

ZUVERLÄSSIGKEIT VON HOLZDRUCKSTÄBEN

von

Jürgen Ehlbeck und Hans Joachim Blaß

Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine

Abt. Ingenieurholzbau

Universität Fridericiana Karlsruhe

o.Prof.Dr.-Ing. Jürgen Ehlbeck

1987



## V O R W O R T

Die Tragfähigkeit von Druckstäben hängt grundsätzlich von den strukturellen und geometrischen Imperfektionen sowie vom Stoffgesetz des verwendeten Baustoffes ab. Im vorliegenden Forschungsvorhaben werden diese Parameter und ihre Streuungen bei der Ermittlung der Traglast von Holzdruckstäben mit Hilfe der Plastizitätstheorie II. Ordnung berücksichtigt. Diese Untersuchungen führen zur Beschreibung von Knickspannungslinien auf der Basis eines probabilistischen Sicherheitskonzeptes. Die Ergebnisse bilden die Grundlage für ein verbessertes Verfahren zum Stabilitätsnachweis gedrückter Holzbauteile.

Das Vorhaben entstand im Auftrage der Entwicklungsgemeinschaft Holzbau in der Deutschen Gesellschaft für Holzforschung. Die finanziellen Mittel zur Durchführung des Projektes wurden vom Institut für Bautechnik, Berlin, bereitgestellt. Die Arbeit wurde maßgeblich von Herrn Dr.-Ing. H.J. Blaß geleitet. Bei Messungen an druckbeanspruchten Bauteilen in der Praxis und bei Rechnungen wurde Herr Dr.-Ing. Blaß von Frau cand.baug. E. Rößler und den Herren cand.ing. J. Kürth und J. Lafferthon tatkräftig unterstützt. Allen ist für die engagierte Mithilfe zu danken.

Jürgen Ehlbeck



I N H A L T

1	Ziel der Forschungsarbeit	1
2	Spannungs-Dehnungs-Beziehung	3
2.1	Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Fichtenbrettlamellen	3
2.2	Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Nadelvollholz	9
3	Stochastisches Modell	12
3.1	Strukturmerkmale von Fichtenbrettlamellen	12
3.1.1	Rohdichte	13
3.1.2	Ästigkeit	14
3.1.3	Druckholzanteil	17
3.1.4	Holzfeuchte	18
3.1.5	Keilzinkenverbindung	20
3.2	Festigkeits- und Elastizitätseigenschaften von Nadelvollholz	20
3.2.1	Holzfeuchte	21
3.2.2	Korrelation der Elastizitäts- und Festigkeitseigenschaften	23
3.3	Geometrische Imperfektionen	23
3.3.1	Imperfektionsmessungen	24
3.3.1.1	Beschreibung der vermessenen Bauwerke	25
3.3.1.2	Meßmethode	34
3.3.1.3	Berechnung der Querschnittsabmessungen und der Vorverformungen	38
3.3.1.4	Meßgenauigkeit	40
3.3.1.4.1	Fehler bei der Längenmessung	40
3.3.1.4.2	Gerätefehler	41
3.3.1.4.3	Fehler bei der Handhabung des Gerätes	41
3.3.1.4.4	Stehachsenfehler	42
3.3.1.4.5	Beurteilung der Meßgenauigkeit	43

