

INSTITUT FÜR BAUSTOFFKUNDE UND STAHLBETONBAU  
DER TECHNISCHEN UNIVERSITÄT BRAUNSCHWEIG  
DIREKTOREN: PROF. DR.-ING. K. KORDINA – PROF. DR.-ING. G. REHM  
AMTLICHE MATERIALPRÜFANSTALT FÜR DAS BAUWESEN

## Die Stahlblech-Holz-Nagelverbindung und ihre Anwendung — Grundlagen und Bemessungsvorschläge —

von  
Wilfried Bödeker



Heft 18

Braunschweig

März 1971

## Vorwort

Die Greimbau-Lizenz-GmbH., Hildesheim, ließ in den Jahren 1965 bis 1968 im Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der TU Braunschweig umfangreiche Versuche an Baugliedern in GREIM-Bauweise durchführen. Die vorliegende Arbeit entstand aus dem Wunsch, aufbauend auf die durch diese Versuche gewonnenen Erkenntnisse Wege zur Berechnung der Tragglieder in Stahlblech-Holz-Nagelbauweise zu finden. Mein besonderer Dank gilt Herrn Greim für seine Bereitschaft, mich über die von ihm seit ca. 1940 durchgeführten Versuche an Traggliedern in dieser Bauweise, die inzwischen fest mit seinem Namen verbunden ist, zu informieren.

Herrn Professor Dr.-Ing. Kordina und Herrn Professor Dr.-Ing. Rehm danke ich, daß sie trotz ihrer auf andere Probleme ausgerichteten Tätigkeit Zeit fanden, meine Arbeit wissenschaftlich zu betreuen.

Braunschweig im März 1971

Wilfried Bödeker

## Inhaltsverzeichnis

Seite

Bezeichnungen und Symbole .....	4
1. <u>Einführung</u>	7
1.1 Entwicklung der Stahlblech-Holz-Nagelbauweise ...	7
1.2 Zielsetzung der Arbeit .....	8
1.3 Umfang und Ergebnisse der Arbeit .....	9
2. <u>Güteeigenschaften der für die Stahlblech-Holz- Nagelbauweise verwendeten Werkstoffe</u>	12
2.1 Allgemeines .....	12
2.2 Festigkeitseigenschaften normaler und gehärteter Drahtnägel .....	14
2.3 Auswahl und Güteeigenschaften der Stahlbleche....	15
2.4 Nagelbarkeit von Stahlblechen .....	17
2.5 Lochleibungsbeanspruchung im Stahlblech, Schersfestigkeit der Nägel .....	19
2.6 Güteeigenschaften der zu verwendenden Hölzer, - Streuung der Festigkeit und des Elastizitäts- moduls - .....	21
2.7 Lochleibungsbeanspruchung und Bettungsziffer des Nadelholzes .....	24
3. <u>Berechnung der Nageltragfähigkeit der Stahlblech-Holz- Nagelverbindung in Abhängigkeit von der Einschlagtiefe und dem Nageldurchmesser</u>	30
3.1 Theoretische Grundlagen .....	30
3.2 Vorschlag für ein Verfahren zur Bestimmung der Nageltragfähigkeit bei vorgegebener gegenseitiger Verschiebung zwischen Holz und Stahlblech....	35
3.2.1 Einflüsse auf die Größe der Nageltragfähigkeit.	35
3.2.2 Berechnung der Nageltragfähigkeit .....	42
3.2.3 Brauchbarkeit des Berechnungsverfahrens .....	45

3.3	Zulässige Nagelbelastung aufgrund bestehender Vorschriften, Berücksichtigung der vorliegenden Versuchsergebnisse .....	45
4.	<u>Berechnung der Biegesteifigkeit von Trägern in Stahlblech-Holz-Nagelbauweise unter Berücksichtigung der gegenseitigen Verschiebung zwischen Stahlblech und Holz</u>	50
4.1	Bekannte Berechnungsmethoden für zusammengesetzte hölzerne Biegeträger mit nachgiebigen Verbindungsmitteln .....	50
4.2	Grundlagen für die Berechnung von Verbundträgern in Stahlblech-Holz-Nagelbauweise .....	53
4.2.1	Zielsetzung .....	53
4.2.2	Trägerquerschnitte in Stahlblech-Holz-Nagelbauweise .....	54
4.2.3	Querschnittsverformungen bei nachgiebiger Verbindung, Definition des Abminderungswertes $\gamma$ .....	56
4.2.4	Spannungen im Verbundquerschnitt .....	60
4.2.5	Bestimmung des Abminderungswertes $\gamma$ .....	60
4.3	Bestimmung des wirksamen Trägheitsmomentes $I_w$ ....	68
4.4	Brauchbarkeit des Berechnungsverfahrens zur Bestimmung des Abminderungswertes $\gamma$ und des wirksamen Trägheitsmomentes $I_w$ .....	74
4.4.1	Gültigkeit der Berechnungsannahmen .....	74
4.4.2	Verformungen parallel zur Trägerachse .....	75
4.4.3	Durchbiegungen .....	80
4.5	Bemessungskriterien für Träger, deren Querschnittsausbildung als Stahlblech-Holz-Verbundträger günstig ist .....	84
4.5.1	Hinweise für die Querschnittswahl .....	84
4.5.2	Zu erfüllende Nachweise .....	88

S e i t e

4.5.3	Zulässige Belastung des Verbundträgers V1	91
4.5.4	Zulässige Belastung des Verbundträgers V2	92
4.5.5	Sonderprobleme beim Verbundträger V2	94

Dauerstandsfestigkeit biegebeanspruchter Verbundträger 100

5.1	Dauerschwellfestigkeit .....	100
5.2	Kriechdurchbiegungen unter Dauerlast .....	103

Schrifttumsverzeichnis	105
------------------------	-----

Anlagen Nr. 1 bis 16	108
----------------------	-----

## Bezeichnungen und Symbole

### 1. Stahlblech-Holz-Nagelverbindung, allgemein

a	cm	Holzdicke
s	cm	Einschlagtiefe
a <sub>s</sub>	cm	Vorholzdicke
2·a <sub>m</sub>	cm	Mittelholzdicke
t	mm	Blechdicke
d <sub>n</sub>	mm	Nageldurchmesser
e	cm	Nagelabstand
h	cm	Trägerhöhe
h <sub>1</sub>	cm	Gurtholzhöhe
h <sub>s</sub>	cm	Blechhöhe
b	cm	Trägerbreite
N	kp	Nagelbelastung
N <sub>max</sub>	kp	Nageltragkraft
l	m	Stützweite des Trägers
c	m	Abstand der Einzellast vom Auflager

### 2. nachgiebig zusammengesetzter Verbundquerschnitt

m	-	Verhältniswerte h:h <sub>1</sub>
m <sub>s</sub>	-	Verhältniswerte h <sub>s</sub> :h <sub>1</sub>
ζ	-	Verhältniswert c:l
E	kp/cm <sup>2</sup>	Elastizitätsmodul
E <sub>St</sub>	kp/cm <sup>2</sup>	E-Modul des Stahles
E <sub>H</sub>	kp/cm <sup>2</sup>	E-Modul des Holzes
n	kp/cm <sup>2</sup>	Verhältniswert E <sub>St</sub> : E <sub>H</sub>
Č	kp/cm <sup>3</sup>	Bettungsziffer
C	kp/cm	Verschiebungsmodul
γ	-	Abminderungswert
γ <sub>w</sub>	-	wirksamer Abminderungswert

$I_V$	$\text{cm}^4$	Trägheitsmoment des Verbundquerschnittes
$I^*$	$\text{cm}^4$	Trägheitsmoment für vollen Verbund
$I_W$	$\text{cm}^4$	wirksames Trägheitsmoment
$I_O$	$\text{cm}^4$	Trägheitsmoment, bezogen auf die Teilschwerpunktsachse
$z, \xi$	$\text{cm}$	Einsenkung des Nagelschaftes
$\alpha$	$\text{cm}^{-1}$	Beiwert zur Berechnung von N
$\bar{\alpha}, \bar{\beta}$	-	bezogene Querschnittsgröße für $I_W$
$\omega$	$\text{cm}^{-1}$	Beiwert für $\gamma$

### 3. Spannungen und Verformungen

$\sigma_s$	$\text{kp/cm}^2$	Spannung an der Fließgrenze
$\sigma_B$	$\text{kp/cm}^2$	Zugfestigkeit
$\sigma_l$	$\text{kp/cm}^2$	Lochleibungsspannung
$\delta$	%	Bruchdehnung
$\sigma_s$	$\text{kp/cm}^2$	Randspannung im Stegblech
$\sigma_1$	$\text{kp/cm}^2$	Randspannung im angeschlossenen Gurteile
$\sigma_{a1}$	$\text{kp/cm}^2$	Spannung im Schwerpunkt des angeschlossenen Gurteiles
$\epsilon$	%	Dehnung bzw. Stauchung (Indices wie bei $\sigma$ )

Sofern weitere Bezeichnungen und Symbole verwendet wurden, sind sie im Einzelfalle näher erläutert.



## 1. Einführung

### 1.1 Entwicklung der Stahlblech-Holz-Nagelbauweise

Eine Sonderform des heutigen Ingenieur-Holzbaues ist die Stahlblech-Holz-Nagelbauweise. Bereits 1936 [20] und 1940 [21] wurden von GREIM grundlegende Versuche durchgeführt. Es folgten Arbeiten von SATTLER [10] und MÖHLER [2], [7].

Zunächst stand bei GREIM das Bestreben im Vordergrund, durch außen aufgenagelte Stahlbleche mehrere Vollhölzer zu einem Verbundträger zu verbinden, der gegenüber dem verzahnten oder verdübelten Balken eine größere Biegesteifigkeit besaß. Träger dieser Art, bestehend aus vier übereinanderliegenden Vollhölzern von  $18 \cdot 26 \text{ cm}^2$  Querschnitt, wurden beispielsweise bei rund 12,5 m Spannweite als Feldbahnbrücke eingebaut und praktisch erprobt [21].

SATTLER berichtet in [10] über Untersuchungen an hölzernen Tragwerken mit genagelten Stoß- bzw. Knotenblechen, GREIM in [22] über ähnliche Arbeiten. Da man die einzelnen Hölzer nicht mehr übereinander zu nageln brauchte, sondern stumpf gegeneinander stoßen und durch Knotenbleche verbinden konnte, erfolgte die Kraftübertragung mit geringerer bzw. ohne Exzentrizität zur Systemebene. Diese Tragwerke hatten gegenüber den genagelten hölzernen Fachwerkträgern der herkömmlichen Art außerdem den Vorteil, daß die Anschlüsse in den Knotenpunkten wegen der mehrschnittig ausgenutzten Nägel gedrungener ausgeführt werden konnten.

Die weitere Entwicklung führte dazu, Kanthölzer auf ganzer Länge maschinell zu schlitzen und in diese Schlitze schmale von Band abgerollte Blechstreifen einzulegen, mit deren Hilfe zwei Einzelhölzer zu einem Verbundträger vernagelt wurden [13].

Bei Verwendung von Blechen bis 1,5 mm Dicke war es möglich, die Nägel ohne Vorbehandlung durch die Bleche zu treiben; im anderen Falle mußten Stahlbleche und Holzteile vorher gemeinsam im Paket vorgebohrt werden. Kennzeichnend für diese Bauformen war nicht so sehr eine Vergrößerung der Tragfähigkeit, sondern die im Vergleich zur reinen Holz-Nagelbauweise geringere gegenseitige Verschiebung zwischen Stahlblech und Holz, wodurch sich vergleichsweise geringere Verformungen der Tragwerke ergaben.

Aufbauend auf diese grundlegenden Arbeiten und begünstigt durch die heutigen maschinellen Möglichkeiten, gibt es neben der Greimbauweise [8] und [13] die Knotenpunktbauart System "VB-Bauweise" [23] und die Gang-Nail-Platte, bei der Stahlblech und Nägel zu einem Element - der "Nagelplatte" - vereinigt sind. Mit besonders entwickelten Fertigungsmaschinen werden diese Nagelplatten von außen auf die in den Knotenpunkten zusammenstoßenden Einzelstäbe gepreßt.

Diese Bauweisen sind wegen ihrer Besonderheiten (z.B. Verwendung von Nagelmaschinen oder Durchnageln von Blechen ohne Vorbohren) patentrechtlich geschützt; ihre Herstellung und Verwendung erfolgt aufgrund allgemein baurechtlicher Zulassungen. Im Gegensatz zu den beschriebenen Sonderbauweisen kann man nach DIN 1052 - Holzbauwerke, Berechnung und Ausführung - Bleche, die mindestens 2 mm dick sein müssen, als Laschen oder Knotenbleche verwenden, wenn die Nagellöcher gleichzeitig im Blech und Holz vorgebohrt werden. Wegen der aufwendigen Vorbehandlung wird sich diese zuletzt erwähnte Verbindungsmöglichkeit auf Einzelfälle - hochbeanspruchte Fachwerkknoten, Trägeranschlüsse oder Rahmenecken - beschränken. Wie in dieser Arbeit gezeigt wurde, sind die Anwendungsmöglichkeiten der Stahlblech-Holz-Nagelverbindung jedoch vielseitiger, insbesondere wenn man dünnere Bleche, die sich ohne Vorbehandlung von Hand oder maschinell durchnageln lassen, verwendet.

### 1.2 Zielsetzung der Arbeit

Die Greimbau-Lizenz GmbH., Hildesheim, ließ in den Jahren 1965 bis 1968 im Institut für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der TU Braunschweig umfangreiche Traglastversuche durchführen. Aufgrund der Versuchsergebnisse erfolgte die Zulassung des Holz-Verbundträgers nach dem System "Greim" [13]. Daneben wurde ein Kastenträger erprobt, der im wesentlichen aus hölzernen Gurten und Stegen aus Stahlblechen besteht [16]. Die vorliegende Arbeit wurde angeregt durch die Erkenntnisse, die bei der Auswertung dieser Versuche gewonnen wurden; dabei gaben die bereits von MÖHLER durchgeführten Untersuchungen [2] und [7] wertvolle Hinweise.

Da man bisher für Bauglieder in Stahlblech-Holz-Nagelbauweise - beispielsweise Laschenverbindungen, Anschlüsse von Fachwerkstäben in den Knotenpunkten oder biegebeanspruchte Träger mit einem aus mehreren Ein-

zerteilen zusammengesetzten Querschnitt - zulässige Beanspruchungen nur aufgrund von Traglastversuchen festlegen konnte, wurden Lösungswege gesucht, welche

1. die Berechnung der Nageltragfähigkeit in Abhängigkeit von einer als zulässig erachteten gegenseitigen Verschiebung in der Fuge zwischen Stahlblech und Holz,
2. die Berechnung der Biegesteifigkeit von Verbundträgern unter Berücksichtigung dieser gegenseitigen Verschiebung

ermöglichen. Dazu wurden zunächst Fragen, die sich aus dem Durchnageln von Stahlblechen ergeben, behandelt und die Werkstoffkennwerte, die für das Zusammenwirken von Stahlblech, Holz und Nagel von Bedeutung sind, ermittelt. Dies geschah weitgehend durch Auswerten vorliegender Untersuchungsergebnisse, insbesondere der Arbeiten von MEYER [4] und MÖHLER [7].

### 1.3 Umfang und Ergebnisse der Arbeit

Im Hinblick auf die rechnerische Bestimmung der Nageltragkraft ist die Bettungsziffer die wichtigste Kenngröße, da sie die Einsenkung des Nagelschaftes im Holz in Abhängigkeit von der aufgetragenen Belastung wiedergibt. Mit ihrer Hilfe wurde die Nageltragfähigkeit für eine vorgegebene gegenseitige Verschiebung der Einzelteile - d.h. Stahlblech und Holz - rechnerisch durch Lösen der bekannten Differentialgleichung des elastisch gebetteten Trägers bestimmt. Dies war möglich, weil sich im Gegensatz zur Holz-Nagelverbindung in der Kontaktfläche zwischen Stahlblech und Holz definierte Aussagen über Neigung und Krümmung des Nagelschaftes machen lassen. Um dabei im vorliegenden Fall den mathematischen Aufwand gering zu halten, wurde die Bettungsziffer, die mit zunehmender Lochleibungsbeanspruchung abnimmt, großemäßig so gewählt, daß sie für den Gebrauchszustand als Konstante vorausgesetzt werden kann.

Die durch Erfüllen von Rand- und Übergangsbedingungen gefundenen Bestimmungsgleichungen zur Berechnung der Nageltragfähigkeit berücksichtigen die einzelnen Einflußgrößen: ein- und mehrschnittig beanspruchter Nagel, Nageldurchmesser und Nagellänge. Durch Auswerten von ca. 50 Einzelversuchen wurde eine gute Übereinstimmung zwischen

Rechen- und Versuchswerten nachgewiesen und damit die Richtigkeit der Berechnungsannahmen bestätigt. Die zulässige Verschiebung zwischen Stahlblech- und Holz, mit deren Hilfe man in jedem Einzelfall zulässige Nagelbelastungen berechnen kann, wurde aufgrund der Versuchsergebnisse so festgelegt, daß die allgemein im Holzbau geforderte 2,75-fache Sicherheit gegenüber dem Versagen der Verbindung gewährleistet ist.

Die hergeleiteten Beziehungen zwischen Nageltragfähigkeit und dazugehöriger gegenseitiger Verschiebung ermöglichen es, die Biegesteifigkeit der Verbundträger in Stahlblech-Holz-Nagelbauweise zu berechnen. Für die Holz-Nagelbauweise liegen mit der DIN 1052, Ausgabe Oktober 1969, Berechnungsmethoden zur Bestimmung der wirksamen Biegesteifigkeit  $EI_w$  von Trägern mit nachgiebig verbundenen Querschnittsteilen vor. Die Berechnung erfolgt mit Hilfe des Verschiebungsmoduls  $C$ , für den DIN 1052 untere aufgrund von Versuchen festgelegte Grenzwerte enthält, und mit Hilfe des Abminderungswertes  $\gamma$ , bei dessen Berechnung der Einfluß der äußeren Belastung (mittige Einzellast, mehrere verteilte Lasten oder Gleichlast) unberücksichtigt bleibt. PISCHL bezieht in seine Berechnung die unterschiedliche äußere Belastung ein, kommt aber in [35] zu Lösungsansätzen, die das wesentliche Merkmal dieser Verbundträger, daß nämlich nur bei den nachgiebig angeschlossenen Querschnittsteilen ein Abminderungswert in Rechnung zu stellen ist, nicht klar erkennen läßt.

Da die Ansätze in DIN 1052 in ihrem formalen Aufbau klarer sind, wurden sie für die Berechnung der Biegesteifigkeit von Verbundträgern in Stahlblech-Holz-Nagelbauweise übernommen; die Bestimmungsgleichung für  $\gamma$  wurde dabei durch einen Zahlenfaktor ergänzt, der je nach der Querschnittsausgestaltung, der Stützweite und der Lastanordnung von dem in DIN 1052 konstanten Faktor  $\pi^2$  abweicht. Im Gegensatz zu DIN 1052 braucht man dabei den Verschiebungsmodul nicht mehr versuchsmäßig zu bestimmen, sondern kann ihn aus der bereits festgelegten Bettungsziffer berechnen; dadurch ist im Hinblick auf die unterschiedliche Eindringtiefe und die verschiedenen Nageldurchmesser eine Differenzierung möglich.

Mit dem gefundenen Lösungsansatz für den Abminderungswert  $\gamma$  ist die Bestimmung der Biegesteifigkeit in einem definierten Querschnitt des

Verbundträgers möglich (Feldmitte oder Lastangriffsstelle). Bei der Berechnung von Durchbiegungen muß die Veränderlichkeit von  $\gamma$  längs der Trägerachse berücksichtigt werden. Um hier Vereinfachungen zu treffen (Verwendung der allgemein gebräuchlichen Formeln), wurde der wirksame Abminderungswert  $\gamma_w$  so definiert, daß man ihn ersatzweise auf ganzer Trägerlänge als konstant in Rechnung stellen kann.

Um die Brauchbarkeit der hergeleiteten Formeln zur Bestimmung der Biegesteifigkeit zu überprüfen, wurden die Ergebnisse von Traglastversuchen an Verbundträgern in "Greim-Bauweise" ausgewertet. Dabei zeigte sich, daß unabhängig von der Querschnittsausgestaltung, der Stützweite und Lastanordnung für den Gebrauchszustand die Biegesteifigkeit in guter Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen berechnet werden kann.

Die Herstellung von Verbundträgern in Stahlblech-Holz-Nagelbauweise ist nur dann sinnvoll, wenn eine hohe Verbundwirkung bzw. eine wirtschaftliche Fertigung gewährleistet ist. So betrachtet, sind zwei Querschnittsausgestaltungen besonders günstig:

1. Ein aus zwei Vollhölzern zusammengesetzter Querschnitt, bei dem in Sägeblattschlitzten schmale Bleche eingelegt werden, so daß eine kontinuierliche Vernagelung der beiden Einzelhölzer möglich ist.
2. Ein Kastenträger, bei dem die Gurthölzer durch Bleche, die sich über die ganze Trägerlänge erstrecken, verbunden sind. Um dabei ein Ausbeulen dünnerer Stegbleche zu vermeiden, muß das Innere der Träger in Abständen durch Füllhölzer ausgesteift werden.

Während beim ersten Trägertyp die Bleche nur zur schubfesten Verbindung der Einzelhölzer dienen, bei der Berechnung des Flächenträgheitsmomentes jedoch wegen der geringen Höhe unberücksichtigt bleiben können, tragen die Stegbleche im anderen Falle entscheidend zur Biegesteifigkeit des Verbundträgers bei.

Für diese beiden Verbundträgertypen, die sich besonders für die maschinelle Fertigung eignen, wurden Bemessungskriterien aufgestellt und Hinweise für die zweckmäßig zu wählenden Holz- und Stahlgüten gegeben. Die durchgeführten Vergleichsrechnungen ermöglichen es, für den Kastenträger, der zur Zeit noch einer allgemeinen baurechtlichen Zulassung bedarf, eine günstige Querschnittsgestaltung zu wählen.

Für den praktischen Gebrauch empfiehlt es sich, die Fertigung auf wenige Standardquerschnitte zu beschränken. Dabei sollte die zulässige Belastung in Abhängigkeit von der Stützweite in Tragfähigkeitsdiagrammen angegeben werden, um im Einzelfalle den Spannungs- oder Formänderungsnachweis zu umgehen.

## 2. Güteeigenschaften der für die Stahlblech-Holz-Nagelbauweise verwendeten Werkstoffe

### 2.1 Allgemeines

Bei der Stahlblech-Holz-Nagelbauweise werden hölzerne Tragglieder mit Hilfe von Stahlblechen vernagelt. Die zulässige Beanspruchung dieser Verbindung ergibt sich analog zu DIN 1052 - Holzbauwerke, Berechnung und Ausführung - aus den beiden Bedingungen, daß

1. im Gebrauchszustand die gegenseitige Verschiebung zwischen Stahlblech und Holz einen vorgegebenen Grenzwert nicht überschreitet,
2. gegenüber der im Traglastversuch ermittelten Höchstlast eine ausreichende Sicherheit vorhanden ist.

Das Trag- und Verformungsverhalten der verwendeten Werkstoffe ist weitgehend bekannt; aus ihrem Zusammenwirken bei der Stahlblech-Holz-Nagelbauweise ergeben sich jedoch einige Besonderheiten, auf die hier eingegangen werden muß. Im Bild 1 (siehe Blatt 13) ist skizziert, wie sich die gegenseitige Verschiebung und die Nageltragfähigkeit ändern, wenn statt einer hölzernen Lasche ein Stahlblech bzw. statt handelsüblicher Drahtnägel gehärtete Stahlnägel verwendet werden.

Bei der Stahlblech-Holz-Nagelverbindung drückt sich unter Belastung der Schaft des vom Stahlblech gehaltenen Nagels in das Holz ein. Die daraus resultierende gegenseitige Verschiebung der Einzelteile - d.h. zwischen Stahlblech und Holz - ist hauptsächlich abhängig von der Betteungsziffer des Holzes. Die Ursachen für das Versagen der Verbindung bzw. die Höhe der aufnehmbaren Traglast  $N_{\max}$  können dagegen eintreten durch:

① Holz-Nagelverbindung mit Drahtnägeln nach DIN 1151

② Stahlblech-Holz-Nagelverbindung mit Drahtnägeln nach DIN 1151

③ Stahlblech-Holz-Nagelverbindung mit Stahlnägeln höherer Festigkeit

Die 3 Skizzen zeigen die Nagelverformungen bei Erreichen von  $N_{max}$ .

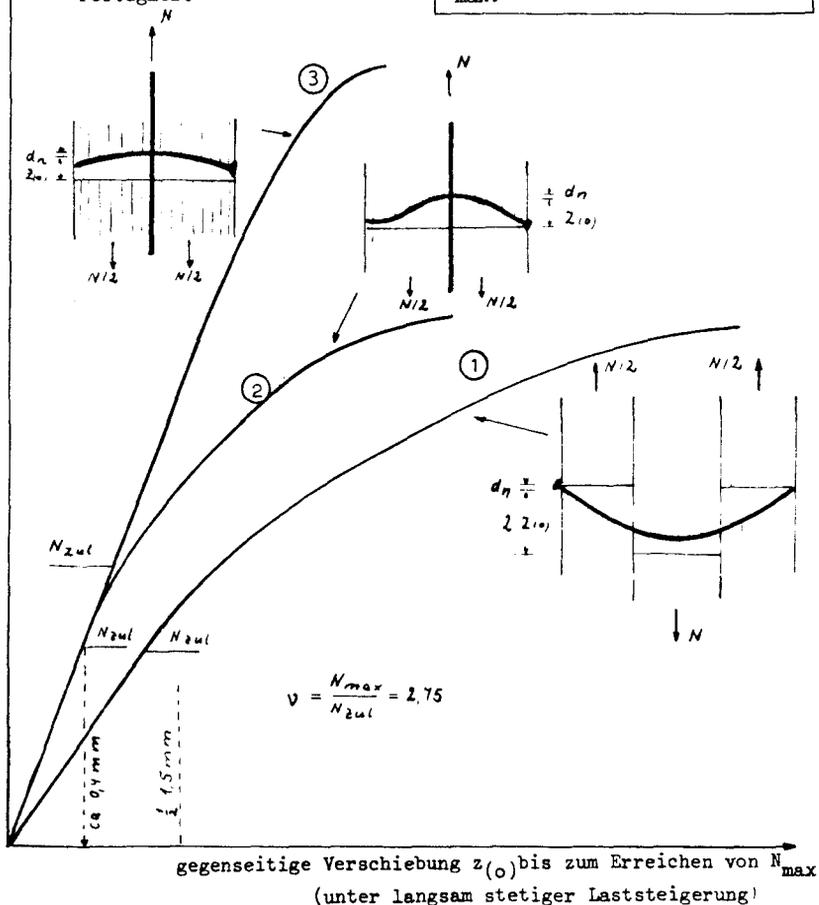


Bild 1 : Trag- und Verformungsverhalten von Laschenverbindungen in Holz-Nagelbauweise und Stahlblech-Holz-Nagelbauweise (schematische Darstellung), siehe auch Anlage 1

1. Erreichen der Lochleibungsfestigkeit des Holzes,
2. Erreichen der Lochleibungsfestigkeit des Bleches,
3. Abscheren des Nagelschaftes,
4. Erreichen des Nagel-Tragmomentes, d.h. Plastifizieren des Querschnittes.

Welcher Grenzfall maßgebend ist, läßt sich nur bei Kenntnis der Güteeigenschaften von Nagel, Stahlblech und Holz beurteilen, daher werden im folgenden die im Rahmen dieser Arbeit wichtigen Angaben über das Trag- und Verformungsverhalten der verwendeten Werkstoffe zusammenfassend dargestellt.

### 2.2 Festigkeitseigenschaften normaler und gehärteter Drahtnägel

Runde Drahtnägel nach DIN 1151 werden im allgemeinen aus gezogenem Thomasstahl mit einer Zugfestigkeit  $\sigma_B$  von ca. 55 kp/mm<sup>2</sup> bis ca. 85 kp/mm<sup>2</sup> hergestellt [4]. Zieht man die Nägel unterschiedlichen Durchmesser  $d_n$  aus dem gleichen Draht (d.h. Ausgangsdurchmesser konstant) steigt infolge der Kaltverformung die Zugfestigkeit mit abnehmendem Querschnitt beispielsweise von

$$55 \text{ kp/mm}^2 \text{ bei } d_n = 5,5 \text{ mm}$$

$$\text{auf ca. } 80 \text{ kp/mm}^2 \text{ bei } d_n = 3,4 \text{ mm}.$$

Die Fließspannung  $\sigma_S$  - d.h. die Beanspruchung, bei welcher nach Entlastung erstmals bleibende Verformungen auftreten - liegt bei ca. 95% der Zugfestigkeit  $\sigma_B$ . Die Bruchdehnung  $\delta_{10}$  (Meßlänge gleich dem 10-fachen Nageldurchmesser) beträgt ca. 8%.

Neben den normalen, handelsüblichen Drahtnägeln werden gehärtete Stahl-nägeln hergestellt, beispielsweise mit Zugfestigkeiten von > 120 kp/mm<sup>2</sup>. Einige nach [4] ermittelte Versuchsergebnisse sind in Tabelle 1 zusammengestellt.

Nageldurchmesser $d_n$	Sollfestigkeit	Versuchsergebnisse		
		$\sigma_S$	$\sigma_B$	$\delta_{10}$
mm	kp/mm <sup>2</sup>	kp/mm <sup>2</sup>	kp/mm <sup>2</sup>	%
4,2	120	117	121	6,5
4,2	160	193	197	2,8

Tabelle 1: Fließspannung, Zugfestigkeit u. Bruchdehnung gehärteter runder Stahl-nägeln [4]; angegeben sind Mittelwerte aus 3 Einzelversuchen

Belastet man an den Enden freiaufliegende Nägel durch eine Schneidenlast, sind die Verformungen für Nägel unterschiedlicher Zugfestigkeit wegen des konstanten Elastizitätsmoduls gleich, solange die Fließspannung nicht überschritten wird. Nachdem man bei handelsüblichen Drahtnägeln nach DIN 1151 in der Randfaser die Fließspannung erreicht, plastifiziert der Querschnitt, wodurch eine Laststeigerung möglich ist, bis sich der Nagel wegen übermäßiger Durchbiegung einer weiteren Lastaufnahme entzieht. Aus dieser Grenzbelastung läßt sich das Tragmoment des Nagels berechnen. Die in Tabelle 2 behandelten Ölvergüteten Stahlnägel mit wesentlich höherer Zugfestigkeit versagen dagegen ohne merkliche Durchbiegungszunahme infolge Sprödbbruch.

		Drahtnägel nach DIN 1151	Ölvergütete Stahlnägel
Nageldurchmesser $d_n$	mm	3,4	3,4
Zugfestigkeit $\sigma_B$	kp/mm <sup>2</sup>	72	> 200 +)
Tragmoment	kp·cm	89	230
Ursache für das Versagen unter $P_{max}$	-	Plastifizieren des Querschnittes (große Verformung)	Sprödbbruch (geringe Verformung)

+ ) die Zugfestigkeit konnte wegen Erreichen der Pressenhöchstkraft nicht bestimmt werden.

**Tabelle 2:** vergleichende Gegenüberstellung der Festigkeitseigenschaften von Drahtnägeln nach DIN 1151 und Ölvergüteten Stahlnägeln [36], Mittelwerte aus 5 Einzelversuchen.

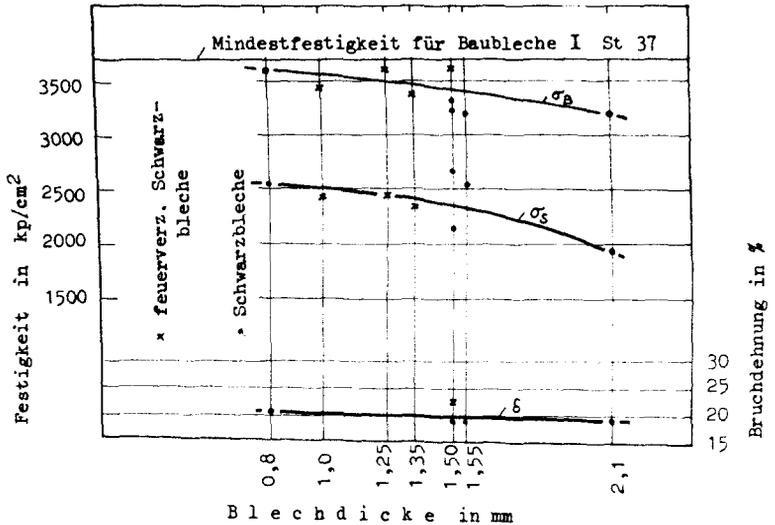
### 2.3 Auswahl und Güteeigenschaften der Stahlbleche

Für die Stahlblech-Holz-Nagelbauweise sind Feinbleche nach DIN 1623 geeignet, hauptsächlich in den Dicken von 0,8 mm bis ca. 2,0 mm. Verwendet werden können Schwarzbleche aus St 23, für welche die DIN keine Mindestfestigkeiten fordert, und Bleche mit vorgeschriebener Zugfestigkeit, z.B.

Baubleche I aus St 34.23 und St 37.23  
oder Baubleche II aus St 42.23.

Falls Korrosionsgefahr besteht, können feuerverzinkte Bleche, die man hauptsächlich aus St III.23 herstellt, verwendet werden.

Für Stahlbleche ohne garantierte Mindestzugfestigkeit, etwa für die in Bild 2 behandelten Schwarzbleche, beträgt nach DIN 1052, Blatt 1 die zulässige Zug- und Biegespannung 1100 kp/cm<sup>2</sup>. Baubleche dürfen dagegen entsprechend der nachgewiesenen Werkstoffgüte mit den nach DIN 1050 zulässigen Spannungen ausgenutzt werden.



**Bild 2 :** Spannung an der Fließgrenze  $\sigma_S$ , Zugfestigkeit  $\sigma_B$  und Bruchdehnung von Schwarzblechen nach [7], [9], [14], [15] und [16]. Angegeben sind Mittelwerte aus 3 bis 5 Einzelversuchen, Probenvorbereitung und Prüfung nach den einschlägigen DIN-Vorschriften.

Für die Knotenbleche und Zuglaschen der Nagelverbindung nach dem System "Greim" [8] bzw. für die auf ganzer Trägerlänge durchgehenden Bleche beim Holz-Verbundträger nach dem System "Greim" [13] werden Feibleche aus St 37 mit einem Korrosionsschutz I nach DIN 4115 verwendet (Feuerverzinkung!). Ein anderer gleichwertiger Korrosionsschutz ist nur zulässig, wenn seine Eignung nachgewiesen wurde.

Bei biegebeanspruchten Kastenträgern (Querschnitt siehe beispielsweise auf Bild 23) kann das Blech über die ganze Trägerhöhe reichen. Will man in diesen Fällen in den Randfasern der angeschlossenen Gurthölzer die zulässigen Holzspannungen und gleichzeitig in den Stegblechen die zulässigen Stahlspannungen ausnutzen, empfehlen sich u.U. Bleche mit einer höheren Zugfestigkeit als  $37 \text{ kp/mm}^2$ .

#### 2.4 Nagelbarkeit von Stahlblechen

Entsprechend dem Verhältnis der zulässigen Spannungen kann man bei einer Laschenverbindung mit einem Blech aus St 37 einen ca. 16,5 mal so dicken Holzquerschnitt anschließen. Zum Anschluß eines 2,4 mm dicken Brettes - d.h. der im Holznagelbau zulässigen Mindestdicke - sind zwei Bleche mit  $t = 0,8 \text{ mm}$  ausreichend. Bleche dieser Dicke lassen sich einwandfrei von Hand durchnageln. Mit zunehmender Blechdicke wird die Nagelung unmöglich, da der Nagelschaft vor Durchdringen des Bleches ausknickt.

In Tabelle 3 ist das Ergebnis von Einschlagversuchen [7] dargestellt; verwendet wurden handelsübliche Drahtnägeln nach DIN 1151 und Schwarzbleche unterschiedlicher Dicke.

Mit Hand können, wie diese Versuche zeigen, ohne Krummwerden der Nägel Bleche von  $t \leq 1,0 \text{ mm}$  einwandfrei durchschlagen werden. Will man dickere Bleche verwenden, muß das Nagelloch teilweise oder ganz vorgebohrt sein. Maschinell eingetriebene Nägel dagegen durchdringen Bleche größerer Dicke, ohne daß sich der Nagelschaft merklich verformt. Für die Nagelverbindung nach dem System "Greim" [8] dürfen daher Drahtnägeln nach DIN 1151 und - gestaffelt nach dem Nageldurchmesser - Bleche bis 1,75 mm Dicke verwendet werden.

