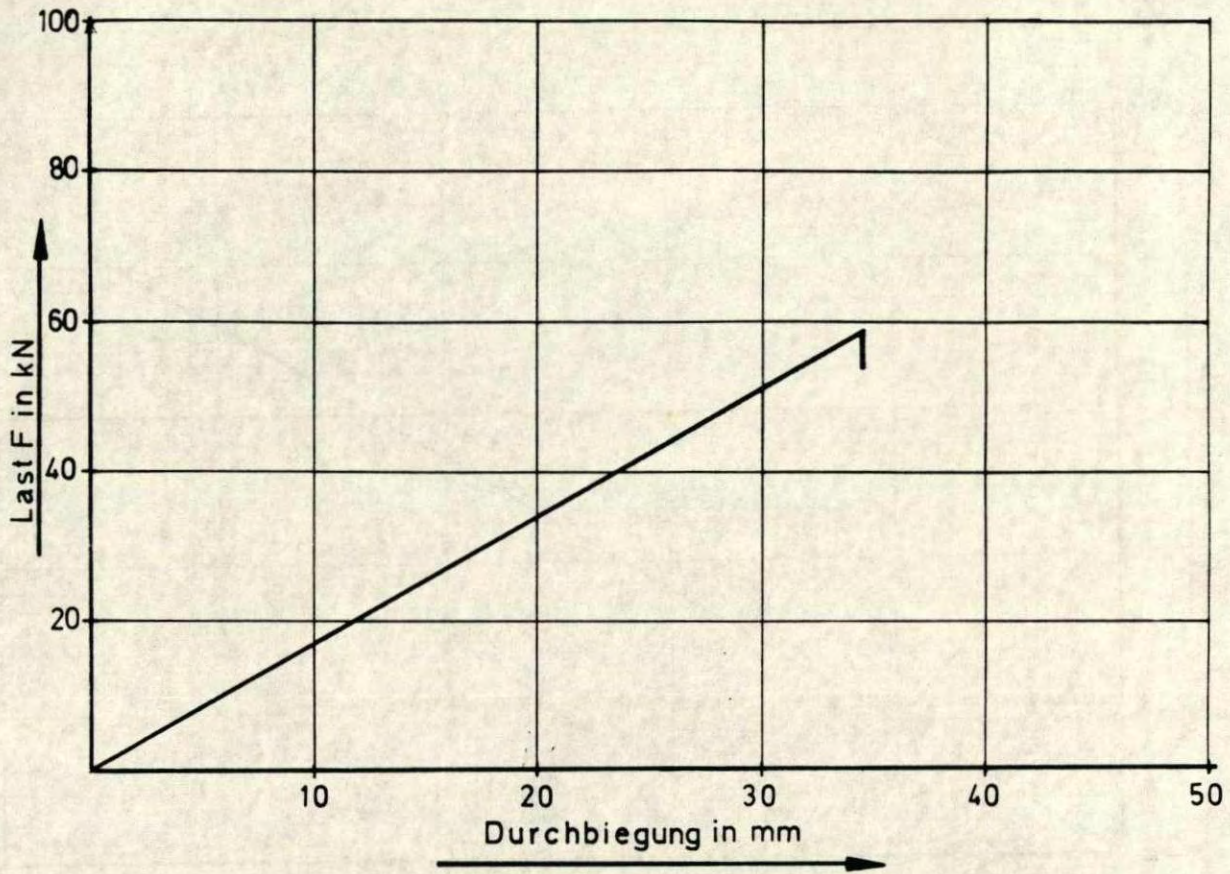


Bild 20 : Last-Durchbiegungs-Diagramm des unverstärkten Trägers II.3-3 (H = 600 mm)

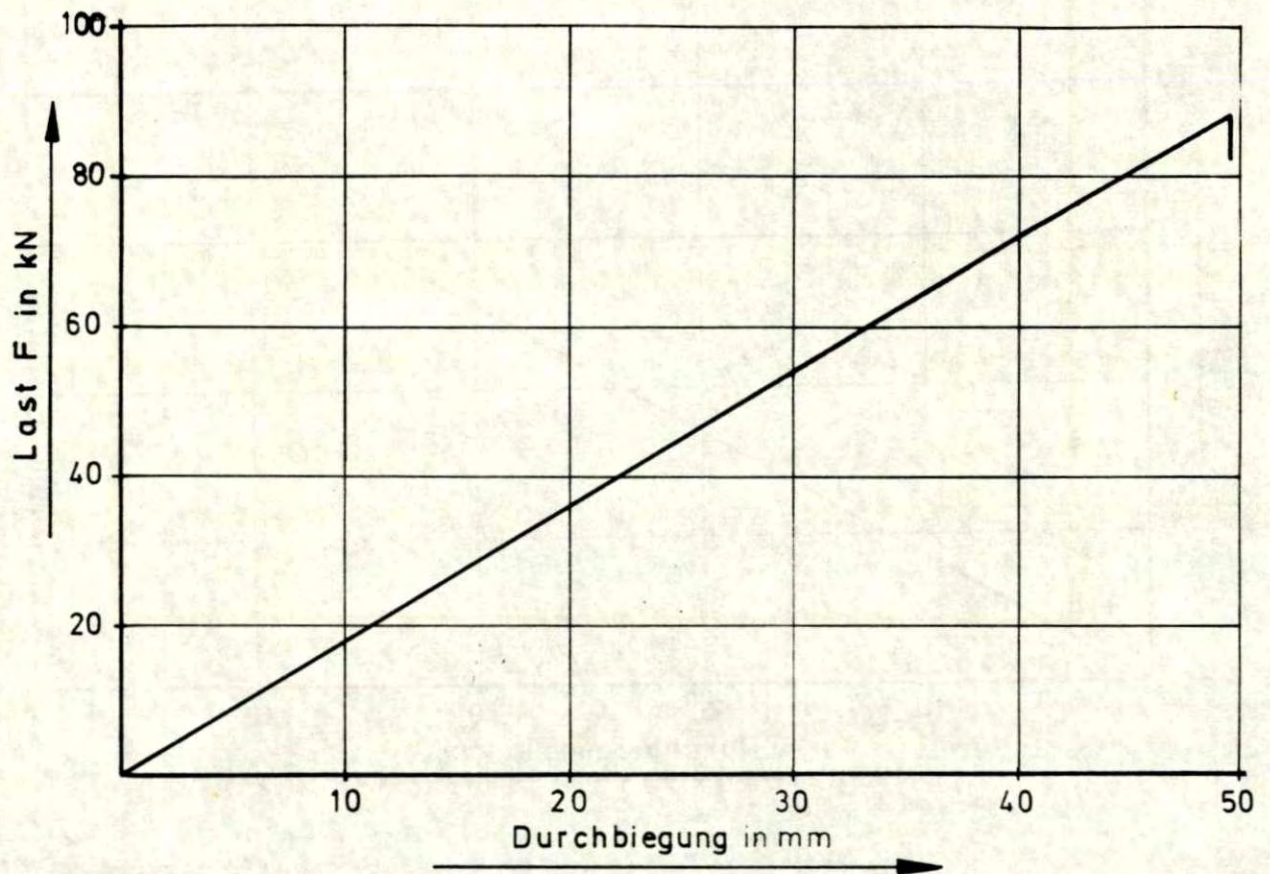


Bild 21 : Last-Durchbiegungs-Diagramm des verstärkten Trägers
II.3-3v ($H = 600$ mm)