3.3.2	Meßergebnisse	44
3.3.2.1	Stützenschrägstellung	45
3.3.2.2	Vorkrümmungsamplitude	48
3.3.2.3	Stützenbreite	51
3.3.2.4	Holzfeuchte	51
3.3.2.5	Stützenlänge	52
3.3.2.6	Ausmitte der Lasteinleitung	52
3.4.	Simulation des Stützenaufbaus	52
3.4.1	Simulation von Brettschichtholzstützen	53
3.4.1.1	Aufbau eines Brettschichtholzbauteils	53
3.4.1.2	Simulation der Keilzinkenverbindungen	53
3.4.1.3	Zuordnung der Werkstoffkennwerte	55
3.4.1.3.1	Zuordnung der Darrohdichte	56
3.4.1.3.2	Zuordnung des Astflächenanteils	56
3.4.1.3.3	Zuordnung des Druckholzanteils	57
3.4.1.3.4	Zuordnung der Holzfeuchte	57
3.4.1.3.5	Zuordnung des Schubmoduls	58
3.4.1.4	Zuordnung der Residuen	58
3.4.1.5	Eingrenzung des Wertebereiches der charakteristischen Größen	62
3.4.1.6	Berücksichtigung physikalischer Bedingungen im Verlauf der Arbeitslinie	63
3.4.1.7	Simulation der geometrischen Imperfektionen	64
3.4.2	Simulation von Vollholzstützen	65
3.4.2.1	Zuordnung der charakteristischen Größen der Arbeitslinie	65
3.4.2.2	Simulation der geometrischen Imperfektionen	68
4	Mechanisches Modell	69
4.1	Voraussetzungen	69
4.2	Beziehungen am Brettschichtholzquerschnitt	70
4.2.1	Aufbau eines Brettschichtholzquerschnitts	70
4.2.2	Ermittlung der inneren Normalkraft	71
4.2.3	Ermittlung der Schwerpunktslage des Querschnitts	72

4.2.4	Ermittlung des inneren Moments	73
4.2.5	Ermittlung der Querschnittssteifigkeiten	73
4.3	Beziehungen am Vollholzquerschnitt	75
4.4	Tragverhalten des Brettschichtholzquerschnitts	75
4.4.1	Bestimmung der Druckfestigkeit des Querschnitts	75
4.4.2	Momenten-Krümmungs-Beziehung	76
4.4.3	Grenztragfähigkeit des Brettschichtholzquerschnitts	79
4.5	Tragverhalten des Vollholzquerschnitts	82
4.6	Traglastberechnung einteiliger Stäbe	82
4.6.1	Die Iteration der Steifigkeiten und Verformungen	83
4.6.2	Die Lastiteration	88
4.6.3	Beispiel zur Traglastberechnung	89
4.7	Traglastberechnung mehrteiliger Stäbe	90
5	Charakteristische Werte des Bauteilwiderstandes	93
5.1	Traglasten von Brettschichtholzstützen	93
5.1.1	Stützenabmessungen	93
5.1.2	Anzahl der Simulationen	94
5.1.3	Art der anzupassenden Wahrscheinlichkeitsverteilung	95
5.1.4	Gütesortierung	96
5.1.5	Traglastkurven für Güteklasse II	100
5.1.6	Traglastkurven für Güteklasse I	100
5.2	Traglasten von Vollholzstützen	101
6	Vergleich des charakteristischen Bauteilwiderstandes mit der gegenwärtigen Bemessungspraxis	103
7	Zusammenfassung	106
8	Literatur	109





## 1 Ziel der Forschungsarbeit

In der zur Zeit gültigen deutschen Bemessungsnorm DIN 1052, Holzbauwerke, Berechnung und Ausführung, liegt den Bemessungsregeln für Druckstäbe die Elastizitätstheorie II. Ordnung zugrunde, die die Basis der von MÖHLER (1942) angegebenen Traglasten für Holzdruckstäbe bildet. Auch in neueren internationalen Normvorschlägen - CIB Structural Timber Design Code, Publication 66 (1983) und EUROCODE 5 "Gemeinsame einheitliche Regeln für Holzbauwerke (1987)", ist der Druckstabnachweis auf der Grundlage der Elastizitätstheorie geregelt.