Nagel		Holz- dicke b						
Länge	Durchm.		Blech der Dicke t (mm) in x/5 Fällen durchschlagen					
mm	mm	mm	t=1,0	t=1,25	t=1,5	t=1,0	t=1,25	t=1,5
65	3,1	25	5/5	4/5	1/5	5/5	5/5	0/5
80	3,4	25	5/5	1/5	1/5	5/5	5/5	0/5
100	3,8	25	5/5	3/5	0/5	5/5	5/5	5/5
120	4,2	30	3/5	1/5	0/5	5/5	5/5	5/5
130	4,6	40	5/5	1/5	0/5	5/5	5/5	5/5

Bleche mit  $t = 2,0$  mm wurden bei keinem der 5 Einzelversuche einwandfrei durchschlagen.

Tabelle 3: Nagelbarkeit von Schwarzblechen [7]; handelsübliche Nägel, luftgetrocknetes Fichtenholz, Zugfestigkeit der Bleche  $32 \text{ kp/mm}^2$  bis  $36 \text{ kp/mm}^2$

Gehärtete Stahlnägel lassen sich dagegen von Hand noch durch zwei übereinanderliegende 2 mm dicke Bleche, die von einem ca. 3 cm dicken Brett abgedeckt sind, schlagen, ohne daß sich der Nagelschaft verkrümmt. Bei Tastversuchen an Fachwerkträgern [9], die aus Gurthölzern und Stahlblechstreben bestanden, wurden in den Knotenpunkten jeweils die folgenden, sich in Kreissägenschnitten überlappenden Bleche vernagelt.

aufeinanderliegende Bleche aus St 37	Nageldurchmesser $d_N$
2 x 2,0 mm	4,0 mm
2 x 1,5 mm	3,5 mm

Nach Beendigung der Traglastversuche an diesen Trägern wurde die Nagelung freigelegt. Dabei zeigte sich, daß von ca. 100 gehärteten Nägeln mit 4,0 mm Durchmesser keiner krummgeschlagen war. Von den ca. 300 freigelegten Nägeln mit 3,5 mm Durchmesser war einer beim Auftreffen auf das obere Blech gebrochen; die übrigen hatten die beiden Bleche ohne Verkrümmungen durchschlagen.

Bei Tastversuchen [36] zeigte sich, daß man selbst 2,5 mm dicke Bleche aus St 37 von Hand mit Ölvergüteten Nägeln, deren Spitze zusätzlich auf ca. 7 mm Länge angeschliffen war, einwandfrei durchschlagen kann. Durch Vorbohren des Nagelloches ist es naturgemäß möglich, beliebig dicke Bleche - beispielsweise als Knotenbleche in Fachwerkträgern oder als Zuglaschen - zu verwenden. DIN 1052 schreibt vor, daß bei Stahlblech-Holz-Nagelverbindungen die Blechdicke mindestens 2 mm betragen muß. Die Nagellöcher sind in der Regel gleichzeitig im Holz und den Stahlblechen mit einem Bohrlochdurchmesser, der dem Nageldurchmesser entspricht, auf ganzer Nagellänge vorzubohren. Bei nur außenliegenden Laschen oder Knotenblechen genügt ein Vorbohren des Stahlbleches.

Das Vorbohren und Nageln im Paket erfordert jedoch stets Aufwand und Sorgfalt. Demgegenüber ist das maschinelle Eintreiben von Nägeln ohne Vorbehandlung der Bleche einfacher. Die beschriebenen Versuche haben gezeigt, daß sich auf diese Weise Bleche von 2,0 mm Dicke aus St 37 einwandfrei durchschlagen lassen. Das maschinelle Nageln noch dickerer Bleche ist wahrscheinlich möglich; durch Eignungsversuche müßte in diesen Fällen geklärt werden, ob handelsübliche Drahtnägel nach DIN 1151 ausreichen, oder ob ausschließlich gehärtete bzw. vergütete Stahlnägel zu verwenden sind.

### 2.5 Lochleibungsbeanspruchung im Stahlblech, Scherfestigkeit der Nägel

In [7] sind Versuche zur Ermittlung des kritischen Lochleibungsdruckes in den Stahlblechen beschrieben.

Die auf Zug beanspruchten, durch einen Nagel verlaschten Bleche (siehe Bild 3) versagten durch Lochleibungsbruch bzw. bei den dickeren Blechen durch Abscheren des Nagelschaftes. Die Lochleibungsfestigkeit der Stahlbleche infolge  $P_{\max}$  lag zwischen  $85 \text{ kp/mm}^2$  und  $200 \text{ kp/mm}^2$ , die Scherfestigkeit der Nägel zwischen  $40 \text{ kp/mm}^2$  und  $50 \text{ kp/mm}^2$ .

Für die Festlegung zulässiger Beanspruchungswerte ist jedoch nicht so sehr die Größe der aufnehmbaren Höchstlast  $P_{\max}$  maßgebend, sondern die kritische Last  $P_p$ , bei deren Überschreiten die gegenseitigen Verschiebungen der Einzelteile mehr als linear mit der Belastung zunehmen.

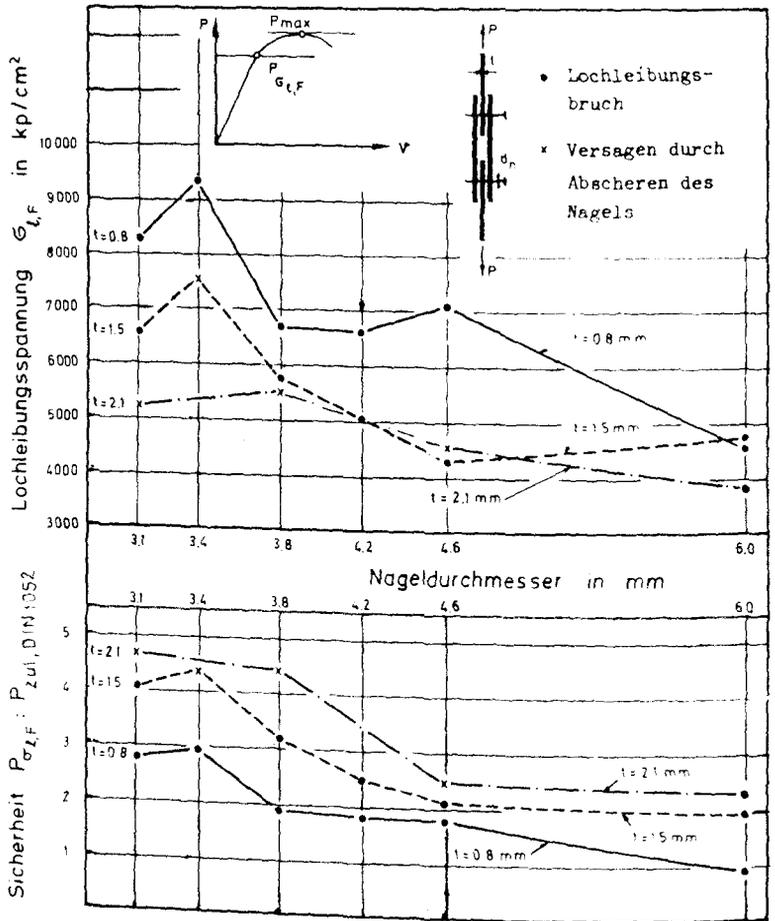


Bild 3 : kritische Lochleibungsspannung  $\sigma_{l,F}$ , bei der unter stetiger Laststeigerung die Verschiebung mehr als linear zunimmt und Sicherheit dieser Beanspruchung gegen  $P_{zul}$  nach DIN 1052 [7]

Bei den in Bild 3 ausgewerteten Versuchen wurde die Belastung stetig bis zum Versagen gesteigert, wobei die Schreibvorrichtung der Prüfmaschine die Lastverschiebungslinie aufzeichnete [7]. Als  $P_F$  wurde die Last bestimmt, bei der erstmals eine Abweichung von der gradlinigen Zunahme der Längenänderung eintrat.

Wird eine über die Blechdicke konstante Spannungsverteilung vorausgesetzt, ergibt sich die kritische Lochleibungsspannung zu

$$(1) \quad \sigma_{l,F} = \frac{P_F}{d_n \cdot t} ;$$

dabei bedeuten:  $t$  Blechdicke,  
 $d_n$  Nageldurchmesser.

Die zulässige Beanspruchung der Stahlblech-Holz-Nagelverbindung wurde bislang nur aufgrund von Belastungsversuchen ermittelt. Sie stimmt in etwa mit den nach DIN 1052 für Holz-Nagelverbindungen allgemeingültigen Werten überein: Die Nagelverbindung System "Greim" [8] darf pro durchschlagendem Blech, dessen Dicke mit  $t_{\max} = 1,75$  mm begrenzt ist, mit der nach DIN 1052 für zwei Scherflächen zulässigen Tragfähigkeit ausgenutzt werden. Nach DIN 1052 ist für Bleche mit  $t \geq 2,0$  mm eine Erhöhung der zulässigen Beanspruchung um 25% möglich, wenn Bleche und Holz gleichzeitig auf den Nageldurchmesser vorgebohrt werden. Wird die Tragfähigkeit der Stahlblech-Holz-Nagelverbindung in dieser Größe ausgenutzt, liegen die Beanspruchungen im durchnagelten Blech erheblich unter der kritischen Lochleibungsspannung.

## 2.6 Güteeigenschaften der zu verwendenden Hölzer - Streuung der Festigkeit und des Elastizitätsmoduls -

Die Güteeigenschaften des Naturbaustoffes Holz streuen stärker als die des Stahlbleches oder der Nägel. Um die Vorteile der Stahlblech-Holz-Nagelbauweise ausnutzen zu können, empfiehlt sich die Verwendung von Nadelhölzern der Güteklasse II nach DIN 4074 (Schnittklasse S oder A). Wie aus den späteren Ausführungen hervorgeht, kann bei biegebeanspruchten Verbundträgern in Ausnahmefällen die Verwendung von Holz der Güteklasse I vorteilhaft sein. Zum Zeitpunkt der Nagelung sollte das Holz - vornehmlich Fichtenholz - bereits trocken sein ( $\leq 20\%$  Feuchtigkeit).

An einigen Versuchsergebnissen soll gezeigt werden, in welchem Maße die Festigkeiten des Holzes streuen.

Im lufttrockenen Zustand hat engringiges Nadelholz parallel zur Faser Druckfestigkeiten (ermittelt an kleinen Prismen) zwischen 400 kp/cm<sup>2</sup> und 500 kp/cm<sup>2</sup>; bei Holz mit weiten Jahresringen schwankt diese Druckfestigkeit um 350 kp/cm<sup>2</sup> [17] als Mittelwert. Waldfrisches Holz dagegen hat geringere Festigkeiten. In welchem Maße  $\sigma_d$  bei Fichtenstämmen gleicher Qualität streut, ist beispielsweise in Tabelle 4 angegeben.

		-	waldfrisch	lufttrocken
Feuchtigkeitsgehalt		Gew.-%	30 bis 65	10 bis 15
Anzahl der Proben		-	3 x 22	3 x 22
$\sigma_{d \parallel}$	Druckfestigkeit Mittelwert	kp/cm <sup>2</sup>	245	389
	Kleinstw.	kp/cm <sup>2</sup>	201	322
	Größtwert	kp/cm <sup>2</sup>	294	446
	Variations-Koeffizient	%	9,7	8,5

Tabelle 4: Druckfestigkeit parallel zur Faser in Abhängigkeit von der Austrocknung, ermittelt an Prismen 2·2·4 cm<sup>3</sup> aus Fichtenstämmen aus dem Oberharz [4].

Die Lochleibungs-Bruchbelastung des Holzes - beispielsweise unter dem Schaft eines Nagels - ist proportional der Druckfestigkeit. Bei lufttrockenem Nadelholz beträgt sie im Mittel für Beanspruchung  $\parallel$  zur Faser ca. 75% und  $\perp$  zur Faser ca. 65% der bei gleicher Holzfeuchte ermittelten Druckfestigkeit  $\sigma_{d \parallel}$ . Die angegebenen Verhältniswerte beziehen sich auf Versuche [4] mit einem Nageldurchmesser  $d = 4,2$  mm.

Stärker als die Druckfestigkeit hängt die Biegezugfestigkeit von der Beschaffenheit des Holzes ab (Astlöcher, schräger Faserverlauf, Holz mit weiten Jahresringen). Bei Brettern und Bohlen bis 5 cm Dicke, die durch zwei Einzellasten als Balken bei einer Stützweite von 80 cm bis 100 cm belastet wurden (Prüfung nach DIN 52 186), ergaben sich für lufttrockenes Holz der Güteklasse II Biegefestigkeiten zwischen 260 kp/cm<sup>2</sup> und 370 kp/cm<sup>2</sup> [19].

Läßt man den Einfluß der Nachgiebigkeit der Stahlblech-Holz-Nagelverbindung zunächst unberücksichtigt, so beteiligen sich die beiden Werkstoffe im Verhältnis ihrer Elastizitätsmoduli an der Aufnahme der Biegebeanspruchung. Da der E-Modul des Stahles mit  $E = 2,1 \cdot 10^6$  kp/cm<sup>2</sup> als konstant betrachtet werden kann, ist also zu überprüfen, in welchem Maße der E-Modul des Holzes schwankt, damit notfalls bei einer genaueren Bestimmung der Biegesteifigkeit des Verbundträgers das Verhältnis

$$n = E_{\text{stahl}} : E_{\text{Holz}}$$

abweichend von  $n = 21$  in Rechnung gestellt werden kann.

Im Rahmen von Versuchen an zusammengesetzten kontinuierlich vernagelten Holzquerschnitten [12] wurde aus der gemessenen Durchbiegung infolge Biegebeanspruchung der Elastizitätsmodul bestimmt. Tabelle 5 enthält eine Auswertung dieser Versuchsangaben.

Feuchtigkeitsgehalt		Gew.-%	15 bis 18
Prismendruckfestigkeit		kp/cm <sup>2</sup>	270 bis 400
Zahl der Einzelversuche		-	55
Elastizitätsmodul	Mittelwert	kp/cm <sup>2</sup>	110 000
	Kleinstwert	kp/cm <sup>2</sup>	71 300
	Größtwert	kp/cm <sup>2</sup>	152 300
	Variationskoeffizient	%	17,3

Tabelle 5 : Streuung des Elastizitätsmoduls biegebeanspruchter Nadelhölzer der Güteklasse II unter geringer Beanspruchung || zur Faser im Kurzzeitversuch [12]

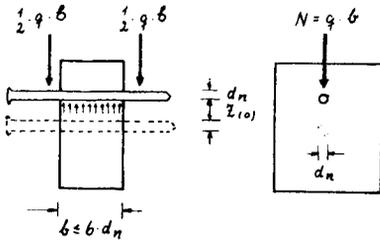
Als Ergebnis läßt sich feststellen, daß der Elastizitätsmodul  $E = 100\ 000$  kp/cm<sup>2</sup>, der nach DIN 1052 der Berechnung elastischer Formänderungen zugrunde zu legen ist, nur einen mittleren Richtwert darstellt.

## 2.7 Lochleibungsbeanspruchung und Bettungsziffer des Nadelholzes

In [4] ist eine Übersicht über die bereits durchgeführten Arbeiten zur Bestimmung der Lochleibungsbeanspruchung gegeben; im Vordergrund standen dabei Versuche, bei denen die Bruchbelastung (Lochleibungsfestigkeit) des ins Holz eingeschlagenen Nagels ermittelt wurde.

Zusammenfassend ergeben sich aus den vorliegenden Arbeiten folgende Schlußfolgerungen für Nadelholz (Fichte, Kiefer; Belastung  $\parallel$  zur Faser):

1. Beim Einschlagen des Nagels können die Holzfasern beiseite geschoben oder durchstanzt werden. Je nach Holzart, Nagelquerschnitt und -spitze wird der eine oder andere Zerstörungszustand überwiegen. Im ersten Falle erfolgt die Kraftübertragung hauptsächlich durch Reibungskräfte entlang der Kontaktfläche zwischen den Holzfasern und dem Nagelschaft. Im zweiten Falle trägt der Nagel überwiegend durch Lochleibungsdruck. Beim Bolzen oder Nagel, der in ein auf seinen Durchmesser vorgebohrtes Loch gesteckt wird, erfolgt die Kraftübertragung ausschließlich durch Lochleibungsdruck.
2. Solange das durchschlagene Brett nicht dicker als der 6-fache Nageldurchmesser ist, senkt sich der Nagelschaft gleichmäßig um den Betrag  $z_{(0)}$  in das Holz ein, die Lochleibungsspannung  $\sigma_l$  kann damit auf dieser Strecke als konstant angenommen werden. Die Bettungsziffer beträgt nach Bild 4
  - (2) 
$$\bar{c} = \frac{\sigma_l}{z_{(0)}} \quad \text{kp/cm}^3$$
3. Der Nageldurchmesser beeinflusst bis zu einer Einsenkung von  $z_{(0)} = 0,5 \text{ mm}$  die Größe von  $\sigma_l$  nur geringfügig [6].
4. Bei Beanspruchungen parallel zur Faser ist die Bettungsziffer größer, wenn der Nagel nicht eingeschlagen, sondern in ein vorgebohrtes Loch gesteckt wird.
5. Die Lochleibungsbruchbelastung liegt im allgemeinen bei ca. 65% bis 80% der an kleinen Prismen ermittelten Holzdruckfestigkeit.



Nageleinsenkung  $z(o)$   
 Lochleibungsspannung  $\sigma_l$   
 Bettungsziffer  $\tilde{C}$

$$\sigma_l = \frac{q}{d_n}$$

$$\tilde{C} = \frac{\sigma_l}{Z_{(o)}} = \frac{q}{d_n \cdot Z_{(o)}}$$

Bild 4 : Lochleibungsspannung und Bettungsziffer (Definitionen)

Da die Größe der Bettungsziffer  $\tilde{C}$  von mehreren Faktoren, nämlich

- Druckfestigkeit, Faserverlauf und Feuchtigkeitsgehalt,
- Formgebung der Nagelspitze und des Schaftes,
- Grad der Vorbohrung,
- Belastungsart und -dauer

beeinflusst wird, hat MEYER [4] nochmals systematische Versuche mit Fichtenholz durchgeführt, wobei die Versuchsdurchführung so gewählt wurde, daß sich der Nagelschaft bzw. eine ähnlich ausgebildete biegesteife Stahlschneide auf ganzer Länge gleichmäßig einsenkten. Im Bild 5 (siehe Blatt 26) sind die gewählten Belastungsanordnungen I und II schematisch dargestellt:

Belastungsanordnung I : handelsüblicher Drahtnagel nach DIN 1151  
 mit  $d_n = 4,2 \text{ mm}$

Belastungsanordnung II : biegesteife, abgerundete Stahlschneide  
 mit  $d = 4,2 \text{ mm}$ .

In [4] sind die Versuchsergebnisse durch Kraft-Einsenkungs-Diagramme wiedergegeben (siehe beispielhaft Bild 6). Gemäß Gleichung (2) wurde für die im Rahmen dieser Arbeit wichtigen Versuchsserien die Bettungs-

Belastungsanordnung II

Belastungsanordnung I

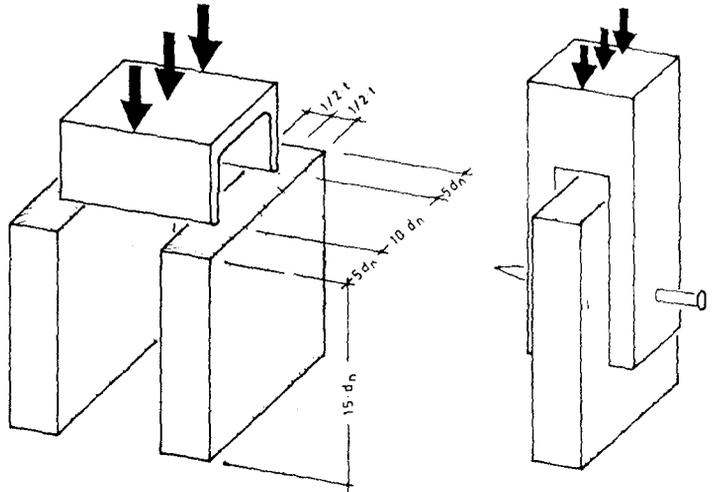
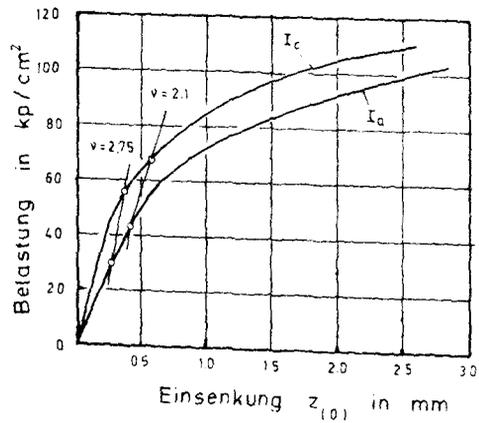
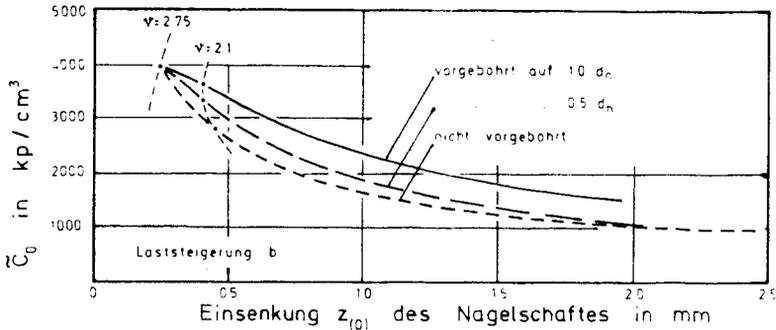


Bild 5 : Belastungsanordnungen zur Bestimmung der Lochleibungs-  
spannung des Holzes nach [4]

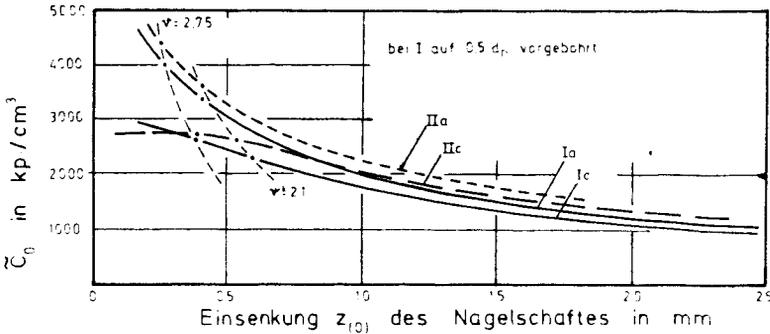


$$v = \frac{q_{max}}{q}$$

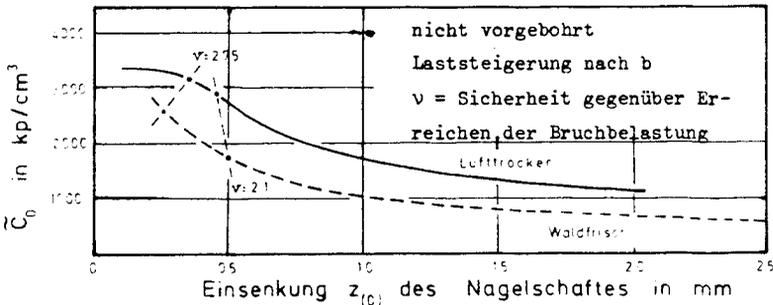
Bild 6 : Einsenkung des Nagelschaftes in Abhängigkeit von der Belastung  $q$  (Wiedergabe von Versuchsergebnissen nach [4])



**Bild 7 :** Einfluß der Vorbohrung des Nagelbettes auf die Größe der Bettungsziffer  $\bar{C}_0$  (Belastungsanordnung I nach Bild 5, lufttrockenes Holz), nach [4]



**Bild 8 :** Einfluß der Belastungsanordnung I und II sowie -dauer auf die Größe der Bettungsziffer  $\bar{C}_0$  (lufttrockenes Holz), nach [4]



**Bild 9 :** Einfluß der Holzfeuchtigkeit auf die Größe der Bettungsziffer  $\bar{C}_0$  (Belastungsanordnung I) nach [4]

ziffer  $\bar{c}_0$  berechnet und auf den Bildern 7 bis 9 (siehe Blatt 27) grafisch aufgetragen.

Die Güteeigenschaften des verwendeten Fichtenholzes waren wie folgend (Mittelwerte):

im waldfrischen Zustand	im lufttrockenen Zustand
29% Feuchtigkeit	14% Feuchtigkeit
190 kp/cm <sup>2</sup> Prismendruckfestigkeit	310 kp/cm <sup>2</sup> Prismendruckfestigkeit
zur Faser	zur Faser

Neben der Art der Lasteintragung wurde die Belastungsdauer variiert, um den Einfluß frühzeitig auftretender plastischer Verformungen zu erfassen:

Serie a : Laststeigerung innerhalb von 30 Sekunden stetig bis zum Versagen

Serie b : Stufenweise Belastung mit jeweils 30 Sekunden Haltezeit (ca. 10 Stufen bis zum Versagen)

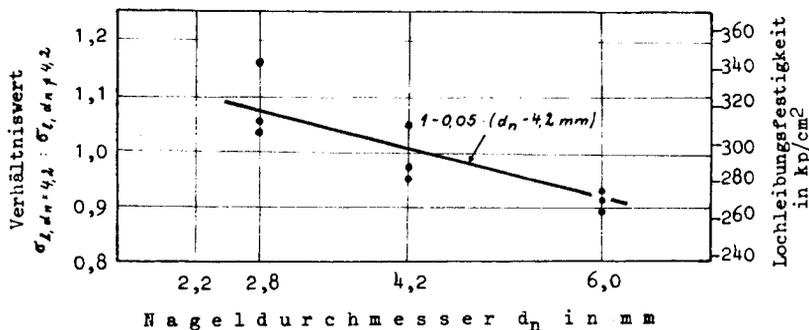
Serie c : Stufenweise Belastung mit jeweils 3 Minuten Haltezeit (ca. 10 Stufen bis zum Versagen)

Eine Zusammenfassung der auf den Bildern 7 bis 9 ausgewerteten Versuchsergebnisse (Nageldurchmesser in jedem Falle  $d_n = 4,2$  mm) enthält die Tabelle 6, in der in Abhängigkeit von den Versuchsbedingungen für verschieden große gegenseitige Verschiebungen  $z_{(0)}$  die Bettungsziffer  $\bar{c}_0$  angegeben ist.

Nach den vorliegenden Versuchsergebnissen - Zusammenstellung siehe [4] - sinkt die Lochleibungsfestigkeit mit wachsendem Nageldurchmesser geringfügig ab. Als Beispiel für diese Abhängigkeit ist in Bild 10 die Lochleibungsfestigkeit, wie sie von MEYER in [4] für verschiedene Nageldurchmesser ermittelt wurde, grafisch aufgetragen. Die Versuchswerte lassen sich im interessierenden Bereich durch die angegebene Gerade verbinden.

lfd. Versuchs-Nr.	bedingungen	$\bar{\sigma}_{0,z(0)} = 0,5$	Verhältniszerte			
			$\bar{\sigma}_{0,z(0)=0,5 \text{ mm}} : \bar{\sigma}_{0,z(0) \neq 0,5 \text{ mm}}$			
			0,3 mm	1,0 mm	1,5 mm	2,5 mm
-	-	kp/cm <sup>3</sup>	-	-	-	-
1	Ib/1,0·d <sub>n</sub>	3350	1,16	0,69	0,56	-
2	Ib/0,5·d <sub>n</sub>	2860	1,27	0,64	0,49	-
3	Ib/ 0·d <sub>n</sub>	2600	1,39	0,63	0,51	0,39
4	Ia/0,5·d <sub>n</sub>	3010	1,25	0,65	0,50	0,36
5	Ic/0,5·d <sub>n</sub>	2450	1,14	0,73	0,55	0,40
6	IIa -	3260	1,24	0,68	0,53	-
7	IIc -	2630	-	0,79	0,63	-
8	Ib/ 0·d <sub>n</sub>	2730	1,20	0,63	0,47	-
		Mittelwerte	1,24	0,68	0,53	0,38

**Tabelle 6:** Bettungsziffer  $\bar{\sigma}$  in Abhängigkeit von Belastungsdauer und -anordnung für verschieden große Einsenkungen  $z(0)$ , Auswertung der Angaben in Bild 7 bis 9, Nageldurchmesser 4,2 mm



**Bild 10:** Lochleibungsfestigkeit in Abhängigkeit vom Nageldurchmesser nach [4], mittlere Holzdruckfestigkeit 310 kp/cm<sup>2</sup>, langsam stetige Belastungssteigerung.

3. Berechnung der Nageltragfähigkeit der Stahlblech-Holz-Nagelverbindung in Abhängigkeit von der Einschlagtiefe und dem Nageldurchmesser

3.1 Theoretische Grundlagen

Untersucht werden sollen drei Ausführungen der Stahlblech-Holz-Nagelverbindung:

- a) die einschnittige Verbindung mit einer auf dem Holz liegenden Stahlflasche (Bild 11),
- b) die zweisechnittige Verbindung, bei der die Stahlflasche zwischen 2 Hölzern oder in einem gefrästen Schlitz liegt (Bild 12),
- c) die mehrschnittige Verbindung (z.B. nach Bild 13), die sich auf die in Bild 12 dargestellte Grundform zurückführen läßt.

Der im Holz eingeschlagene Nagel ist ein allseitig nachgiebig gebetteter Träger; die Einsenkung  $z$  des Nagelschaftes ergibt sich dabei aus der Nachgiebigkeit des Holzes unter der Lochleibungsbeanspruchung längs des Nagelschaftes. Für geringe Beanspruchungen - etwa dem Gebrauchszustand - kann elastisches Verhalten des Holzes vorausgesetzt werden, d.h. die Einsenkung  $z$  ist an jeder Stelle  $y$  des Nagelschaftes proportional der Belastung  $q$ :

$$(3) \quad q = d_n \cdot \sigma_l = d_n \cdot \bar{c} \cdot z$$

Dabei bedeuten:

$\sigma_l$  kp/cm<sup>2</sup> die auf die Projektion des Nageldurchmessers bezogene Lochleibungsspannung,

$\bar{c} = \frac{\sigma_l}{z}$  kp/cm<sup>3</sup> die Bettungsziffer des Nagelbettes.

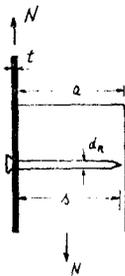


Bild 11 :

ein-

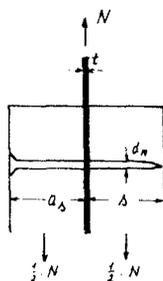


Bild 12 :

zwei-

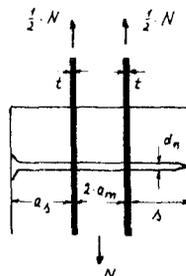


Bild 13 :

mehr-

schnittige Verbindung in Stahlblech-Holz-Nagelbauweise

Entsprechend der Differentialgleichung (D.G.) für die elastische Linie ergibt sich:

$$(4) \quad E_{St} \cdot I_n \cdot \frac{d^4 z}{dy^4} = -q = -d_n \cdot \bar{c} \cdot z.$$

Dabei bedeutet

$$I_n = \frac{\pi \cdot d_n^4}{64}$$

das Flächenträgheitsmoment des Nagelquerschnitts. Mit dem Beiwert

$$(5) \quad \alpha^4 = \frac{\bar{c} \cdot d_n}{E_{St} \cdot I_n \cdot 4} = \bar{c} \cdot \frac{16}{E_{St} \cdot \pi \cdot d_n^3}$$

kann die D.G. des Problems in der Form

$$(6) \quad z'''' + 4\alpha^4 \cdot z = 0$$

angegeben werden. Die allgemeine Lösung dieser D.G. lautet:

$$(7) \quad z = A_1 \cdot e^{+\alpha y} \cdot \cos \alpha y + A_2 \cdot e^{+\alpha y} \cdot \sin \alpha y + A_3 \cdot e^{-\alpha y} \cdot \cos \alpha y + A_4 \cdot e^{-\alpha y} \cdot \sin \alpha y$$

Die Richtung der Koordinaten  $y$  und  $z$  sind auf Bild 14 (siehe Blatt 33) dargestellt.

Die Koeffizienten  $A_1$  bis  $A_4$  erhält man für  $y = 0$  (d.h. in der Kontakt-fuge zwischen Stahlblech und Holz), indem für spezielle Randbedingungen die Gleichung (7) bzw. deren Ableitungen nach  $y$  entsprechend dem folgenden Lösungsschema erfüllt werden.

	$\cdot A_1$	$\cdot A_2$	$\cdot A_3$	$\cdot A_4$	*)
$1 \cdot z =$	$+1$	$+tg \alpha y$	$+e^{-2\alpha y}$	$+e^{-2\alpha y} \cdot tg \alpha y$	$e^{\alpha y} \cos \alpha y$
$\frac{1}{\alpha} \cdot z' =$	$+(1-tg \alpha y)$	$+(1+tg \alpha y)$	$-e^{-2\alpha y}(1+tg \alpha y)$	$-e^{-2\alpha y}(1-tg \alpha y)$	$e^{\alpha y} \cos \alpha y$
$\frac{1}{\alpha^2} \cdot z'' =$	$-tg \alpha y$	$+1$	$+e^{-2\alpha y} \cdot tg \alpha y$	$-e^{-2\alpha y}$	$2 \cdot e^{\alpha y} \cdot \cos \alpha y$
$\frac{1}{\alpha^3} \cdot z''' =$	$-(1+tg \alpha y)$	$+(1-tg \alpha y)$	$+e^{-2\alpha y}(1-tg \alpha y)$	$+e^{-2\alpha y}(1+tg \alpha y)$	$2 \cdot e^{\alpha y} \cdot \cos \alpha y$
$\frac{1}{\alpha^4} \cdot z'''' =$	$+1$	$+tg \alpha y$	$+e^{-2\alpha y}$	$+e^{-2\alpha y} \cdot tg \alpha y$	$-4 \cdot e^{\alpha y} \cdot \cos \alpha y$

\*) gekürzter Faktor, möglich für homogene Lösungen

Da zur Erfüllung der Randbedingungen für  $y \neq 0$  jedoch nur homogene Lösungen der D.G. benötigt werden, gilt das Lösungsschema (8) auch in diesen Fällen, im Rahmen dieser Arbeit brauchen jedoch nur die Lösung für  $y = 0$  berechnet zu werden.

Es genügt nicht, wie in [2] unabhängig von der Nagellänge dieselben Randbedingungen zu erfüllen, da die so gewonnenen Lösungen nicht widerspruchsfrei sind. Mit wachsender Vorholzdicke  $a_g$  und Einschlagtiefe  $s$  treten vielmehr unter Belastung etwa die in Bild 14 skizzierten unterschiedlichen Nagelverformungen auf. Die Rand- bzw. Übergangsbedingungen sind dementsprechend zu variieren.

Mit zunehmender Nagellänge wird beispielsweise bei der zweischnittigen Verbindung (Bild 12) gleichermaßen am Nagelkopf und an der Nagelspitze  $z = z' = 0$ ; der Einfluß des Nagelkopfes auf die Einsenkung soll in diesem Zusammenhang unberücksichtigt bleiben.

Da sich die zweischnittige Verbindung an der Stelle  $y = 0$  nur durch die Neigung der Biegelinie des Nagels von der einschnittigen Verbindung unterscheidet, genügt es, die Nageltragkraft jeweils nur einer Scherfläche zu bestimmen und das Gleichungssystem für die 4 Fälle nach Bild 15 zu lösen. Die Tragfähigkeit der mehrschnittigen Verbindungen nach Bild 12 und 13 erhält man dann aus den Einzellösungen durch Superposition. Die Rand- und Übergangsbedingungen sind in der Tabelle 7 zusammengestellt.