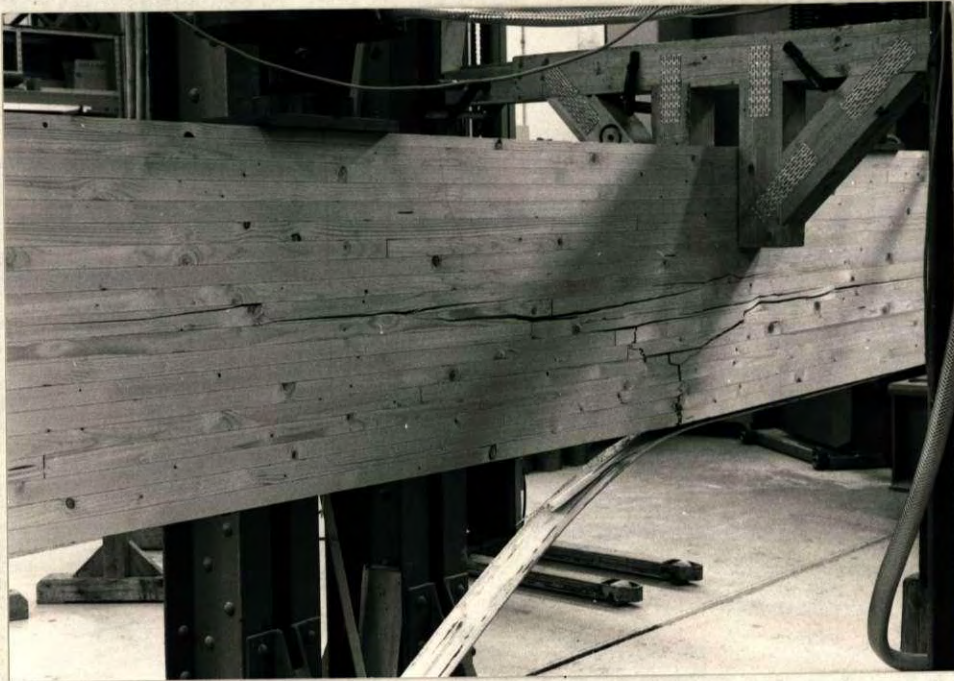


Bild 22 : Typisches Bruchbild eines verstärkten BSH-Trägers

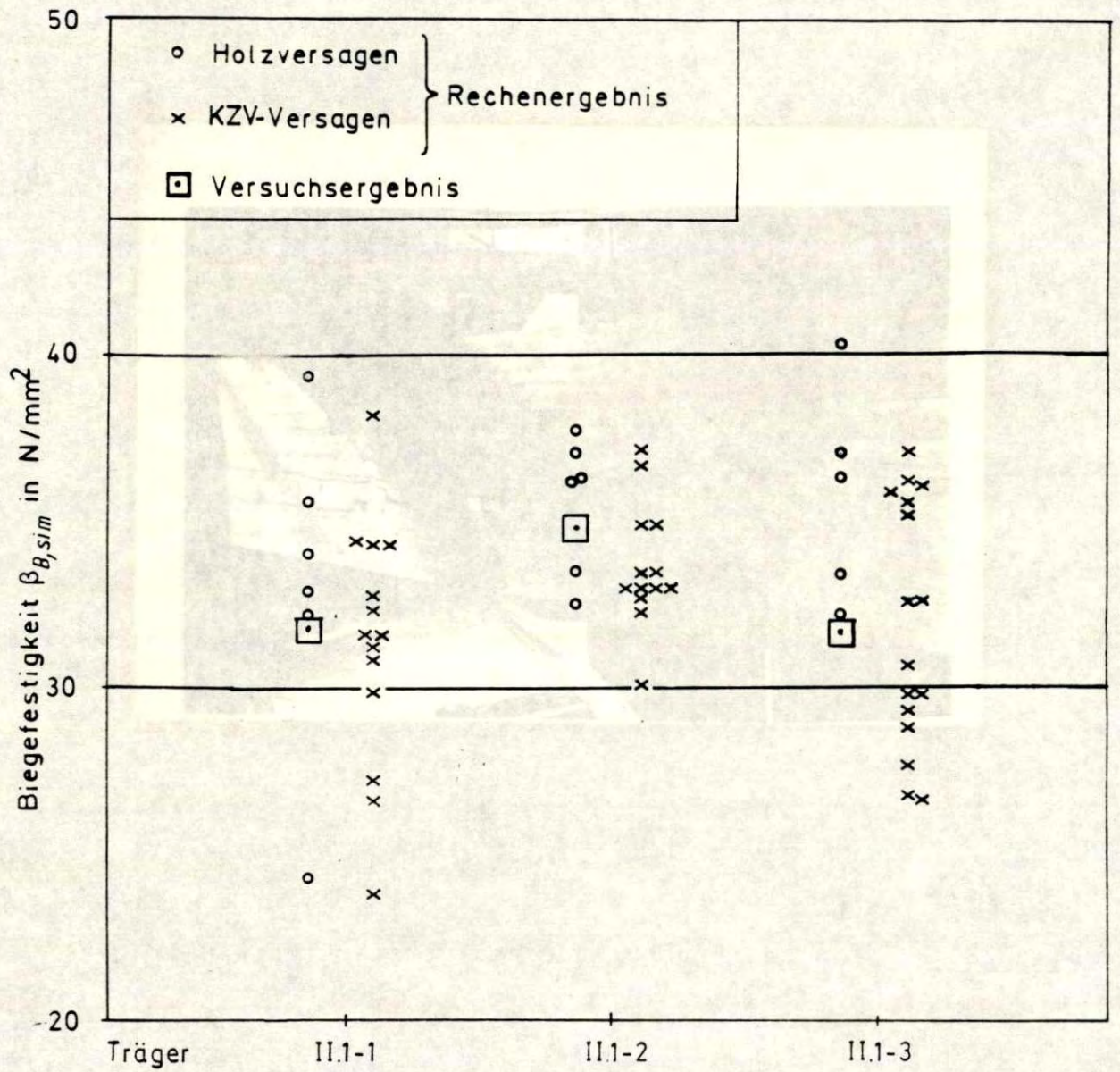


Bild 23 : Ergebnisse der Berechnungen, Reihe II.1

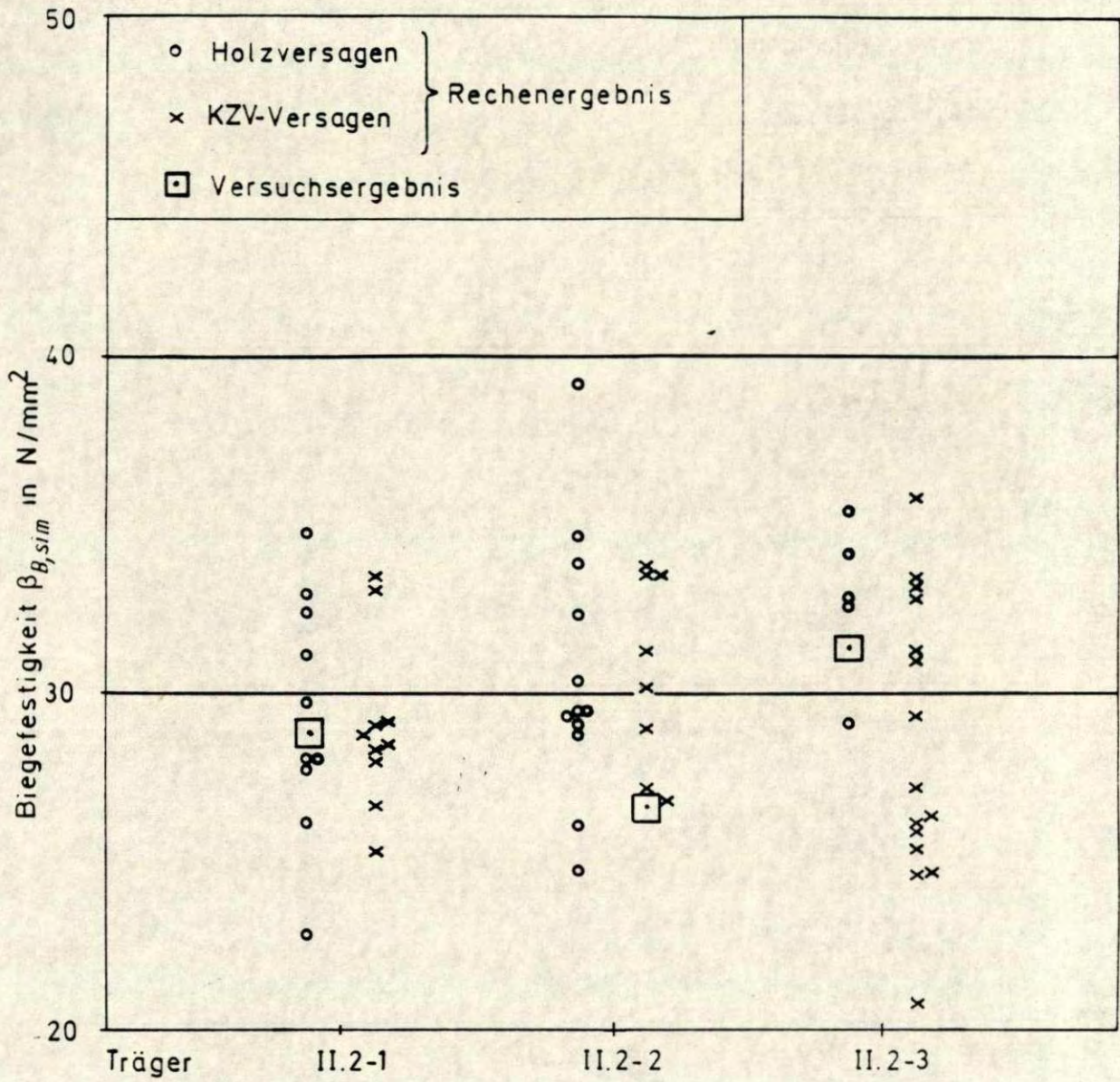


Bild 24 : Ergebnisse der Berechnungen, Reihe II.2