Genauere Berechnungsverfahren für Holzbaukonstruktionen - insbesondere die Plastizitätstheorie II. Ordnung - konnten solange nicht zu einer besseren Ausnutzung des Baustoffes Holz führen, wie die zufallsbedingten Streuungen der maßgebenden Einflußgrößen keinen Eingang in die Berechnung fanden, da der Vorteil eines wirklichkeitsnäheren mechanischen Modells durch die Unsicherheiten bei der Annahme der zugrundeliegenden Materialeigenschaften wieder aufgewogen wurde. Gerade beim natürlichen Baustoff Holz, dessen Eigenschaften allein durch die Wuchsbedingungen in weiten Grenzen streuen, kann die Frage nach sicheren und gleichzeitig wirtschaftlichen Konstruktionen mit den herkömmlichen, auf empirischen Grundlagen ermittelten Sicherheitsfaktoren nur bedingt beantwortet werden. Unsicherheiten sind in den Annahmen von Materialeigenschaften wie Elastizitätsmodul oder Zugfestigkeit enthalten, sie lassen sich in der Annahme spannungsloser Vorverformungen oder in Lastannahmen nachweisen. Legt man bei der Berechnung von Bauwerken Fraktilwerte dieser statistisch verteilten Unsicherheiten als Rechenwerte zugrunde, so liegt man zwar in den meisten Fällen auf der sicheren Seite, die Möglichkeit des Versagens ist jedoch nicht ausgeschlossen und auch die Wahrscheinlichkeit des Auftretens eines Schadens ist nicht annähernd bekannt. Erst durch die Einführung des Begriffes der Zuverlässigkeit im Rahmen eines wahrscheinlichkeitsorientierten Sicherheitskonzepts

wurde es möglich, die statistischen Verteilungsfunktionen der Basisvariablen - also der maßgebenden streuenden Einflußgrößen - in einem mechanischen Modell zu berücksichtigen, welches das Bauteilverhalten im Grenzzustand möglichst zutreffend beschreibt. Nach den vom DIN im Jahre 1981 herausgegebenen Grundlagen zur Festlegung von Sicherheitsanforderungen für bauliche Anlagen (GRUSIBAU) sollten Bauwerke so konzipiert sein, daß sie "ihren vorgesehenen Zweck unter Berücksichtigung wirtschaftlicher Gegebenheiten während der vorgesehenen Nutzungsdauer" mit ausreichender Zuverlässigkeit erfüllen. Die Gewährleistung eines vorgegebenen Zuverlässigkeitsniveaus, d.h. der Unterschreitung der Wahrscheinlichkeit des Versagens in einem Bezugszeitraum als Ziel einer Bemessung, kann umso wirtschaftlicher erreicht werden, je genauer das mechanische Modell das Tragverhalten im Grenzzustand beschreibt und je genauer das stochastische Modell der Basisvariablen bekannt ist.

Ziel dieses Forschungsprojektes war es, ein Rechenmodell zu entwickeln, mit dessen Hilfe der Bauteilwiderstand einer Holzstütze unter Berücksichtigung des geometrisch und physikalisch nichtlinearen Verhaltens wirklichkeitsnah berechnet werden kann, und damit die statistischen Verteilungsfunktionen der Beanspruchbarkeit von Druckstäben aus Brettschichtholz (BSH) und Nadelvollholz zu ermitteln.

Ein mechanisches Modell des Holzdruckstabes liefert die Plastizitätstheorie II. Ordnung, mit deren Hilfe unter Ausnutzung des Arbeitsvermögens des Holzes bei Druckbeanspruchung die Traglast eines Bauteiles unmittelbar bestimmt wird. In das stochastische Modell der Basisvariablen fließen die Verteilungsfunktionen aller maßgebenden Kenngrößen mit den jeweiligen Parametern der Verteilung ein.

## 2 Spannungs-Dehnungs-Beziehung

Wesentliche Grundlage eines mechanischen Modells, das zur Berechnung der Zuverlässigkeit von Holzdruckstäben herangezogen werden soll, ist die Spannungs-Dehnungs-Beziehung, deren Form von verschiedenen streuenden Einflußgrößen abhängig ist. Zahlreiche Untersuchungen zur Form der Arbeitslinie des Holzes haben gezeigt, daß die Beziehung zwischen Druckspannung und Stauchung nichtlinear verläuft, während die Arbeitslinie für den Zugbereich praktisch bis zum Bruch durch eine Gerade beschrieben werden kann.