/in Abhängigkeit

Da die Nageltragfähigkeit von der gegenseitigen Verschiebung in der Kontaktfläche zwischen Blech und Holz bestimmt werden soll, d.h. für  $y = 0$ , vereinfacht sich die Lösungsgleichung (7) zu

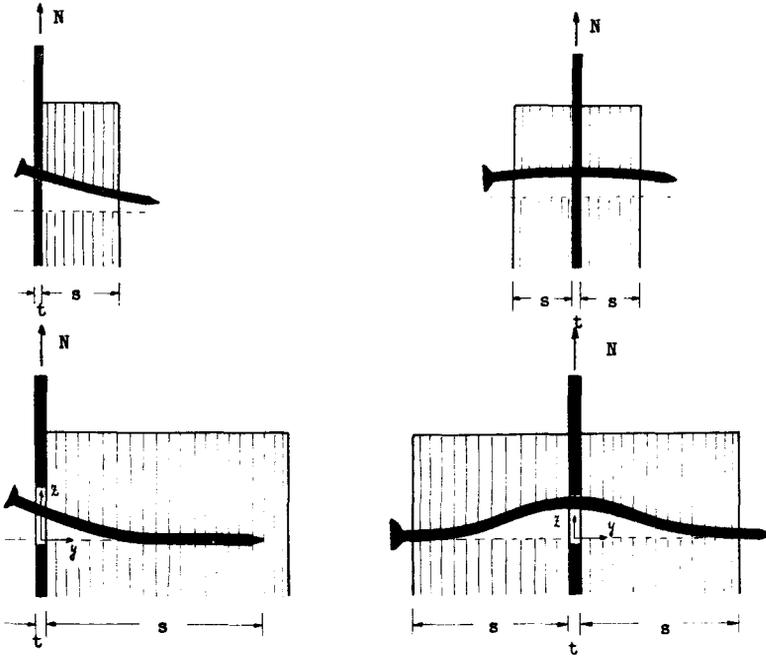
$$z_{(0)} = A_1 \cdot 1 + A_2 \cdot 0 + A_3 \cdot 1 + A_4 \cdot 0$$

Für die weitere Auswertung wird diese Gleichung umgeschrieben in

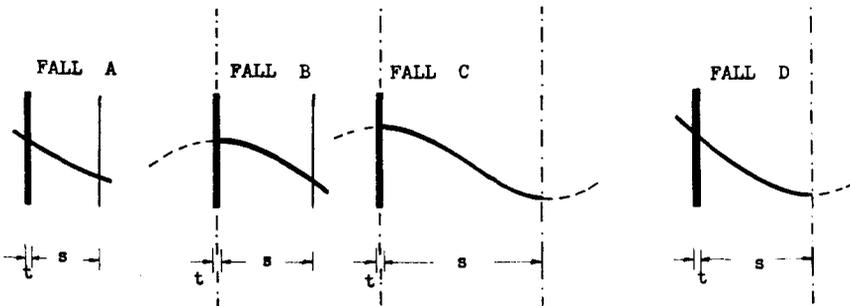
$$(9) \quad z_{(0)} = A_1 + A_3 = \frac{N}{8 \cdot \alpha^3 \cdot E_{St} \cdot I_n} \cdot \frac{1}{K}$$

wobei  $K$  ein Zahlenfaktor ist, der sich durch Auflösen der 4 Bestimmungsgleichungen (Tabelle 7) ergibt.

Auf den Anlagen 2 und 3 sind für die 4 möglichen Nagelverformungen die Faktoren  $K$  in Abhängigkeit vom Parameter  $\alpha \cdot s$  implizit angegeben; der Faktor  $\alpha$  gibt dabei im wesentlichen den Einfluß des Nageldurchmessers wieder.



**Bild 14 :** Abhängigkeit der Nagelverformung von der Holzdicke bzw. der Nagellänge



**Bild 15 :** schematische Darstellung der möglichen Nagelverformungen

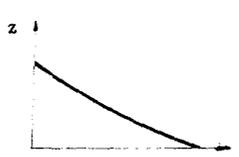
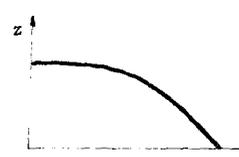
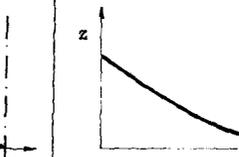
	Fall A	Fall B	Fall C	Fall D
	 <p><math>z \uparrow</math> <math>y=0</math> <math>y=s</math></p>	 <p><math>z \uparrow</math> <math>y=0</math> <math>y=s</math></p> <p>symmetrisch zu <math>y=0</math></p>	 <p><math>z \uparrow</math> <math>y=0</math> <math>y=s</math></p> <p>symm. zu <math>y=0</math> u. <math>y=s</math></p>	 <p><math>z \uparrow</math> <math>y=0</math> <math>y=s</math></p> <p>symmetrisch zu <math>y=s</math></p>
$y=0$	$z'''' = \frac{N}{E_{St} \cdot I_n}$ $z'' = 0$	$z'''' = \frac{N}{E_{St} \cdot I_n}$ $z' = 0$	$z'''' = \frac{N}{E_{St} \cdot I_n}$ $z' = 0$	$z'''' = \frac{N}{E_{St} \cdot I_n}$ $z'' = 0$
$s \rightarrow 0$	$A_1$ $z=0$ $z''=0$	$B_1$ $z=0$ $z''''=0$	$C_1$ $z' = 0$ $z'''' = 0$	$D_1$ $z' = 0$ $z'''' = 0$
$y=s$	$A_2$ $z' = 0$ $z'' = 0$	$B_2$ $z=0$ $z'' = 0$	$C_2$ $z=0$ $z' = 0$	$D_2$ $z=0$ $z' = 0$
$s \rightarrow \infty$				

Tabelle 7: Rand- und Übergangsbedingungen für die Nagelung nach Fall A, Fall B, Fall C und Fall D  
(siehe Bild 15)

Aus Gleichung (9) folgt nach Umformen:

$$(10a) \quad N = 8 \cdot E_{St} \cdot I_n \cdot \alpha^3 \cdot z_{(o)} \cdot K$$

$$(10b) \quad N = \frac{1}{\alpha} \cdot 2 \cdot z_{(o)} \cdot \bar{C} \cdot d_n \cdot K$$

$$(10c) \quad N = \sqrt[4]{\pi \cdot \bar{C}^3 \cdot d_n^7 \cdot E_{St} \cdot z_{(o)} \cdot K}$$

In Bild 16 ist der Zahlenfaktor K für die Fälle A bis D grafisch aufgetragen, und zwar bezogen auf die von einer Scherfläche aufnehmbare Nageltragkraft (tabellarische Zusammenstellung der Zahlenwerte K auf Anlage 4). Für die im Bild 17 skizzierten Möglichkeiten der ein- oder mehrschnittigen Verbindung ergibt sich die Nageltragfähigkeit unter Berücksichtigung der Übergangsbedingungen durch Addition der auf die einzelnen Scherflächen entfallenden Anteile.

### 3.2 Vorschlag für ein Verfahren zur Bestimmung der Nageltragfähigkeit bei vorgegebener gegenseitiger Verschiebung zwischen Holz und Stahlblech

#### 3.2.1 Einflüsse auf die Größe der Nageltragfähigkeit

Die Tragfähigkeit der Stahlblech-Holz-Nagelverbindung beträgt aufgrund der vorstehenden Berechnungen:

$$(10b) \quad N = \frac{1}{\alpha} \cdot 2 \cdot z_{(o)} \cdot \bar{C} \cdot d_n \cdot K$$

Folgende Faktoren beeinflussen demnach die Größe von N:

#### a) der Nageldurchmesser $d_n$ und die Bettungsziffer $\bar{C}$

Bei vorgegebener gegenseitiger Verschiebung  $z_{(o)}$  nimmt die Nageltragfähigkeit nach Gleichung (10c) mit dem Faktor  $d_n^{7/4}$  zu. In Abschnitt 2.7 wurde für den Nageldurchmesser  $d_n = 4,2$  mm und eine mittlere Holzfestigkeit von  $310$  kp/cm<sup>2</sup> die Bettungsziffer  $\bar{C}_o$  aufgrund von Versuchsergebnissen ermittelt. Setzt man voraus, daß die Bettungsziffer in gleichem Maße von  $d_n$  abhängt wie die Lochleibungsfestigkeit, so beträgt nach Bild 10 für die einzelnen Nageldurchmesser  $d_n$

$$(11) \quad \bar{C} = \bar{C}_o \cdot \left[ 1 - 0,05 (d_n - 4,2) \right]; \quad d_n \text{ in mm.}$$

Zur Auswertung der Versuchsergebnisse unter 3.3 bedarf es jedoch noch einer Anmerkung:

Bei der Durchführung von Traglastversuchen bestand bisher noch keine einheitliche Regelung über die Laststeigerung und -folge. Erst im Entwurf der DIN 4110, Blatt 8 wird ein Belastungsschema vorgeschrieben: Vorbelasten bis ungefähr zur Gebrauchslast und anschließend Messen der Verformungen während stetiger Laststeigerung von Null bis zum Versagen der Konstruktion. Demgegenüber war es außerdem üblich, die Belastung in Stufen von ca. 1/10 der Höchstlast aufzubringen und nach jeder Laststufe bis auf eine Grundlast nahe Null zu entlasten bzw. die Verformungen unter zügiger einmaliger Belastungszunahme zu messen (siehe auch Bild 18). Die nach diesen verschiedenen Arten versuchsmäßig bestimmten Verformungen unterscheiden sich daher, in welchem Maße der "Anfangsschlupf" und die nicht elastischen Verformungsanteile (z.B. Zunahme der Einsenkung, während die Belastung bei einer bestimmten Laststufe konstant gehalten wird) erfaßt werden.

Aufgrund dieser Tatsache wird daher zur Auswertung der Versuchsergebnisse die Bettungsziffer  $\tilde{C}_0$  gemäß Tabelle 8 unterschiedlich groß angenommen.

b) die gegenseitige Verschiebung  $z_{(0)}$

Die gegenseitige Verschiebung  $z_{(0)}$  in der Fuge zwischen Stahlblech und Holz ist größtmäßig identisch mit der bereits unter 2.7 im Zusammenhang mit der Bestimmung der Bettungsziffer  $\tilde{C}$  definierten Einsenkung  $z_{(0)}$ .

Auf Anlage 5 ist das während eines Traglastversuches aufgenommene Last-Verlängerungs-Diagramm von Probekörpern in Stahlblech-Holz-Nagelbauweise (Fall 2.2 nach Bild 17) wiedergegeben. Man erkennt, daß die "Arbeitslinie" keinen ausgeprägten linearen Anfangsbereich hat, sondern insgesamt gekrümmt ist. Die Berechnung der Nageltragfähigkeit kann daher jeweils nur für eine vorgegebene gegenseitige Verschiebung erfolgen (Annahme eines bereichsweise linearen Zusammenhanges zwischen  $z_{(0)}$  und  $N$ ), wobei in Gleichung (10) die diesem  $z_{(0)}$  entsprechende Bettungsziffer  $\tilde{C}_0$  nach Bild 19 einzusetzen ist.

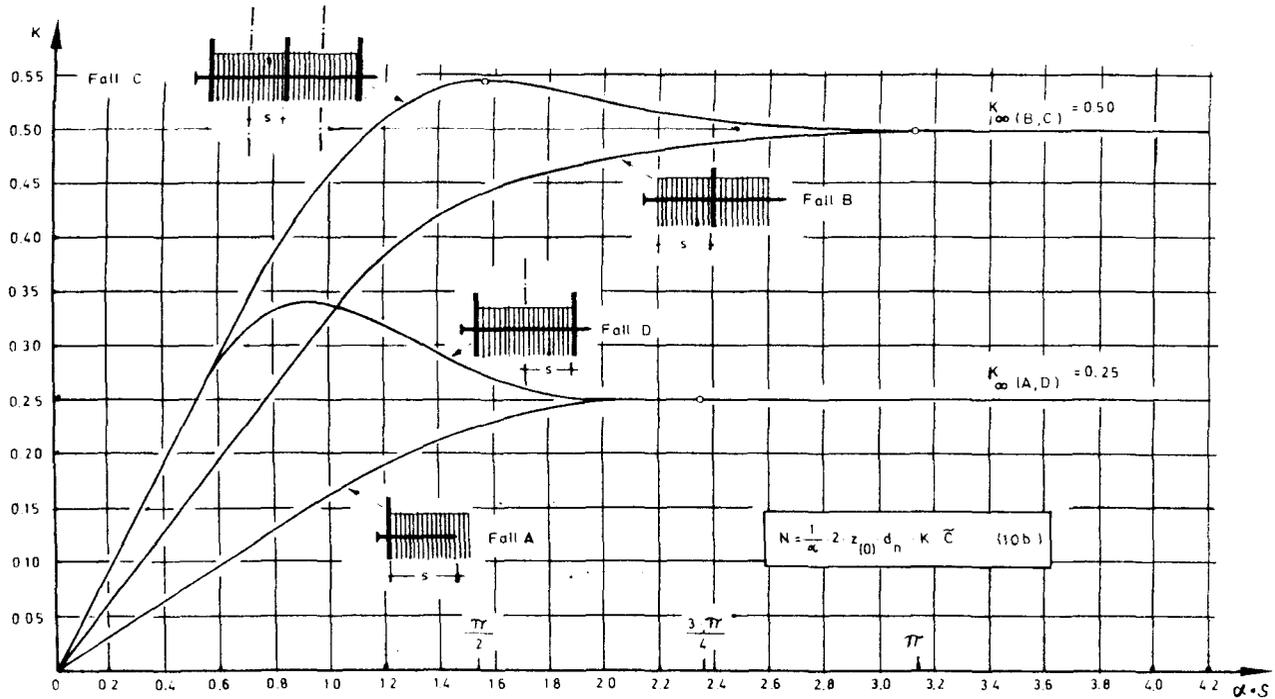


Bild 16 : Zahlenfaktor K in Abhängigkeit von  $\alpha \cdot s$

N gibt die in einer Scherfläche aufnehmbare Nageltragkraft an (entsprechend der angegebenen Einschlagtiefe s).



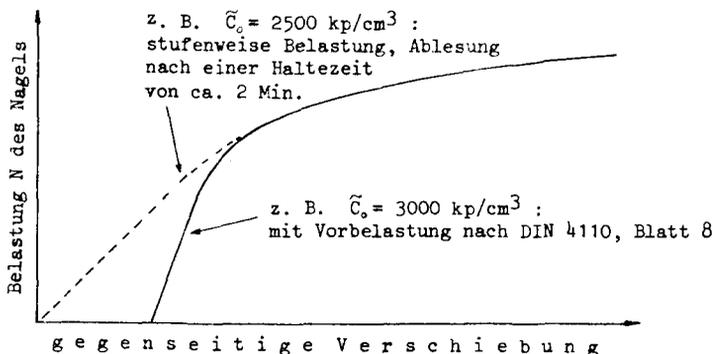


Bild 18 : Einfluß der Belastungsart auf den Verlauf von  $z_{(0)}$  und damit der Bettungsziffer  $\tilde{C}_0$  (schematische Darstellung)

Bettungsziffer $\tilde{C}_0$ für $z_{(0)} = 0,5 \text{ mm}$ und $d_n = 4,2 \text{ mm}$	
Unter Berücksichtigung der Gesamtverschiebung:	
ohne oder mit teilweiser Vorbohrung	$\tilde{C}_0 = 2500 \text{ kp/cm}^3$
mit Vorbohrung auf $1,0 \cdot d_n$	$\tilde{C}_0 = 3000 \text{ kp/cm}^3$
Unter Berücksichtigung der während der Laststeigerung gemessenen Verschiebungsanteile: +)	
ohne oder mit teilweiser Vorbohrung	$\tilde{C}_0 = 3000 \text{ kp/cm}^3$
mit Vorbohrung auf $1,0 \cdot d_n$	$\tilde{C}_0 = 4000 \text{ kp/cm}^3$

+) d.h. ohne Zunahme der Verschiebung während der Lasthaltezeit, für Belastungsfolge nach Entwurf DIN 4110, Blatt 8

Tabelle 8 : Bettungsziffer  $\tilde{C}_0$  für  $z_{(0)} = 0,5 \text{ mm}$  in Abhängigkeit von den unterschiedlichen Belastungsarten während des Zugversuches (diese Angaben dienen nur zur Auswertung der vorliegenden Versuchsergebnisse)

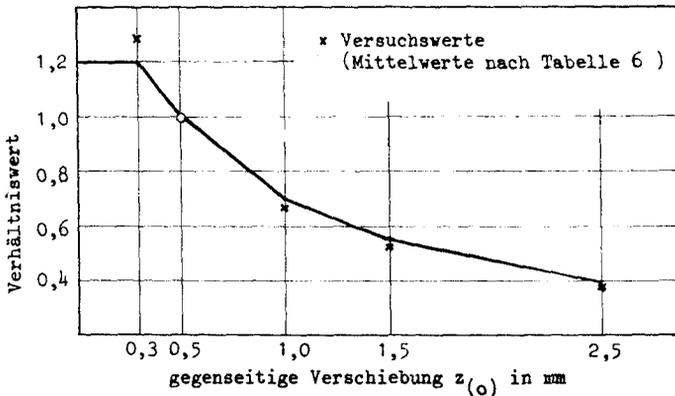


Bild 19 : Rechenwerte für die Bettungsziffer  $\bar{C}_0$  in Abhängigkeit von der Größe der gegenseitigen Verschiebung  $z_{(0)}$ , Verhältnswerte bezogen auf  $\bar{C}_{0(z_{(0)} = 0,5 \text{ mm})}$

c) das Nagelbild (Einschlagtiefe, Zahl der durchschlagenen Bleche)

Dieser Einfluß auf die Größe der Nageltragfähigkeit  $N$  wird in Gleichung (10b) durch den Zahlenfaktor  $K$  erfaßt. Der Faktor  $K$  erreicht bei einer bestimmten Schlankheit

$$\lambda = \frac{\text{Einschlagtiefe } s}{\text{Nageldurchmesser } d_n}$$

einen konstanten Endwert, der in Bild 16 (siehe Blatt 37) für den impliziten Wert  $\alpha \cdot s^+$  dargestellt ist; für das zweischnittig beanspruchte Blech (Fall B und C auf Bild 16) beträgt er  $\alpha \cdot s^+ = \pi$ . In der Tabelle 9 ist diese Einschlagtiefe  $s^+$  für die einzelnen Nageldurchmesser angegeben.

Für eine einschnittige Nagelverbindung nach Fall 2.2 (siehe Bild 17, Vorholzdicke  $a_s =$  Einschlagtiefe  $s$ ) kann bei Nageldurchmessern bis  $d_n = 4,2 \text{ mm}$  jedoch die volle Nageltragfähigkeit  $N$  nicht ausgenutzt werden, da bei Verwendung genormter Nagellängen die tatsächliche Einschlagtiefe kleiner als der Grenzwert  $s^+$  ist, d.h. der Zahlen-

faktor  $K \leq K^+$  muß im Einzelfalle auf Grund des vorgegebenen Nagelbildes nach Bild 17 bestimmt werden.

Für  $s \geq s^+$  ergeben sich folgende Zahlenwerte  $K^+$ :

Fall 1 : einschnittig, 1 Blech  $K^+ = 0,25$

Fall 2 : zweischnittig, 1 Blech  $K^+ = 1,00$

Fall 4 : vierschnittig, 2 Bleche  $K^+ = 2,00$

Nageldurchmesser $d_n$	Einschlagtiefe $s^+$ für den Fall B und C	
	$\sigma_o = 2500 \text{ kp/cm}^3$	$\sigma_o = 3000 \text{ kp/cm}^3$
mm	mm	mm
2,2	35,3	33,7
2,5	39,0	37,3
2,8	42,6	40,7
3,1	46,1	44,1
3,4	49,6	47,4
3,8	54,2	51,8
4,2	58,7	56,1
4,6	63,2	60,4
6,0	78,6	75,1

Tabelle 9 : Einschlagtiefen  $s^+$  (ohne Berücksichtigung genormter Nagellängen), für welche die Nageltragfähigkeit  $N$  des zweischnittig beanspruchten Bleches ihren Grenzwert erreicht.

Für Einschlagtiefe  $s > s^+$  beträgt die Tragfähigkeit des einschnittig beanspruchten Nagels bei außen liegenden Blechen (Fall 1) demnach nur 25% des für die zweischnittige Verbindung berechneten Wertes. Dieser Gegensatz zur Holz-Nagelverbindung, bei der nach DIN 1052 die zulässige Nagelbelastung proportional mit der Zahl der Scherflächen zunimmt, beruht auf der in beiden Fällen unterschiedlichen Verformung des im Holz elastisch gebetteten Nagelschaftes.

Aufgrund der Ausführungen in Abschnitt 2.7 kann der Einfluß der Holzfeuchtigkeit und -druckfestigkeit auf die Größe der Nageltragfähigkeit solange unberücksichtigt bleiben, wie die Druckfestigkeit des verwendeten Nadelholzes zwischen  $350 \text{ kp/cm}^2$  und  $450 \text{ kp/cm}^2$  liegt.

### 3.2.2 Berechnung der Nageltragfähigkeit

Die Berechnung erfolgt zweckmäßig nach Gleichung (10b)

$$N = \frac{1}{\alpha} \cdot 2 \cdot z_{(0)} \cdot \bar{c} \cdot d_n \cdot K$$

in folgenden Schritten:

- a) Vorgabe des Nagelbildes: Nageldurchmesser, Blechdicke, Zahl der durchschlagenen Bleche, Vorholzdicke, Mittelholzdicke und Einschlagtiefe
- b) Vorgabe der als zulässig erachteten gegenseitigen Verschiebung  $z_{(0)}$  und damit auch der Bettungsziffer (siehe Bild 19 und Tabelle 8).

Wie die folgenden Auswertungen der Versuchsergebnisse noch zeigen werden, ergeben sich für den Gebrauchszustand — d.h. bei Einhaltung einer 2,75-fachen Sicherheit gegenüber der maximalen Nageltragfähigkeit — gegenseitige Verschiebungen von etwa  $z_{(0)} = 0,3 \text{ mm}$ .

Im allgemeinen ist daher nach Bild 19 in Rechnung zu stellen:

$$\bar{c}_0 = 1,2 \cdot 2500 \text{ kp/cm}^3$$

- c) Ablezen der Bettungsziffer  $\bar{c}$  in Abhängigkeit von dem Nageldurchmesser in Bild 20
- d) Ablezen des Beiwertes  $\alpha$  in Bild 20
- e) Berechnen der Zahlenwerte  $\alpha \cdot a_s$ ,  $\alpha \cdot a_m$  und  $\alpha \cdot s$
- f) Ablezen des Zahlenfaktors  $K$  in Abhängigkeit von der Anordnung der Bleche und der Einschlagtiefe in Bild 16 bzw. 17
- g) Berechnen der Nageltragfähigkeit nach Gleichung (10b)

vorgegeben:

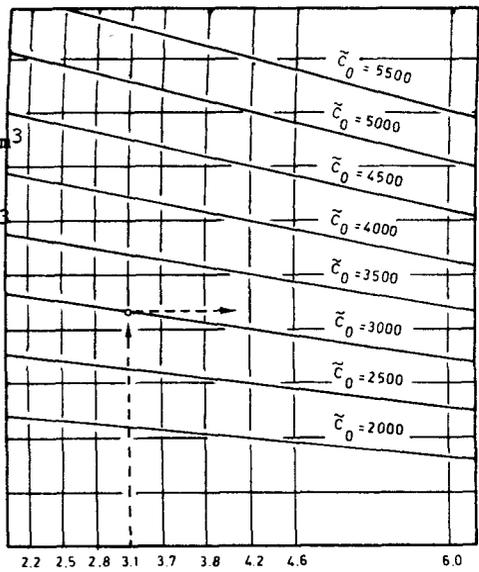
$$d_n = 3,1 \text{ mm}$$

$$\tilde{c}_0 = 3000 \text{ kp/cm}^3$$

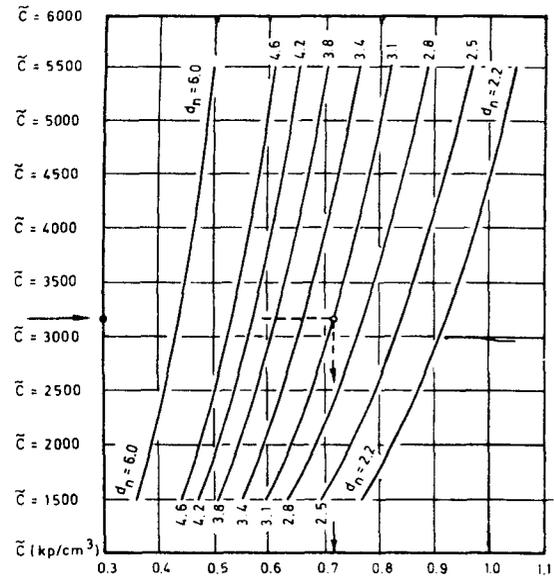
abgelesen:

$$\tilde{c} = 3160 \text{ kp/cm}^3$$

$$\alpha = 0,715 \text{ 1/cm}$$



Nageldurchmesser  $d_n$  in mm



Beiwert  $\alpha$  in 1/cm

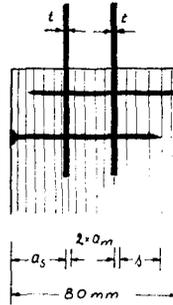
Bild 20 : Bettungsziffer  $\tilde{c}$  und Beiwert  $\alpha$  in Abhängigkeit vom Nageldurchmesser  $d_n$

Im folgenden ist ein Berechnungsbeispiel angegeben.

Nageltragfähigkeit für

$z_{(0)} = 0,5 \text{ mm}$  beim Probekörper 1.b.3 nach Tabelle 10

(a)



N 31.70

$t = 1 \text{ mm}$   
 $a_s = 28 \text{ mm}$   
 $a_m = 11 \text{ mm}$   
 $s = 18 \text{ mm}$

ohne Vorbohrung; stufenweise Belastung; Gesamtverschiebung

(b) nach Bild 19 :  $z_{(0)} = 0,5 \text{ mm}$  d.h.:  $\check{C}_0 = 2500 \text{ kp/cm}^3$

(c) nach Bild 20 :  $d_n = 3,1 \text{ mm}$

$\check{C} = 2640 \text{ kp/cm}^3$

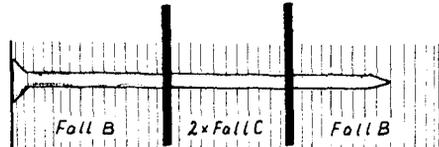
(d) nach Bild 20 :  $\alpha = 0,68 \cdot \frac{1}{\text{cm}}$

(e) berechnet :  $\alpha \cdot a_s = 1,904 < \pi$

$\alpha \cdot a_m = 0,748 < \pi$

$\alpha \cdot s = 1,224 < \pi$

(f) nach Bild 16 :



$K = 0,47 + 2 \cdot 0,37 + 0,39 = 1,60$

(g) berechnet :  $N = \frac{1}{0,68} \cdot 2 \cdot 0,05 \cdot 2640 \cdot 0,31 \cdot 1,60 \text{ kp}$

$N = 193 \text{ kp}$   
 =====

### 3.2.3 Brauchbarkeit des Berechnungsverfahrens

Die Brauchbarkeit des beschriebenen Verfahrens zur Berechnung der Nageltragfähigkeit aus der gegenseitigen Verschiebung zwischen Stahlblech und Holz wird durch Auswerten der vorliegenden, auf Anlage 6 zusammengestellten Versuchsergebnisse überprüft. Zum Verbinden von Stahlblech und Holz wurden ausschließlich runde Drahtnägels nach DIN 1151 verwendet.

a) Nageltragfähigkeit  $N$  für ein vorgegebenes  $z_{(0)}$

In Tabelle 10 sind für die einzelnen Probekörpertypen die Nagelbelastungen  $N$ , für welche sich die gegenseitige Verschiebung  $z_{(0)} = 0,3 \text{ mm}$  bzw.  $z_{(0)} = 0,5 \text{ mm}$  ergibt, in Abhängigkeit von  $N_{\text{max}}$  aufgeführt. Aus der Gegenüberstellung von  $N_{\text{Versuch}}$ :  $N_{\text{Rechnung}}$  erkennt man, daß die berechneten Werte recht gut mit den Versuchsergebnissen übereinstimmen.

b) Zunahme von  $N$  in Abhängigkeit von  $z_{(0)}$

Nach Bild 19 ist der Zusammenhang zwischen  $z_{(0)}$  und der in Rechnung zu stellenden Bettungsziffer gegeben. Bild 21 zeigt für einen Einzelfall, daß die Zunahme der Nageltragfähigkeit in Abhängigkeit von  $z_{(0)}$  (gekrümmte Arbeitslinie) in guter Übereinstimmung mit den versuchsmäßig bestimmten Werten berechnet werden kann. Mit Annäherung an den Erschöpfungszustand werden allerdings, wie auch Anlage 7 zeigt, die Abweichungen zwischen Rechnung und Versuch größer.

### 3.3 Zulässige Nagelbelastung aufgrund bestehender Vorschriften, Berücksichtigung der vorliegenden Versuchsergebnisse

Bei der Festlegung der zulässigen Belastung für die Stahlblech-Holz-Nagelverbindung müssen die Bestimmungen der

DIN 1050 - Stahl im Holzbau  
und DIN 1052 - Holzbauwerke

eingehalten werden.

Fortsetzung des Textes auf S. 49

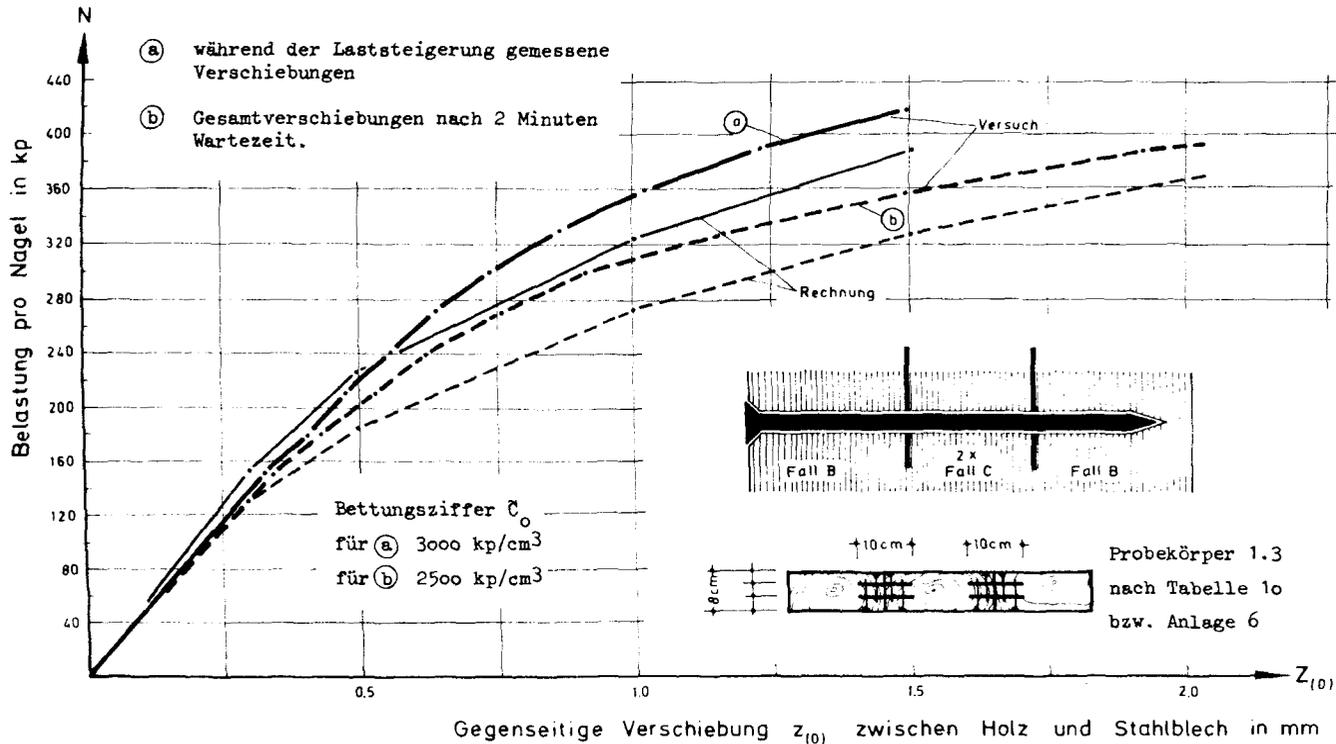
Probekörper Nr.	Nagel- ø d <sub>n</sub>	Bettungs- ziffer C <sub>0</sub>	Versuchswerte		Gegenüberstellung	
			$\frac{N_{max}}{N_{z(o)=0,3}}$	$\frac{N_{max}}{N_{z(o)=0,5}}$	$\frac{N_{Vers.}}{N_{Rechnung}}$ z(o) = 0,3 mm	z(o) = 0,5 mm
-	mm	kp/cm <sup>3</sup>	-	-	%	%
1 1a 2 3	3,1	3000	3,10 4,16 5,04	2,10 2,92 3,18	100,0 94,6 89,7	102,2 92,8 97,3
1 1b 2 3	3,1	2500	3,31 4,37 5,30	2,32 3,22 3,46	107,4 103,7 98,5	105,6 97,4 104,4
1 2 3 4	4,2 3,8 3,4 2,5	3000	2,37 2,26 2,14 2,60	2,06 1,99 1,93 2,12	125,2 119,7 114,0 138,1	98,0 95,8 92,6 116,1
1 3 2	2,9	2500	3,12 3,10	1,89 1,86	83,3 90,5	94,8 103,8
1 4 2	4,2	3000 2500	2,02 2,96	1,67 2,08	102,8 97,0	91,4 95,8
1 2 3 4 5	6,0 6,0 4,2 4,2 3,1	4000	3,41 2,76 2,21 1,68 2,44	2,80 2,25 1,84 1,52 2,00	117,0 115,0 114,7 134,0 95,7	97,9 96,8 94,7 102,1 88,7
1 2 3+) 4 5	6,0 6,0 4,2 4,2 3,1	4000	3,08 3,13 2,98 2,66 2,04	2,73 2,75 2,55 2,25 1,89	<del>152,8 126,4 123,3 120,5 164,6</del>	115,7 98,9 99,0 98,1 108,3
Zahl der Versuche			52	52	42	52
Mittelwert $\bar{x}$			2,92	2,30	112,0%	99,9%
Standardabweichung s			0,90	0,49	15,1%	7,3%

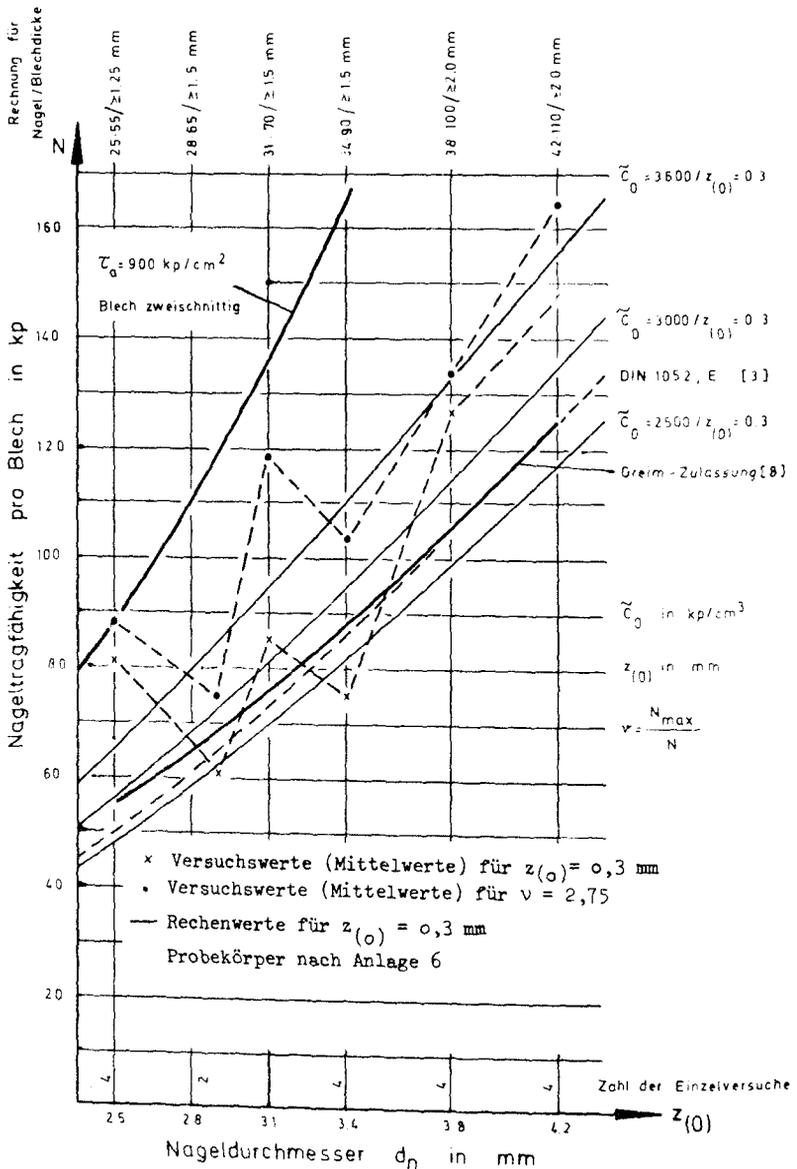
+) Die Vorbelastung war vermutlich zu groß gewählt, daher bleiben die Versuchsergebnisse für  $z_{(0)} = 0,3$  mm unberücksichtigt.