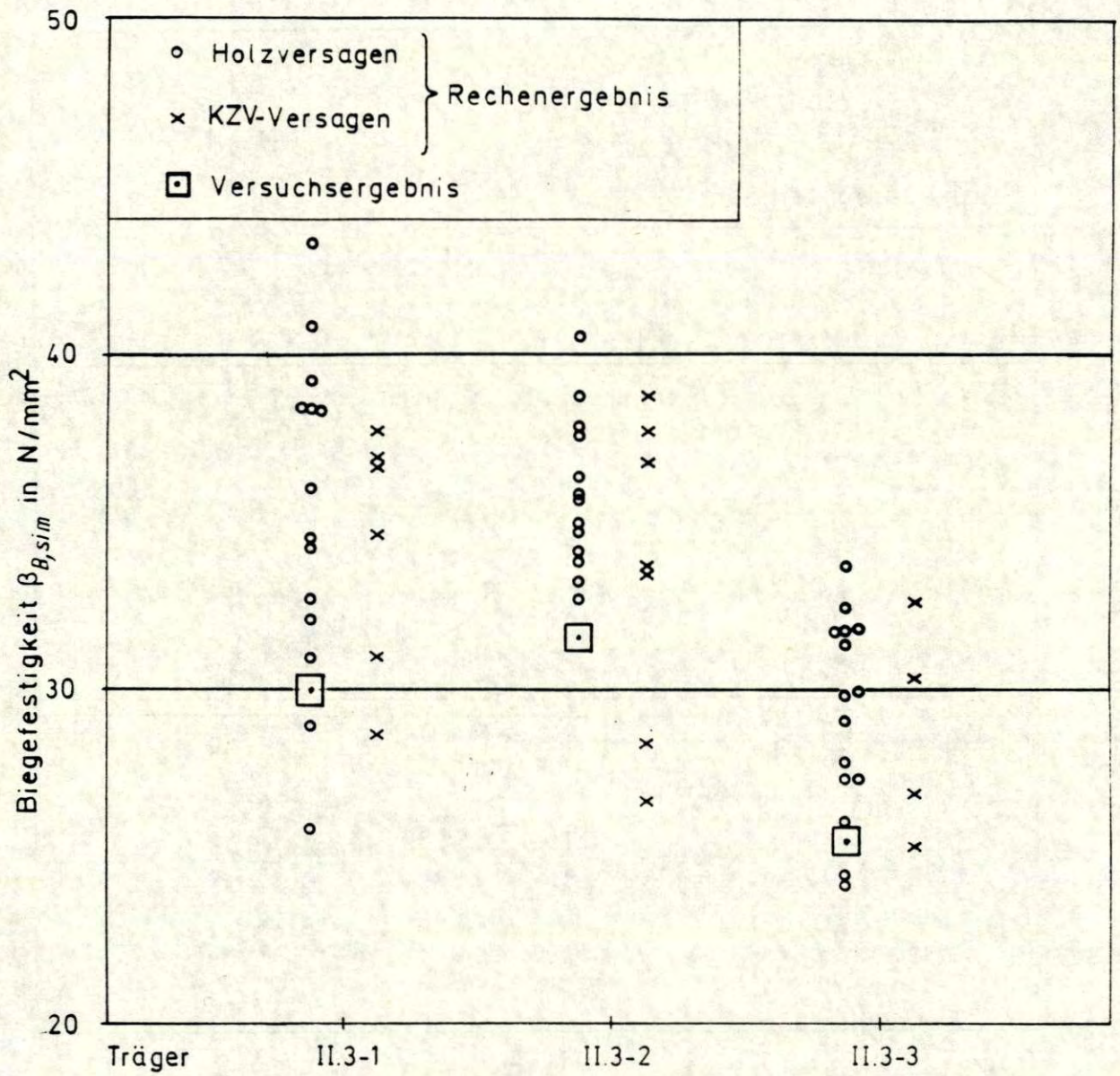


Bild 25 : Ergebnisse der Berechnungen, Reihe II.3

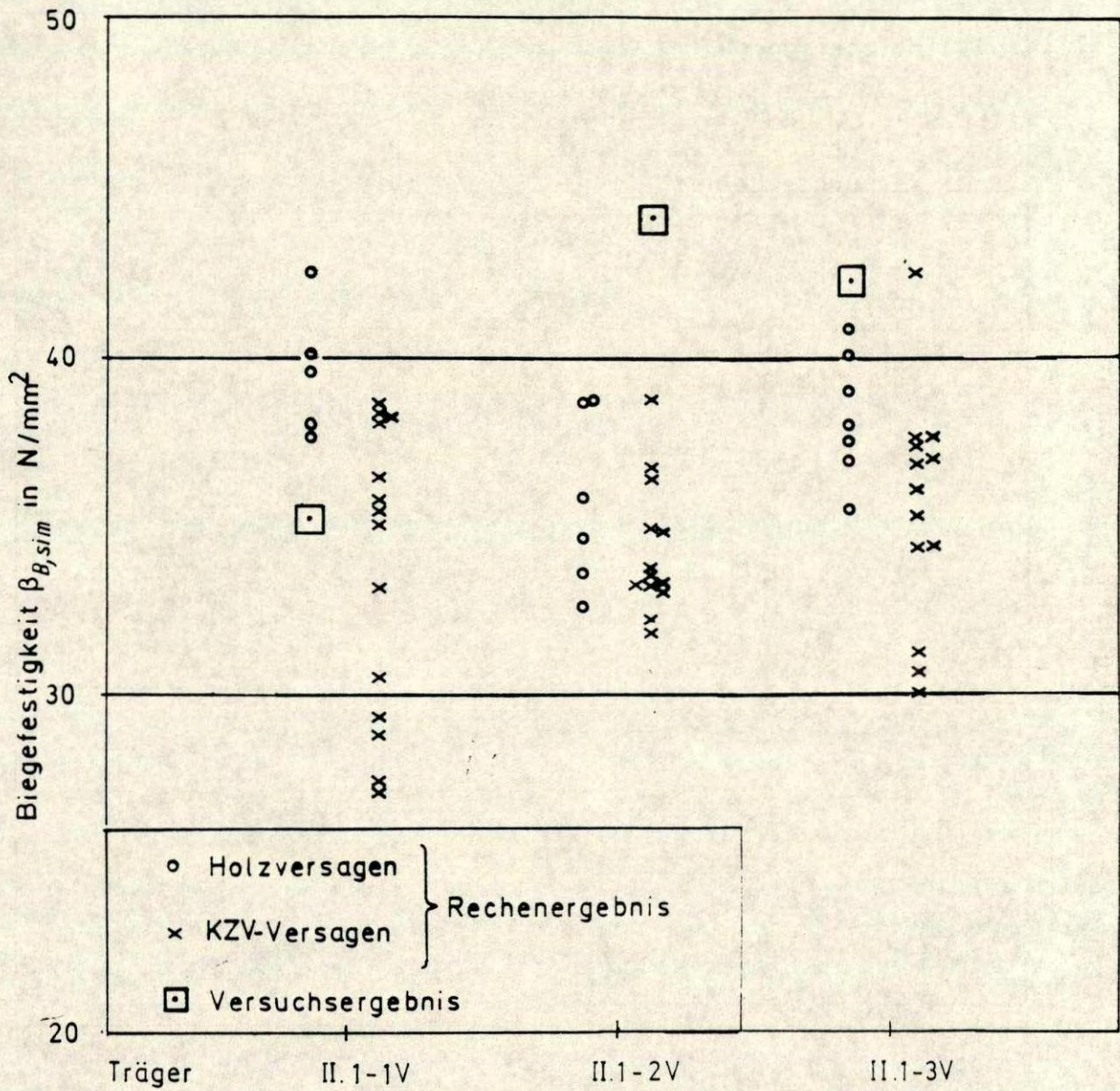


Bild 26 : Ergebnisse der Berechnungen, Reihe II.1v

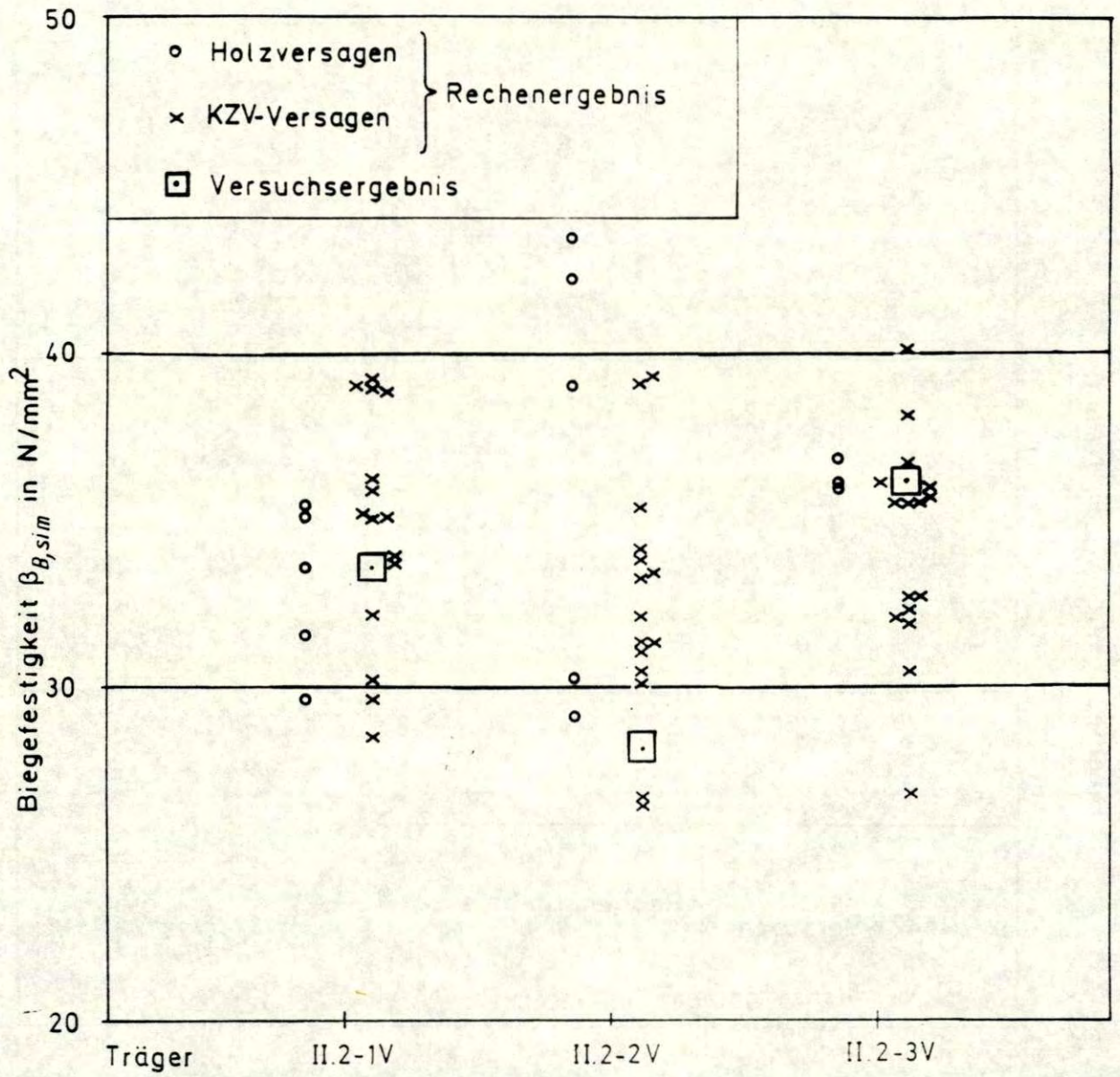


Bild 27 : Ergebnisse der Berechnungen, Reihe II.2v