### 2.1 Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Fichtenbrettlamellen

Umfangreiche Untersuchungen zur Abhängigkeit des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens druckbeanspruchter Fichtenbrettabschnitte von Holzeigenschaften wie Darrohdichte, Ästigkeit, Druckholzanteil oder Holzfeuchte wurden von GLOS (1978) durchgeführt. Aus etwa 900 Druckversuchen, deren Ergebnisse als repräsentativ für das in der Bundesrepublik Deutschland verwendete Fichtenholz für Brettschichtholzbauteile gelten können, wurde das Formänderungsgesetz von Fichtenholz als Funktion von Werkstoff- und Einwirkungskenngrößen bestimmt.

Die Spannungs-Dehnungs-Beziehung für den Druckspannungsbereich wird durch die Funktion

$$\sigma_d = \frac{\epsilon_d + K_1 \cdot \epsilon_d^7}{K_2 + K_3 \cdot \epsilon_d + K_4 \cdot \epsilon_d^7} \quad (1)$$

wiedergegeben. Der Verlauf der Näherungskurve wird durch 4 charakteristische Größen - die Druckfestigkeit  $\sigma_{dB}$ , den Elastizitätsmodul  $E_d$ , die Bruchdehnung  $\epsilon_{dB}$  und die asymptotische Endfestigkeit  $\sigma_{dBA}$  - festgelegt.