Bei Probekörper Nr. 2, 5 und 6 Belastungsfolge nach DIN 4110, Blatt 8

Tabelle 10: Nageltragfähigkeit N für eine gegenseitige Verschiebung  $z_{(0)} = 0,3$  mm und  $z_{(0)} = 0,5$  mm nach Rechnung und Versuch  
(Nachweis der Versuchsergebnisse siehe Anlage 6)

**Bild 21 :** Nageltragfähigkeit nach Rechnung und Versuch in Abhängigkeit von  $z_{(0)}$  (Bleche in 2 mm Sägeblattschlitz, ohne Vorbohrung, Mittelwerte für 2 Versuche)





**Bild 22 :** zulässige Nagelbelastung pro Blech aufgrund der einzelnen Bemessungskriterien (genormte Nagellängen, Blechdicke  $z_0$ , da  $\sigma_{\perp} < \sigma_{\perp, \text{zul}}$ )  
**Ergebnis:** zulässige Belastung für Stahlblech-Holz nagelbauweise mit  $\nu > 2,75$  für  $z_{(0)} = 0,3 \text{ mm}$  und  $C_0 = 1,2 \cdot 2500 \text{ kp/cm}^3$

Nachweise nach DIN 1050 für das Stahlblech bzw. den Nagel:

1. Zweckmäßig stuft man in Abhängigkeit von dem Nageldurchmesser  $d_n$  die Blechdicke  $t$  so ab, daß im Stahlblech stets die Lochleibungsbeanspruchung

$$\sigma_l = \frac{N_{zul}}{t \cdot d_n} \leq \sigma_{l,zul}$$

und die zulässige Zugspannung eingehalten ist.

2. Danach ist nachzuweisen, daß die zulässigen Spannungen auf Abscheren nicht überschritten werden.

Nachweise nach DIN 1052 für die Gesamtverbindung:

Die zulässige Belastung ergibt sich aus den allgemeingültigen Forderungen:

1. Die gegenseitige Verschiebung der Einzelteile (hier zwischen Stahlblech und Holz) darf höchstens 1,5 mm betragen.
2. Die zulässige Belastung muß mit dem Sicherheitsbeiwert  $v \geq 2,75$  auf Grund von Traglastversuchen bestimmt werden.

Für die Stahlblech-Holz-Nagelverbindung kann jedoch die gegenseitige Verschiebung von 1,5 mm nicht ausgenutzt werden, da in diesem Falle die Sicherheit gegen das Versagen der Verbindung unzureichend ist.

Wie die Angaben in Tabelle 10 und Bild 22 zeigen, ergibt sich bei Einhaltung einer Sicherheit von  $v \geq 2,75$  (Mittelwert) eine zulässige Verschiebung von ca. 0,3 mm. Aus Bild 22 geht weiter hervor, daß die so berechneten Nagelbelastungen bis zu 10 kp größer sind als die zulässigen Werte für den Holz-Nagelbau.

Die zulässige Belastung der Nagelverbindung nach dem System "Greim" [8] wurde beispielsweise in Anlehnung an die zulässige Belastung für die Holz-Nagelverbindung nach DIN 1052 festgelegt. Aus Bild 22 ergibt sich jedoch, daß die vorliegenden Versuchsergebnisse mit zunehmendem Nageldurchmesser eine Erhöhung dieser im Zulassungsbescheid [8] festgelegten Werte nahelegen.

4. Berechnung der Biegesteifigkeit von Trägern in Stahlblech-Holz-Nagelbauweise unter Berücksichtigung der gegenseitigen Verschiebung zwischen Stahlblech und Holz

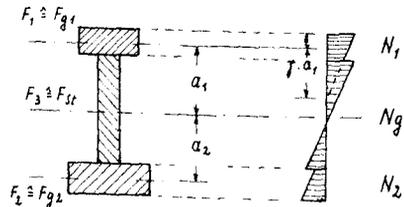
4.1 Bekannte Berechnungsmethoden für zusammengesetzte hölzerne Biegeträger mit nachgiebigen Verbindungsmitteln

Schon frühzeitig - etwa um die Jahrhundertwende - erkannte man, daß bei vernagelten oder verdübelten Verbundquerschnitten die Biegesteifigkeit geringer war als bei homogenem Querschnitt. Diese Abminderung der Biegesteifigkeit beruht darauf, daß im Gegensatz zum starren Verbund bei elastischem Verbund unter Belastung Relativverschiebungen zugeordneter Randpunkte in der Berührungsfuge der einzelnen Träger- teile auftreten.

Die Nachgiebigkeit der einzelnen Verbindungsmittel und der dadurch bedingte Abfall der Biegesteifigkeit wurde durch Versuche belegt. Die Ergebnisse dieser Versuche führten beispielsweise dazu, daß in den ersten Fassungen der DIN 1052 für zweiteilige Verbundträger das Widerstandsmoment nur mit dem 0,7-fachen des am homogenen Querschnitt ermittelten Wertes in Rechnung gesetzt werden durfte.

Von der Vorstellung, daß das nutzbare Widerstandsmoment in der Form  $W_n = \eta \cdot W$  bestimmt werden könne, wurde erstmals bei [29] abgewichen. Man erkannte, daß der Einfluß der Nachgiebigkeit der Verbindungsmittel auf das Trag- und Verformungsverhalten der Verbundträger richtiger in der Form

$$(12) \quad J_v = \sum J_0 + \sum (\gamma \cdot a_i^2 \cdot F_i)$$



angegeben werden muß; d.h. bei der Berechnung des wirksamen Trägheitsmomentes brauchen nur die nachgiebig angeschlossenen Querschnittsteile mit einem Abminderungsfaktor multipliziert zu werden. Für starre Verbindung der Einzelteile (z.B. Verleimung) wird  $\gamma = 1$ ; bei Fehlen jeglichen Verbundes ergibt sich  $\gamma = 0$ .

In [28] wurden allgemeine Lösungen zur Berechnung der mit elastischen Verbindungsmitteln nachgiebig verbundenen Vollwandträger (Holz, Stahl, Stahlbeton-Stahlverbund) angegeben. Vorausgesetzt wurde dabei eine über die ganze Trägerlänge kontinuierliche Verbindung der Einzelteile zum Verbundquerschnitt und, daß die Verschiebung in der Berührungsfuge an jeder Stelle proportional der zu übertragenden Schubkraft ist, d.h.

$$(13) \quad C = \frac{T \cdot e}{\xi_0}$$

Dabei bedeuten:

- C Verschiebungsmodul                    kp/cm
- T Schubkraft in der Fuge                kp/cm
- e gegenseitiger Abstand der Ver-  
bindungsmittel                            cm
- $\xi_0$  Relativverschiebung in der Fuge    cm

In [28] wurden aufgrund der Tatsache, daß bei kontinuierlicher nachgiebiger Verbindung in Steg- und Gurtteilen die Stabkrümmung und die Verdrehung der Einzelquerschnitte übereinstimmen müssen, zwei gekoppelte Differentialgleichungen abgeleitet, mit deren Hilfe die auf die Einzelteile entfallenden Normalkräfte und Biegemomente berechnet werden können. Abschließend wird jedoch festgestellt, daß die angegebenen Formeln für die praktische Berechnung zu umständlich seien und nur bei symmetrischer Querschnittsausbildung für Querschnitte in Trägermitte mit ertragbarem Rechenaufwand gelöst werden können.

Für symmetrische Querschnittsausbildung vereinfacht sich die allgemeine Lösung der Differentialgleichung zu

$$(14) \quad \frac{d^2 N_g}{dx^2} - \omega^2 \cdot N_g + \rho \cdot M_{\max} = 0$$

die Beiwerte  $\omega$  und  $\rho$  kennzeichnen die Querschnittsausbildung und Nachgiebigkeit des zu untersuchenden Trägers (siehe auch Seite 67). Aus der Lösung der Differentialgleichung wurde der Abminderungswert  $\gamma$ , der nach Gleichung (12) zur Bestimmung des wirksamen Trägheitsmomentes des Verbundquerschnittes nötig ist, unter Berücksichtigung von Rand- und Übergangsbedingungen abgeleitet.

Für den Einfeldträger mit gleichmäßig verteilter Streckenlast wurde für den Querschnitt in Feldmitte der Abminderungswert  $\gamma$  berechnet zu:

$$(15) \quad \gamma = \frac{1}{1 + \frac{8,9 \cdot E \cdot Fg \cdot e}{C \cdot l^2}}$$

Der Verschiebungsmodul  $C$  - so wird in [28] ausdrücklich festgestellt - kann für Holzverbundträger theoretisch kaum ermittelt werden, da sich die gegenseitige Verschiebung der Einzelteile und die Verformungen der Verbindungsmittel mathematisch nicht erfassen lassen. Als Ausweg bleibt nur übrig, den Verschiebungsmodul durch Scherversuche zu bestimmen, besser jedoch durch Biegeversuche, die zwar aufwendiger sind, aber zu wirklichkeitsgetreueren Ergebnissen führen.

In [12] wird für gedrückte Stäbe mit kontinuierlich vernagelten Holzquerschnitten auf Grund der gemessenen Stabauslenkungen der Verschiebungsmodul  $C$  versuchsmäßig bestimmt. Zur Berechnung des wirksamen Trägheitsmomentes wird dabei die von LOMBARDI entwickelte Formel

$$(16) \quad \gamma = \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 \cdot E \cdot Fg \cdot e}{C \cdot l^2}}$$

verwendet.

Die vorstehend beschriebenen Berechnungen und Versuche haben dazu geführt, daß die Berechnungsmethoden für nachgiebig verbundene Holzquerschnitte im Entwurf 3.65 zur DIN 1052 [3] auf eine neue Grundlage gestellt wurden. Aufgrund der getroffenen Rechenannahmen wird dabei der Abminderungswert  $\gamma$  über die ganze Trägerlänge konstant angenommen und nach Gleichung (16) berechnet; das bedeutet aber, daß der Einfluß der äußeren Belastung - Gleichlast, Einzellasten - auf die Veränderung der Biegesteifigkeit in Abhängigkeit von der längs der Trägerachse veränderlichen Schubkraft  $T$  nicht erfaßt wird. Mit Hilfe der Gleichungen (12) und (16) läßt sich daher die Biegesteifigkeit  $EI_{\gamma}$  und damit die Durchbiegung eines Trägers nur näherungsweise berechnen.

In [35] wird vorgeschlagen, den Spannungs- und Formänderungsnachweis auf folgende Art zu führen:

$$\sigma = \frac{1}{\eta\sigma} \cdot \sigma^*$$

$$f = \frac{1}{\eta f} \cdot f^*$$

Dabei bedeuten:

$\sigma^x$  ,  $f^x$  die unter Annahme des starren Verbundes  
berechneten Werte,

$\eta\sigma$  ,  $\eta f$  Abminderungsfaktoren.

Bei der Berechnung der Abminderungsfaktoren  $\eta\sigma$  und  $\eta f$ , die man durch Lösen der Differentialgleichung (14) bestimmt, wird der Einfluß der äußeren Belastung berücksichtigt. Wie im einzelnen aus [35] zu ersehen ist, ergeben sich komplizierte Bestimmungsgleichungen. Zur praktischen Berechnung der Verbundträger müssen für die einzelnen Querschnitte und Belastungsfälle umfangreiche Hilfstafeln angefertigt werden.

Zusammenfassend folgt: Bei den beiden kurz skizzierten Verfahren wird die Abminderung der Biegesteifigkeit, die sich aufgrund der Relativverschiebung zugeordneter Punkte in der Fuge zwischen den einzelnen Querschnittsteilen ergibt, rechnerisch durch Lösen der Differentialgleichung für den elastischen Verbund bestimmt. Der Verschiebungsmodul C der einzelnen Verbindungsmittel (Dübel, Schrauben, Nägel) muß jedoch in jedem Falle für ein- und mehrschnittige Verbindungen versuchsmäßig ermittelt werden.

#### 4.2 Grundlagen für die Berechnung von Verbundträgern in Stahlblech-Holz-Nagelbauweise

##### 4.2.1 Zielsetzung

Die beiden bekannten und unter 4.1 behandelten Methoden zur Berechnung der Biegesteifigkeit  $EI_v$  nachgiebig verbundenen Querschnitte befriedigen nicht voll, da MÖHLER [3] den Einfluß der äußeren Belastung (mittige Einzellast, mehrere verteilte Lasten oder Gleichlast) unberücksichtigt läßt und PISCHL [35] zu Lösungsansätzen kommt, die nur durch Benutzung umfangreicher Hilfstafeln brauchbar sind und das wesentliche Merkmal dieser Verbindung, daß nämlich nur bei den nachgiebig angeschlossenen Querschnittsteilen ein Abminderungsbeiwert in Rechnung gestellt werden darf, nicht klar erkennen lassen.

Da die Ansätze nach [3], die auch in DIN 1052 aufgenommen wurden, in ihrem formalen Aufbau klarer sind und daher für die Berechnung biegebeanspruchter Träger in Stahlblech-Holz-Nagelbauweise geeigneter erscheinen, wird im folgenden versucht, in die Bestimmungsgleichung für

$\gamma$  nach [3] einen Zahlenfaktor einzuführen, der je nach der Querschnitts-  
ausbildung, der Stützweite und der Lastanordnung von dem konstanten  
Wert  $\pi^2$  abweicht.

Der so definierte Abminderungsbeiwert ist entsprechend der in der Fuge  
zwischen den Querschnittsteilen zu übertragenden Schubkraft längs der  
Trägerachse veränderlich. Zur Berechnung der Durchbiegungen soll für  
die Stahlblech-Holz-Nagelbauweise eine vereinfachende, jedoch mit den  
Versuchsergebnissen übereinstimmende Annahme über die Veränderlichkeit  
des Abminderungsbeiwertes und damit der Biegesteifigkeit getroffen wer-  
den.

Für die Stahlblech-Holz-Nagelbauweise braucht der Verschiebungsmodul  $C$ ,  
der in der Bestimmungsgleichung für  $\gamma$  enthalten ist, nicht versuchsmä-  
sig bestimmt zu werden, sondern kann aus der bereits in Gleichung (2)  
definierten Bettungsziffer  $\bar{C}$  abgeleitet werden. Die dazu erforderlichen  
grundlegenden Beziehungen zur Berechnung der vom Nagel zu übertragenden  
Schubkraft in Abhängigkeit von der gegenseitigen Verschiebung zwischen  
Stahlblech und Holz wurden bereits im Abschnitt 3 dieser Arbeit ermit-  
telt.

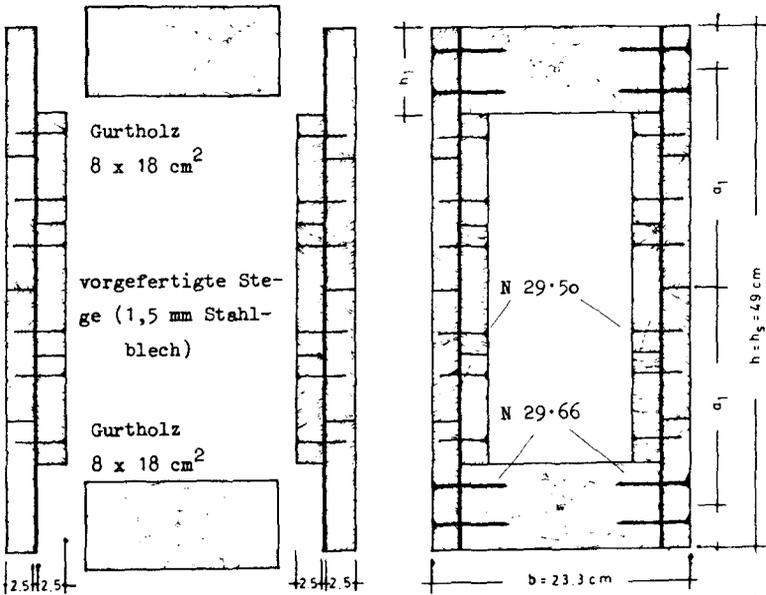
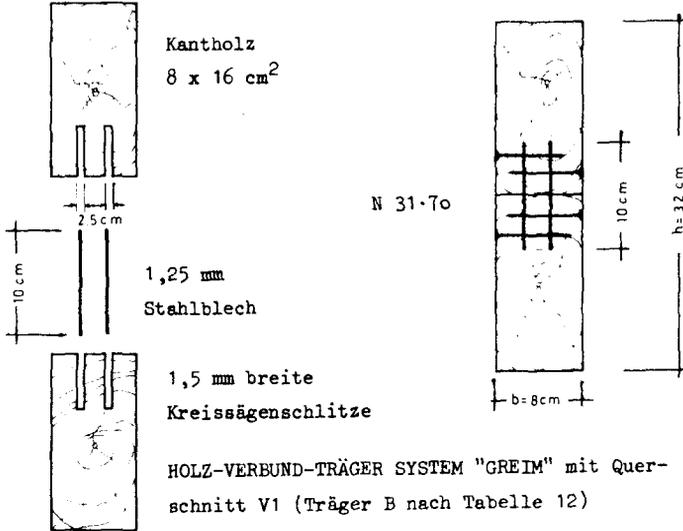
#### 4.2.2 Trägerquerschnitte in Stahlblech-Holz-Nagelbauweise

In der Einführung in diese Arbeit wurde bereits darauf hingewiesen, daß  
wegen der maschinellen Fertigung zwei Trägerquerschnitte besonders gün-  
stig sind (siehe Bild 23):

1. Ein Verbundträger (Typ V1), bei dem zwei aufeinanderlie-  
gende Vollhölzer mittels in Schlitzen eingelegter schmaler  
Bleche vernagelt werden, z.B. der Verbundträger nach dem  
System Greim [13].
2. Ein Verbundträger (Typ V2), der im wesentlichen aus auf  
ganzer Trägerhöhe durchgehenden Stahlblechen und dazwischen  
genagelten Gurthölzern besteht, z.B. der Kastenträger nach  
dem System Greim [16].

Während beim Verbundträger vom Typ V1 das Stahlblech wegen seiner gerin-  
gen Höhe bei der Berechnung des Flächenträgheitsmomentes  $I_y$  nach Glei-  
chung (12) unberücksichtigt bleiben kann, wird beim Kastenträger (Typ V2)  
durch die Höhe und Dicke des Stahlbleches die Größe von  $I_y$  entscheidend  
beeinflusst.

**Bild 23 :** Für maschinelle Fertigung geeignete Verbundquerschnitte  
(Ausführungsbeispiele)





Beschränkt man sich auf den infolge der Biegemomente gezogenen Querschnittsteil, so gelten folgende Beziehungen:

- $\epsilon_s$  : Randdehnung in dem von der Schwerachse y-y geschnittenen Stegteil,
- $\epsilon_1$  : Randdehnung im angeschlossenen Gurteil,
- $\epsilon_{a1}$  : Dehnung in der Schwerpunktsfaser des angeschlossenen Gurteiles.

In den angeschlossenen Gurthölzern lassen sich die Dehnungen (bzw. Stauchungen) in einen durch zentrisch angreifende Normalkräfte und einen durch Biegemomente erzeugten Anteil zerlegen, d.h.:

$$(17) \quad \epsilon_1 = \epsilon_{a1} + \epsilon_{R1}$$

Aus Bild 24 werden mit Gleichung (17) die folgenden Beziehungen abgeleitet:

$$(18) \quad \frac{\epsilon_1}{\frac{h_1}{2} + \gamma \cdot a_1} = \frac{\epsilon_{R1}}{\frac{h_1}{2}} = \frac{\epsilon_{a1}}{\gamma \cdot a_1} = -\frac{\epsilon_s}{\frac{h_s}{2}}$$

Aus der Gleichgewichtsbedingung

$$(19) \quad M = \int \sigma_x \cdot z \cdot dF$$

berechnet man mit  $n = \frac{E_{\text{Stahl}}}{E_{\text{Holz}}}$  das Trägheitsmoment  $I_y$  des Verbundquerschnittes wie folgend:

$$M = n \cdot E_H \cdot 2 \cdot t \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{h_3}{2} \cdot \frac{2}{3} \cdot h_3 \cdot \epsilon_s + E_H \cdot 2b \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{h_1}{2} \cdot \frac{2}{3} \cdot h_1 \cdot \epsilon_{R1} + E_H \cdot 2 \cdot b \cdot h_1 \cdot a_1 \cdot \epsilon_{a1}$$

$$(20) \quad M = E_H \cdot \left\{ 2 \cdot n \cdot \frac{h_3^2 \cdot t}{6} \cdot \epsilon_s + 2 \cdot \frac{b \cdot h_1^3}{6} \cdot \epsilon_{R1} + 2 \cdot b \cdot h_1 \cdot a_1^2 \cdot \epsilon_{a1} \right\}$$

$$M = \frac{E_H \cdot \epsilon_s}{\gamma \cdot a_1 + \frac{h_1}{2}} \cdot \left\{ 2 \cdot \frac{t \cdot h_3^3}{12} \cdot n + 2 \cdot \frac{b \cdot h_1^3}{12} + 2 \cdot (b \cdot h_1) \cdot a_1^2 \cdot \gamma \right\}$$

$$M = \frac{E_H \cdot \epsilon_s}{\gamma \cdot a_1 + \frac{h_1}{2}} \cdot \left\{ \sum J_0 + \sum (\gamma \cdot a_i^2 \cdot F_i) \right\} = \frac{\sigma_s}{\gamma \cdot a_1 + \frac{h_1}{2}} \cdot J_y$$

In Übereinstimmung mit [3] und [28] ergibt sich damit das Flächenträgheitsmoment  $I_V$  des Verbundquerschnittes, wie es bereits in Gleichung (12) definiert wurde. Beim Träger in Stahlblech-Holz-Nagelbauweise ist zu berücksichtigen, daß  $\Sigma I_O$  am ideellen Querschnitt gebildet werden muß, d.h.:

$$(21) \quad I_V = \Sigma (n \cdot I_{O, \text{stahl}} + I_{O, \text{Holz}}) + \Sigma (\gamma \cdot a_1^2 \cdot F_{\text{Holz}})$$

dabei bedeutet  $n = \frac{E_{\text{Stahl}}}{E_{\text{Holz}}} = 21$

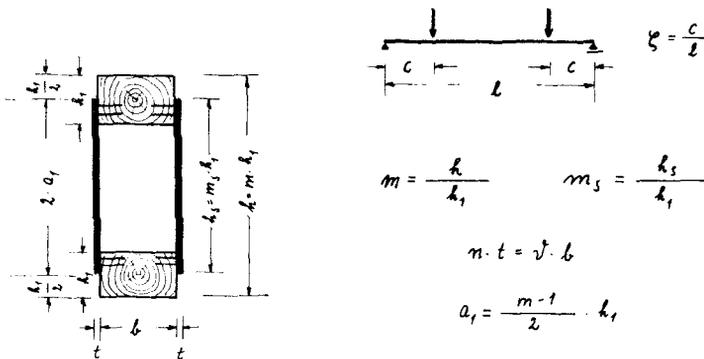


Bild 25 : bezogene Querschnittsabmessungen am Verbundquerschnitt

Für starren Verbund wird

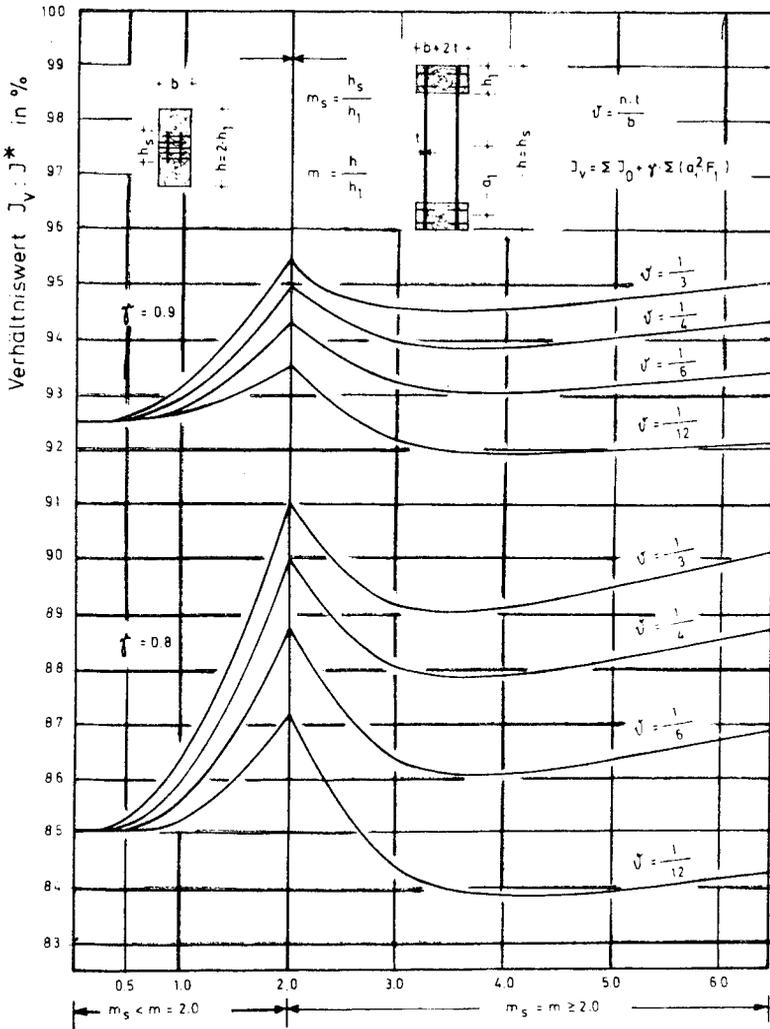
$$(22) \quad \gamma = \gamma^* = 1,0 \rightarrow J^* = \Sigma J_O + \Sigma (a_1^2 \cdot F_1)$$

Mit Hilfe der Beziehungen nach Bild 25 läßt sich Gleichung (21) umformen in

$$(23) \quad J_V = \frac{2 \cdot b \cdot h_1^3}{12} + \frac{2 \cdot (m_1 \cdot h_1)^3}{12} \cdot \sqrt[3]{b} + \gamma \cdot 2 \cdot b \cdot h_1^3 \cdot \frac{(m-1)^2}{4}$$

$$J_V = J^* \cdot \left[ \frac{1 + \sqrt[3]{m_1^3}}{1 + \sqrt[3]{m_1^3} + 3(m-1)^2} + \gamma \cdot \frac{3(m-1)^2}{1 + \sqrt[3]{m_1^3} + 3(m-1)^2} \right]$$

$$J_V = J^* \cdot (\bar{\alpha} + \gamma \cdot \bar{\beta}) \quad \text{mit } (\bar{\alpha} + \bar{\beta}) = 1,0$$



**Bild 26 :** Einfluß der Querschnittsausbildung für idealisierte Verhältnisse  $\gamma = 0,8$  und  $\gamma = 0,9$  auf die Größe von  $I_v: I^*$  (Variation von  $m$ ,  $m_s$  und  $\delta$  nach Bild 25)

Die dimensionslosen Beiwerte  $\bar{\alpha}$  und  $\bar{\beta}$  geben Aufschluß über die Querschnittsabmessungen und den Anteil der nachgiebig angeschlossenen Gurtteile am Gesamtquerschnitt.

Der Querschnitt in Bild 25 ist nur schematisch dargestellt. Durch konstruktive Maßnahmen (Füllhölzer in gewissen Abständen) werden die Gurtböhlen in ihrer Höhenlage gehalten, so daß sich das Flächenträgheitsmoment  $I_V$  auch für  $\gamma \neq 0$  berechnen läßt.

In Bild 26 ist zur Erläuterung der voraufgegangenen Erörterungen der Verhältniswert  $I_V : I^0$  für verschiedene Blechdicken und Trägerhöhen grafisch aufgetragen.

#### 4.2.4 Spannungen im Verbundquerschnitt

Läßt man die Querschnittsschwächungen infolge Nagelung unberücksichtigt, ergibt sich mit Hilfe der Gleichung (18) und der Beziehung  $\sigma_1 = E_H \cdot \epsilon_1$  für die äußere gezogene Randfaser

$$(24a) \quad \sigma_1 = \frac{M}{I_V} \cdot \left( \gamma a_1 + \frac{h_1}{2} \right)$$

$$(24b) \quad \frac{1}{n} \cdot \sigma_s = \frac{M}{I_V} \cdot \frac{h_s}{2}$$

und für die Faser im Abstand  $z = a_1$  von der Schwerachse des Verbundquerschnittes

$$(24c) \quad \sigma_{a1} = \frac{M}{I_V} \cdot \gamma \cdot a_1$$

#### 4.2.5 Bestimmung des Abminderungswertes

Die Differentialgleichung für den elastischen Verbund wurde bereits unter 4.1 angegeben

$$(14) \quad \frac{d^2 N_g}{dx^2} - \omega^2 \cdot N_g + \rho \cdot M_{\max} = 0$$

Mit den in dieser Arbeit verwendeten Bezeichnungen bedeuten

$$(25a) \quad \omega^2 = \frac{C}{e \cdot E} \cdot \frac{1}{\bar{\alpha} \cdot F_1}$$

$$(25b) \quad \rho = \frac{C}{e \cdot E} \cdot \frac{a_1}{\bar{\alpha} \cdot I^*}$$

Die resultierende Normalkraft  $N_g$  in den nachgiebig angeschlossenen Gurteilen hat im Gegensatz zu starr verbundenen Querschnittsteilen längs der Trägerachse den in Bild 27 skizzierten Verlauf.

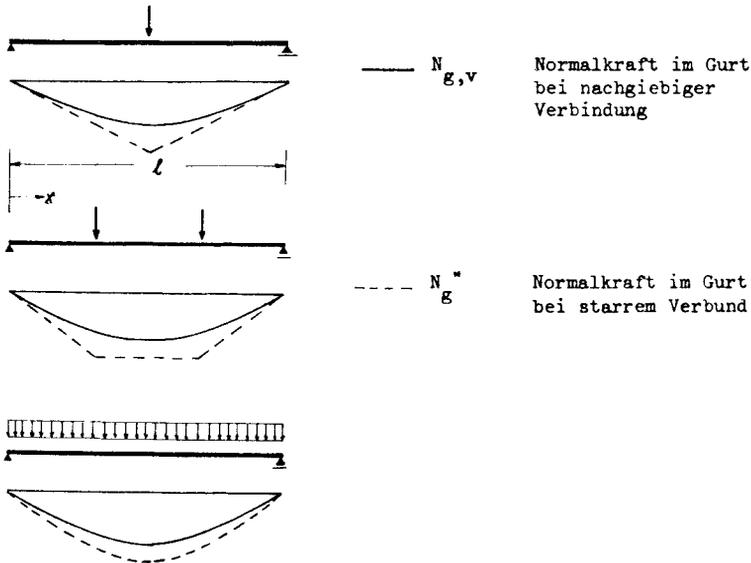


Bild 27 : Verteilung der Normalkräfte in den nachgiebig angeschlossenen Gurteilen nach [35]

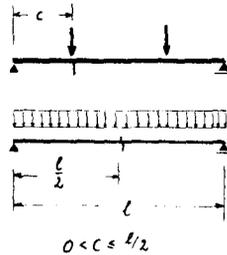
Für verschiedene Belastungsfälle wurde in [35] durch Lösen der Differentialgleichung (14) die Funktion zur Bestimmung von  $N_g$  in Abhängigkeit von der untersuchten Trägerstelle  $x$  berechnet.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit soll die Verteilungsfunktion  $f(x)$  gemäß Gleichung (26), die man aus [35] ableiten kann, zur Berechnung

des Abminderungswertes  $\gamma$  verwendet werden.

$$(26) \quad N_g(x) = N_g(c) \cdot f(x)$$

$$\text{bzw. } N_g(x) = N_g(l/2) \cdot f(x)$$



Für einzelne Belastungsfälle ist  $f(x)$  auf Anlage 8 zusammengestellt. Aus der Gleichung (26) und der Definition der dimensionsgebundenen Beiwerte  $w$  und  $\rho$  nach Gleichung (25) erkennt man, daß der Abminderungswert  $\gamma$  von folgenden Einflußgrößen abhängig ist:

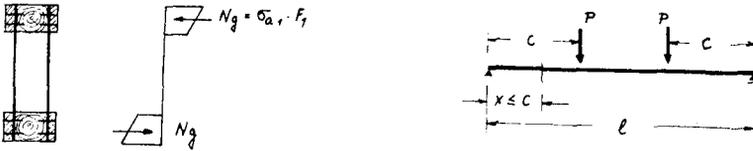
$\frac{C}{e}$	"Federsteifigkeit" der nachgiebigen Verbindung
$\bar{\alpha}, F_1$	Querschnittsausbildung
$l$	Stützweite
$f(x)$	Verteilung der Normalkräfte in den nachgiebig angeschlossenen Gurteilen längs der Trägerachse in Abhängigkeit von der Lastanordnung

Der Verschiebungsmodul  $C$  ist definitionsgemäß (siehe auch Bild 28):

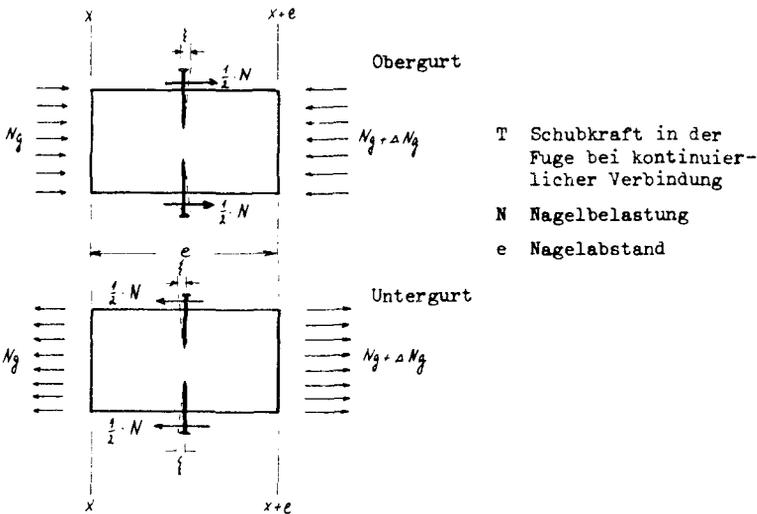
$$(27a) \quad C = \frac{T \cdot e}{\xi_0} = \frac{dN_g}{dx} \cdot \frac{e}{\xi_0} \quad T \cdot e = N$$

Die Relativverschiebung  $\xi_0$  entspricht der gegenseitigen Verschiebung  $z_{(0)}$  bei der Berechnung der Nageltragfähigkeit nach Gleichung (10), d.h.:

$$(27b) \quad C = \frac{1}{\alpha} \cdot 2 \cdot \bar{c} \cdot d_n \cdot K$$



$$T \cdot e = N \quad \rightarrow \quad T = \frac{\Delta N_g}{e} = \frac{dN_g}{dx}$$



**Bild 28 :** Gleichgewicht  $\Sigma H = 0$  am herausgetrennten Gurtelement

Mit den Beziehungen und Bezeichnungen nach Bild 24 und Bild 28 ergibt sich die gegenseitige Verschiebung im Endquerschnitt  $x = 0$  zu:

$$\begin{aligned}
 \xi_o &= + \int_0^c \varepsilon_{a,2} \cdot dx - \int_0^c (\varepsilon_{a,2} + \varepsilon_{a,1}) \cdot dx \\
 (28a) \quad \xi^o &= - \int_0^c \frac{z-a_1}{\gamma a_1} \cdot \varepsilon_{a,1} \cdot dx - \int_0^c \varepsilon_{a,1} \cdot dx + \int \frac{z}{\gamma a_1} \cdot \varepsilon_{a,1} \cdot dx
 \end{aligned}$$

Führt man die Verteilungsfunktion  $f(x)$  nach Gleichung (26) ein, folgt:

$$(28b) \quad \xi_0 = + \xi_{01}(x=c) \cdot \int_0^c \frac{1-\gamma}{\gamma} \cdot f(x) \cdot dx$$

Andererseits ist nach Gleichung (27a)

$$(29) \quad \xi_0 = \frac{T \cdot e}{C} = N g(x=c) \cdot \frac{df(x=0)}{dx} \cdot \frac{e}{C}$$

Damit ergibt sich aber schließlich durch Gleichsetzen von (28b) und (29):

$$\frac{1}{E_H \cdot F_1} \cdot \int_0^c \frac{1-\gamma}{\gamma} \cdot f(x) \cdot dx = \frac{e}{C} \cdot \frac{df(x=0)}{dx}$$

Sofern man voraussetzt, daß  $\gamma$  längs der Strecke  $c$  konstant ist, erhält man als Bestimmungsgleichung für den Abminderungswert:

$$(30a) \quad \gamma = \frac{1}{1 + \frac{E_H \cdot F_1 \cdot e}{C \cdot l^2} \cdot \frac{\gamma}{l}}$$

dabei ist  $Z$  ein dimensionsloser Beiwert

$$(30b) \quad \frac{\gamma}{l} = l^2 \cdot \frac{\frac{df(x=0)}{dx}}{\int_0^c f(x) \cdot dx}$$

Für  $f(x) = \sin \frac{\pi x}{l}$  als erste Näherung ergibt sich in den Grenzen von 0 bis  $c = l/2$  der Faktor  $Z = \pi^2$ ;