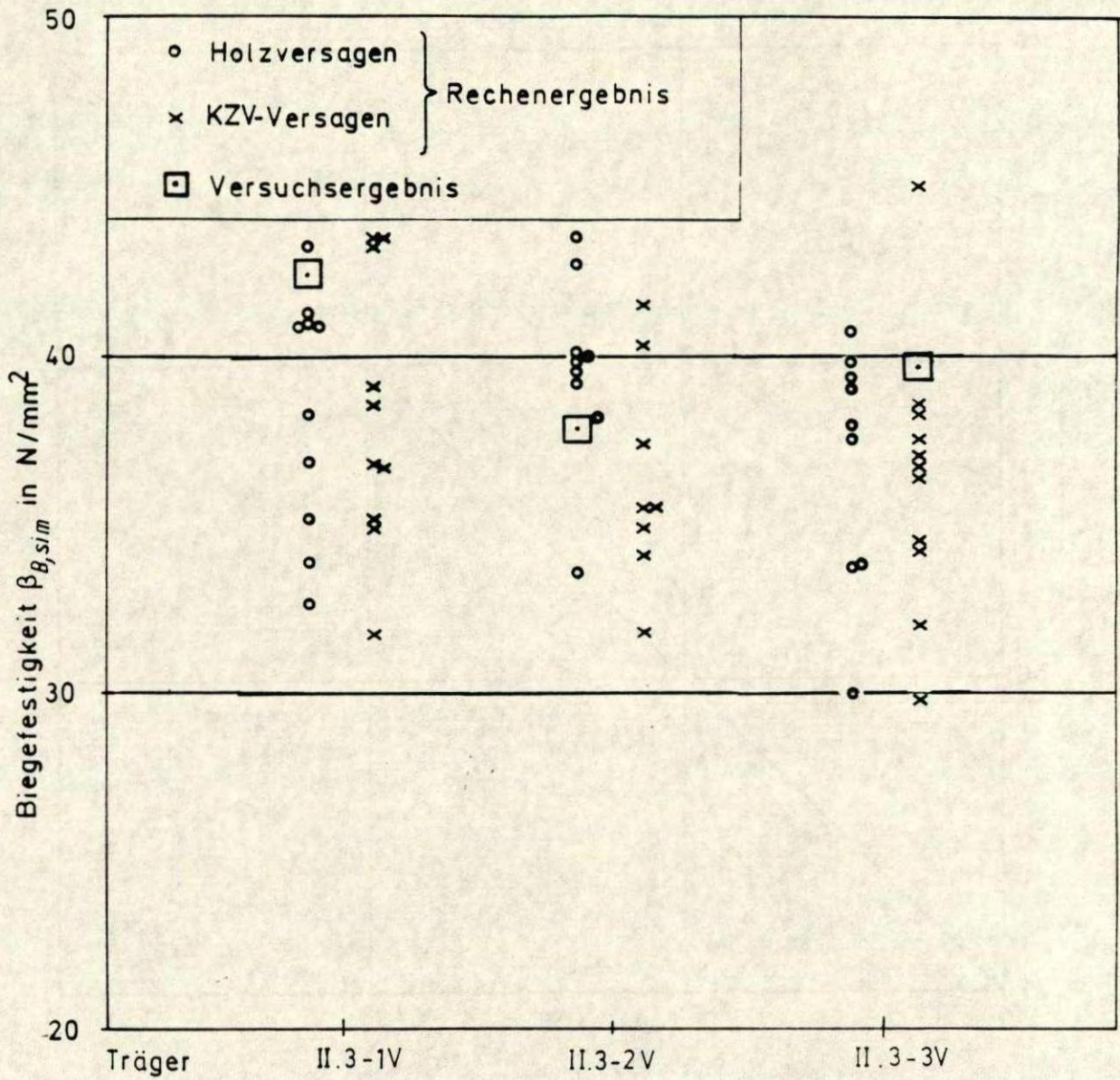


Bild 28 : Ergebnisse der Berechnungen, Reihe II.3v

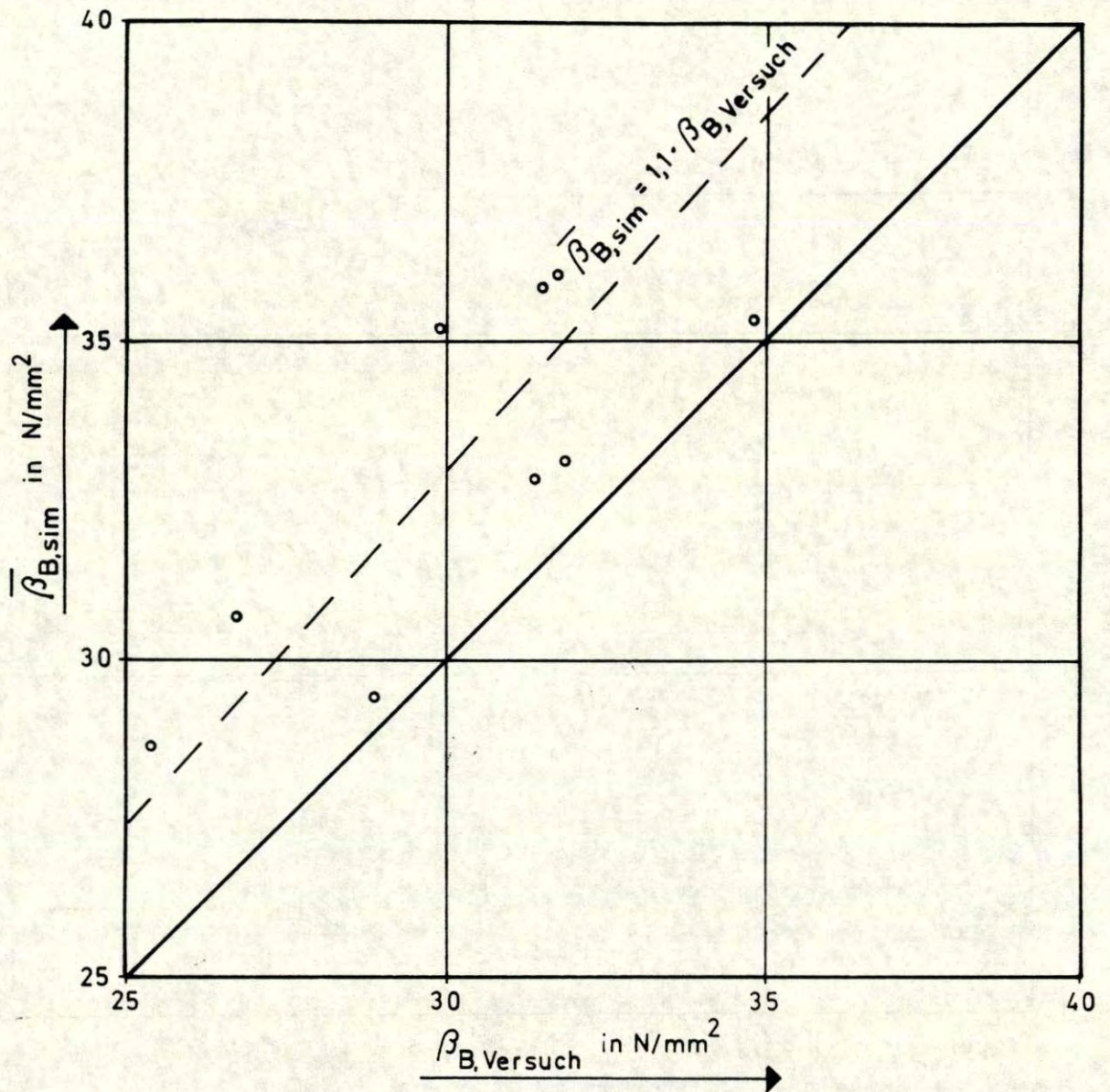


Bild 29 : Vergleich zwischen den mittleren berechneten Biegefestigkeiten $\bar{\beta}_{B,sim}$ und den Versuchswerten $\beta_{B,Versuch}$ unverstärkter Träger