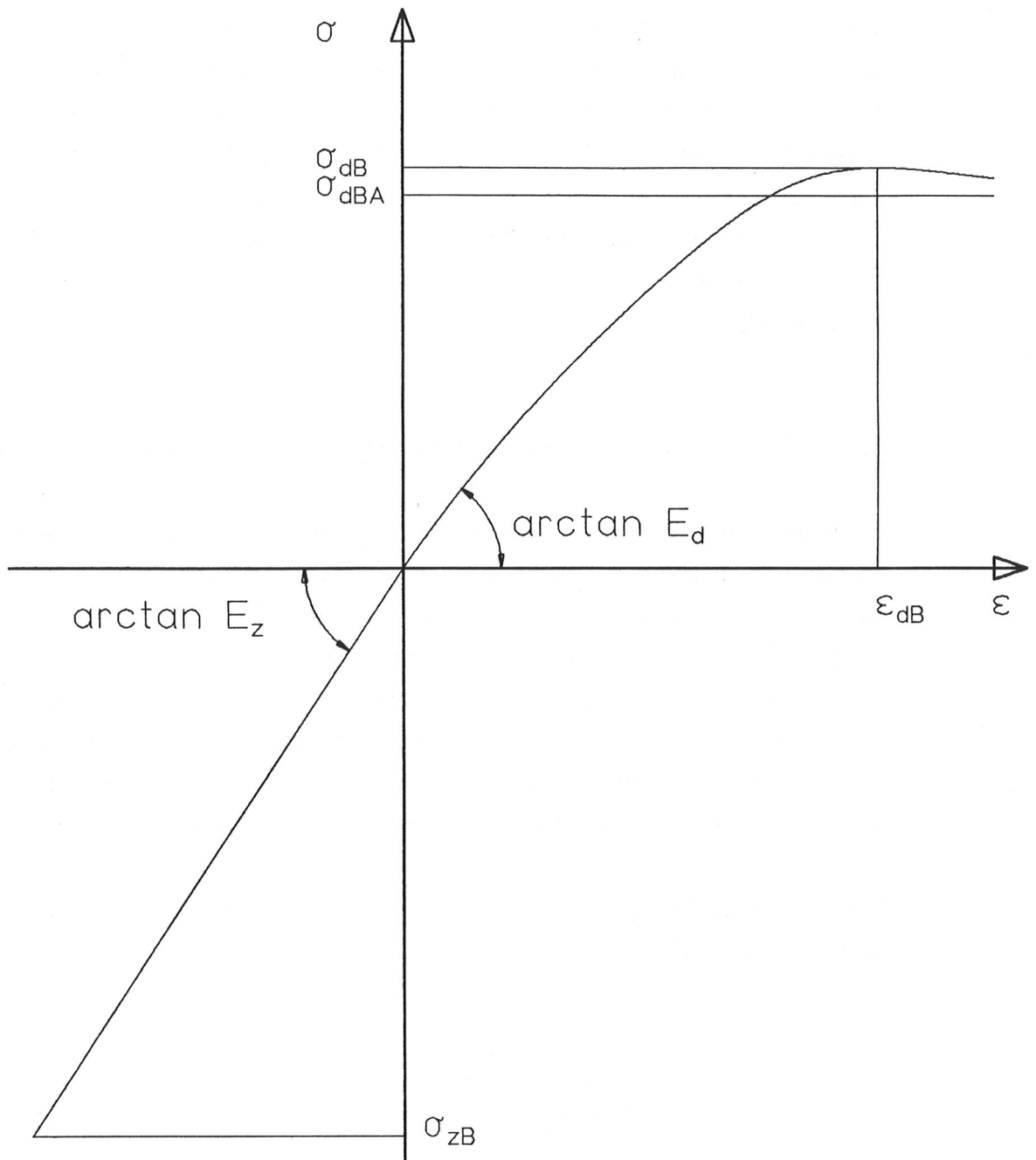


Bild 1: Spannungs-Dehnungs-Diagramm nach GLOS

Die Koeffizienten  $K_1$  bis  $K_4$  der Näherungsfunktion werden aus diesen charakteristischen Größen gemäß nachstehender Gleichungen berechnet:

$$K_1 = \frac{\sigma_{\text{dBA}}}{6 \cdot E_d \cdot \epsilon_{\text{dB}}^7 \left(1 - \frac{\sigma_{\text{dBA}}}{\sigma_{\text{dB}}}\right)} \quad (2)$$

$$K_2 = \frac{1}{E_d} \quad (3)$$

$$K_3 = \frac{1}{\sigma_{\text{dB}}} - \frac{7}{6 \cdot E_d \cdot \epsilon_{\text{dB}}} \quad (4)$$

$$K_4 = \frac{1}{6 \cdot E_d \cdot \epsilon_{\text{dB}}^7 \left(1 - \frac{\sigma_{\text{dBA}}}{\sigma_{\text{dB}}}\right)} \quad (5)$$

In einer multiplen Regressionsanalyse wurden Regressionsgleichungen ermittelt, die die Abhängigkeit der 4 charakteristischen Größen wiederum von 4 Kenngrößen - der Holzfeuchte  $u$ , der Darrohdichte  $\rho_0$ , der Ästigkeit KAR und dem Druckholzanteil  $d$  - beschreiben. Daneben hat lediglich eine Keilzinkenverbindung einen signifikanten Einfluß auf die Form der Arbeitslinie, während andere Kenngrößen wie Jahrringbreite, geringe Faserabweichung, Querschnittsabmessungen und Jahrringverlauf keinen statistisch abgesicherten Einfluß auf das Festigkeitsverhalten ausüben. Aus dem maßgebenden Kenngrößenvektor werden über die ermittelten Regressionsgleichungen die Erwartungswerte der 4 charakteristischen Größen der Arbeitslinie, die als stochastische Variable aufzufassen sind, berechnet:

$$\begin{aligned}\hat{E}(E_d) &= - 4690 && (6) \\ &+ 51,1 \cdot \rho_0 \\ &- 0,590 \cdot \rho_0 \cdot u \\ &- 0,225 \cdot \rho_0 \cdot KAR \\ &- 20,1 \cdot u \cdot d \\ &+ 0,771 \cdot u^2 \cdot d \quad |N/mm^2|\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\hat{E}(\varepsilon_{dB}) &= 6,47 && (7) \\ &- 0,326 \cdot u \\ &+ 0,022 \cdot KAR \\ &+ 0,067 \cdot d \\ &+ 0,0072 \cdot u^2 \\ &- 0,00011 \cdot u^2 \cdot d \quad |‰|\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\hat{E}(\sigma_{dB}) &= - 1,9 && (8) \\ &- 2,23 \cdot u \\ &+ 0,224 \cdot \rho_0 \\ &- 0,713 \cdot KAR \\ &+ 0,109 \cdot u^2 \\ &- 0,00741 \cdot u \cdot \rho_0 \\ &+ 0,090 \cdot u \cdot KAR \\ &- 0,000773 \cdot \rho_0 \cdot KAR \\ &- 0,000645 \cdot \rho_0 \cdot d \\ &- 0,00248 \cdot u^2 \cdot KAR \\ &+ 0,00064 \cdot u^2 \cdot d \quad |N/mm^2|\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 \hat{E}(\sigma_{\text{dBA}}) = & 7,8 & (9) \\
 & - 1,46 \cdot u \\
 & + 0,141 \cdot \rho_0 \\
 & - 0,265 \cdot \text{KAR} \\
 & + 0,0588 \cdot u^2 \\
 & - 0,00442 \cdot u \cdot \rho_0 \\
 & + 0,0076 \cdot u \cdot \text{KAR} \quad | \text{N/mm}^2 |
 \end{aligned}$$