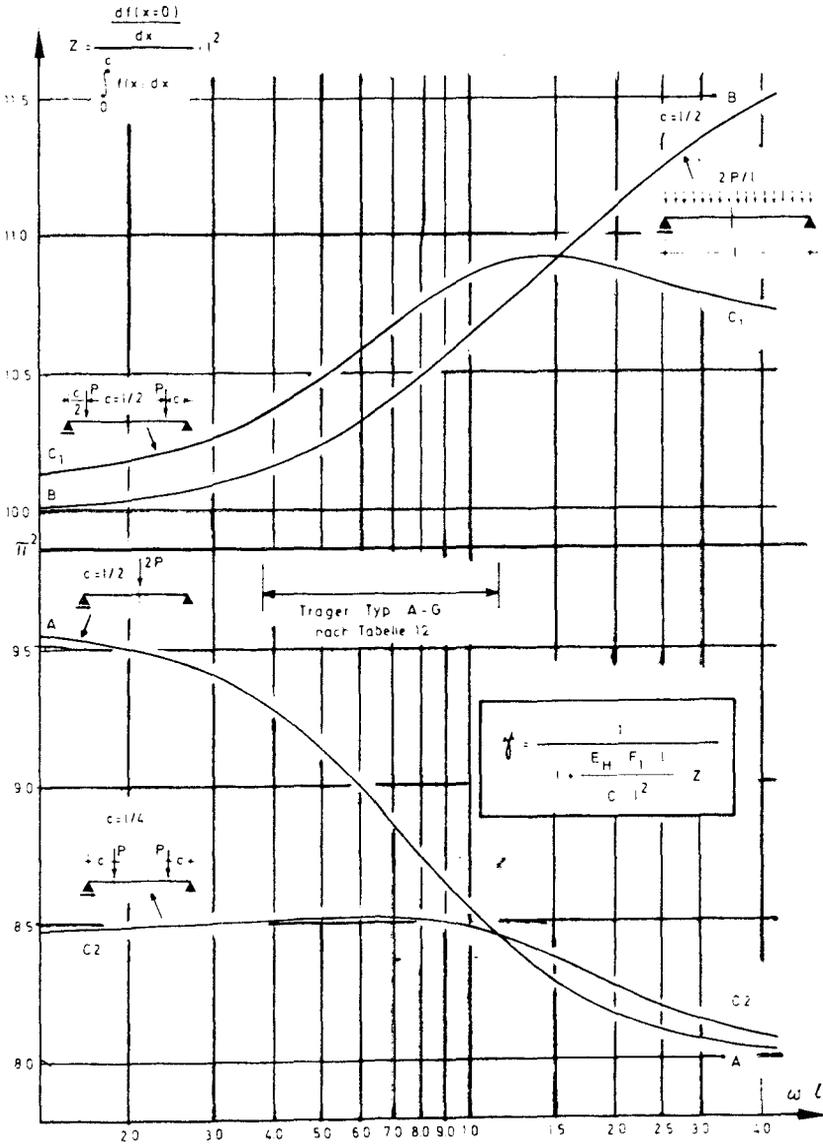
damit entspricht

$$\gamma = \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 \cdot E \cdot F_1 \cdot e}{C \cdot l^2}}$$

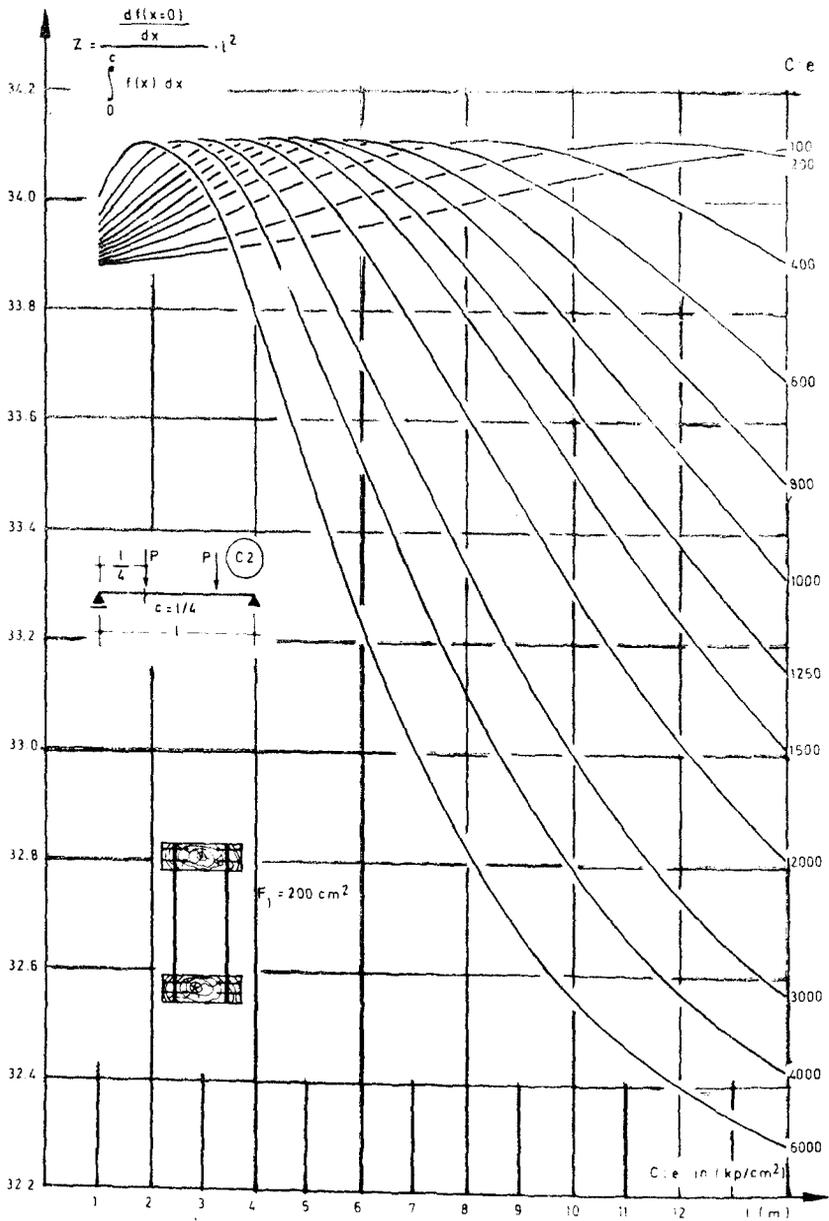
der Näherungslösung nach DIN 1052 [3].

Auf Bild 29 ist für einige Belastungsfälle der Zahlenfaktor  $Z$  in Abhängigkeit vom Parameter  $\omega \cdot l$ , der gemäß der Gleichung (25a) die Querschnittsabmessungen und die Nachgiebigkeit der Verbindung in impliziter Form kennzeichnet, grafisch aufgetragen. Die erforderlichen Funktionen sind ent-

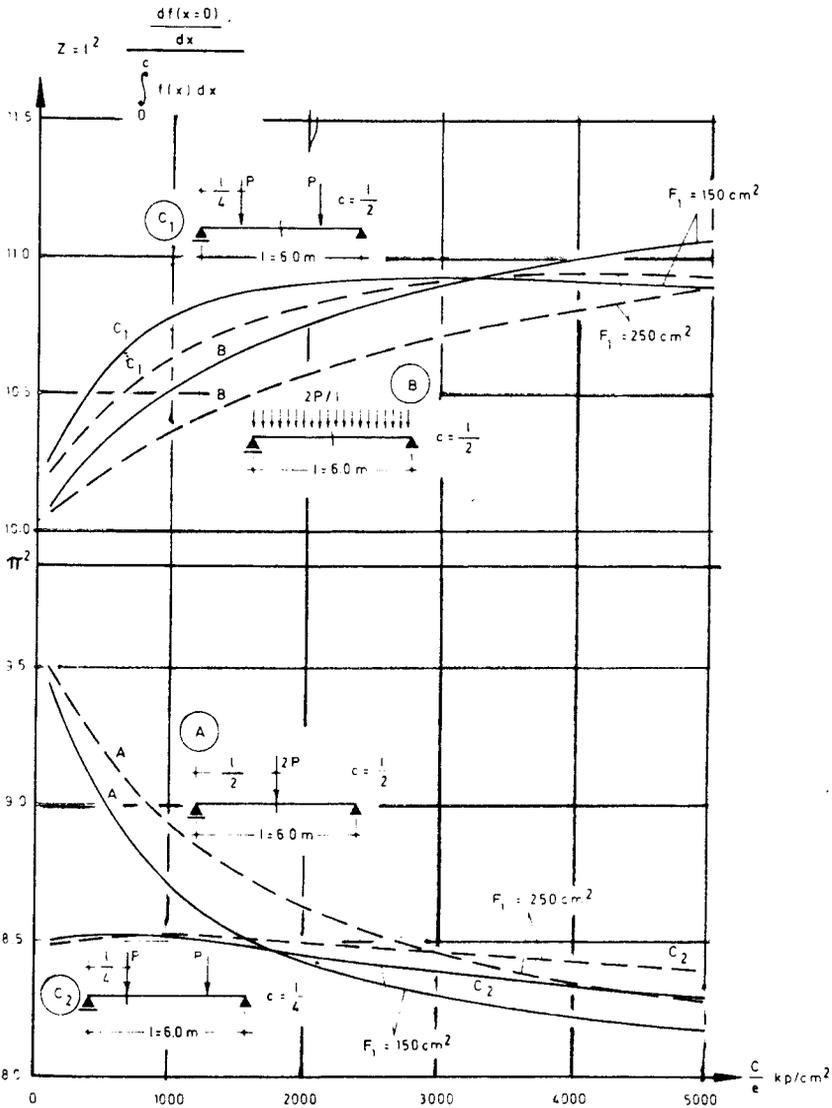
Fortsetzung des Textes s. S. 68



**Bild 29 :** Zahlenfaktor  $Z$  für verschiedene Belastungsfälle in Abhängigkeit von  $\omega \cdot l$  (Trägerquerschnitt bei  $x = c$  bzw.  $x = l/2$ )  
 Die für den Lastfall  $C_2$  angegebenen Werte sind mit dem Faktor 4,0 zu multiplizieren.



**Bild 30 :** Zahlenfaktor Z für einen vorgegebenen Querschnitt  $F_1$  und eine Lastanordnung in Abhängigkeit von der Stützweite  $l$  und der Federsteifigkeit  $C:e$



**Bild 31 :** Zahlenfaktor  $Z$  für eine vorgegebene Stützweite ( $l = 6 \text{ m}$ ) und Querschnittsfläche  $F_1$  in Abhängigkeit von der "Federsteifigkeit"  $c:e$  für den Träger V2  
 (Die für den Lastfall C2 angegebenen Werte sind mit dem Faktor 4,0 zu multiplizieren)

sprechend den Angaben in [35] berechnet und auf Anlage 9 tabellarisch zusammengestellt.

Für einen Verbundträger vom Typ V2 (siehe Bild 23) soll beispielhaft dieser Parameter  $\omega \cdot l$  näher erläutert werden. Zur Verdeutlichung der Zusammenhänge zwischen Querschnittsausbildung, Stützweite und Nagelabstand sowie Belastungsanordnung einerseits und der Größe von  $Z$  andererseits mögen die grafischen Darstellungen auf Bild 30 und Bild 31 dienen.

Um bei der praktischen Berechnung die Zahl der erforderlichen grafischen Darstellungen klein zu halten, empfiehlt es sich jedoch nicht, analog diesen Darstellungen für bestimmte Querschnittsabmessungen Kurvenscharen zur Bestimmung von  $Z$  aufzustellen, sondern wie in Bild 29 die implizite Darstellung mit  $\omega \cdot l$  als Parameter zu benutzen.

#### 4.3 Bestimmung des wirksamen Trägheitsmomentes $I_y$

Die Durchbiegung eines Trägers läßt sich in allgemeiner Form mit der Arbeitsgleichung

$$(31a) \quad f \cdot f = \int_l \frac{M \cdot \bar{M}}{E \cdot J_v} \cdot dx + \int_l \frac{Q \cdot \bar{Q}}{G \cdot F_v} \cdot dx$$

berechnen. Bei Vernachlässigung des aus der Schubverformung des Verbundquerschnittes resultierenden Anteils an der Durchbiegung vereinfacht sich die Bestimmungsgleichung im vorliegenden Fall zu

$$(31b) \quad f \cdot f = \frac{1}{E_H} \cdot \int_l \frac{M \cdot \bar{M}}{J_v} \cdot dx$$

Inwieweit diese Vereinfachung beim Verbundträger vom Typ V2 (siehe Bild 23) zulässig ist, wird unter 4.5.5 abgeschätzt.

In [35] ist ein Berechnungsverfahren zur Bestimmung der Durchbiegung des Verbundträgers angegeben. Bild 32 zeigt für zwei Belastungsfälle, in welchem Maße sich die Durchbiegung infolge der nachgiebigen Verbindung der Einzelteile gegenüber starr verbundenen Querschnittsteilen vergrößert (siehe auch Anlage 10).

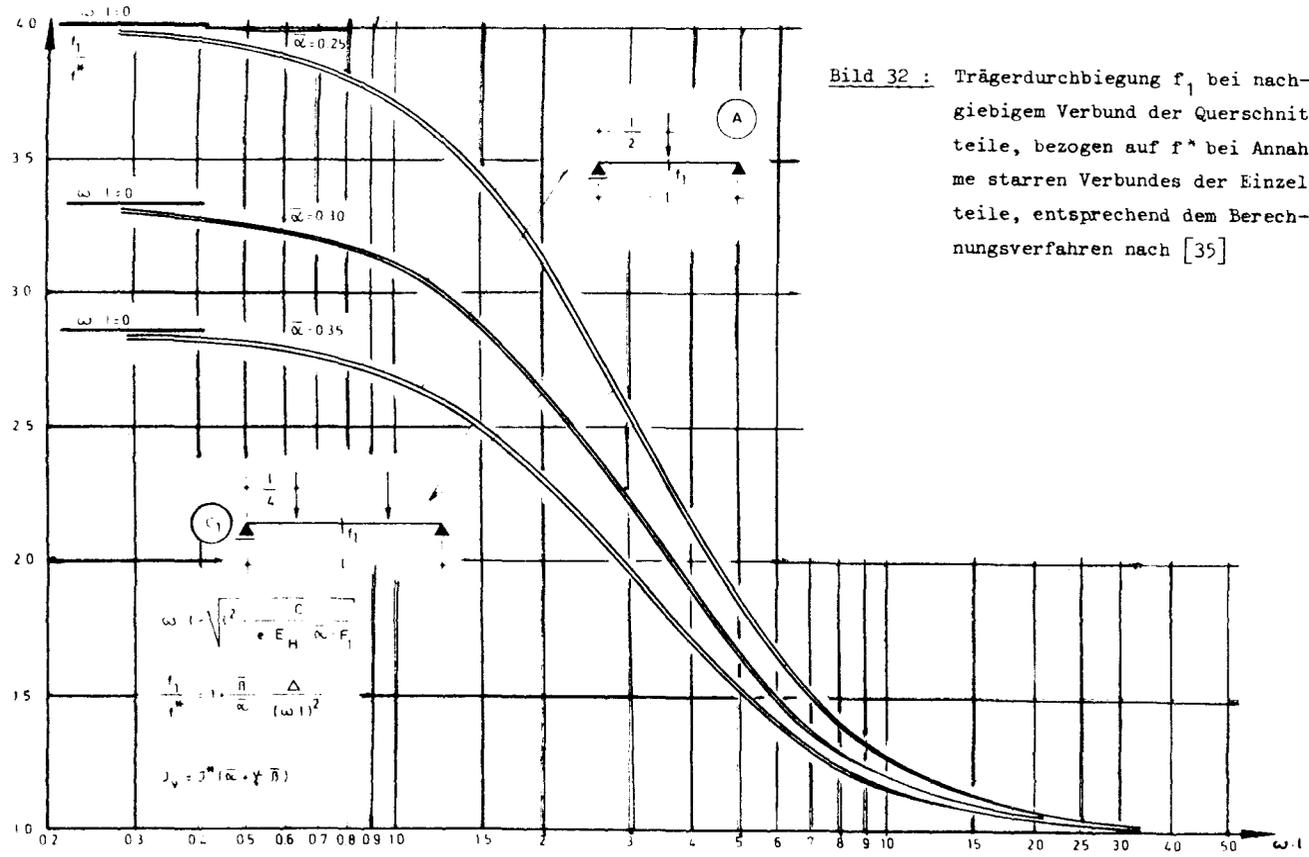


Bild 32 : Trägerdurchbiegung  $f_1$  bei nachgiebigem Verbund der Querschnittsteile, bezogen auf  $f_1^*$  bei Annahme starren Verbundes der Einzelteile, entsprechend dem Berechnungsverfahren nach [35]

Diese Berechnungsmethode erscheint im vorliegenden Fall nicht befriedigend, da der Parameter  $\omega \cdot l$  von dem Verschiebungsmodul  $C$  abhängt, der beispielsweise im querkräftfreien Mittenbereich eines Trägers wegen der geringeren Relativverschiebung zwischen Stahlblech und Gurtholz größer ist als in den Endbereichen. Um die Durchbiegung nach Gleichung (31b) exakt berechnen zu können, müßte aber das Trägheitsmoment  $I_y$  und damit der Abminderungswert  $\gamma$  in Abhängigkeit von der Querschnittsstelle  $x$  berechnet werden. Diese Berechnung ist jedoch für die Praxis zu aufwendig.

Um die notwendigen Vereinfachungen zu treffen, wird analog Gleichung (12) das wirksame Trägheitsmoment

$$(32a) \quad J_w = \sum J_o + \gamma_w \cdot \sum (a_i^2 \cdot F_i)$$

$$(32b) \quad J_w = J^* (\bar{\alpha} + \gamma_w \cdot \bar{\beta})$$

so definiert, daß die Durchbiegung in Feldmitte bei  $x = l/2$  unter Zugrundelegung des mit der Normalkraft  $N_g$  im Gurt veränderlichen Trägheitsmomentes  $I_y(x)$  und des über der ganzen Trägerlänge konstant angenommenen wirksamen Trägheitsmomentes  $I_w$  gleich sind; d.h.

$$(33) \quad f_{(x=l/2), J_y(x)} = f_{(x=l/2), J_w}$$

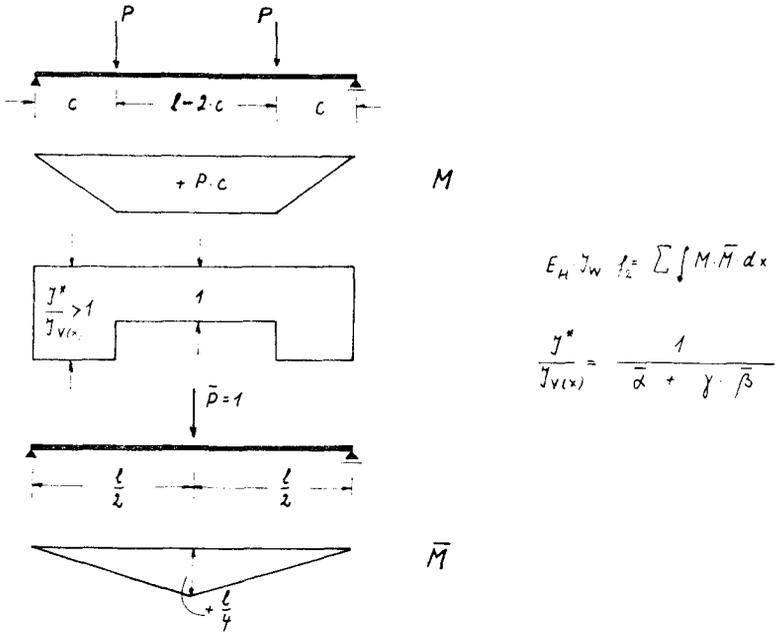
Im Einzelfall kann  $I_w$  auch so bestimmt werden, daß die Durchbiegungen unter der Lastangriffsstelle bei  $x = c$  übereinstimmen.

Aufgrund dieser Überlegungen ergeben sich die folgenden Beziehungen (siehe auch Bild 33)

$$(34a) \quad 0 < \gamma \leq 1 \quad E_H \cdot J^* \cdot f_1 = \sum \int \frac{J^*}{J_v} \cdot M \cdot \bar{M} \cdot dx$$

$$(34b) \quad \gamma_w \leq 1 \quad E_H \cdot J_w \cdot f_2 = \sum \int M \cdot \bar{M} \cdot dx$$

$$(34c) \quad \gamma^* = 1 \quad E_H \cdot J^* \cdot f^* = \sum \int M \cdot \bar{M} \cdot dx$$



$$E_H \gamma_w f_2^2 = \int \int M \cdot \bar{M} dx$$

$$\frac{\gamma^*}{\gamma_{v(x)}} = \frac{1}{\bar{\alpha} + \gamma \cdot \beta}$$

**Bild 33 :** Berechnung der Trägerdurchbiegung bei  $x = l/2$  unter Berücksichtigung des im Querschnitt bei  $x$  vorhandenen Trägheitsmomentes  $I_{v(x)}$  (Berechnungsannahmen für Näherungslösung)

Definitionsgemäß soll  $f_1 = f_2$  sein, d.h. aus den Gleichungen (32) und (34) folgen die Bestimmungsgleichungen für das wirksame Trägheitsmoment und den Abminderungswert  $\gamma_w$ .

$$(35) \quad \gamma_w = \gamma^* \cdot \frac{\int \int M \bar{M} dx}{\int \int \frac{1}{\bar{\alpha} + \gamma \beta} \cdot M \bar{M} dx}$$

$$(36a) \quad \gamma_w = \frac{1}{\beta} \cdot \left[ \frac{\int \int M \cdot \bar{M} dx}{\int \int \frac{1}{\bar{\alpha} + \gamma \beta} \cdot M \cdot \bar{M} dx} - \bar{\alpha} \right]$$

$$(36b) \quad \gamma_w = \frac{1}{\beta} \cdot \left[ \frac{f^*}{f_1} - \bar{\alpha} \right]$$

Entsprechend der Darstellung auf Bild 33 werden bei dem durch Einzel-  
lasten beanspruchten Träger der nach Gleichung (30) berechnete Abmin-  
derungswert und damit  $I_V$  auf dem Trägerabschnitt vom Auflager bis zur  
Stelle  $x = c$  als konstant vorausgesetzt. Im Mittelbereich, der bei  
starr verbundenen Einzelteilen querkraftfrei ist, soll  $\gamma = \gamma^* = 1,0$   
sein.

Setzt man zur Abkürzung  $c:l = \zeta$ , so ergibt sich für diesen Fall der  
wirksame Abminderungswert  $\gamma_V$  eines durch zwei symmetrische Einzellas-  
ten beanspruchten Einfeldträgers schließlich zu:

$$(37a) \text{ für } x = \frac{l}{2} \quad *) :$$

$$\gamma_{W(l/2)} = \frac{1}{\beta} \cdot \left[ \frac{1 - \frac{4}{3} \cdot \zeta^2}{1 - 4 \zeta^2 + \frac{8}{3} \zeta^2 \cdot \frac{1}{\alpha + \beta}} - \bar{\alpha} \right]$$

$$(37b) \text{ für } x = c \quad **) :$$

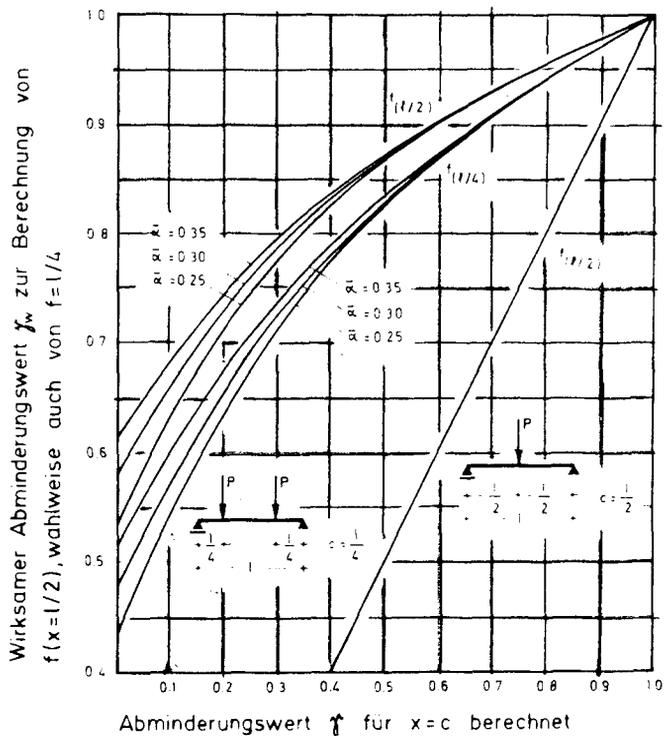
$$\gamma_{W(c)} = \frac{1}{\beta} \cdot \left[ \frac{1 - \frac{4}{3} \zeta}{1 - 2 \cdot \zeta + \frac{2}{3} \zeta \cdot \frac{1}{\alpha + \beta}} - \bar{\alpha} \right]$$

\*) zur Berechnung von  $f(x = l/2)$     \*\*) zur Berechnung von  $f(x = c)$

Für den durch eine mittige Einzellast beanspruchten Träger stimmen na-  
turgemäß  $\gamma$  und  $\gamma_V$  zahlenmäßig überein. Auf Bild 34 ist für einzelne  
Querschnitte (gekennzeichnet durch den Verhältniswert  $\bar{\alpha}$ ) der wirksame  
Abminderungswert  $\gamma_V$  in Abhängigkeit von  $\gamma$  grafisch aufgetragen.

Abschließend wird der Berechnungsweg, der zur Bestimmung der Durchbie-  
gung bei dem durch Einzellasten beanspruchten Verbundträger in Stahl-  
blech-Holz-Nagelbauweise zu wählen ist, zusammengefaßt (siehe auch Be-  
rechnungsbeispiel auf Bild 41, d.h. Blatt 82).

1. Berechnung des Abminderungswertes  $\gamma$  nach Gleichung (30) und  
Bild 29 unter Berücksichtigung des Querschnittskennwertes  
 $\omega \cdot l$  nach Gleichung (25a)
2. Bestimmung des wirksamen Abminderungswertes  $\gamma_V$  nach Bild 34
3. Berechnung des wirksamen Trägheitsmomentes  $I_W$  nach Glei-  
chung (32)



für  $x = \frac{l}{2}$

$\gamma_w = \gamma$

$$\gamma_w = \frac{1}{\bar{\alpha}} \left[ \frac{1}{9 \cdot \frac{2}{11} \cdot \bar{\alpha} \cdot \gamma \bar{\alpha}} \right]$$

$$\gamma_w = \gamma^* / \bar{\alpha} + \gamma_w \bar{\alpha}$$

**Bild 34 :** Abminderungswert  $\gamma_w$  in Abhängigkeit von der Belastungsanordnung und der Querschnittsausbildung (dargestellt durch  $\gamma$  und  $\bar{\alpha}$ )

#### 4. Berechnung der Durchbiegung nach den üblichen Methoden unter Zugrundelegung eines auf ganzer Trägerlänge konstanten $I_w$

Vergleichsrechnungen haben gezeigt, daß man bei der Berechnung von  $I_w$  eine gleichmäßig verteilte Streckenlast näherungsweise durch zwei symmetrische Einzellasten im Abstand  $x = l/4$  ersetzen kann.

#### 4.4 Brauchbarkeit des Berechnungsverfahrens zur Bestimmung des Abminderungswertes $\gamma$ und des wirksamen Trägheitsmomentes $I_w$

##### 4.4.1 Gültigkeit der Berechnungsannahmen

Im folgenden soll durch Auswerten der vorliegenden Untersuchungsergebnisse (Zusammenstellung siehe Anlage 11 bis 14) überprüft werden, inwieweit das tatsächliche Verformungsverhalten der Verbundträger in Stahlblech-Holz-Nagelbauweise mit den vorstehend aufgeführten Rechenannahmen erfaßt werden kann. Dabei ist zu berücksichtigen, daß unter 2.7 die Bettungsziffer  $\check{C}_0$ , mit deren Hilfe  $\gamma$  und  $I_w$  berechnet werden, für den "Gebrauchszustand" - d.h. unter Einhaltung einer 2,75-fachen Sicherheit gegenüber der Bruchlast - definiert wurde. Sollen in Ausnahmefällen Formänderungen für unterhalb der Gebrauchslast liegende Belastungen oder der Einfluß einer Überlastung auf das Tragverhalten untersucht werden, muß man gegebenenfalls die Bettungsziffer  $\check{C}_0$  gemäß Bild 19 variieren.

Tabelle 11 enthält für alle geprüften Balkentypen eine Zusammenstellung der Querschnittskennwerte, die nach 4.2.5 die Nachgiebigkeit der Verbundträger kennzeichnen. Wie aus der schematischen Darstellung in Tabelle 12 (siehe Blatt 76) zu ersehen ist, waren sowohl die Querschnittsausbildung als auch die Stützweitenverhältnisse unterschiedlich, so daß sich durch Auswerten der vorliegenden Versuchsergebnisse allgemein - und nicht zufällig für einen Spezialfall - die Übereinstimmung der Rechenannahmen mit dem tatsächlichen Verformungsverhalten der Verbundträger überprüfen läßt.

Typ	$\bar{\alpha}$	$l$	$\omega$	$\omega \cdot l$	$\gamma(x=c)^+$
-	-	cm	$\frac{1}{\text{cm}}$	-	-
A 	0,255	580	0,0186	10,8	0,468
B 	0,26	580	0,0196	11,4	0,475
C 	0,26	580	0,0140	8,1	0,334
D 	0,29	360	0,0107	3,8	0,313
E 	0,30	580	0,0155	9,0	0,418
F 	0,305	280	0,0369	10,3	0,489
G 	0,30	580	0,0199	11,5	0,542
H 	0,285	220	0,0247	5,4	0,492

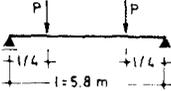
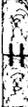
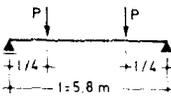
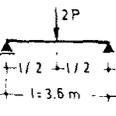
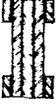
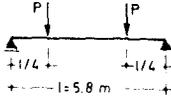
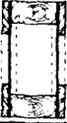
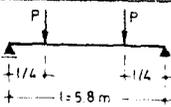
+ ) Rechenwerte

Tabelle 11 : Querschnittskennwerte für die untersuchten Verbundträger (siehe auch Anlage 11-14)

#### 4.4.2 Verformungen parallel zur Trägerlängsachse

Für Verbundträger vom Typ V1 (siehe 4.2.2) wurden in Bild 35 die sich rechnerisch und versuchsmäßig ergebenden Stauchungen bzw. Dehnungen im Querschnitt bei  $x = l/2$  grafisch aufgetragen. Die Berechnung erfolgte mit  $\gamma^v = 1,0$ ; da im mittleren Trägerbereich, der bei Annahme starren Verbundes schubspannungsfrei ist, vereinbarungsgemäß kein Abminderungswert in Rechnung gestellt werden soll. Berücksichtigt man die Streuungen des Elastizitätsmoduls (siehe Tabelle 5) ergibt sich eine befriedigende Übereinstimmung zwischen Rechen- und Versuchswerten.

Beim Kastenträger liegen die Gurthölzer nicht mehr auf Kontakt aufeinander, sondern befinden sich in einem vorgegebenen Abstand von der Trägerachse. Rechnerisch ergibt sich damit für die angeschlossenen Gurteile des Verbundquerschnittes eine trapezförmige Spannungsverteilung. Wie die Darstellung auf Bild 36 zeigt, stimmt die rechteckige Spannungsverteilung, bei welcher der für den Schwerpunkt berechnete Wert  $\sigma_{a1}$  über die Gurthöhe konstant angenommen wird, besser mit den Versuchswerten überein.

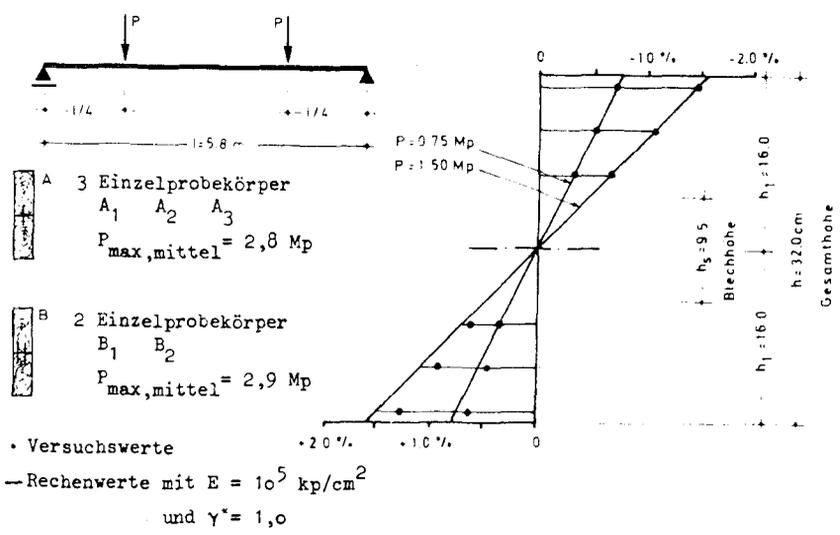
Probeträger		Belastungsanordnung	Zahl der Einzelträger	Abminderungswert $\gamma_w^{***}$		
Typ	Querschnitt			Versuch		Rechnung
				$v=2,75$	$v=2,10$	Näherung
A			3	0,93	0,87	0,857 (0,468)
B			3	0,90	0,83	0,860 (0,475)
C*			2	0,67	0,63	0,797 (0,334)
D**			2	0,48	0,46	0,313 (0,313)
E			2	0,91	0,82	0,841 (0,418)
F			1	0,95	0,87	0,869 (0,489)
G			3	1,00	0,90	0,887 (0,542)
H			2	0,52	0,45	0,492 (0,492)

\* Blech vermutlich unvollkommen gestoßen

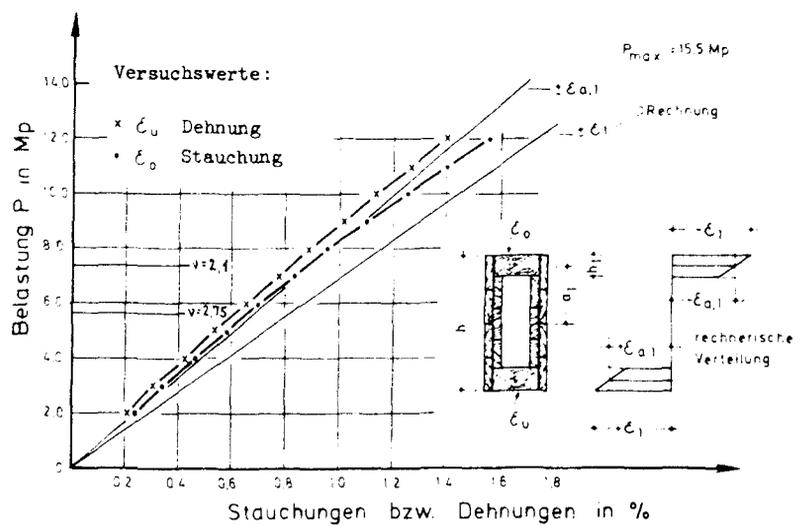
\*\* flächige Nagelung des Bleches

\*\*\*  $\gamma_w$  für Feldmitte;  $\gamma$  in ( ) für die Lastangriffsstelle

Tabelle 12: Abminderungswert  $\gamma_w$  nach Rechnung und Versuch für die geprüften Verbundträgertypen.