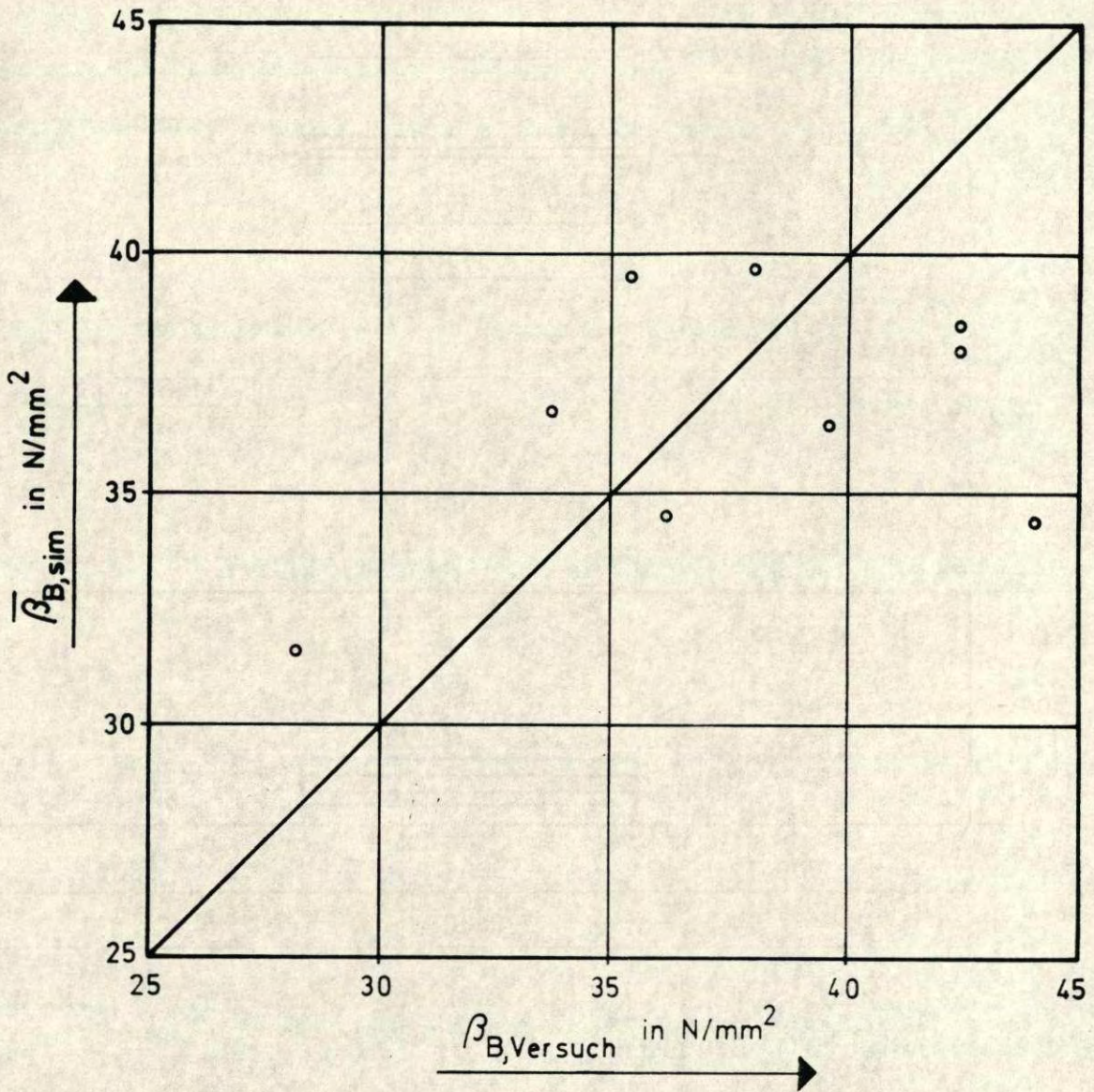
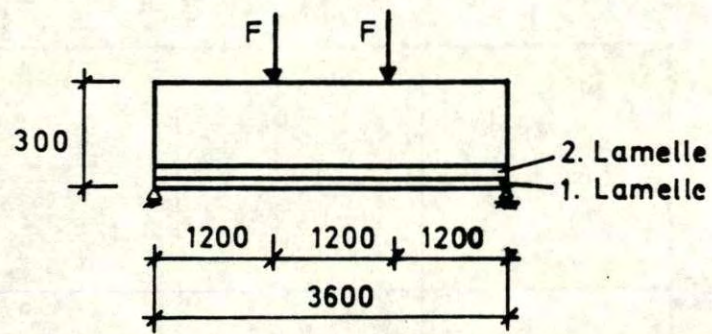
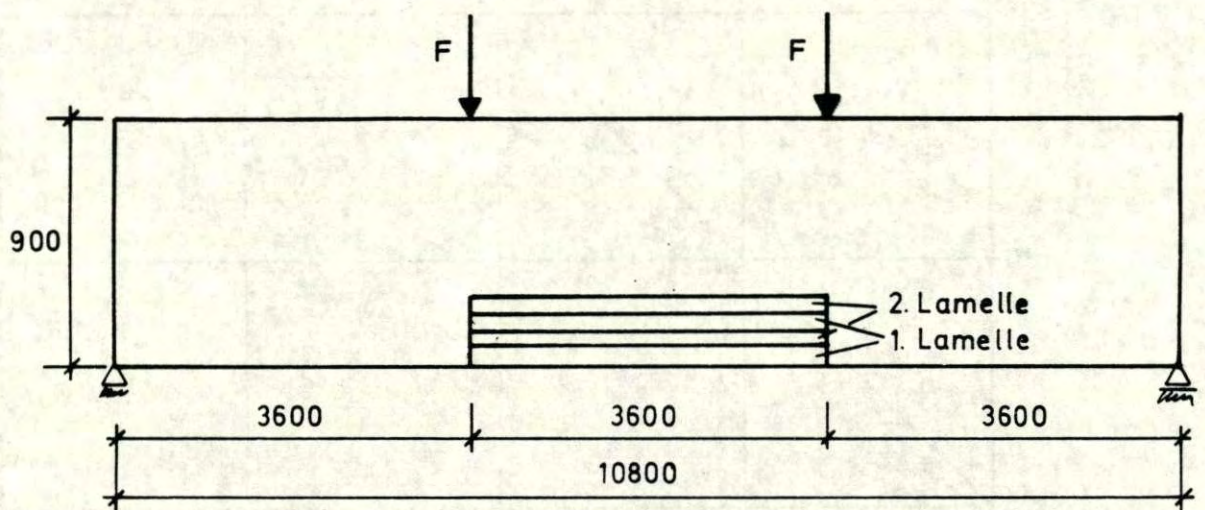


Bild 30 : Vergleich zwischen den mittleren berechneten Biegefestigkeiten $\bar{\beta}_{B,sim}$ und den Versuchswerten $\beta_{B,Versuch}$ verstärkter Träger



Serie A , B=100 mm

Maße in mm



Serie B , B=100 mm

Bild 31 : Trägerabmessungen, Trägeraufbau und Lastanordnung für Simulationsrechnungen