Da der Kenngrößenvektor ( $\rho_0$ ,  $u$ ,  $\text{KAR}$ ,  $d$ ) die Werkstoffeigenschaften nicht vollständig erklärt - der Korrelationskoeffizient ist kleiner als 1,0 - ist den Erwartungswerten noch ein kenngrößenunabhängiger, normalverteilter Zufallsanteil, das sogenannte Residuum, hinzuzufügen. Damit kann das zu erwartende Festigkeitsverhalten druckbeanspruchter Brettelemente als stochastische Größe aus vorgegebenen Holz- und Einwirkungskenngrößen ermittelt werden. Die von GLOS beschriebene Form der Arbeitslinie für den Druckspannungsbereich ist als stochastische Größe zur Berechnung der Zuverlässigkeit von Holzdruckstäben besonders geeignet, da sie durch umfangreiche Versuche - insbesondere an fehlerbehafteten Proben - belegt ist, und wird daher im weiteren dem mechanischen Modell zugrundegelegt. Ebenfalls auf der Grundlage von Regressionsanalysen wurden die charakteristischen Größen Zugfestigkeit und Elastizitätsmodul der Spannungs-Dehnungs-Beziehung für den Zugspannungsbereich ermittelt. In EHLBECK et al. (1984) werden folgende Gleichungen zur Berechnung der Erwartungswerte von Zugfestigkeit und Zugelastizitätsmodul angegeben:

$$\ln(\hat{E}(E_z)) = 8,2 + 3,13 \cdot \rho_0 - 1,17 \cdot \text{KAR} \quad (10)$$

$$\begin{aligned}
 \ln(\hat{E}(\sigma_{zB})) = \\
 = - 4,22 + 0,876 \cdot \ln(\hat{E}(E_z)) - 0,093 \cdot \text{KAR} \cdot \ln(\hat{E}(E_z)) \quad (11)
 \end{aligned}$$

Zur Berücksichtigung einer Keilzinkenverbindung im Druckspannungsbereich können die Werkstoffeigenschaften der keilgezinkten Lamelle aus denen der nicht keilgezinkten abgeleitet werden:

$$\hat{E} \left( \sigma_{dB}^{KZV} \right) = - 2,13 + 0,849 \cdot \hat{E} \left( \sigma_{dB} \right) \quad (12)$$

$$\hat{E} \left( \epsilon_{dB}^{KZV} \right) = 1,50 + 0,586 \cdot \hat{E} \left( \epsilon_{dB} \right) \quad (13)$$

$$\hat{E} \left( E_d^{KZV} \right) = \hat{E} \left( E_d \right) \quad (14)$$

$$\hat{E} \left( \sigma_{dBA}^{KZV} \right) = \hat{E} \left( \sigma_{dBA} \right). \quad (15)$$

Für das Tragverhalten einer Keilzinkenverbindung bei Zugbeanspruchung werden von EHLBECK et al. (1984) folgende Regressionsgleichungen angegeben:

$$\ln(\hat{E}(E_z^{KZV})) = 8,459 + 2,517 \cdot \rho_0 \quad (16)$$

$$\ln(\hat{E}(\sigma_{zB}^{KZV})) = 2,716 + 5,905 \cdot 10^{-5} \cdot \hat{E}(E_z^{KZV}) \quad (17)$$



Mit den Gleichungen (1) - (17) lassen sich die Steifigkeits- und Festigkeitseigenschaften von Brettlamellen für den Zug- und Druckbereich als Funktion von 4 Kenngrößen - Holzfeuchte, Rohdichte, Ästigkeit und Druckholzanteil - beschreiben. Die daraus resultierenden Spannungs-Dehnungs-Beziehungen bilden eine wichtige Voraussetzung zur wirklichkeitsnahen Traglastberechnung von Brettschichtholzstützen nach der Plastizitätstheorie II. Ordnung.