**Bild 35 :** Stauchungen bzw. Dehnungen bei den Trägertypen A u. B für  $x = l/2$  (Mittelwerte für die 5 Einzelprobekörper)



**Bild 36 :** Stauchungen bzw. Dehnungen der Randfasern beim Trägertyp G (Mittelwert für 3 Einzelträger) für  $x = l/2$  und  $\gamma^* = 1,0$

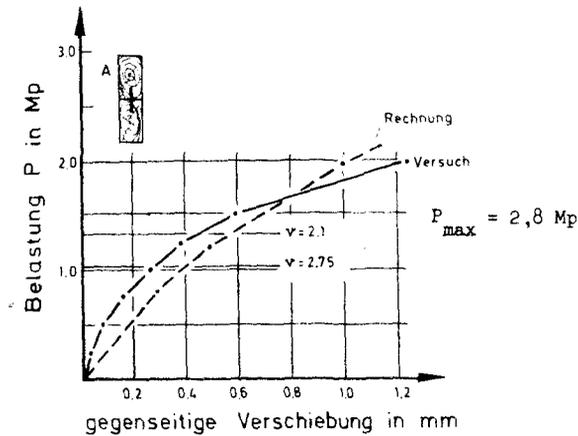


Bild 37 : gegenseitige Verschiebung  $\xi_0$  beim Träger A (Mittelwerte für drei Einzelträger) im Endquerschnitt in Höhe der Mittelfuge

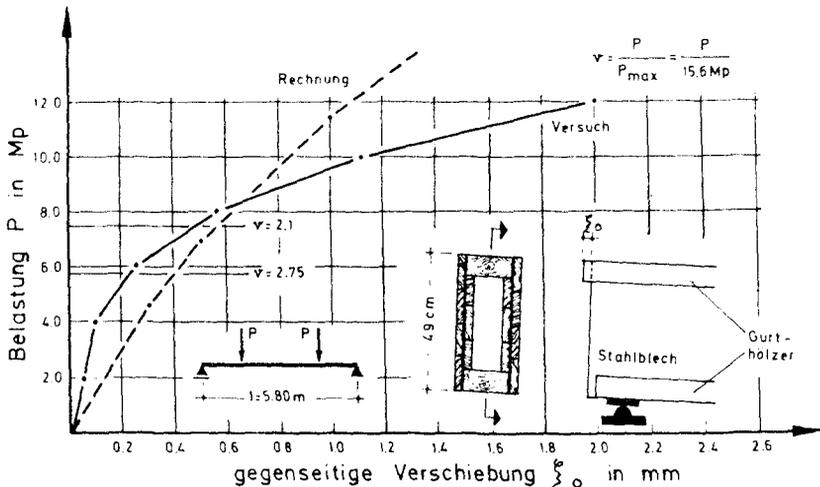
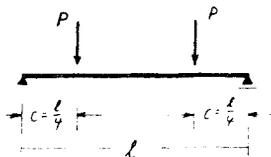


Bild 38 : gegenseitige Verschiebung  $\xi_0$  beim Träger  $G_3$  im Endquerschnitt (Mittelwerte für beide Trägerenden) in Höhe der oberen Randfaser zwischen Stahlblech und Holz

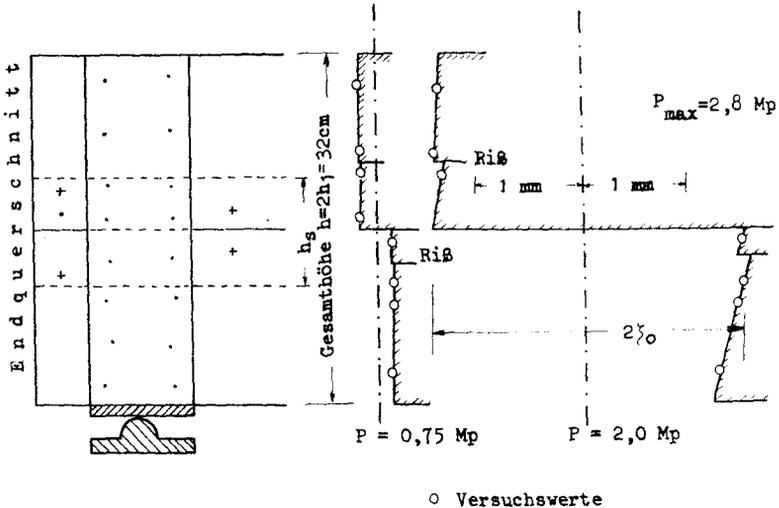
Auf den Bildern 37 und 38 sind für den Endquerschnitt in Abhängigkeit von der aufgetragenen Belastung die gegenseitigen Verschiebungen - und zwar für den Träger A in der Mittelfuge und für den Träger G am gedrückten Rand - nach Rechnung und Versuch gegenübergestellt. Zur Berechnung dieser gegenseitigen Verschiebung  $\xi_0$  bedarf es jedoch noch einer Anmerkung:

Eine direkte Berechnung von  $\xi_0$  in Abhängigkeit von der aufgetragenen Belastung ist nicht möglich, da der Verschiebungsmodul, der entsprechend dem noch zu berechnenden  $\xi_0$  in die Bestimmungsgleichung einzusetzen wäre, noch unbekannt ist. Unter Benutzung der Gleichung (29) muß daher für eine vorgegebene gegenseitige Verschiebung die entsprechende Belastung ermittelt werden. Für den durch zwei Einzellasten in den Viertelpunkten belasteten Einfeldbalken ergibt sich in diesem Falle:

$$(38) \quad P = \frac{\xi_0 \cdot (\bar{\alpha} + \gamma \cdot \bar{\beta}) \cdot C}{\gamma \cdot l \cdot \frac{df(x=0)}{dx}} \cdot \frac{y \cdot y^*}{F_1 \cdot e \cdot a_1}$$



Für den Gebrauchszustand stimmen die berechneten Werte angenähert mit den versuchsmäßig bestimmten gegenseitigen Verschiebungen überein. Die auf den Bildern 37 und 38 erkennbaren Abweichungen zwischen Rechen- und Versuchswerten beruhen weitgehend darauf, daß die Größe der Nagelbelastung, die gegenseitigen Verschiebungen zwischen Stahlblech und Holz bis ca. 0,3 mm verursacht, stark von der Beschaffenheit des Holzes (Verlauf der Fasern, Breite der Jahresringe, Feuchtigkeitsgehalt) abhängt, während sich bei größeren gegenseitigen Verschiebungen bis ca. 1,0 mm diese Einflüsse kaum auswirken. Zum anderen treten mit zunehmender Belastung des Trägers parallel zur Faserrichtung Risse auf, wodurch sich die gegenseitige Verschiebung längs der Trägerhöhe sprunghaft ändern kann (siehe hierzu Bild 39).



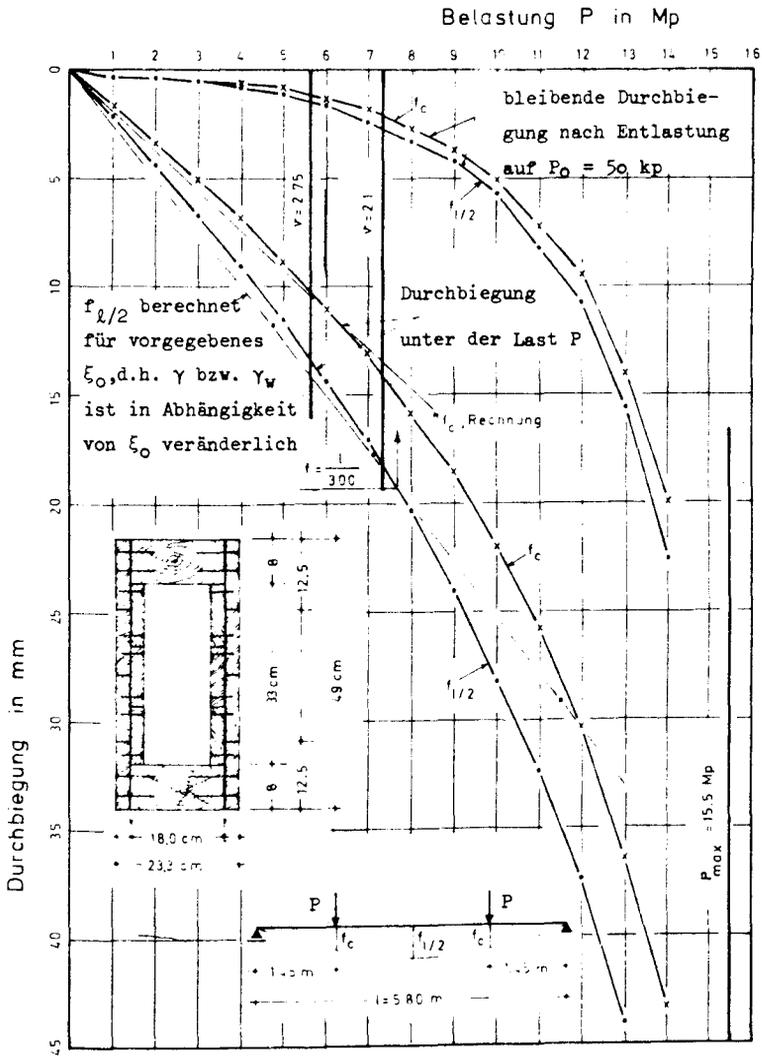
**Bild 39:** Verschiebung  $2 \cdot \xi_0$  des Endquerschnittes beim Träger  $A_2$  für einzelne Laststufen

#### 4.4.3 Durchbiegungen

Auf Bild 40 sind als Beispiel die Durchbiegungen eines Kastenträgers (Typ G nach Tabelle 12) in Abhängigkeit von der äußeren Belastung  $P$  aufgetragen. Die Annäherung an den Bruchzustand wird einmal durch die mehr als lineare Zunahme der Durchbiegungen unter Last, zum anderen durch die starke Zunahme der bleibenden Verformung, die nach Entlastung bis auf eine Grundlast  $P_0$  nahe Null festgestellt wurde, deutlich.

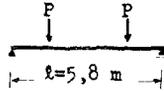
Für die Beurteilung des Verformungsverhaltens der Verbundträger in Stahlblech-Holz-Nagelbauweise ist nicht nur die wirklichkeitsnahe Vorausberechnung der Durchbiegung für den Gebrauchszustand wichtig, sondern auch die Kenntnis, wie sich bei Überlastung diese Durchbiegung vergrößert. Daher werden im folgenden für die in Tabelle 12 aufgeführten Träger nach Rechnung und Versuch gegenübergestellt:

1. die Durchbiegungen unter "Gebrauchslast",
2. die Zunahme der Durchbiegungen in Abhängigkeit von der Belastung.

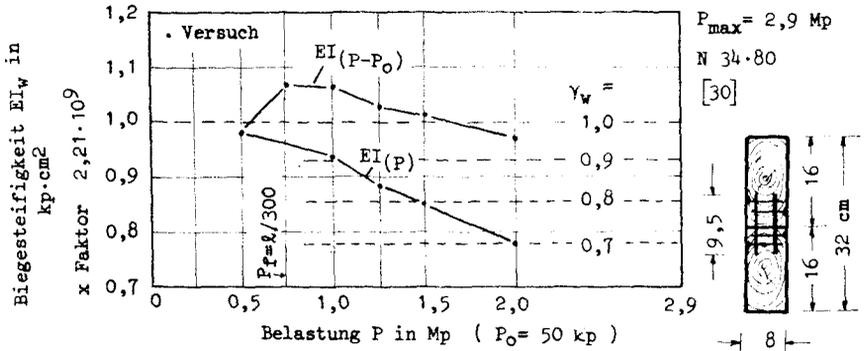


**Bild 40 :** Durchbiegung des Trägers G in Abhängigkeit von der Belastung P  
 (Mittelwerte für 3 Einzelträger, Ablesung der Durchbiegungen nach einer Haltezeit von 1 min; Blechdicke  $t = 1,5 \text{ mm}$ )

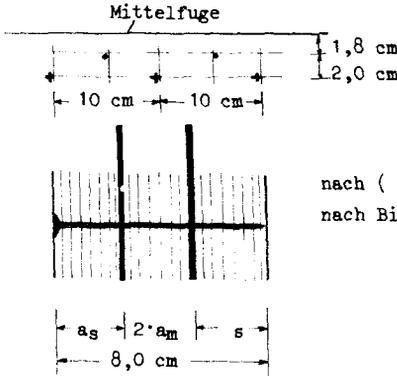
TYP B nach Tabelle 12



Mittel für 3 Probekörper



NAGELBILD :



AUSWERTUNG DER VERSUCHE :

$v = 2,75 \rightarrow \gamma_w = 0,90$   
 $v = 2,1 \rightarrow \gamma_w = 0,83$

nach ( 25a )  
 nach Bild 29

$F_1 = 8 \cdot 16 \text{ cm}^2 = 128 \text{ cm}^2$   
 $\bar{\alpha} = 0,26 \cdot 1/\text{cm}$   
 $\omega = 0,0196 \cdot 1/\text{cm}$   
 $\omega l = 11,4$   
 $t = 1,0 \text{ mm}$   
 $a_s = 26 \text{ mm}$   
 $a_m = 13 \text{ mm}$   
 $s = 26 \text{ mm}$

nach Bild 20

$e = 0,5 \cdot 10 \text{ cm} = 5,0 \text{ cm}$   
 $Z = 4.8,46 \text{ (Lastfall } C_2)$   
 $\tilde{C}_0 = 3000 \text{ kp/cm}^3$   
 $\tilde{C} = 3120 \text{ kp/cm}^3$

nach Bild 16/17  
 nach ( 27b )

$\alpha = 0,660$   
 $K = 1,99$   
 $C = 6390 \text{ kp/cm}$   
 $k = 1,104 \rightarrow \gamma = 0,475$

BERECHNUNG von  $\gamma_w$   
 für  $x = 0,5 \cdot l$

nach Bild 34

$\gamma_w = 0,860$

Bild 41 : Abminderungswert  $\gamma_w$  nach Rechnung und Versuch für den Verbundträger vom Typ B

In Bild 41 sind für den Träger B (Typ V1) die Biegesteifigkeit, die aus den im Versuch gemessenen Durchbiegungen bestimmt wurde, und die Berechnungen des Abminderungswertes  $\gamma_w$  als Beispiel aufgeführt. Tabelle 12 (siehe Blatt 76) enthält für alle geprüften Träger eine Zusammenstellung dieser Rechenwerte und der aufgrund der gemessenen Durchbiegungen ermittelten Abminderungswerte, und zwar für Belastungen P mit einer 2,75-fachen und einer 2,1-fachen Sicherheit gegenüber der Höchstlast  $P_{max}$ . Aufgrund der unter 2.7 beschriebenen Zusammenhänge zwischen der Nagelbelastung und der gegenseitigen Verschiebung in der Fuge zwischen Stahlblech und Holz wurden für die Berechnung der Durchbiegung im Gebrauchszustand zugrunde gelegt:

$$\bar{c}_0 = 3000 \text{ kp/cm}^3 \text{ d.h. } z_{(0)} = \xi_0 = 0,3 \text{ mm}$$

Bild 37 und 38 zeigen, daß diese Annahme berechtigt ist.

Um die Brauchbarkeit des zur Berechnung der Durchbiegung gewählten Verfahrens zu beurteilen, ist ein direkter Vergleich der Abminderungswerte  $\gamma_w$  zu ungünstig, da definitionsgemäß bei der Berechnung des wirklichen Trägheitsmomentes  $I_w$  nur die nachgiebig angeschlossenen Querschnittsteile, jedoch nicht die durchgehenden Stegbleche mit  $\gamma_w$  zu multiplizieren sind. Aus diesem Grunde werden in Tabelle 13 für die geprüften Verbundträger Durchbiegungen nach Rechnung und Versuch gegenübergestellt, und zwar unter Berücksichtigung einer 2,75- und 2,1-fachen Sicherheit für zwei Querschnittsstellen (Trägermitte und Lastangriffspunkt).

Aus den angegebenen Verhältniswerten Versuch : Rechnung kann man erkennen, daß für den Gebrauchszustand ( $v = 2,75$ ) die berechneten Durchbiegungen geringfügig größer sind als die gemessenen. Für  $v = 2,1$  stimmen beide Werte praktisch überein.

Die Gegenüberstellung von Versuchs- und Rechenwerten in den Tabellen 12 und 13 zeigt, daß für Belastungen zwischen  $v = 2,75$  und  $v = 2,1$  —d.h. für den Gebrauchszustand unter Berücksichtigung einer gewissen Überlastung bzw. zusätzlichen Kriechverformung— das wirksame Trägheitsmoment  $I_w$  und damit die Trägerdurchbiegung unter Zugrundelegung der Bettungsziffer  $\bar{c}_0 = 3000 \text{ kp/cm}^3$  hinreichend genau ermit-

telt werden kann. Für geringere oder größere Belastungen ist dagegen  $\bar{C}_0$  entsprechend Bild 19 zu variieren. Auf Bild 40 sind für den Träger G als Beispiel die unter dieser Annahme berechneten Durchbiegungen in Abhängigkeit von der zunehmenden Belastung dargestellt.

#### 4.5 Bemessungskriterien für Träger, deren Querschnittsausbildung als Stahlblech-Holz-Verbundträger günstig ist

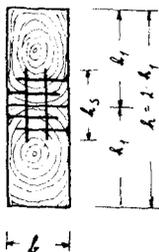
##### 4.5.1 Hinweise für die Querschnittswahl

Für maschinelle Fertigung (mit einer automatisch arbeitenden Nagelmaschine) geeignete Querschnittstypen sind bereits auf Bild 23 dargestellt. Neben diesen herstellungstechnischen Gesichtspunkten muß darauf geachtet werden, durch möglichst günstige Kombination von Trägerhöhe, Blechdicke und Querschnitt der Gurthölzer einen Träger hoher Verbundwirkung zu erreichen (d.h.:  $I_v : I^* \rightarrow 1,0$ ). In welchem Maße sich durch Variation der Querschnittsabmessungen der Wert  $I_v : I$  ändert, zeigen die Darstellungen auf den Bildern 26 und 42. Aufgrund dieser Erörterungen empfehlen sich für die praktische Ausführung zwei Trägertypen, nämlich der Verbundträger nach Typ V1 und nach Typ V2.

##### Verbundträger V1

Die Stahlbleche können bei der Berechnung der Biegesteifigkeit vernachlässigt werden, da der Querschnittskennwert  $\bar{\alpha}$  sich bei Berücksichtigung der Bleche nur unwesentlich von  $\bar{\alpha} = 0,25$  unterscheidet; beim Träger B (siehe Tabelle 11) würde er sich z.B. auf  $\bar{\alpha} = 0,26$  ändern.

##### Querschnitt V1 (Beispiel)



$$I_w = I^* \cdot (\bar{\alpha} + \gamma_w \cdot \bar{\beta})$$

$$m = \frac{h}{k_1} = 2$$

$$\gamma^* = 0^{*)} \longrightarrow \bar{\alpha} = 0,25 \quad \bar{\beta} = 0,75$$

\*) d.h. die Bleche sind bei der Berechnung von  $I_w$  unberücksichtigt

Typ u. Last- anordnung	Zahl d. Vers.	Durchbiegung an der Trägerstelle $x = \frac{l}{2}$ $v = 2,75$						Durchbiegung an der Trägerstelle $x = \frac{l}{4}$ $v = 2,1$					
		$v = 2,75$			$v = 2,1$			$v = 2,75$			$v = 2,1$		
		Vers.	Rechn.	Versuch Rechn.	Vers.	Rechn.	Versuch Rechn.	Vers.	Rechn.	Versuch Rechn.	Vers.	Rechn.	Versuch Rechn.
	mm	mm	%	mm	mm	%	mm	mm	%	mm	mm	%	
A 	3	28,8	30,75	93,7	37,9	40,27	94,1	21,19	23,31	90,9	29,98	30,53	98,2
B 	3	28,7	31,30	91,7	40,1	41,04	97,7	22,03	23,64	93,2	30,80	30,96	99,5
C+) 	2	22,5	20,82	108,1	32,0	27,27	117,3	18,55	16,04	115,6	25,35	21,00	120,7
D++) 	2	7,28	11,90	61,2	9,04	15,58	58,0	-	-	-	-	-	-
E 	2	18,42	19,26	95,6	25,77	25,22	102,2	14,07	15,56	90,4	19,86	19,07	104,1
F 	1	8,4	8,89	94,5	11,6	11,64	99,6	6,3	6,69	94,2	8,9	8,76	101,6
G 	3	13,65	13,74	99,3	18,02	18,00	100,1	10,19	10,32	98,7	13,95	13,51	103,3
H 	2	2,85	2,92	97,6	3,98	3,83	103,9	-	-	-	-	-	-
$\Sigma$	14	Mittelwert $\bar{x}$		95,36	Mittelwert $\bar{x}$		99,10	Mittelwert $\bar{x}$ 93,62		Mittelwert $\bar{x}$		101,07	
		Stand.abw. s		2,85	Stand.abw. s		3,39	Stand.abw. s 3,32		Stand.abw. s		2,44	

+) und ++) siehe Tabelle 12

**Tabelle 13** Durchbiegungen der untersuchten Verbundträger nach Rechnung u. Versuch (Angaben über die Querschnittsausbildung, Belastung und Stützweite siehe Anlage 11 - 14 und Bild 41)

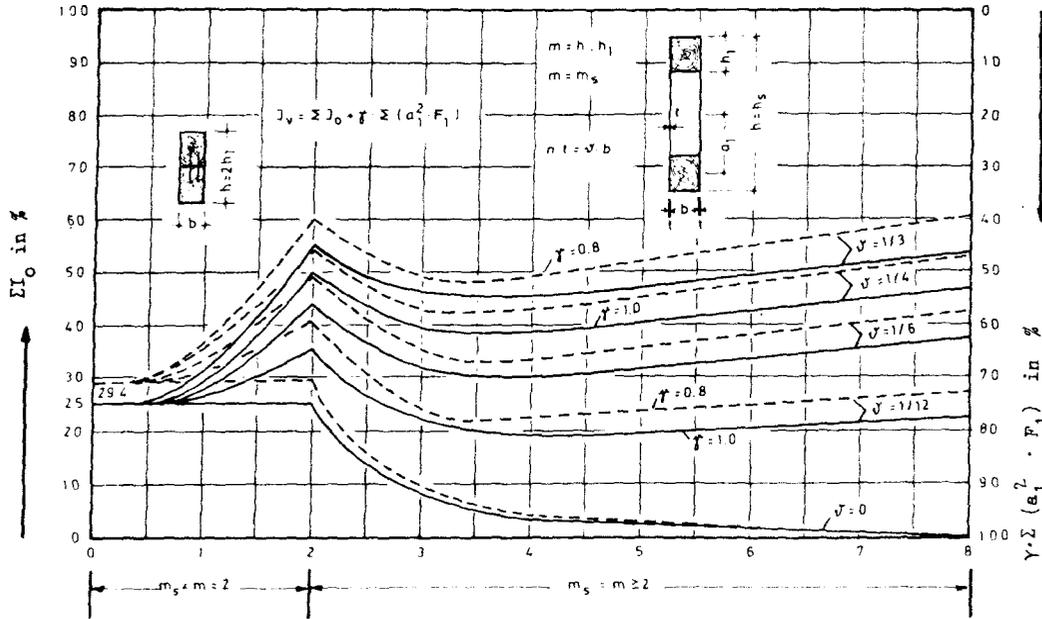


Bild 42 : prozentualer Anteil von  $\Sigma I_0$  und  $\gamma \cdot \Sigma (a_1^2 \cdot F_1)$  für verschiedene Verhältniswerte  $m$ ,  $m_s$  und  $\delta$  (siehe auch Bild 26)



Zweckmäßig wird also die Trägerhöhe  $h$  das 5- bis 6-fache der Gurthöhe  $h_1$  betragen. Wegen einer einwandfreien, durch Eignungsversuche bestätigten Nagelbarkeit ist außerdem die Blechdicke  $t$  zwischen 1,25 mm und 1,75 mm zu wählen. Unter Berücksichtigung der bereits festgelegten Trägerbreite ergeben sich damit folgende günstigen Verhältniswerte:

$$m = h:h_1 \sim 5 \text{ bis } 6$$

$$\delta = \frac{n \cdot t}{b} \sim \frac{1}{6} \text{ bis } \frac{1}{8}$$

Für den auf Bild 23 bzw. 43 dargestellten Träger G ist beispielsweise  $m = 6,1$  und  $\delta = 1:7,3$ . Dieser Träger [16], dessen Querschnitt ohne Berücksichtigung der voraufgegangenen Erwägungen konstruktiv gestaltet wurde, ist also als Verbundträger des Typs V2 günstig dimensioniert, andererseits läßt er sich auch auf einfache Weise maschinell herstellen (siehe auch Bild 23).

Von den geprüften Trägertypen (Zusammenstellung siehe Tabelle 12) entsprechen

der Träger B dem Typ V1  
und der Träger G dem Typ V2.

Im Bild 43 ist für diese beiden Träger dargestellt, wie sich der Abminderungswert  $\gamma$  in Abhängigkeit von der Stützweite  $l$  ändert. Um die Berechnung von  $\gamma_w$  aus  $\gamma$  im Einzelfalle zu vermeiden, empfiehlt sich für die Praxis für die herzustellenden Trägerquerschnitte ein solches Diagramm  $\gamma_w/l$  und darauf aufbauend ein Tragfähigkeitsdiagramm  $P_{zul}/l$  aufzustellen.

#### 4.5.2 Zu erfüllende Nachweise

Für den Verbundträger ergibt sich die zulässige Belastung aufgrund der Bemessungsvorschriften in den DIN-Normen:

DIN 1052 : Holzbauwerke - Berechnung und Ausführung

DIN 1050 : Stahl im Hochbau - Berechnung und bauliche Durchbildung.

Dabei ist zu berücksichtigen, daß die allgemeingültigen Formeln der Spannungs- bzw. Formänderungsnachweise wegen der nachgiebigen Verbindung der Einzelteile anders zu formulieren sind. Da biegebeanspruchte Träger in Stahlblech-Holz-Nagelbauweise jedoch die verschiedensten Querschnittsaus-

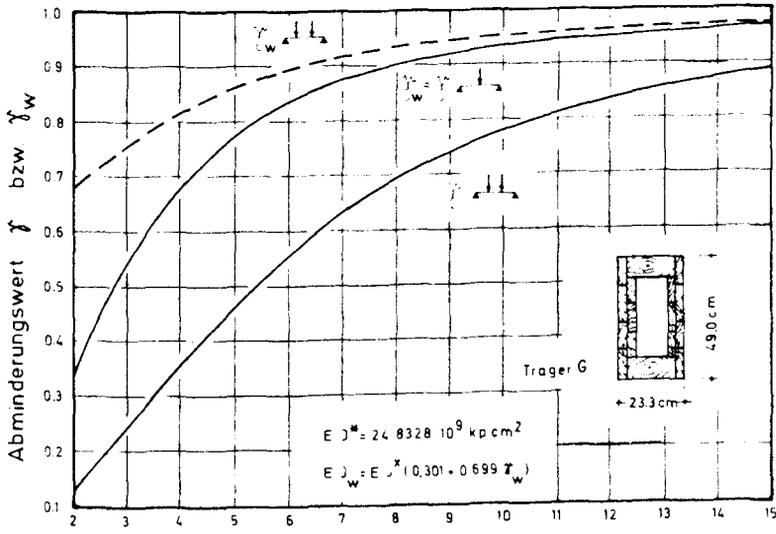
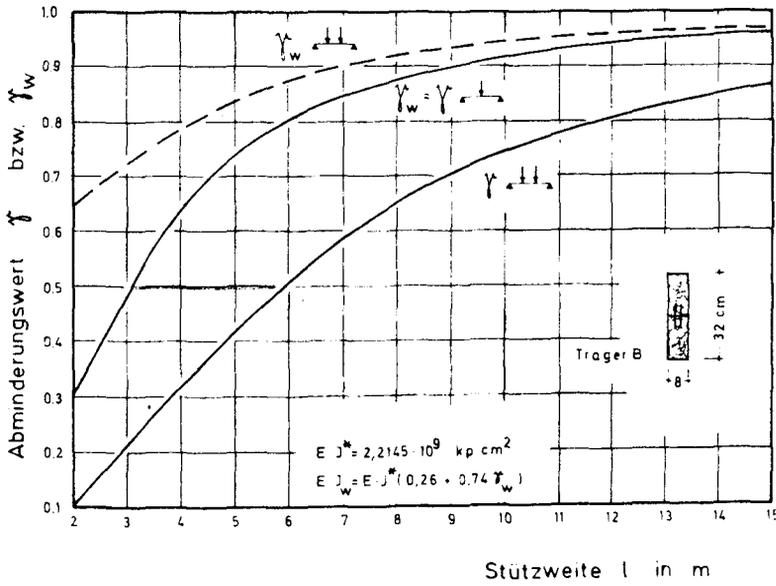
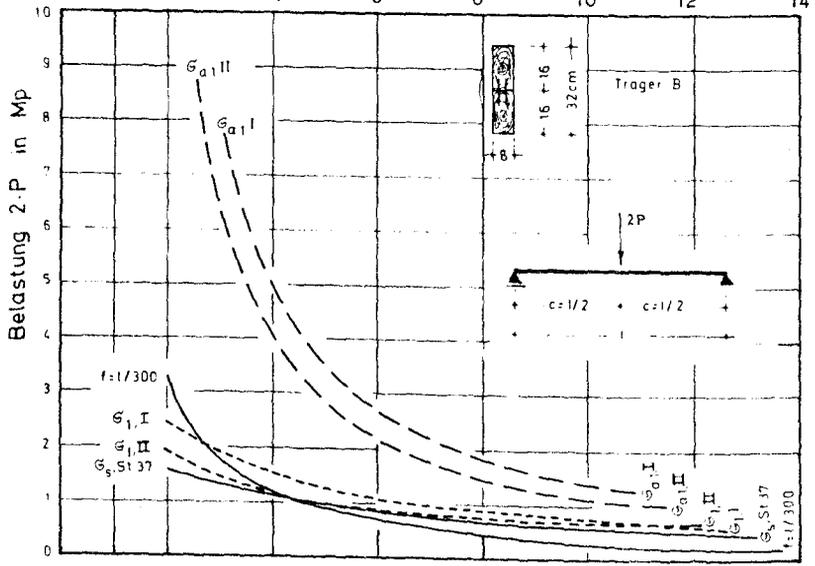
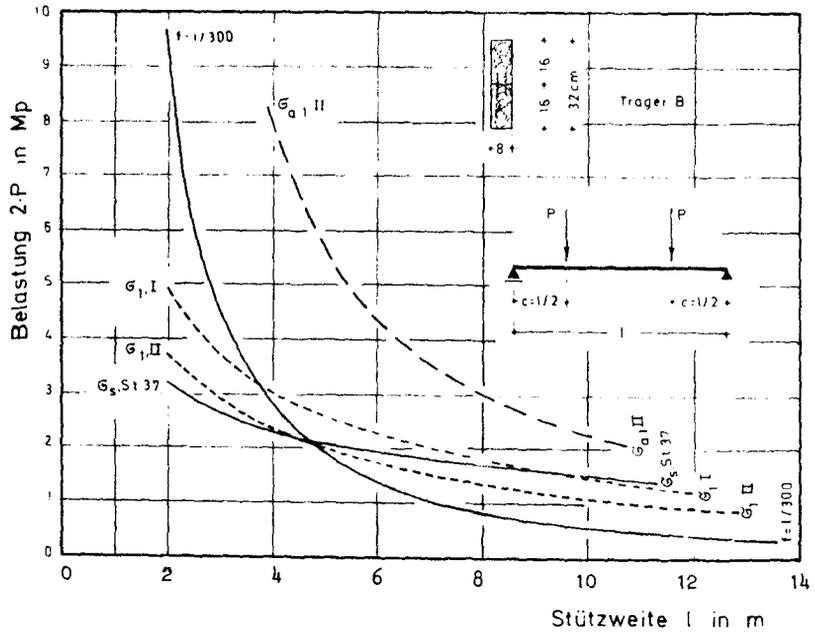


Bild 43 : Abminderungswert  $\gamma$  und  $\gamma_w$  in der Abhängigkeit von der Stützweite  $l$  für zwei typische Verbundquerschnitte (Träger B und Träger G nach Tabelle 12)



**Bild 44 :** zulässige Belastung (bei 2-P ist das Eigengewicht zu berücksichtigen) für den Verbundträger B nach Tabelle 12 aufgrund der einzelnen Bemessungskriterien.

bildungen aufweisen können, ist es im Rahmen dieser Arbeit nur möglich, in Ergänzung der allgemein formulierten Bemessungsvorschriften einzelne Trägertypen näher zu behandeln.

Die zulässige Belastung ergibt sich dabei als Kleinstwert der nach den einzelnen Nachweisen berechneten Belastung.

Nachzuweisen sind

nach DIN 1052 für die nachgiebig angeschlossenen Holzteile:

die Randspannung	$\sigma_1$
die Schwerpunktsspannung	$\sigma_{a1}$
die Schubspannung	$\tau_H$
die bezogene Durchbiegung	$f:l$

nach DIN 1050 für die Stahlbleche:

die Randspannung	$\sigma_s$
die Schubspannung	$\tau_{St}$

nach dem Zulassungsbescheid für die betreffende Nagelverbindung:

die Nagelbelastung in Abhängigkeit von der Zahl der durchstoßenen Bleche.

Wegen der kontinuierlichen Vernagelung ist die pro Nagel zu übertragende Kraft so gering, daß im allgemeinen die Lochleibungsspannung unter dem Nagelschaft im Holz und Stahlblech nicht nachgewiesen zu werden braucht. Außerdem erscheint es vertretbar, wegen der günstig verlaufenen Traglastversuche bei der Bestimmung der Biegesteifigkeiten die Schwächung der Stahlbleche durch die Nagellöcher unberücksichtigt zu lassen. Die in dieser Arbeit hergeleiteten Bemessungsformeln sind auf den Anlagen 15 und 16 zusammengestellt.

#### 4.5.3 Zulässige Belastung des Verbundträgers V1

Für zwei Belastungsfälle (Einzellasten in Feldmitte und in den Viertelpunkten) wurde die Gebrauchslast für den Einfeldträger berechnet und auf Bild 44 in Abhängigkeit von der Stützweite grafisch aufgetragen. Für kurze Träger, die wegen der Stützweite von höchstens 2 m praktisch ohne Bedeutung sind, ist die Einhaltung der zulässigen Schubspannung parallel zur Faserrichtung des Holzes maßgebend, mit wachsender Stützweite dann der Nachweis der Randspannung  $\sigma_1$ .

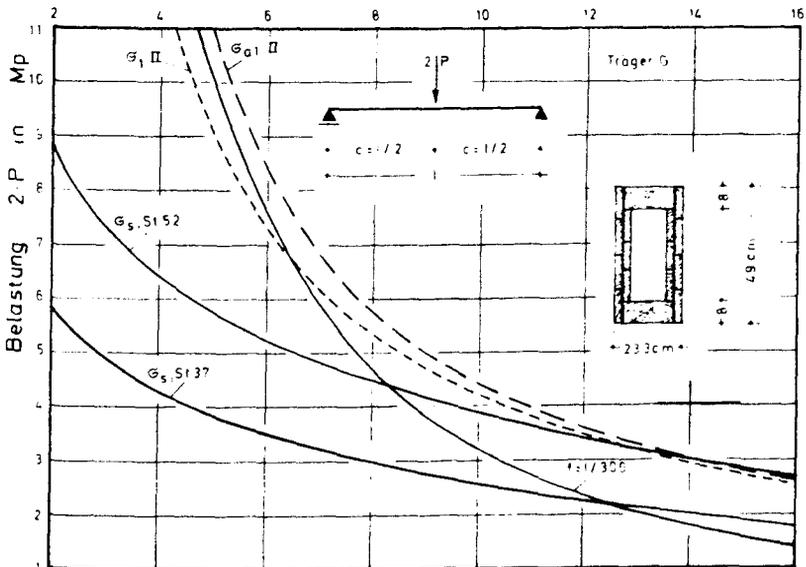
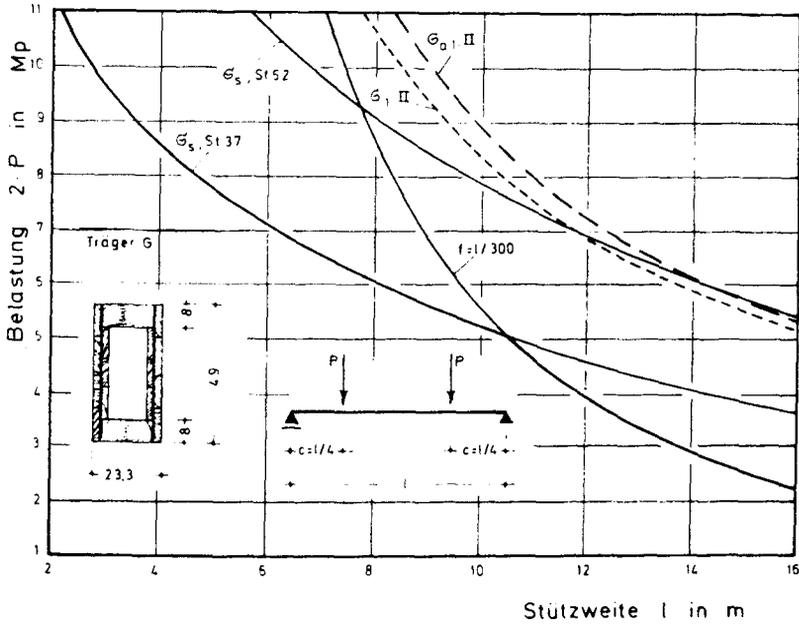
Bei Stützweiten von mehr als 5 m ist die Einhaltung der Grenzdurchbiegung  $f = l/300$  für die Größe der Gebrauchslast bestimmend.

Da in der Praxis die Verbundträger durch Gleichlasten oder mehrere verteilt angreifende Einzellasten (hier repräsentiert durch zwei Einzellasten bei  $l/4$ ) beansprucht werden, ist nur bei einer Stützweite bis ca. 3,5 m eine Steigerung der Belastung durch Verwendung von Holz der Güteklasse I möglich (siehe Bild 44). Wirtschaftlich ist jedoch diese geringe Erhöhung der Gebrauchslast bedeutungslos. Der Verbundträger V1 wird also zweckmäßig aus Hölzern der Güteklasse II hergestellt, wobei die beiden Einzelhölzer mit ca. 9 cm bis 10 cm hohen Stahlblechen aus St 37 und 1 mm bis 1,5 mm Dicke zu verbinden sind. Die Blechdicke muß dabei so gewählt werden, daß die zulässige Randspannung  $\sigma_s$  nicht überschritten wird (siehe auch [13]).