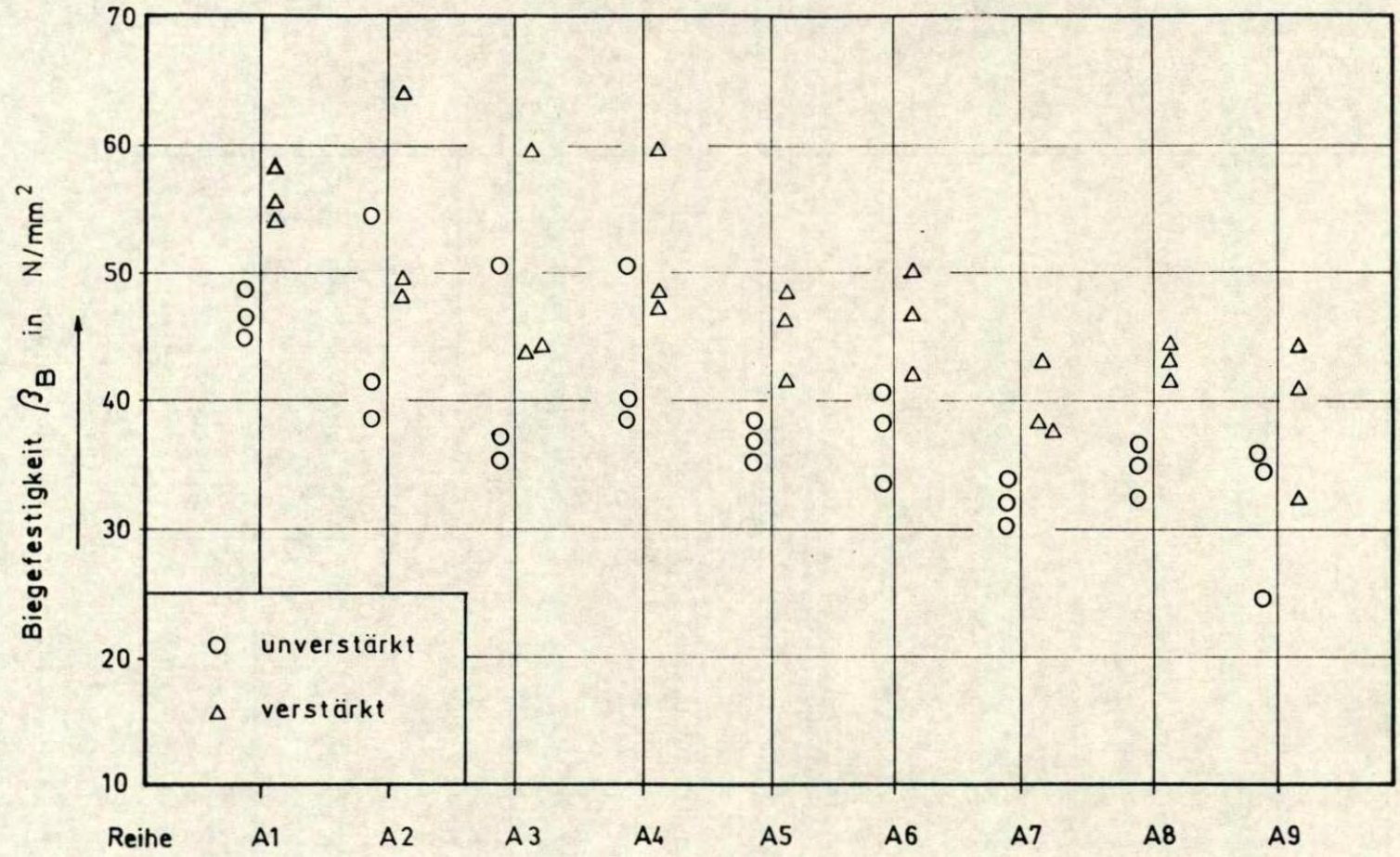


Bild 32 : Ergebnisse der Berechnungen, Serie A

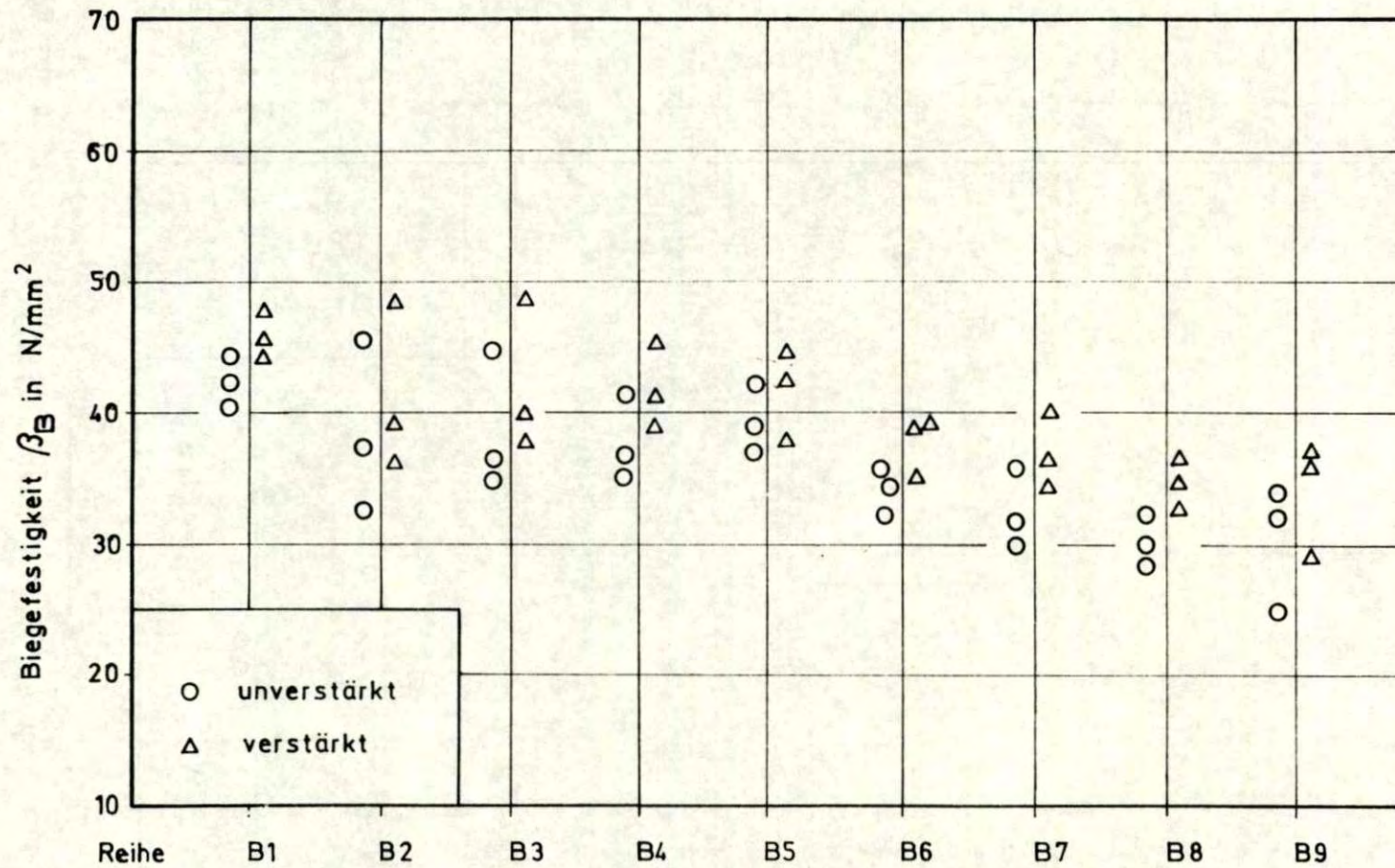


Bild 33 : Ergebnisse der Berechnungen, Serie B

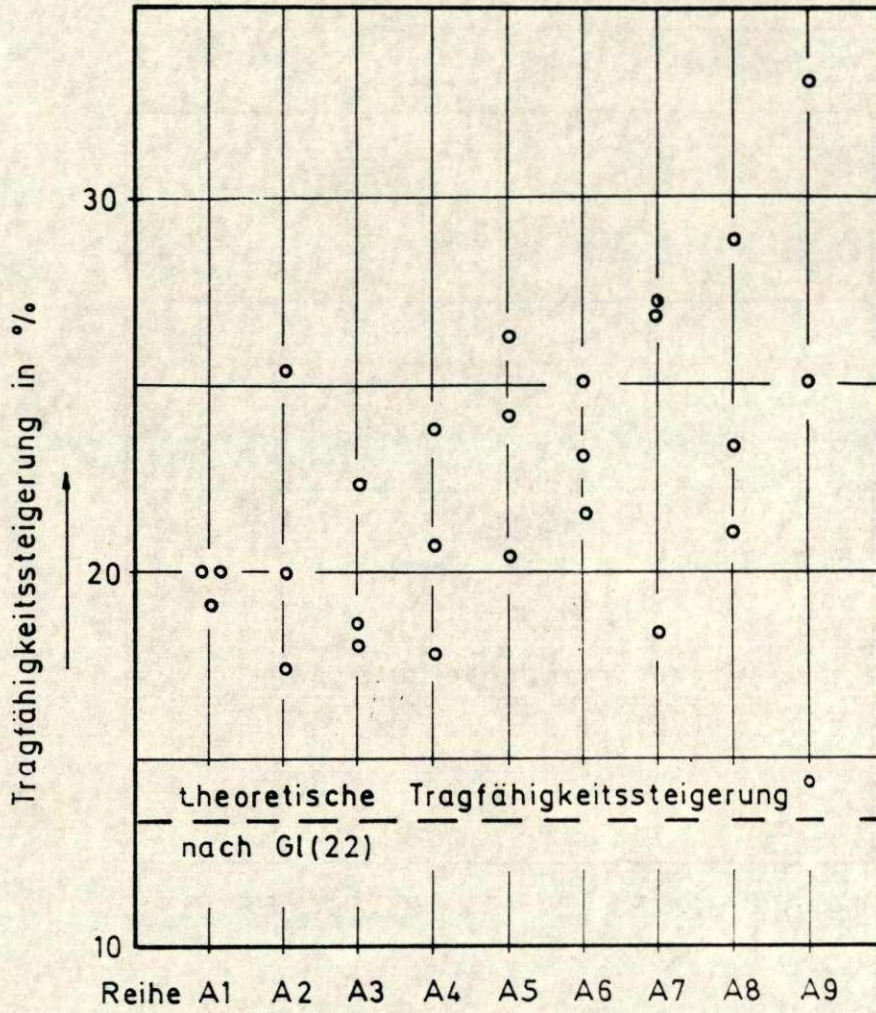


Bild 34 : Berechnete Tragfähigkeitssteigerung, Serie A

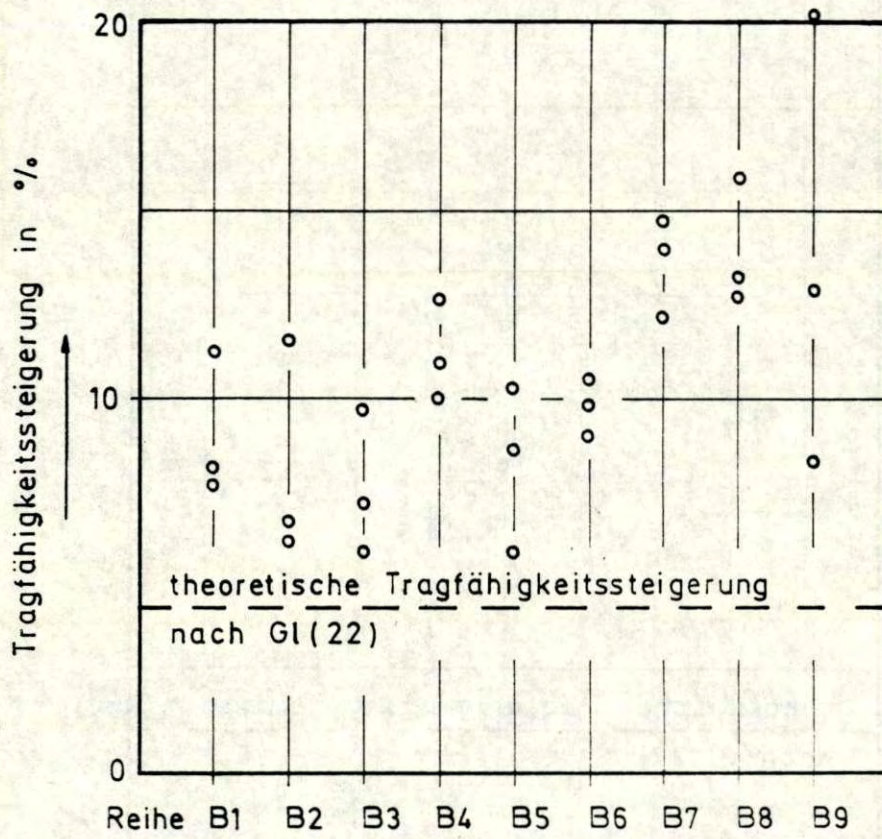


Bild 35 : Berechnete Tragfähigkeitssteigerung, Serie B



Bild 36 : Versuchseinrichtung für die Langzeitversuche



Bild 37 : Versuchseinrichtung für die Langzeitversuche

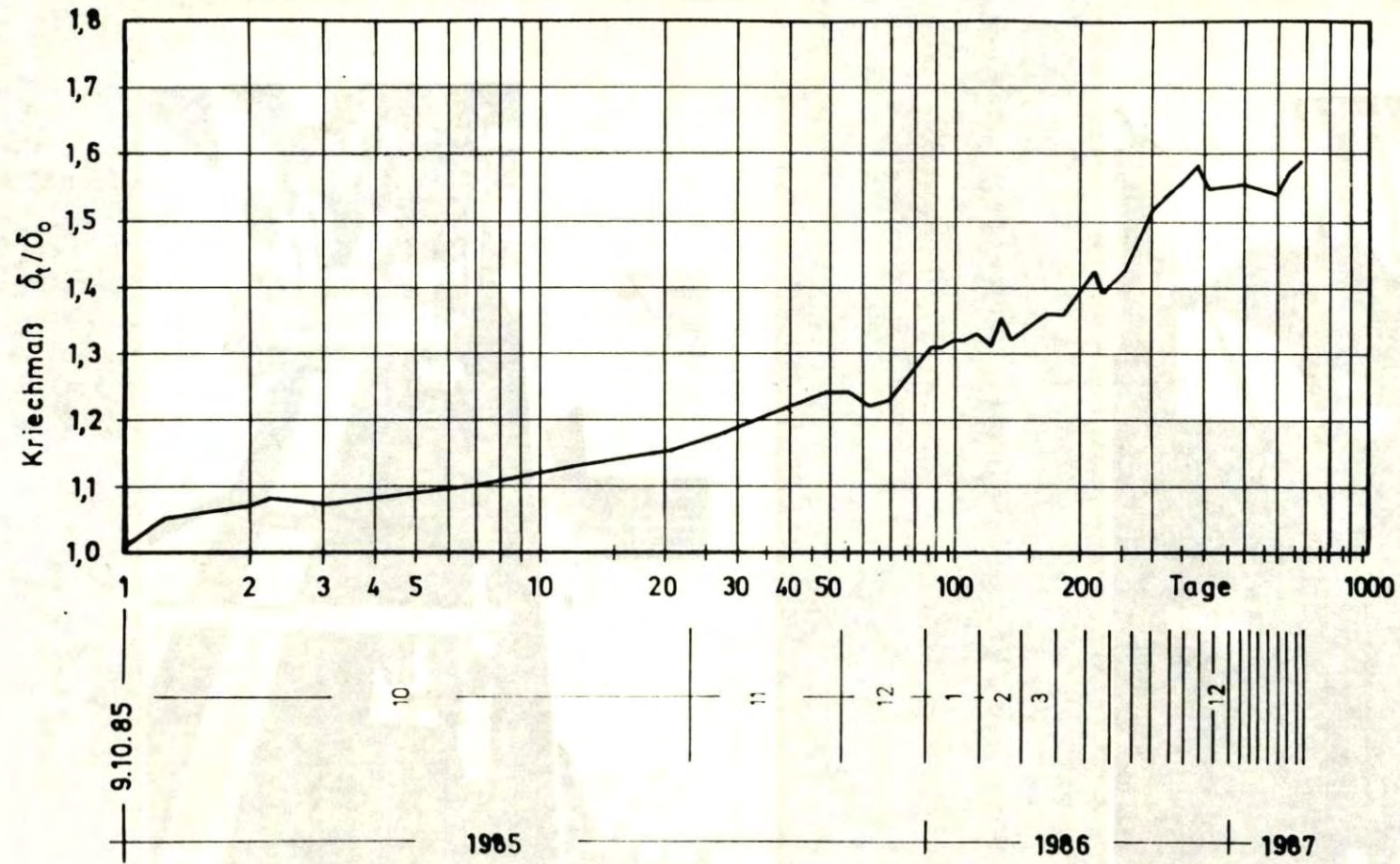


Bild 38 : Verlauf des Kriechmaßes; unverstärkter Träger

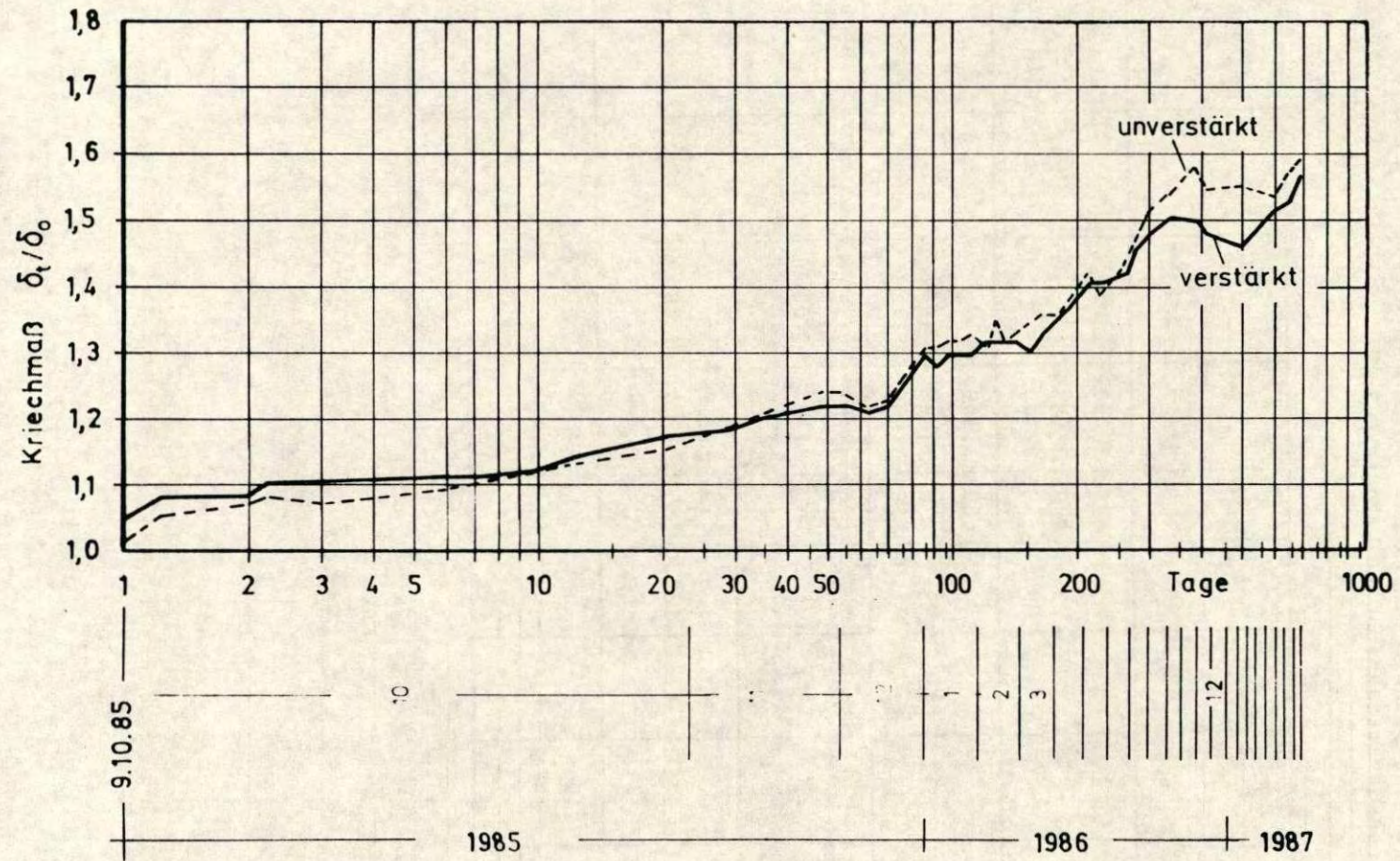


Bild 39 : Verlauf des Kriechmaßes

Tabelle 1: Zugfestigkeit und Elastizitätsmodul von GVP-Lamellen, auf den Gesamtquerschnitt bezogen

Versuch Nr.	Anzahl der Stränge	Breite mm	Dicke mm	maxF kN	β_z N/mm ²	E N/mm ²	Mittelwert N/mm ²	Stand.-abw. N/mm ²	Var.-koeff. %
1	5	14	4,2	39,5	670	32300	31500	670	2,1
2				39,0	665	31200			
3				39,5	670	31100			
4	10	28	4,2	80,0	680	31100	31600	460	1,5
5				68,5	580*)	31900			
6				77,0	655	31900			
7	10	28	4,2	72,0	615	32700	32000	820	2,6
8				86,5	735	31100			
9				72,5	615	32200			
10	15	42	4,2	125	710	31100	31000	420	1,4
11				128	725	31300			
12				123	695	30500			
13	21	59	4,2	-	-	30300	31100	850	2,7
14				-	-	32000			
15				-	-	31000			
							31450	685	2,2

*) bei diesem Versuch waren die induktiven Wegaufnehmer angeschraubt, bei allen anderen aufgeklebt.

Tabelle 2: Ergebnisse von Zugversuchen mit Keilzinkenverbindungen und "Stäbchenlamellen"

	Versuch Nr.	max F kN	β_z N/mm ²	Bruch- ursache	Mittel- wert N/mm ²	Stand.- abw. N/mm ²	Var.- koeff. %