## 2.2 Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Nadelvollholz

Der Typ der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Nadelvollholz entspricht bei Druck- und Zugbeanspruchung dem in Bild 1 gezeigten Verlauf für Brettlamellen. Angaben über die Abhängigkeit der charakteristischen Größen der Arbeitslinie von Holzkenngößen wie Rohdichte, Ästigkeit oder Druckholzanteil liegen für Bauholz aus Nadelvollholz nicht vor. Nach GLOS (1981) kann für die asymptotische Endfestigkeit  $\sigma_{dBA}$  und die Bruchstauchung  $\epsilon_{dB}$  näherungsweise angenommen werden:

$$\sigma_{dBA} = 0,85 \cdot \sigma_{dB} \quad | \text{N/mm}^2 | \quad (18)$$

$$\epsilon_{dB} = 1250 \cdot \frac{\sigma_{dB}}{E_d} \quad | \% | \quad (19)$$

Auf der Grundlage von Versuchsergebnissen von Bauholz aus europäischen Nadelhölzern wurden folgende Werte der Elastizitäts- und Festigkeitseigenschaften aus GLOS (1981) entnommen, wobei der Elastizitätsmodul für Druck- und Zugbeanspruchung gleichgroß angenommen wird:

Tabelle 1: Festigkeitseigenschaften von europäischem Nadelholz nach GLOS (1981)

		Druck- festigkeit	Biege- festigkeit	Elastizitäts- modul
Mittelwert	N/mm <sup>2</sup>	32	37	11500
Variations- koeffizient	%	18	27	22
5 %-Fraktile	N/mm <sup>2</sup>	21	24	7000
95 %-Fraktile	N/mm <sup>2</sup>	50	55	16500

Die Werte wurden in standardisierten Kurzzeitversuchen an normalklimatisiertem, visuell sortiertem Bauholz der Güteklasse II nach DIN 4074 ermittelt.

Als Verteilungstyp wird für sämtliche Eigenschaften die 3-parametrische Weibullverteilung angegeben.

Tabelle 2 zeigt die entsprechenden Verteilungsparameter.

Tabelle 2: Parameter der 3-parametrischen Weibullverteilung zur Beschreibung der Festigkeitseigenschaften von europäischem Nadelholz nach GLOS (1981)

		Druck- festigkeit	Biege- festigkeit	Elastizitäts- modul
c Lage	N/mm <sup>2</sup>	14	15	3500
d Maßstab	N/mm <sup>2</sup>	20	26	9000
k Gestalt		2,6	2,5	3,1

Zur Berücksichtigung der Holzfeuchte, deren Einfluß auf das Festigkeitsverhalten von der Qualität des Holzes abhängig ist, werden die charakteristischen Größen der Spannungs-Dehnungs-Beziehung nach den Angaben der Tabelle 3 modifiziert. Zwischenwerte werden geradlinig eingeschaltet.

Tabelle 3: Änderung der Festigkeitseigenschaften in % bei einer Änderung des Feuchtegehalts um  $\Delta u = + 1 \%$ ; Basis  $u = 12 \%$ , Geltungsbereich  $u = 5 - 25 \%$  nach GLOS (1981)

Festigkeits- eigenschaften	Holzqualität		
	gering (5 %-Fraktile)	mittel (50 %-Fraktile)	sehr gut (95 %-Fraktile)
Druckfestigkeit	- 1	- 4	- 6
Biegefestigkeit	0	- 2	- 3,5
Elastizitäts- modul	- 1	- 2	- 3,5

Aus den vorliegenden Angaben resultiert das Spannungs-Dehnungs-Verhalten von Bauteilen aus Nadelvollholz als Grundlage für ein wirklichkeitsnahes mechanisches Modell.