#### 4.5.4 Zulässige Belastung des Verbundträgers V2

Im Bild 45 sind die Belastungen, die sich aufgrund der einzelnen Nachweise ergeben, grafisch aufgetragen. Wegen der im Gegensatz zum Verbundträger V1 auf ganzer Trägerhöhe durchgehenden Stahlbleche ist bis zu einer Stützweite von ca. 10 m für St 37 die Einhaltung der zulässigen Randspannung  $\sigma_1$  im Stahlblech für die Größe der Gebrauchslast maßgebend, erst dann ist der Durchbiegungsnachweis  $f = l/300$  zu berücksichtigen. Bei Ausnutzung der zulässigen Belastung ist die maximale Schubspannung im Stegblech kleiner als der nach DIN 1050 zulässige Wert.

Der Nachweis der Stahlspannung wurde im Querschnitt bei  $x = c$  — also unter der Lastangriffsstelle — geführt; die Berechnung der angegebenen Werte selbst erfolgte gemäß Gleichung (24b) mit dem Abminderungswert  $\gamma$ . Berücksichtigt man die tatsächliche Momentenbeanspruchung im Träger (Ausrundung der "Momentenlinie" unter den Lastangriffsstellen), so erscheint es angemessen, den Nachweis mit dem Abminderungswert  $\gamma_w$  im Querschnitt bei  $l/2$  zu führen. Die in Bild 45 angegebenen "zulässigen Einzellasten", die symmetrisch bei  $x = l/4$  angreifen, erhöhen sich dann im Verhältnis  $I_w : I_v$ , während die Größe der bei  $x = l/2$  angreifenden Einzellast gleich bleibt.



**Bild 45 :** zulässige Belastung (bei  $2 \cdot P$  ist das Eigengewicht zu berücksichtigen) für den Verbundträger G nach Tabelle 12 aufgrund der einzelnen Bemessungskriterien.

Eine Steigerung der Gebrauchslast ist beim Träger V2 wirkungsvoll durch Verwendung von Blechen aus St 52 zu erreichen; die Nagelbarkeit dieser Bleche bzw. der erforderliche Anpreßdruck der Nagelmaschine ist jedoch noch in Eignungsversuchen zu überprüfen. Die Gurte brauchen nur aus Hölzern der Güteklasse II zu bestehen, da selbst bei Verwendung von Blechen aus St 52 die Spannungen im Holz unterhalb der für diese Güteklasse zulässigen Werte bleiben (siehe Bild 45).

#### 4.5.5 Sonderprobleme beim Verbundträger V2

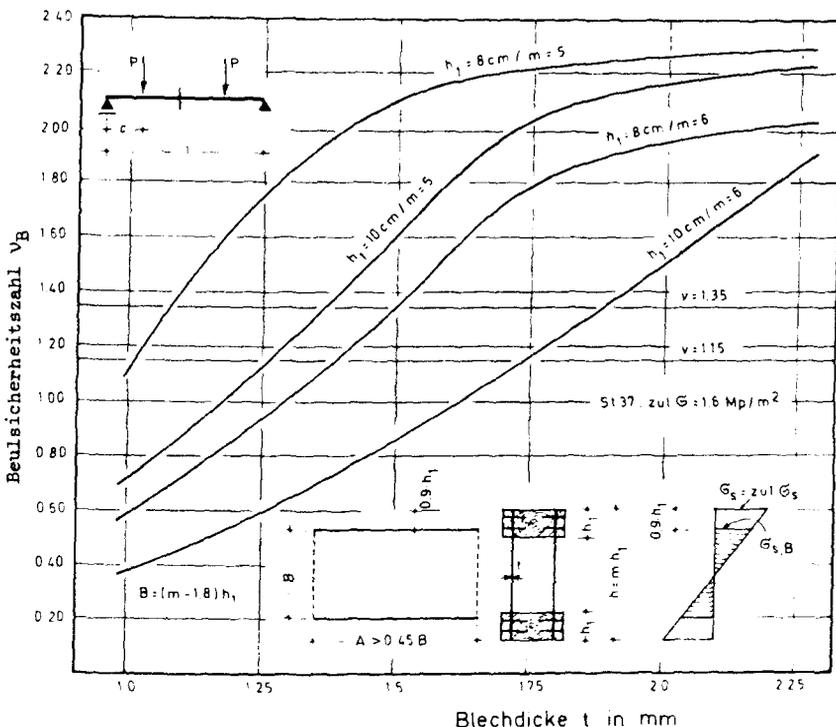
Im vorangegangenen Abschnitt wurde bereits angedeutet, daß bei der Bestimmung der zulässigen Belastung für hohe Träger mit dünnen Stahlblechen der Einfluß der Querkraft auf die Größe der Durchbiegung abgeschätzt und eine ausreichende Beulsteifigkeit der Stegbleche nachgewiesen werden müssen.

##### Beulsicherheit der Stegbleche:

Die Stegbleche sind zwischen den Gurthölzern und den abdeckenden Brettern flächig vernagelt, so daß sie bei der Untersuchung auf Beulen als eingespannt betrachtet werden können (siehe Bild 46). Nach [25] bleibt die Beulsteifigkeit konstant, sofern die aussteifenden Querhölzer nicht sehr eng - d.h. in einem Abstand, der im vorliegenden Fall höchstens der halben lichten Trägerhöhe entspricht - angeordnet werden. Da man aus konstruktiven Gründen als Abstand der Aussteifungen etwa die dreifache lichte Trägerhöhe ( $h-2h_1$ ) wählen wird, kann die Beulsteifigkeit bei vorgegebener Trägerhöhe und Gurtholzgröße nur durch Verwendung dickerer Bleche vergrößert werden.

Nach Bild 45 ist bei Einzellasten in den Viertelpunkten bis zu einer Stützweite von ca. 10 m die Einhaltung der zulässigen Stahlspannung (St 37) für die Größe der Gebrauchslast maßgebend; für größere Stützweiten kann wegen der Beschränkung der Durchbiegung auf  $f = l/300$  die nach DIN 1050 zulässige Randspannung nicht ausgenutzt werden. Bei den folgenden Berechnungen kann also als Grenzfall die Randspannung gleich der zulässigen Spannung gewählt werden.

Die Beuluntersuchungen sollen sich auf praxisnahe Trägerhöhen beschränken:



**Bild 46 :** Beulsicherheitszahl  $v_B$  beim Trägertyp V2 in Abhängigkeit von der Trägerhöhe  $h$  und der Blechdicke  $t$  bei Verwendung von Blechen aus St 37

**Fall 1 :**  $m = 5$  ; d.h. bei Verwendung von mindestens 8 cm hohen Gurt-hölzern beträgt die Trägerhöhe  $h = 40 \text{ cm}$

**Fall 2 :**  $m = 6$  ; d.h. bei Verwendung von höchstens 10 cm hohen Gurt-hölzern beträgt die Trägerhöhe  $h = 60 \text{ cm}$ .

Die Dicke der Bleche aus St 37 wird zwischen  $t = 1,0 \text{ mm}$  und  $t = 2,25 \text{ mm}$  variiert.

Nach DIN 4114, Blatt 1 beträgt mit den Bezeichnungen nach Bild 46 die ideale Beulspannung

$$(39) \quad \sigma_{s, BK} = k \cdot \frac{\pi^2 \cdot E_{St} \cdot t^2}{12 \cdot b^2 (1 - \mu^2)} = k \cdot \left[ \frac{1378 \cdot t}{(m \cdot t) \cdot k} \right]^2 \quad \text{in } \text{kg/cm}^2$$

Nach [25] ist für eingespannte Bleche mit den vorliegenden Seitenverhältnissen der Beulwert  $k = 35,92$ . Zu der idealen Beulspannung müssen die Vergleichsspannung  $\sigma_{VK}$  und die Beulsicherheitszahl

$$v_B = \sigma_{VK} : \sigma_{s, B}$$

berechnet werden. Für die verschiedenen Blechdicken und Querschnittshöhen ist  $v_B$  auf Bild 46 grafisch aufgetragen.

Nach DIN 4114 wird für Stahl-Hochbauten aus St 37 im allgemeinen die Sicherheitszahl  $v_B \geq 1,35$  vorgeschrieben. Bei den Verbundträgern in Stahlblech-Holz-Nagelbauweise kann wegen der nicht in Rechnung gestellten zusätzlichen Aussteifung der Stahlbleche durch die aufgenagelten Bretter die theoretische Beulsicherheitszahl  $v_B$  geringer sein, beispielsweise erscheint  $v_{\text{erf}} = 0,85 \cdot v_B = 1,15$  angemessen.

Da der für eingespannte Blechränder gültige  $k$ -Wert sich mit der Länge  $A$  der Beulfelder praktisch nicht ändert, lassen sich die in Bild 46 angegebenen Beulsicherheiten nicht durch die Anordnung von Aussteifungshölzern vergrößern. Da andererseits wegen der einwandfreien Nagelbarkeit möglichst Bleche mit  $t \leq 1,75$  mm verwendet werden sollten, ergibt sich - sofern die Höhe der Gurthölzer in einem wirtschaftlich vertretbaren Verhältnis zur Gesamthöhe steht - nach Bild 46 eine Beschränkung der Trägerhöhe auf ca. 60 cm.

#### Einfluß der Schubverformungen auf die Durchbiegung:

Allgemein läßt sich die Durchbiegung eines Trägers mit der Arbeitsgleichung

$$(40) \quad f = f_M + f_Q = \int \int \frac{M \cdot \bar{M}}{E \cdot I_v} \cdot dx + \int \int \frac{Q \cdot \bar{Q}}{G \cdot F_Q} \cdot dx$$

berechnen. Das zweite Glied in dieser Gleichung gibt den durch die Schubverformungen verursachten Anteil an der Gesamtdurchbiegung an. Nach der Gleichung (34) wurde das wirksame Trägheitsmoment  $I_v$  nur aus der



und die Durchbiegung

$$(42a) f_Q = \frac{\max M}{G_{\text{Steg}} \cdot \frac{5}{6} F_{\text{Steg}}}$$

Durch die Mitwirkung der nachgiebig angeschlossenen Gurtteile erhöht sich für den Verbundträger  $F_{\text{Steg}}$ . Da jedoch eine allgemeine Lösung der Gleichung (41) zu aufwendig erscheint, wird die Durchbiegung  $f_Q$  nach der in [3] angegebenen Gleichung

$$(42b) f_Q = \frac{\max M}{G_{\text{Steg}} \cdot F_{\text{Steg}}}$$

abgeschätzt, wobei als Schubmodul  $G_{\text{Steg}}$  der Wert 860 000 kp/cm<sup>2</sup> einzusetzen ist. Durch die getroffene Vereinfachung wird der tatsächliche Schubwiderstand des Verbundträgers sicherlich nicht unterschätzt.

Allgemein wird in Feldmitte an der Stelle des maximalen Biegemomentes mit Gleichung (42b) das Verhältnis der Durchbiegung  $f_Q$  zu der Durchbiegung  $f_M$

$$(43) \frac{f_Q}{f_M} = \frac{24}{3 \cdot 4 \cdot (c/l)^2} \cdot \frac{E_M \cdot I_W}{G_{\text{St}} \cdot F_{\text{Steg}} \cdot l^2}$$

In Bild 48 ist für den Träger G nach Tabelle 12 mit Belastung in den Viertelpunkten dieser Verhältniswert in Abhängigkeit von der Stützweite  $l$  berechnet worden. In Verbindung mit den Angaben auf Bild 45 ergibt sich, daß bei der Bestimmung der zulässigen Trägerbelastung die durch die Schubverformungen hervorgerufene Durchbiegung  $f_Q$  nicht berücksichtigt zu werden braucht, da für kleine Stützweiten, bei denen der Anteil  $f_Q$  bis zu 30% des Anteils  $f_M$  erreichen kann, nicht die Einhaltung einer Grenzdurchbiegung (z.B.  $f = l/300$ ), sondern der Nachweis der zulässigen Stahlspannung im Steg für die Größe der Gebrauchslast maßgebend ist. Für Stützweiten von  $> 10$  m, für die sich die zulässige Belastung aus der Forderung  $f \leq l/300$  ergibt, beträgt das Verhältnis  $f_Q : f_M$  höchstens 2,5%; der Anteil  $f_Q$  kann daher als klein vernachlässigt werden.

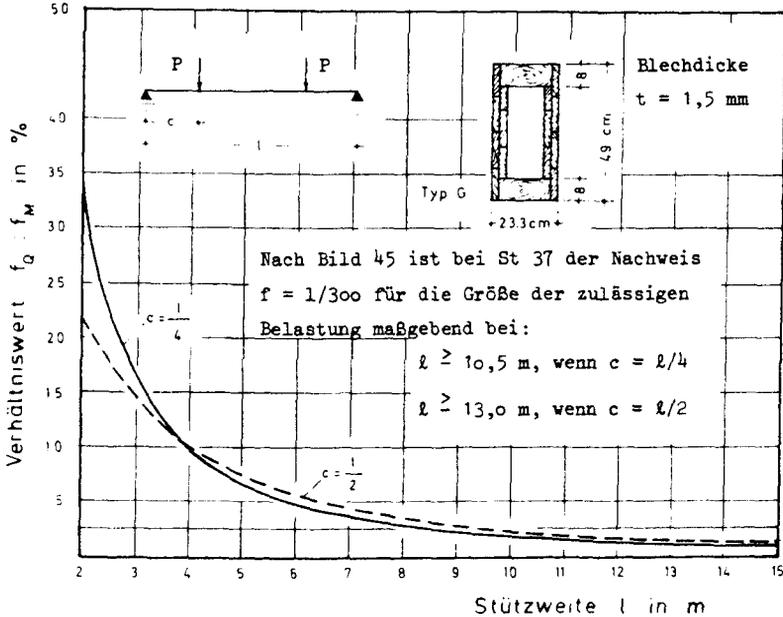


Bild 48 : Einfluß der Querkraft auf die Größe der Durchbiegung für den Träger G (siehe auch Tabelle 12).

Die Durchbiegung  $f_Q$  infolge der Querkraft wurde als Verhältniswert bezogen auf die Durchbiegung  $f_M$  infolge des Biegemomentes im Querschnitt bei  $x = l/2$ .

## 5. Dauerstandfestigkeit biegebeanspruchter Verbundträger

### 5.1 Dauerschwellfestigkeit

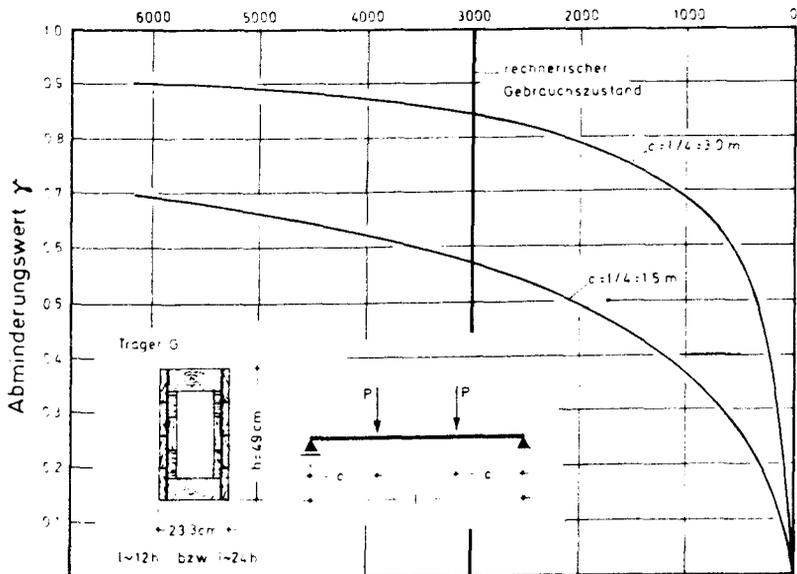
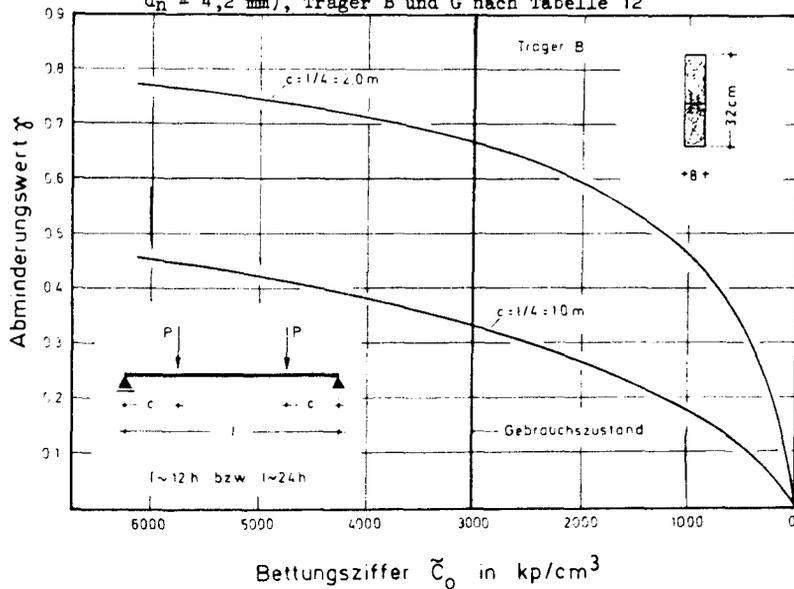
Bereits bei der Herstellung der ersten Verbundträger in Stahlblech-Holz-Nagelbauweise um 1940 wurde - bedingt durch die Knappheit an Profilträgern aus Stahl - die Möglichkeit untersucht, ob sich diese Träger auch bei dynamischer Belastung z.B. in Behelfsbrücken verwenden lassen. Zu diesem Zweck wurden zwei Verbundträger, bestehend aus je 4 Holzbalken  $16 \cdot 22 \text{ cm}^2$  (Gesamthöhe 88 cm) und beidseitig aufgenagelten Blechen von 2 mm Dicke und 88 cm Höhe in einem Dauerschwellversuch belastet [34].

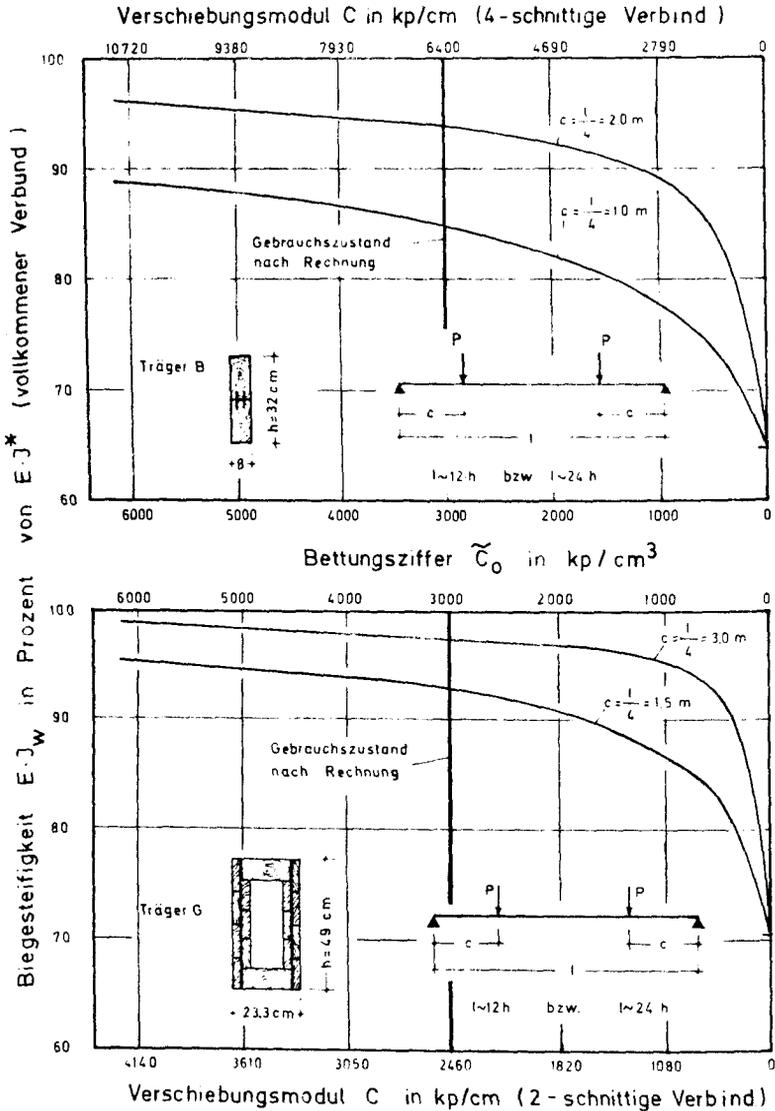
Die beiden nebeneinanderliegenden verlaschten Träger wurden bei einer Stützweite von  $l = 9,7 \text{ m}$  unter Einzellasten  $P$  bei  $l/2$  geprüft. Die Bleche waren am Rande jedes Einzelholzes in zwei Reihen mit Vierkantnägeln 28·55 (gegenseitiger Abstand 4 cm) durchnagelt. Nach jeweils 250.000 Lastwechseln wurde die Mittellast und gleichzeitig die Lastamplitude erhöht, bis schließlich die Unterlast nahe Null lag und die Oberlast der am homogenen Querschnitt  $16 \cdot 88 \text{ cm}^2$  berechneten zulässigen Belastung  $P = 9,5 \text{ Mp}$  entsprach. Nach insgesamt 1,03 Millionen Lastwechseln betrug die Durchbiegung in Feldmitte und deren Schwingbreite  $(9,1 \pm 6,7) \text{ mm}$ . Anschließend wurden die Träger unter einer Mittellast  $P_m = 12,3 \text{ Mp}$  und einer Lastamplitude von  $\Delta P = \pm 10,4 \text{ Mp}$  geprüft. Nach 2,6 Millionen Lastwechseln brach man den Versuch ab. In [34] wird als Versuchsergebnis angegeben: Zerstörungerscheinungen am Holz und der Nagelung wurden nicht festgestellt. In der Trägermitte waren die Bleche eingerissen und in unmittelbarer Nähe dieser Anrisse einige Nagelköpfe (vermutlich sekundär bedingt) abgesprungen.

Dieser Versuch zeigt, daß Dauerschwellbelastung selbst bei ungünstiger Querschnittsausbildung und Lastanordnung von Verbundträgern in Stahlblech-Holz-Nagelbauweise ertragen werden kann. Die Scherbeanspruchung zwischen Stahlblech und Nägeln führte zu keinen merklichen Ermüdungsbrüchen im Bereich der Kontaktflächen. Trotzdem werden die von der Greimbau-Lizenz-GmbH. entwickelten Verbundträger (siehe Querschnitt V1 und V2 auf Bild 23) nur zur Aufnahme vorwiegend ruhender Verkehrslasten im Sinne der DIN 1055, Blatt 3 verwendet. Eine Untersuchung dieser für die maschinelle Fertigung geeigneten Verbundträgertypen unter Dauer-

Bibl. d. TU.  
Braunschweig

Bild 49 : Abhängigkeit des Abminderungswertes  $\gamma$  von der Bettungsziffer  $\tilde{c}_0$  (die Berechnung der Biegesteifigkeit im Gebrauchszustand erfolgte für  $\tilde{c}_0 = 3000 \text{ kp/cm}^3$ ; d.h. für  $d_n = 4,2 \text{ mm}$ ), Träger B und G nach Tabelle 12





**Bild 50 :** Verringerung der Biegesteifigkeit  $E \cdot J_w$  in Abhängigkeit von der Bettungsziffer  $C_0$  für Träger B und G nach Tabelle 12 (rechnerischer Gebrauchszustand bei  $C_0 = 3000 \text{ kp/cm}^3$ )

schwellbelastung wäre zur Beurteilung hinsichtlich des Verhaltens unter nicht vorwiegend ruhenden Lasten wünschenswert.

## 5.2 Kriechdurchbiegung unter Dauerlast

Kriechdurchbiegungen entstehen bei der Stahlblech-Holz-Nagelbauweise dadurch, daß sich unter der konstanten Dauerlast der Nagelschaft in das Holz eindrückt, wodurch sich die gegenseitige Verschiebung zwischen Stahlblech und Holz vergrößert, d.h. die Biegesteifigkeit  $E \cdot I_w$  des Verbundträgers verringert.

Wegen dieser Zusammenhänge kann man aus der im Kurzzeitversuch ermittelten Abhängigkeit zwischen Bettungsziffer  $\bar{C}_0$  und der Größe der aufgebrachten Belastung (siehe Bild 7 bis 9) Hinweise über das Ausmaß der Kriechdurchbiegungen ziehen. Die unter Pkt. 2.7 beschriebenen Kurzzeitversuche zeigten, daß je nach der Belastungsanordnung und Dauer der einzelnen Laststufen die Bettungsziffer  $\bar{C}_0$

1. bei ca. 10% der Lochleibungsfestigkeit zwischen 3000 kp/cm<sup>3</sup> und 8000 kp/cm<sup>3</sup>,
2. bei ca. 85% der Lochleibungsfestigkeit zwischen 1000 kp/cm<sup>3</sup> und 2000 kp/cm<sup>3</sup>

lag. Die Berechnung der Biegesteifigkeit im Gebrauchszustand wurde mit  $\bar{C}_0 = 3000 \text{ kp/cm}^3$  durchgeführt; die diesem Wert entsprechende Eindrückung des Nagelschaftes ergab sich bei Belastungen, welche eine ca. 2,75-fache Sicherheit gegenüber der aufnehmbaren Höchstlast besitzen, d.h. bei ca. 35% der Lochleibungsfestigkeit.

Im Bild 49 kann man erkennen, wie sich bei den Trägern B und C, deren Querschnittsausbildung für die Stahlblech-Holz-Nagelbauweise typisch ist, der Abminderungswert  $\gamma$  in Abhängigkeit von der Bettungsziffer und damit von der Größe der gegenseitigen Verschiebung zwischen Stahlblech und Holz ändert. Diese Darstellung läßt jedoch noch keine Aussage über die Größe der Kriechdurchbiegung zu, da  $\gamma$  bzw.  $\gamma_w$  entsprechend der Gleichung

$$(32b) \quad I_w = I (\bar{\alpha} + \gamma_w \cdot \bar{\beta})$$

nur bei den nachgiebig angeschlossenen Querschnittsteilen in Rechnung gestellt werden. Daher ist ergänzend im Bild 50 für die beiden

Verbundträger B und G die Biegesteifigkeit  $E \cdot I_w$  in Abhängigkeit von der Bettungsziffer grafisch aufgetragen. Bei Ausnutzung der unter 4.5.3 und 4.5.4 errechneten zulässigen Belastungen wird selbst unter ungünstigen Annahmen die Bettungsziffer nicht unter den Grenzwert  $\bar{c}_0 = 1000 \text{ kp/cm}^3$  sinken. Hinsichtlich der möglichen Kriechverformungen läßt sich demnach feststellen:

1. Der Abfall der Biegesteifigkeit ist gering; er kann möglicherweise bis zu 10% betragen.
2. Infolge der auf ganzer Trägerhöhe durchgehenden Stegbleche ist der Verbundträger V2 (z.B. Träger G) günstiger als der Verbundträger V1 (z.B. Träger A oder B).
3. Unter Beibehaltung der Querschnittsabmessungen werden die Verbundträger mit zunehmender Stützweite unempfindlicher gegen Kriechverformungen.

Die zur Bestätigung der vorstehenden Hinweise notwendigen Versuche wurden noch nicht durchgeführt. Es wäre wünschenswert, wenn das Dauerstandsverhalten biegebeanspruchter Verbundträger in Ergänzung der vorliegenden Arbeit systematisch untersucht würde.

Da sich die Verbundträger in Stahlblech-Holz-Nagelbauweise - und hier besonders der Trägertyp V2 nach Bild 23, für den vom Band abgerollte Stahlbleche verwendet werden sollen - jedoch nicht mit Überhöhung herstellen lassen, wird die gesamte Durchbiegung bleibend sichtbar. In allen Fällen, in denen hinsichtlich des Verformungsverhaltens das übliche Maß überschreitende strenge Anforderungen gestellt werden, erscheint daher die Verwendung dieses Verbundträgers problematisch.

Schriftumsverzeichnis

- [ 1 ] Szabó Einführung in die Technische Mechanik,  
Springer-Verlag 1959
- [ 2 ] Möhler Elastizitätstheoretische Untersuchungen der  
Nagelverbindung, insbesondere im Hinblick auf die  
Stahlblech-Holz nagelung;  
Lehre und Forschung, Heft 3;  
Abt. f. Bauingenieurwesen der TH Karlsruhe, 1959
- [ 3 ] DIN 1052 - Holzbauwerke, Berechnung und Ausführung,  
Entwurf März 1965
- [ 4 ] Meyer Die Tragfähigkeit der Nagelverbindungen bei stati-  
scher Belastung;  
Habilitationsschrift vom 7.12.1953, TH Braunschweig
- [ 5 ] Gaber Statische und dynamische Versuche mit Nagelverbin-  
dungen, 1935
- [ 6 ] Marten Über die Kraftübertragung in Nagelverbindungen;  
Fachausschuß für Holzfragen beim Verein Deutscher  
Ingenieure und Deutscher Forstverein
- [ 7 ] Möhler Untersuchungen über genagelte Stahlblech-Holzver-  
bindungen;  
Berichte aus der Bauforschung, Heft 24
- [ 8 ] Zulassungsbescheid für die Nagelverbindung System  
"Greim" vom 15. Dezember 1965;  
Der Niedersächsische Minister der Finanzen  
- 4042 10 Ho (226) -
- [ 9 ] Untersuchungsberichte\* Nr. 68/11 154a und b vom  
3. April 1968 und Nr. 68/11 159 vom 26. Juni  
1968
- [ 10 ] Sattler Hölzerne Tragwerke mit genagelten stählernen Stoß-  
blechen;  
Die Bautechnik 1948, Heft 3
- [ 11 ] Stoy u. Versuche über den Einfluß der Nagelfestigkeit und  
Mlynek der Holzfestigkeit auf die Widerstandsfestigkeit  
von genagelten Holzverbindungen
- [ 12 ] Möhler Biege- und Knickversuche an Stützen mit zusamme-  
gesetzten, kontinuierlich vernagelten Holzquerschnit-  
ten;  
Mitteilung aus der Versuchsanstalt für Stahl, Holz  
und Steine der TU Karlsruhe

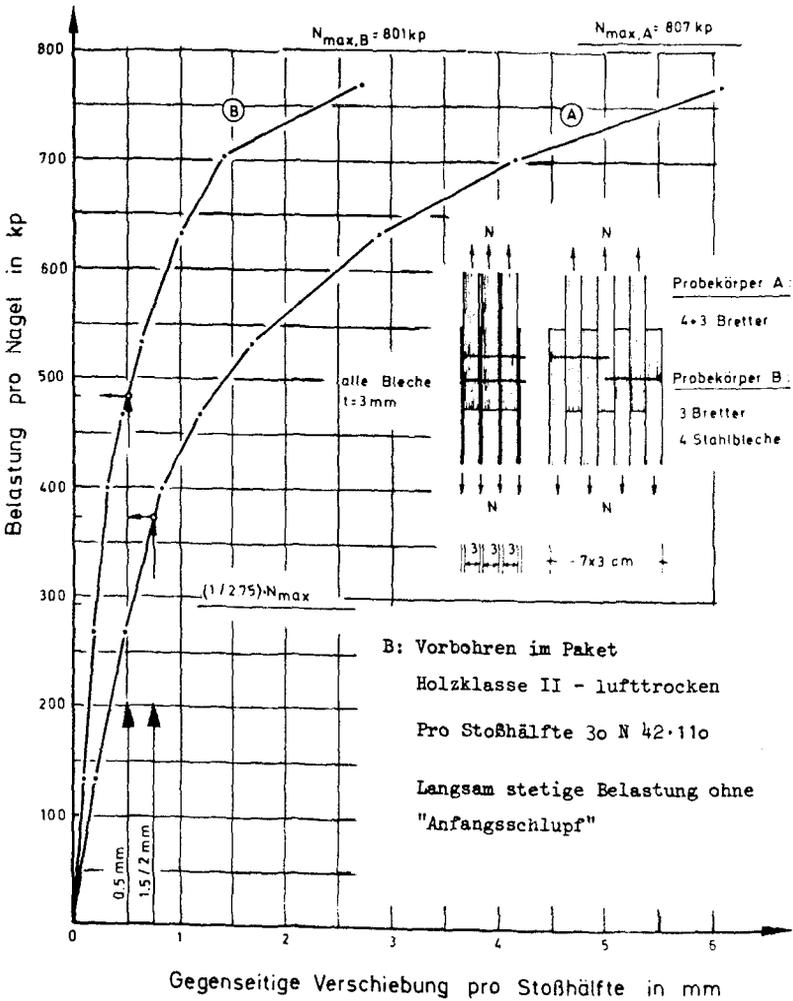
- [13] Zulassungsbescheid für den Holz-Verbundträger System "Greim" vom 21. März 1967; Der Niedersächsische Minister der Finanzen - 4042 10 Ho (303) -
- [14] Prüfungszeugnis Nr. 3539 vom 30.10.1959 der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der TH Karlsruhe: "Versuche zur Bestimmung der Nageltragfähigkeit beim Nagelsystem "Greim"
- [15] Untersuchungsbericht\* Nr. 66/11 124 v. 22.12. 1966
- [16] Untersuchungsbericht\* Nr. 66/11 121 v. 9.11.1966
- [17] Möhler Versuche mit Doppelnägeln; Berichte aus der Bauforschung, Heft 24
- [18] Egner u. Kolb Festigkeitsuntersuchungen an Brettern und Bohlen für den Holznagelbau als Grundlage für Gütevorschriften; Berichte aus der Bauforschung, Heft 24
- [19] Dürr Zusammenfassung der bisherigen Erkenntnisse über das Kriechen von Holz; Berichte aus der Bauforschung, Heft 24
- [20] Persönliche Mitteilung von Herrn Greim, Hildesheim
- [21] Wichtige Versuchsergebnisse mit Holz-Stahlträgern; Heereswaffenamt, November 1940
- [22] Greim Erfahrungsbericht über den Holz-Stahlbau; Holz-Zentralblatt Nr. 1/2, 1955
- [23] Zulassungsbescheid Nr. 6225 "Borg" über die Knotenpunktbauart System "VB-Bauweise" für Holzbauteile
- [24] Zulassungsbescheid II B 3-2.420 Zul. 348 vom 12. 10.1966 über "Gang-Nail-Nagelplatten als Holz-Verbindungsmittel"
- [25] Pflüger Stabilitätsprobleme der Elastostatik; 2. Auflage, 1964, Springer-Verlag
- [26] Cziesielski Ermittlung des Schubwiderstandes symmetrischer I- und Hohlkastenquerschnitte sowie symmetrischer und unsymmetrischer Winkelquerschnitte; Die Bautechnik 1965, Heft 7
- [27] Fonrobert Versuche mit Hohlbalcken; Die Bautechnik 1940, Heft 29

- [28] Hoischen Beitrag zur Berechnung zusammengesetzter Vollwandträger mit elastischen Verbindungsmitteln; Dissertation TH Karlsruhe, 1952
- [29] Steinhardt und Möhler Deutscher Zimmermeister 1951, Seite VIII/4
- [30] Untersuchungsbericht\* Nr. 66/11 1o7 v. 22.3.1966
- [31] Untersuchungsbericht\* Nr. 65/3o61 v.23.8.1965
- [32] Untersuchungsbericht\* Nr. 66/1927 v. 8.6.1966
- [33] Prüfungszeugnis Nr. 4629/1 v. 31.12.1964 der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der TH Karlsruhe
- [34] Prüfungszeugnis I B 3/o316 (194o) der Staatlichen Materialprüfanstalt in Berlin-Dahlem: Prüfung von Holz-Stahlträgern auf Dauerbiegefestigkeit
- [35] Fischl Ein Beispiel zur Berechnung zusammengesetzter hölzerner Biegeträger; Der Bauingenieur 1968, Heft 12
- [36] Gutachtliche Stellungnahme\* Nr. I 7o 3297 v. 14.4.197o

\* Berichte des Instituts für Baustoffkunde und Stahlbetonbau der TU Braunschweig

Anlage 1

Vergleichende Gegenüberstellung der gegenseitigen Verschiebung bei einer Holz-Nagelverbindung und Stahlblech-Holz-Nagelverbindung nach [10]



Lösung der DG  $z'''' + 4\alpha^4 z = 0$

für  $y = 0 \longrightarrow z_{(0)} = A_1 + A_3 = \frac{N}{8 \cdot \alpha^3 \cdot \epsilon_{st} \cdot J_N} \cdot \frac{1}{K} \quad (9)$

Fall A<sub>1</sub>

Rand- bzw. Übergangsbedingungen:

$y = 0 : z'' = 0 \qquad y = l : z = 0$

$z''' = \frac{N}{\epsilon_{st} \cdot J_N} \qquad z'' = 0$

$A_1$	$A_2$	$A_3$	$A_4$	
-1	+1	+1	+1	$= \frac{N}{\epsilon_{st} \cdot J_N \cdot 2\alpha^3}$
0	+1	0	-1	$= 0$
$-tg \cdot d\lambda$	+1	$+e^{-2d\lambda} \cdot tg \cdot d\lambda$	$-e^{-2d\lambda}$	$= 0$
+1	$+tg \cdot d\lambda$	$+e^{-2d\lambda}$	$+e^{-2d\lambda} \cdot tg \cdot d\lambda$	$= 0$

$$K = \frac{1}{4} \cdot \frac{(1+tg^2 d\lambda) \cdot (1-e^{-4d\lambda}) - 4 \cdot e^{-2d\lambda} \cdot tg \cdot d\lambda}{tg^2 d\lambda \cdot (1+e^{-2d\lambda})^2 + (1-e^{-2d\lambda})^2}$$

Fall A<sub>2</sub>

Rand- bzw. Übergangsbedingungen:

$y = 0 : z'' = 0 \qquad y = l : z' = 0$

$z''' = \frac{N}{\epsilon_{st} \cdot J_N} \qquad z'' = 0$

$A_1$	$A_2$	$A_3$	$A_4$	
-1	+1	+1	+1	$= \frac{N}{\epsilon_{st} \cdot J_N \cdot 2\alpha^3}$
0	+1	0	-1	$= 0$
$-tg \cdot d\lambda$	+1	$+e^{-2d\lambda} \cdot tg \cdot d\lambda$	$-e^{-2d\lambda}$	$= 0$
$+ (1-tg \cdot d\lambda)$	$+ (1+tg \cdot d\lambda)$	$-e^{-2d\lambda} \cdot (1+tg \cdot d\lambda)$	$+e^{-2d\lambda} \cdot (1-tg \cdot d\lambda)$	$= 0$

$$K = \frac{1}{4} \cdot \frac{(1+tg^2 d\lambda) \cdot (1-e^{-4d\lambda}) - 4 \cdot e^{-2d\lambda} \cdot tg \cdot d\lambda}{(1+tg^2 d\lambda) \cdot (1+e^{-2d\lambda})^2}$$

Anlage 3

Lösung der DG  $z'''' + 4\alpha^4 z = 0$

für  $y = 0 \rightarrow z_{(0)} = A_1 + A_3 = \frac{N}{8 \cdot \alpha^3 \cdot E_{St} \cdot J_N} \cdot \frac{1}{K} \quad (19)$

Fall B<sub>1</sub> 
$$K = \frac{1}{2} \cdot \frac{(1 + t_g^2 d s) \cdot (1 - e^{-4 d s}) - 4 e^{-2 d s} \cdot t_g d s}{t_g^2 d s \cdot (1 + e^{-2 d s})^2 + (1 - e^{-2 d s})^2}$$

Fall B<sub>2</sub> 
$$K = \frac{1}{2} \cdot \frac{t_g^2 d s \cdot (1 - e^{-2 d s})^2 + (1 + e^{-4 d s})}{(1 + t_g^2 d s) \cdot (1 - e^{-4 d s}) - 4 e^{-2 d s} \cdot t_g d s}$$

Fall C<sub>1</sub> 
$$K = \frac{1}{2} \cdot \frac{t_g^2 d s \cdot (1 + e^{-2 d s})^2 + (1 - e^{-2 d s})^2}{(1 + t_g^2 d s) \cdot (1 - e^{-4 d s}) + 4 e^{-2 d s} \cdot t_g d s}$$

Fall C<sub>2</sub> 
$$K = \frac{1}{2} \cdot \frac{(1 + t_g^2 d s) \cdot (1 - e^{-4 d s}) + 4 e^{-2 d s} \cdot t_g d s}{(1 - e^{-2 d s})^2 \cdot (t_g^2 d s + 1) - 4 e^{-2 d s} \cdot t_g^2 d s}$$

Fall D<sub>1</sub> 
$$K = \frac{1}{4} \cdot \frac{(1 + t_g^2 d s) \cdot (1 - e^{-4 d s}) + 4 e^{-2 d s} \cdot t_g d s}{t_g^2 d s \cdot (1 - e^{-2 d s})^2 + (1 + e^{-2 d s})^2}$$

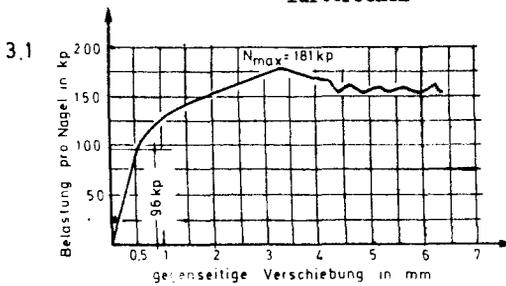
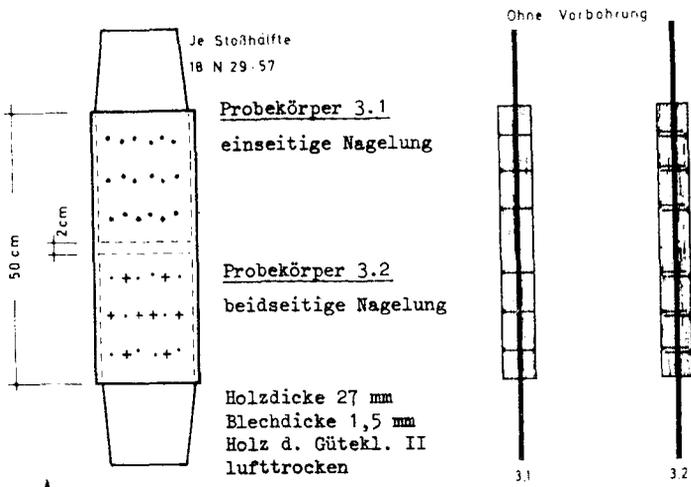
Fall D<sub>2</sub> 
$$K = \frac{1}{4} \cdot \frac{(1 + t_g^2 d s) \cdot (1 + e^{-2 d s})^2 + 4 e^{-2 d s}}{(1 + t_g^2 d s) \cdot (1 - e^{-4 d s}) - 4 e^{-2 d s} \cdot t_g d s}$$

Anlage 4

Tabellarische Zusammenstellung des Zahlenfaktors K in Abhängigkeit von  $\alpha \cdot s$  für die Fälle A-D (grafische Darstellung auf Bild 16)

$$N = 8 \cdot E_{St} \cdot I_n \cdot \alpha^3 \cdot z_{(0)} \cdot K$$

$\alpha \cdot s$	Zahlenfaktor K			
	Fall A	Fall B	Fall C	Fall D
0	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
0,1	0,0168	0,0335	0,0504	0,0500
0,2	0,0334	0,0667	0,1000	0,0999
0,3	0,0500	0,1000	0,1499	0,1494
0,4	0,0668	0,1335	0,1995	0,1973
0,5	0,0832	0,1664	0,2486	0,2420
0,6	0,0997	0,1994	0,2966	0,2809
0,7	0,1160	0,2319	0,3428	0,3113
0,8	0,1320	0,2639	0,3861	0,3311
0,9	0,1476	0,2951	0,4316	0,3399
1,0	0,1626	0,3252	0,4606	0,3389
1,1	0,1769	0,3538	0,4896	0,3308
1,2	0,1903	0,3806	0,5124	0,3186
1,3	0,2026	0,4010	0,5288	0,3049
1,4	0,2137	0,4170	0,5392	0,2916
1,5	0,2233	0,4310	0,5442	0,2798
1,6	0,2315	0,4425	0,5450	0,2699
1,7	0,2378	0,4520	0,5427	0,2633
1,8	0,2424	0,4600	0,5383	0,2592
1,9	0,2456	0,4665	0,5328	0,2567
2,0	0,2477	0,4721	0,5269	0,2554
2,1	0,2489	0,4766	0,5212	0,2547
2,2	0,2496	0,4809	0,5160	0,2545
2,3	0,2499	0,4848	0,5114	0,2544
2,4	0,2500	0,4883	0,5077	0,2542
2,5		0,4913	0,5052	0,2541
2,6		0,4938	0,5036	0,2540
2,7		0,4957	0,5027	0,2539
2,8		0,4973	0,5024	0,2539
2,9		0,4984	0,5020	0,2537
3,0		0,4993	0,5019	0,2533
3,2		0,5000	0,5019	0,2526
3,4			0,5018	0,2518
3,6			0,5016	0,2514
3,8			0,5014	0,2510
4,0		$\alpha s = \pi$ $K = 0,5000$	0,5011	0,2508
4,2			0,5007	0,2506
4,4			0,5005	0,2501
4,6			0,5002	0,2502
4,8			0,5002	0,2500
5,0			0,5001	0,2500
5,1			$\alpha s = 2\pi$ $K = 0,5000$	$\alpha s = \frac{3}{2} \cdot \pi$ $K = 0,2500$
5,2				

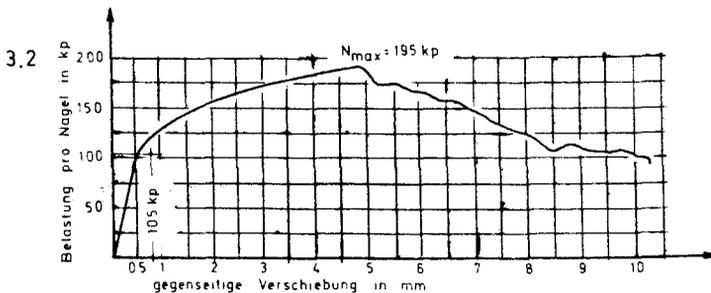


Höchstlast pro Nagel  
(je 3 Einzelversuche)

3.1	3.2
167 kp	195 kp
181 kp	208 kp
168 kp	224 kp
M.: 179 kp	209 kp

Probekörper 3.1 u. 3.2  
nach Anlage 6

einmalige Belastung, langsam stetig bis zum Versagen



Vergleichende Gegenüberstellung der gegenseitigen Verschiebung bei ein- und beidseitiger Nagelung (Einzelversuche)

Anlage 6

Zusammenstellung der Ergebnisse von Belastungsversuchen an Laschenverbindungen in Stahlblech-Holz-Nagelbauweise, Auswertung in Tabelle 1o

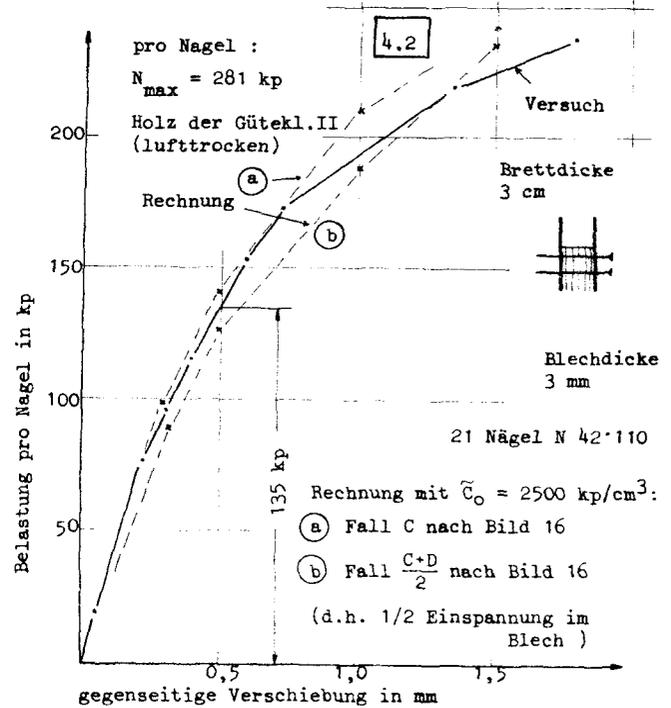
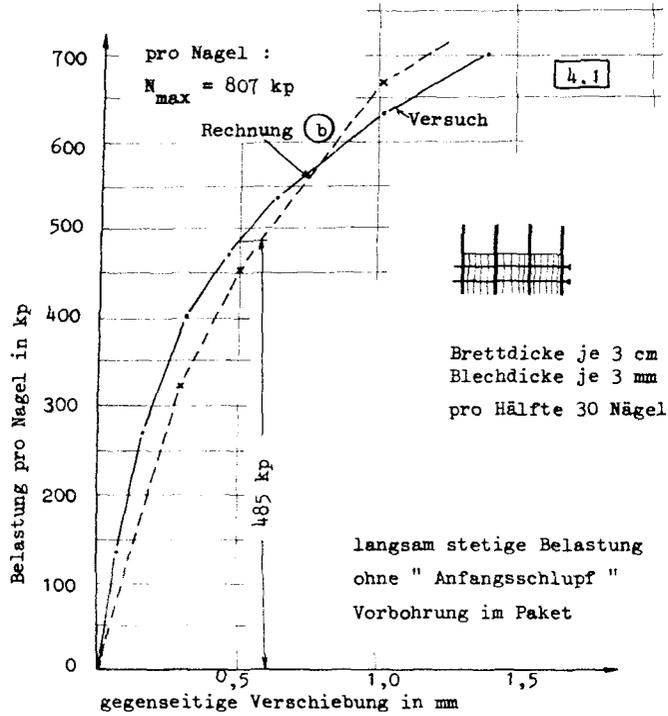
Versuch nach	Probekörper Nr.	Nagel- ϕ	Nage- lung	Zahl d.durch- stoßenen Bleche	Zahl d. Vers.	N <sub>max</sub> pro Nagel Mittelw.	N <sub>z(o)</sub> = 0,3 mm Mittelw.	N <sub>z(o)</sub> = 0,5 mm Mittelw.
-	-	mm	-	-	-	kp	kp	kp
+)	1	3,1		1	2	288	93	137
	1.a.2			1	2	367	88	125
	3			2	2	700	139	220
+)	1	3,1		1	2	288	87	124
	1.b.2			1	2	367	84	114
	3			2	2	700	132	202
[14]	1	4,2		3	4	1038	438	505
	2	3,8		3	4	852	377	428
	3	3,4		2	4	470	220	244
	4	2,5		2	4	395	152	186
+)	1	2,9		1	1	181	58	96
	2			1	1	195	63	105
[10]	1	4,2		4	1	807	400	485
	2			2	1	281	95	135
[7]	1	6,0		1	2	1329	390	475
	2	6,0		1	2	1058	383	470
	3	4,2		1	2	488	221	265
	4	4,2		1	2	434	258	285
	5	3,1		1	2	300	123	150
[7]	1	6,0		1	2	588	191	216
	2	6,0		1	2	494	158	180
	3	4,2		1	2	265	89	104
	4	4,2		1	2	231	87	103
	5	3,1		1	2	197	97	104

+ ) eigene Versuche

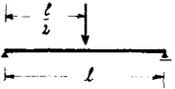
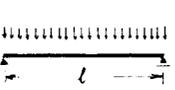
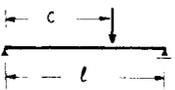
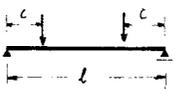
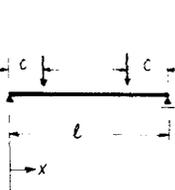
Die Angaben über die Nageltragkraft  $N_{max}$  sowie über die Belastungen  $N$ , für welche sich gegenseitige Verschiebungen von 0,3 mm bzw. 0,5 mm ergaben, wurden durch Auswerten der vorliegenden Versuchsergebnisse gewonnen.

Anlage 7

711



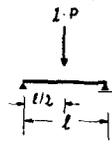
Nageltragfähigkeit nach Rechnung und Versuch für die Probekörpertypen 4.1 und 4.2 nach Anlage 6

<p>A</p> 	$0 \leq x \leq \frac{l}{2}$	$f(x) = \frac{x - \frac{1}{\omega} \cdot \frac{\sinh(\omega x)}{\cosh(\omega l/2)}}{\frac{l}{2} - \frac{1}{\omega} \cdot \tanh\left(\frac{\omega l}{2}\right)}$	$N_g(x) = N_g(l/2) \cdot f(x)$
<p>B</p> 	$0 \leq x \leq l$	$f(x) = \frac{\frac{1}{2} \cdot (lx - x^2) - \frac{1}{\omega^2} \cdot \left(1 - \frac{\cosh\left(\frac{\omega l}{2} - \omega x\right)}{\cosh(\omega l/2)}\right)}{\frac{1}{2} \cdot l^2 - \frac{1}{\omega^2} \cdot \left(1 - \frac{1}{\cosh(\omega l/2)}\right)}$	$N_g(x) = N_g(l/2) \cdot f(x)$
<p>C</p> 	$0 \leq x \leq (l-c)$	$f(x) = \frac{\frac{c}{l} \cdot x - \frac{1}{\omega} \cdot \frac{\sinh(\omega c)}{\sinh(\omega l)} \cdot \sinh(\omega x)}{\frac{c}{2} - \frac{1}{\omega} \cdot \frac{\sinh(\omega c)}{\sinh(\omega l)} \cdot \sinh(\omega l/2)}$	$N_g(x) = N_g(l/2) \cdot f(x)$
<p>C2</p> 	$0 \leq x \leq c$	$f(x) = \frac{x - \frac{1}{\omega} \cdot \frac{\sinh(\omega c) + \sinh(\omega(l-c))}{\sinh(\omega l)} \cdot \sinh(\omega x)}{c - \frac{1}{\omega} \cdot \frac{\sinh(\omega c) + \sinh(\omega(l-c))}{\sinh(\omega l)} \cdot \sinh(\omega c)}$	$N_g(x) = N_g(c) \cdot f(x)$
<p>C1</p> 	$0 \leq x \leq c$	$f(x) = \frac{x - \frac{1}{\omega} \cdot \frac{\sinh(\omega c) + \sinh(\omega(l-c))}{\sinh(\omega l)} \cdot \sinh(\omega x)}{c - 2 \cdot \frac{1}{\omega} \cdot \frac{\sinh(\omega c)}{\sinh(\omega l)} \cdot \sinh(\omega l/2)}$	$N_g(x) = N_g(l/2) \cdot f(x)$
	$c < x \leq \frac{l}{2}$	$f(x) = \frac{c - \frac{1}{\omega} \cdot \frac{\sinh(\omega c)}{\sinh(\omega l)} \cdot (\sinh(\omega x) + \sinh(\omega(l-x)))}{c - 2 \cdot \frac{1}{\omega} \cdot \frac{\sinh(\omega c)}{\sinh(\omega l)} \cdot \sinh(\omega l/2)}$	$N_g(x) = N_g(l/2) \cdot f(x)$

Verteilungsfunktion  $f(x)$  nach Gleichung 26, unter Benutzung der Angaben in [35] berechnet

Zahlenfaktor Z nach Bild 29 bis 31 ( siehe Seite 65 bis 67 )

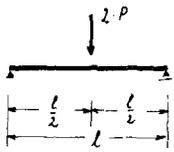
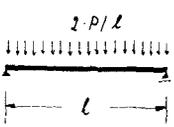
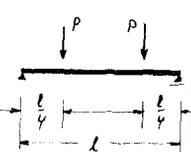
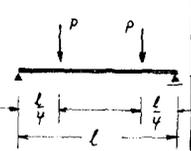
$$\eta = L^2 \cdot \frac{\frac{df(x=0)}{dx}}{\int_0^L f(x) dx} \dots\dots ( 30 b )$$

Lastfall	$\int_0^L c^2$	Zahlenfaktor Z
<p>A</p> 		$8 \cdot \frac{1}{1 - \frac{8}{(\omega L)^2} + \frac{1}{\cosh(\omega L/2)} - 1}$
<p>B</p> 		$12 \cdot \frac{1}{1 - \frac{2}{\omega L} \tanh(\omega L/2) - \frac{12}{(\omega L)^2}}$
<p>C1</p> 		$\frac{32}{3} \cdot \frac{1 - \frac{\sinh(\omega L/4) + \sinh(3\omega L/4)}{\sinh(\omega L)}}{1 - \frac{32}{(\omega L)^2} \cdot \frac{\sinh(\frac{\omega L}{4}) \cdot (\cosh \frac{3\omega L}{4} - 1) + \sinh \frac{3\omega L}{4} \cdot (\cosh \frac{\omega L}{4} - 1)}{\sinh(\omega L)}}$
<p>C2</p> 		$32 \cdot \frac{1 - \left( \frac{\sinh(\omega L/4) + \sinh(3\omega L/4)}{\sinh(\omega L)} \right) \cdot \frac{1}{\sinh(\omega L)}}{1 - \frac{32}{(\omega L)^2} \cdot \frac{\sinh \frac{\omega L}{4} + \sinh \frac{3\omega L}{4}}{\sinh(\omega L)} \cdot (\cosh \frac{\omega L}{4} - 1)}$

Unter Benutzung der Angaben in [35] berechnet

Zahlenfaktor  $\Delta$  nach Bild 32 ( siehe Seite 69 )

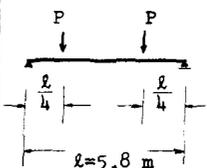
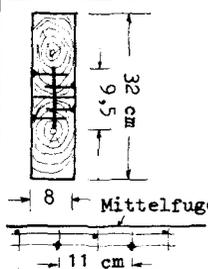
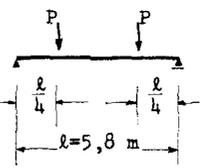
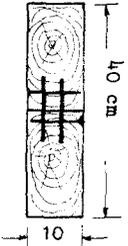
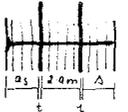
$$\frac{f_1}{f^*} = 1 + \frac{\beta}{\alpha} \cdot \frac{\Delta}{(\omega l)^2}$$

Lastfall	untersuchter Querschnitt	Zahlenfaktor $\Delta$
<p>A</p> 	$x = \frac{l}{2}$	$12 \cdot \left[ 1 - \frac{2}{\omega l} \cdot \frac{\sinh(\omega l/2)}{\cosh(\omega l/2)} \right]$
<p>B</p> 	$x = \frac{l}{2}$	$\frac{48}{5} \cdot \left[ 1 - \frac{8}{(\omega l)^2} \cdot \left( 1 - \frac{1}{\cosh(\omega l/2)} \right) \right]$
<p>C<sub>1</sub></p> 	$x = \frac{l}{2}$	$\frac{96}{11} \cdot \left[ 1 - \frac{8}{\omega l} \cdot \frac{\sinh(\omega l/4) + \sinh(\omega l/2)}{\sinh(\omega l)} \right]$
<p>C<sub>2</sub></p> 	$x = \frac{l}{4}$	$12 \cdot \left[ 1 - \frac{4}{\omega l} \cdot \frac{\sinh(\omega l/4) \cdot \sinh(\omega l/2)}{\sinh(\omega l)} \right]$

$$\omega^2 = \frac{C}{e \cdot E_H} \cdot \frac{1}{\alpha \cdot F_T}$$

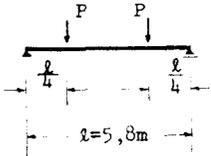
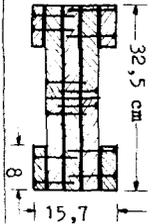
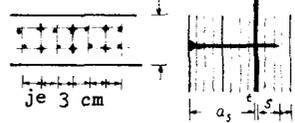
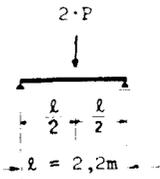
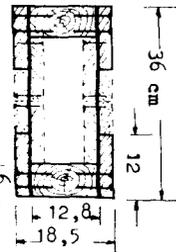
Unter Benutzung der Angaben in [35] berechnet

## Anlage 11

Trägertyp (Tabelle 12)	Versuch nach	Belastung und Stützweite	Zahl d. Versuche	$P_{\max}$ (Mittel)	Querschnittsausbildung
A	[30]	 <p><math>l = 5,8 \text{ m}</math></p>	3	2,8 Mp	 <p>Mittelfuge</p>  <p>N 34·60  <math>t = 1,0 \text{ mm}</math>  <math>a_s = 39,5 \text{ mm}</math>  <math>s = 19,5 \text{ mm}</math>  <math>e = 0,25 \cdot 11 \text{ cm}</math>  <math>= 2,75 \text{ cm}</math></p>
B	[30]	wie A	3	2,9 Mp	siehe Bild 41
C	eigener Versuch	 <p><math>l = 5,8 \text{ m}</math></p>	2	4,68 Mp	 <p>Nagelung beidseitig im Abstand von 10,5 cm</p>  <p><math>e = 5,25 \text{ cm}</math>  N 34·90  <math>t = 1,0 \text{ mm}</math>  <math>a_s = 39 \text{ mm}</math>  <math>a_m = 10 \text{ mm}</math>  <math>s = 29 \text{ mm}</math></p>

ergänzende Angaben über die in Tabelle 12 aufgeführten Trägertypen

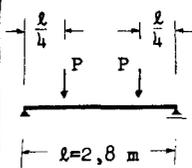
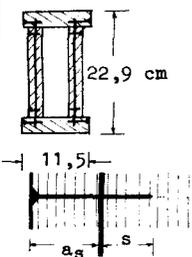
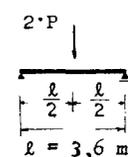
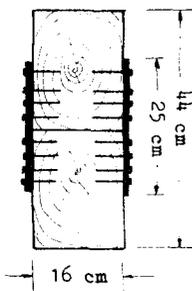
Anlage 12

Trägertyp (Tabelle 12)	Versuch nach	Belastung und Stützweite	Zahl d. Versuche	$P_{max}$ ( Mittel )	Querschnittsausbildung
E	[31]	 <p><math>l = 5,8m</math></p>	2	6,75 Mp	  <p>je 3 cm</p> <p>N 31·80  <math>a_s = 62 \text{ mm}</math>  <math>s = 17 \text{ mm}</math>  <math>t = 1,0 \text{ mm}</math>  <math>e = 0,5 \cdot 3 \text{ cm} = 1,5 \text{ cm}</math></p>
G	[16]	wie E	3	15,5 Mp	siehe Anlage 14
H	eigener Versuch	 <p><math>l = 2,2m</math></p>	2	9,4 Mp	  <p>Nagelung in 2 Reihen, Abst. 5 cm</p> <p>N 34·75  <math>a_s = 27,0 \text{ mm}</math>  <math>s = 46,7 \text{ mm}</math>  <math>t = 1,25 \text{ mm}</math>  <math>e = 0,25 \cdot 5 \text{ cm} = 1,25 \text{ cm}</math></p>

119

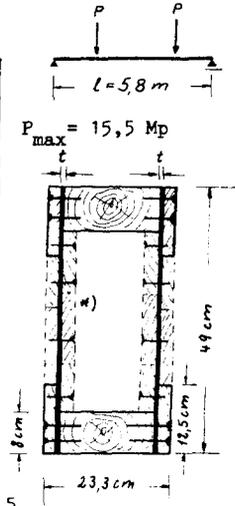
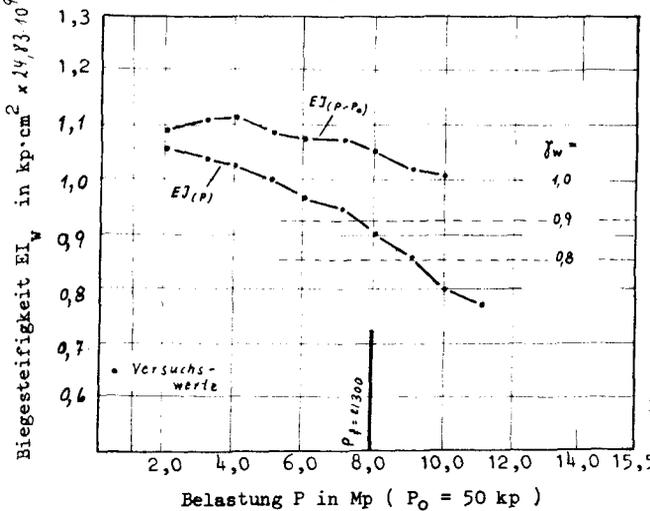
ergänzende Angaben über die in Tabelle 12 aufgeführten Trägertypen

## Anlage 13

Trägertyp (Tabelle 12)	Versuch nach	Belastung und Stützweite	Zahl d. Versuche	$P_{\max}$ (Mittel)	Querschnittsausbildung
F	[32]	 <p><math>l = 2,8 \text{ m}</math></p>	1	$> 4,35 \text{ Mp}$	 <p>Fuge </p> <p>3,75 cm</p> <p>22,9 cm</p> <p>11,5</p> <p><math>a_s</math> t</p> <p>N 25·45  <math>t = 1,25 \text{ mm}</math>  <math>a_s = 25 \text{ mm}</math>  <math>s = 1875 \text{ mm}</math>  <math>e = 0,25 \cdot 3,75 \text{ cm}</math></p>
D	[21]	 <p><math>2 \cdot P</math></p> <p><math>\frac{l}{2} + \frac{l}{2}</math></p> <p><math>l = 3,6 \text{ m}</math></p>	2	10,4 Mp	 <p>44 cm</p> <p>25 cm</p> <p>16 cm</p> <p>N 28·55  <math>t = 1,25 \text{ mm}</math>  <math>s = 53,7 \text{ mm}</math>  <math>e = 0,5 \text{ cm}</math></p> <p>Nagelung in 5 Reihen,  Nagelabstand 4 cm</p>

ergänzende Angaben über die in Tabelle 12 aufgeführten Trägertypen

Typ G nach Tabelle 12 [16]



Mittel für 3 Probekörper

AUSWERTUNG DER VERSUCHE :

$v = 2,75 \rightarrow \gamma_w = 1,00$   
 $v = 2,1 \rightarrow \gamma_w = 0,90$

$F_t = p \cdot 18 \text{ cm}^2 + 2 \cdot 2,5 \cdot 18,5 \text{ cm}^2 = 206,5 \text{ cm}^2$

$\alpha = 0,301$

$\omega = 0,0199 \text{ cm}^{-1}$

$N = 29,66$

nach Bild 29 :  $\omega \cdot l = 19,5$

$t = 1,5 \text{ mm}$

$a_s = 24 \text{ mm}$

$s = 40,5 \text{ mm}$

$e = 0,5 \cdot 0,5 \cdot 4,0 \text{ cm} = 1,0 \text{ cm}$

$K = 1,00$

$\bar{z} = 4,846$

$\bar{c}_0 = 3000 \text{ kp/cm}^3$

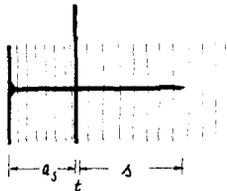
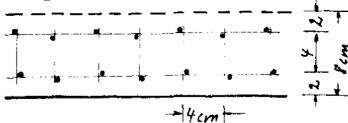
nach Bild 20 :  $\bar{c} = 3200 \text{ kp/cm}^3$

$k = 0,844 \rightarrow \gamma = 0,542$

nach (27 b) :

nach B. 34  $\gamma_w = 0,887$

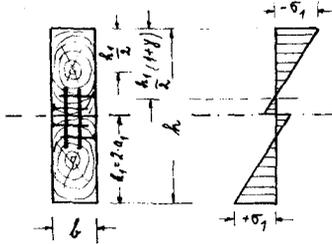
Nagelbild Gurtholz :



BERECHNUNG von  $\gamma_w$   
für  $x = 0,5 \cdot l$

Abminderungswert  $\gamma_w$  nach Rechnung und Versuch für den Verbundträger vom Typ G

VERBUNDTRÄGER V1



$$F = b \cdot h_1$$

$$(30 a) \quad \gamma = \frac{1}{1 + \frac{e \cdot E_H \cdot F_1}{C \cdot l^2} \cdot \lambda} \quad [ - ]$$

$$(12) \quad J_V = \sum J_0 + \gamma \cdot \sum (a_i^2 \cdot F_i) \quad [ cm^4 ]$$

$$(36 b) \quad \gamma_W = \frac{1}{\beta} \cdot \left( \frac{f^x}{f_1} - \bar{\alpha} \right) \quad [ - ]$$

$$(32 a) \quad J_W = \sum J_0 + \gamma_W \cdot \sum (a_i^2 \cdot F_i) \quad [ cm^4 ]$$

$$(32 b) \quad J_W = J^* (\bar{\alpha} + \gamma_W \cdot \beta) \quad [ cm^4 ]$$

$$(24 a) \quad \sigma_1 = \frac{M}{J_V} \cdot \left( \gamma \cdot a_1 + \frac{h_1}{2} \right) \quad [ Kp/cm^2 ]$$

$$(24 c) \quad \sigma_{a1} = \frac{M}{J_V} \cdot \gamma \cdot a_1 \quad [ Kp/cm^2 ]$$

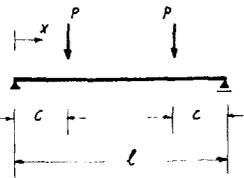
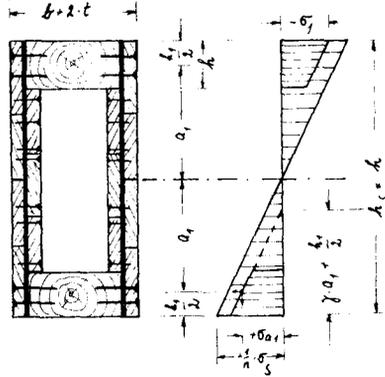
$$(24 b) \quad \sigma_s = m \cdot \frac{M}{J_V} \cdot \frac{h}{2} \quad [ Kp/cm^2 ]$$

$$(34 b) \quad f = \frac{1}{E_H \cdot J_W} \cdot \sum \int M \bar{M} dx \quad [ cm ]$$

$$\text{für V1:} \quad N = \frac{3}{2} \cdot Q \cdot \frac{2e}{h_1} \cdot \frac{\gamma}{143f} \quad [ Kp ]$$

$$\text{für V2:} \quad N = \frac{Q \cdot e}{J_V} \cdot \gamma \cdot a_1 \cdot F_1 \quad [ Kp ]$$

VERBUNDTRÄGER V2



Nachweis der Schubspannungen  
siehe Anlage 16

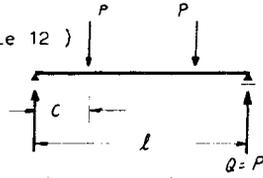


\*) der ...  
Querkräfte auf die  
Größe der Durchbiegung  
ist dabei nicht  
berücksichtigt

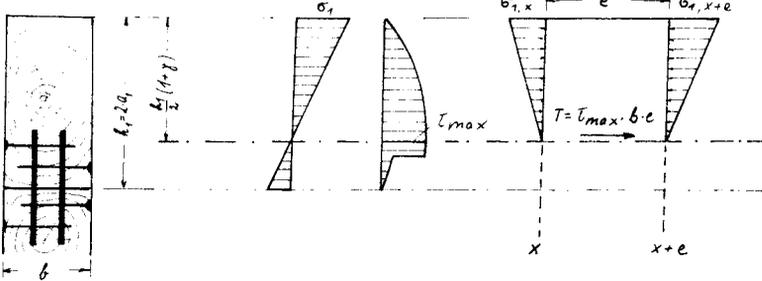
Zusammenstellung der für die Berechnung der Verbundträger wichtigen Formeln

1. VERBUNDTRÄGER V1 ( dargestellt für den Träger B nach Tabelle 12 )

$$J_v = \frac{2 \cdot b \cdot h_s^3}{12} \cdot (\delta \cdot m_s^3 + 1 + 3\gamma)$$

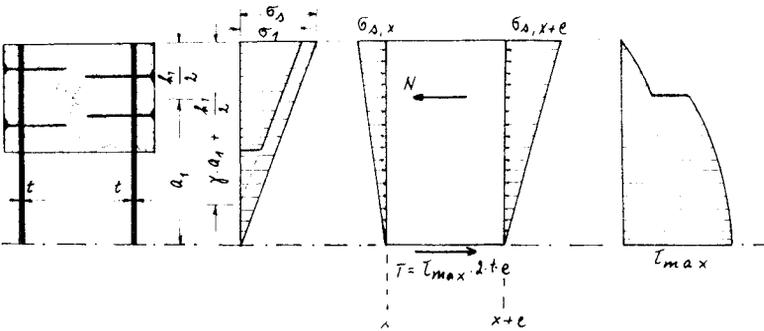


$\delta \cdot m_s^3$  wird als klein vernachlässigt



Schubspannungen im Holz 
$$\tau_{max} = \frac{Q \cdot h_s}{8 \cdot J_v} \cdot (1 + \gamma)^2 = \frac{3}{2} \frac{Q}{\sum F_1} \cdot \frac{(1 + \gamma)^2}{1 + 3\gamma}$$

2. VERBUNDTRÄGER V2 ( dargestellt für den Träger G nach Tabelle 12 )



Stahlblech 
$$\tau_{max} \cdot 2 \cdot e \cdot t = T = N + \frac{n \cdot P \cdot e}{J_v} \cdot \frac{h_s^2}{8} \cdot 2t$$

$$N = \frac{P \cdot e}{J_v} \cdot \gamma \cdot a_1 \cdot F_1$$

$$\tau_{max} = \frac{Q}{J_v \cdot 2t} \cdot (n \cdot 2t \cdot \frac{h_s^2}{8} + \gamma \cdot a_1 \cdot F_1)$$

Berücksichtigung des Abminderungswertes  $\gamma$  bei der Berechnung der Schubspannungen im Holz und Stahlblech

**Bönecke-Druck - Clausthal-Zellerfeld, Postfach 29**