Keilzinkenverbindungen (A=100x30 mm ²)	1	115,8	38,6	KZV	36,0 (32,5)	5,20 (8,3)	14 (25)
	2	114,0	38,0	KZV			
	3	134,0	44,7	KZV			
	4	117,6	39,2	KZV			
	5	101,7	33,9	KZV			
	6	76,2	25,4	(Ast)			
	7	111,0	37,0	KZV			
	8	66,5	22,2	(Ast)			
	9	123,2	41,1	KZV			
	10	87,0	29,0	KZV			
	11	90,5	30,3	KZV			
	12	119,5	39,8	KZV			
	13	104,1	34,7	KZV			
	14	74,8	24,9	KZV			
	15	117,0	39,0	(Ast)			
	16	112,0	37,3	KZV			
	17	109,2	36,4	KZV			
	18	40,0	13,3	(Schräg- faser)			
	19	65,0	21,7	(Ast)			
	20	68,0	22,7	(Ast)			
Stäbchen- lamelle	1	129,5	43,2	KZV	46,7	3,5	7,5
	2	132,8	44,3	KZV			
	3	146,6	48,9	KZV			
	4	151,5	50,5	KZV			

Tabelle 3: Versuchsergebnisse der Reihe I (H= 330mm)

Träger- typ	Träger- Nr.	Bruch- last F kN	Biegefe- festigkeit $\sigma_B^{1)}$ N/mm ²	Mittel- wert N/mm ²	Elastizi- tätsmodul E N/mm ²	Bruchur- sache
KZV KZV	I.1-1 2)	70,8	46,8	46,0	11640	Holz, KZV
	I.1-2 2)	60,6	40,1		11190	KZV
	I.1-3 2)	77,1	51,0		10790	KZV
AST KZV	I.2-1 2)	81,8	54,1	47,9	10980	KZV
	I.2-2 2)	66,9	44,2		11520	KZV
	I.2-3 2)	68,7	45,4		10740	Holz, KZV
- KZV	I.3-1 2)	74,9	49,5	41,7	12300	Holz
	I.3-2 2)	74,2	49,1		12560	Holz
	I.3-3 2)	68,4	45,2		12640	Holz
	I.3-4 2)	55,2	36,5		9360	KZV
	I.3-5 2)	46,7	30,9		8980	Holz
	I.3-6 2)	58,6	38,7		9700	Holz
KZV KZV GVP	I.1-1v	76,8	46,2	49,8	10600	KZV
	I.1-2v	96,6	58,1		10830	KZV
	I.1-3v	75,1	45,1		11210	KZV
AST KZV GVP	I.2-1v	81,5	49,0	46,4	11030	Holz, KZV
	I.2-2v	81,6	49,0		10000	KZV
	I.2-3v	68,7	41,3		10580	KZV
- KZV GVP	I.3-1v	85,3	51,3	51,6	9475	Holz
	I.3-2v	94,4	56,7		10200	KZV
	I.3-3v	78,0	46,9		10560	KZV

1) berechnet nach $\sigma_B = \frac{M}{W} = \frac{M}{BH^2/6}$

2) siehe [13]

Tabelle 4 : Versuchsergebnisse der Reihe II (H=600mm)

Träger- typ	Träger- Nr.	Bruch- last F kN	Biege- festigkeit σ_B ¹⁾ N/mm ²	Mittel- wert N/mm ²	Elastizi- tätsmodul E N/mm ²	Bruch- ursache
KZV	II.1-1	73,6	31,8	32,8	10130	Holz
	II.1-2	80,6	34,8		10880	Holz
	II.1-3	73,3	31,7		9980	Holz
AST KZV	II.2-1	66,9	28,9	29,0	10270	Holz
	II.2-2	61,7	26,7		9780	KZV
	II.2-3	72,7	31,4		10040	Holz
- KZV	II.3-1	69,3	29,9	28,9	10010	Holz
	II.3-2	73,0	31,5		10450	Holz
	II.3-3	58,5	25,3		9840	Holz
KZV KZV GVP	II.1-1v	81,7	35,3	40,6	10245	Holz
	II.1-2v	102,0	44,1		10510	KZV
	II.1-3v	98,0	42,3		11350	Holz
AST KZV GVP	II.2-1v	77,7	33,6	32,6	10865	KZV
	II.2-2v	65,0	28,1		10250	KZV
	II.2-3v	83,6	36,1		11155	KZV
- KZV GVP	II.3-1v	97,8	42,3	39,9	9750	Holz
	II.3-2v	87,8	37,9		10475	Holz
	II.3-3v	91,7	39,6		10300	KZV

1) berechnet nach $\sigma_B = \frac{M}{W} = \frac{M}{\frac{BH^2}{6}}$

Tabelle 5: Versuchsergebnisse von BSH-Trägern mit "Stäbchenlamellen" als Decklamellen



Träger- typ	Bruchlast F kN	Biege- festigkeit σ_B N/mm ²	Mittel- wert N/mm ²	Elastizi- tätsmodul E N/mm ²
	74,9	32,4	33,9	10300
	72,3	31,2		10610
	88,4	38,2		10520
	104,6	45,2	-	12070

Tabelle 6: Zugversuche von mit GVP-Lamellen überlappten Schwachstellen


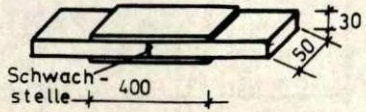
Versuch Nr.								
	Schwachstelle				Schwachstelle			
	Stumpfstoß		Ast		Stumpfstoß		Ast	
	max F kN	τ_L N/mm ²	max F kN	τ_L N/mm ²	max F kN	τ_L N/mm ²	max F kN	τ_L N/mm ²
1	84	8,4	40	4,0	103	5,2	62	3,1
2	70	7,0	37	3,7	102	5,1	43	2,2
3	77	7,7	30	3,0	120	6,0	32	1,6
	$\bar{x} =$	7,7	$\bar{x} =$	3,6	$\bar{x} =$	5,4	$\bar{x} =$	2,3

Tabelle 7 : Vergleich zwischen berechneter und tatsächlich ermittelter Tragfähigkeit

Träger	$\bar{\beta}_{\text{Sim}}^{1)}$ N/mm ²	β_{Versuch} N/mm ²	$\frac{\bar{\beta}_{\text{Sim}}}{\beta_{\text{Versuch}}}$	vorhergesagte Bruchursache	tatsächliche Bruchursache
II.1-1	33,1	31,8	1,041	KZV ²⁾	Ast
II.1-2	35,3	34,8	1,014	KZV	Ast
II.1-3	36,0	31,7	1,136	KZV	Ast
II.2-1	29,4	28,9	1,017	KZV/Ast	Ast
II.2-2	30,7	26,7	1,150	KZV/Ast	KZV
II.2-3	32,8	31,4	1,045	KZV	Ast
II.3-1	35,2	29,9	1,177	Ast	Ast
II.3-2	35,8	31,5	1,127	Ast	Ast
II.3-3	28,6	25,3	1,130	Ast	Ast
II.1-1v	39,5	35,3	1,119	KZV	Ast
II.1-2v	34,2	44,1	0,776	KZV	KZV
II.1-3v	37,9	42,3	0,896	KZV	Ast
II.2-1v	36,7	33,6	1,092	KZV	KZV
II.2-2v	31,7	28,1	1,128	KZV	KZV
II.2-3v	34,4	36,1	0,953	KZV	KZV
II.3-1v	38,4	42,3	0,908	KZV/Ast	Ast
II.3-2v	39,6	37,9	1,045	KZV/Ast	Ast
II.3-3v	36,3	39,6	0,917	KZV/Ast	KZV

1) mittlere berechnete Biegefestigkeit unter Berücksichtigung der tatsächlichen Bruchursache

2) KZV $\hat{=}$ Keilzinkenverbindung

Tabelle 8a : Vergleich der berechneten Tragfähigkeiten;
Träger mit Holzversagen

Träger Nr.	unverstärkt β_B N/mm ²	verstärkt β_B N/mm ²	Tragfähig- keitssteigerung %	Mittel- wert %
II.1-1v	35,1	39,6	12,8	15,2
	30,7	38,0	23,8	
	33,6	37,7	12,2	
	35,8	40,1	12,0	
	36,7	42,3	15,3	
II.1-2v	28,3	33,7	19,1	13,3
	28,7	32,7	13,9	
	32,8	34,7	5,8	
	30,4	35,9	18,2	
	34,7	38,7	11,5	
	34,8	38,8	11,5	
II.1-3v	37,9	40,1	5,8	7,3
	32,4	35,6	9,9	
	35,2	38,1	8,2	
	35,6	37,0	3,9	
	40,2	40,9	1,7	
	33,1	37,6	13,6	
	36,3	39,1	7,7	

Träger 8b : Vergleich der berechneten Tragfähigkeiten;
Träger mit Holzversagen

Träger Nr.	unverstärkt β_B N/mm ²	verstärkt β_B N/mm ²	Tragfähig- keitssteigerung %	Mittel- wert %
II.2-1v	29,4	31,6	7,5	8,6
	33,5	35,6	6,3	
	27,9	29,7	6,5	
	29,9	33,6	13,7	
	32,2	35,1	9,0	
II.2-2v	37,6	43,4	15,4	8,9
	34,7	39,0	12,4	
	28,9	30,3	4,8	
	38,7	42,2	9,0	
	28,4	29,2	2,8	
II.2-3v	34,7	36,8	6,1	9,1
	33,5	36,0	7,5	
	31,6	35,9	13,6	
II.3-1v	32,7	36,9	12,8	14,9
	33,9	41,0	20,9	
	34,9	41,3	18,3	
	29,8	32,7	9,7	
	35,7	40,9	14,6	
	28,4	33,9	19,4	
	40,3	43,2	7,2	
	28,1	35,2	25,3	
	36,2	40,9	13,0	
	35,7	38,3	7,3	

Träger 8c : Vergleich der berechneten Tragfähigkeiten;
Träger mit Holzversagen

Träger Nr.	unverstärkt β_B N/mm ²	verstärkt β_B N/mm ²	Tragfähig- keitssteigerung %	Mittel- wert %
II.3-2v	38,4	39,6	3,1	12,0
	35,9	39,2	9,2	
	31,7	39,9	25,9	
	38,4	40,1	4,4	
	33,9	38,2	12,7	
	29,6	33,6	13,5	
	39,9	43,5	9,0	
	37,8	42,7	13,0	
34,0	40,0	17,6		
II.3-3v	35,2	37,9	7,7	10,3
	28,4	33,7	18,7	
	34,2	39,8	16,4	
	36,3	39,1	7,7	
	32,1	33,8	5,3	
	33,5	37,5	11,9	
	35,3	39,3	11,3	
	27,6	30,0	8,7	
38,6	40,7	5,4		

$$\bar{x} = 11,4 \%$$

$$s = 5,6 \%$$

Tabelle 9 : Anforderungen an die Holzeigenschaften der beiden äußeren Zuglamellen der Träger aus Bild 31

Träger Serie (A) und (B)	2.Lamelle	Bemerkung
	1.Lamelle	
1-1	H	H = hohe Brettqualität : hohe Rohdichte, geringe Ästigkeit M = mittlere -- " -- : mittlere Rohdichte und Ästigkeit N = niedrige -- " -- : geringe Rohdichte, große Ästigkeit
1-2	H	
1-3		
2-1	M	
2-2	H	
2-3		
3-1	N	
3-2	H	
3-3		
4-1	H	
4-2	M	
4-3		
5-1	M	
5-2	M	
5-3		
6-1	N	
6-2	M	
6-3		
7-1	H	
7-2	N	
7-3		
8-1	M	
8-2	N	
8-3		
9-1	N	
9-2	N	
9-3		

Tabelle 10 : Vergleich der berechneten Tragfähigkeiten; Träger mit KZV-Versagen

Träger	unver- stärkt	ver- stärkt	Trag- fähigkeits- steigerung	Träger	unver- stärkt	ver- stärkt		Träger	unver- stärkt	ver- stärkt	
	β_B^u N/mm ²	β_B^v N/mm ²	Δ %		β_B^u N/mm ²	β_B^v N/mm ²	Δ %		β_B^u N/mm ²	β_B^v N/mm ²	Δ %
1	25,9	27,7	6,6	11	29,9	30,5	2,2	21	31,4	33,7	7,3
2	26,9	29,2	8,5	12	33,0	33,8	2,5	22	21,0	22,6	7,4
3	30,9	32,3	4,5	13	23,6	25,4	7,6	23	32,7	34,8	6,3
4	29,2	32,4	11,0	14	33,2	34,4	3,5	24	31,9	34,5	8,0
5	29,6	31,0	4,7	15	34,2	37,0	8,2	25	22,7	24,5	7,9
6	34,9	35,4	1,6	16	21,5	24,2	12,6	26	29,5	31,3	6,4
7	29,7	31,3	5,2	17	30,4	33,1	8,6	27	28,3	29,5	4,3
8	34,3	36,5	6,5	18	35,4	36,8	3,9	28	26,4	29,5	11,5
9	28,6	29,1	2,0	19	33,6	35,4	5,6	29	38,9	41,4	6,3
10	29,0	32,0	10,2	20	34,4	36,3	5,5	30	33,5	34,1	1,7
Mittelwert									30,2	32,0	6,3