### 3 Stochastisches Modell

Das stochastische Modell als Gesamtheit der Annahmen und Beziehungen für das wahrscheinlichkeitstheoretische Erfassen von Einflüssen umfaßt die statistischen Verteilungsfunktionen der Basisvariablen einschließlich der Zahlenwerte ihrer Parameter. Die ausreichende Kenntnis des stochastischen Modells ist für die Beurteilung der Tragfähigkeit von Holzdruckstäben von besonderer Bedeutung, da das natürlich gewachsene Holz im Vergleich zu industriell hergestellten Baustoffen stark streuende Materialeigenschaften aufweist. Erst die Einbeziehung dieser Streuungen in ein Gesamtmodell kann über ein verfeinertes mechanisches Modell zu einer wirtschaftlicheren und gleichzeitig sicheren Bemessung führen. Die statistischen Verteilungen der wesentlichen Einflußparameter, ohne deren Berücksichtigung eine genaue Berechnung auf der Grundlage der Plastizitätstheorie II. Ordnung wertlos wäre, bilden daher die Grundlagen für eine Aussage über das Tragvermögen von Holzdruckstäben.

Die wesentlichen Einflußgrößen sind einmal die charakteristischen Größen der Spannungs-Dehnungs-Beziehung, die das Festigkeits- und Verformungsverhalten des Holzes beeinflussen, zum anderen wirken sich geometrische Imperfektionen unmittelbar auf die Größe der ertragbaren Lasten von Holzdruckstäben aus.

#### 3.1 Strukturmerkmale von Fichtenbrettlamellen

Die wichtigsten Eigenschaften von Fichtenbrettabschnitten, die sich auf das Festigkeitsverhalten von Brettlamellen für Brettschichtholzbauteile auswirken sind nach GLOS (1978):

- Rohdichte
- Ästigkeit
- Druckholzanteil
- Holzfeuchte
- Keilzinkenverbindung

### 3.1.1 Rohdichte

Die Rohdichte kann als wichtigste Einflußgröße für das Festigkeitsverhalten des Holzes bezeichnet werden und demzufolge liegen zahlreiche Untersuchungen über die Abhängigkeit verschiedener Festigkeitseigenschaften von der Rohdichte vor. In die verwendete Form der Arbeitslinie für den Druckspannungsbereich geht die Darrohdichte über die von GLOS angegebenen Regressionsgleichungen (6) - (9) ein. In Bild 2 ist die relative Häufigkeit der Darrohdichte für das in der Bundesrepublik Deutschland hergestellte Brettschichtholz dargestellt. Aus den 820 Einzelwerten ergibt sich ein Mittelwert von  $430 \text{ kg/m}^3$  und eine Standardabweichung von  $50 \text{ kg/m}^3$ . Diese Werte werden durch Untersuchungen an 640 Brettabschnitten bestätigt, die 1985 an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Karlsruhe von COLLING und SCHERBERGER (1987) vorgenommen wurden. Der Mittelwert der Darrohdichte für Brettlamellen aus drei unterschiedlichen Wuchsgebieten wird hier mit  $423 \text{ kg/m}^3$ , die Standardabweichung mit  $49 \text{ kg/m}^3$  angegeben.

Als beste Anpassung einer theoretischen Wahrscheinlichkeitsdichte an das in Bild 2 dargestellte Histogramm ergab sich eine Lognormalverteilung. Nach der Momentenmethode wurden die Parameter der Verteilung - Mittelwert und Standardabweichung der natürlichen Logarithmen der Beobachtungen - zu

$$\mu_y = 6.0566 \quad \text{und} \quad \sigma_y = 0.11588$$

berechnet. Die sich hieraus ergebende Form der Wahrscheinlichkeitsdichte, die ebenfalls in Bild 2 eingetragen ist, wird im weiteren als Wahrscheinlichkeitsdichte der Grundgesamtheit betrachtet und den späteren Berechnungen zugrundegelegt.

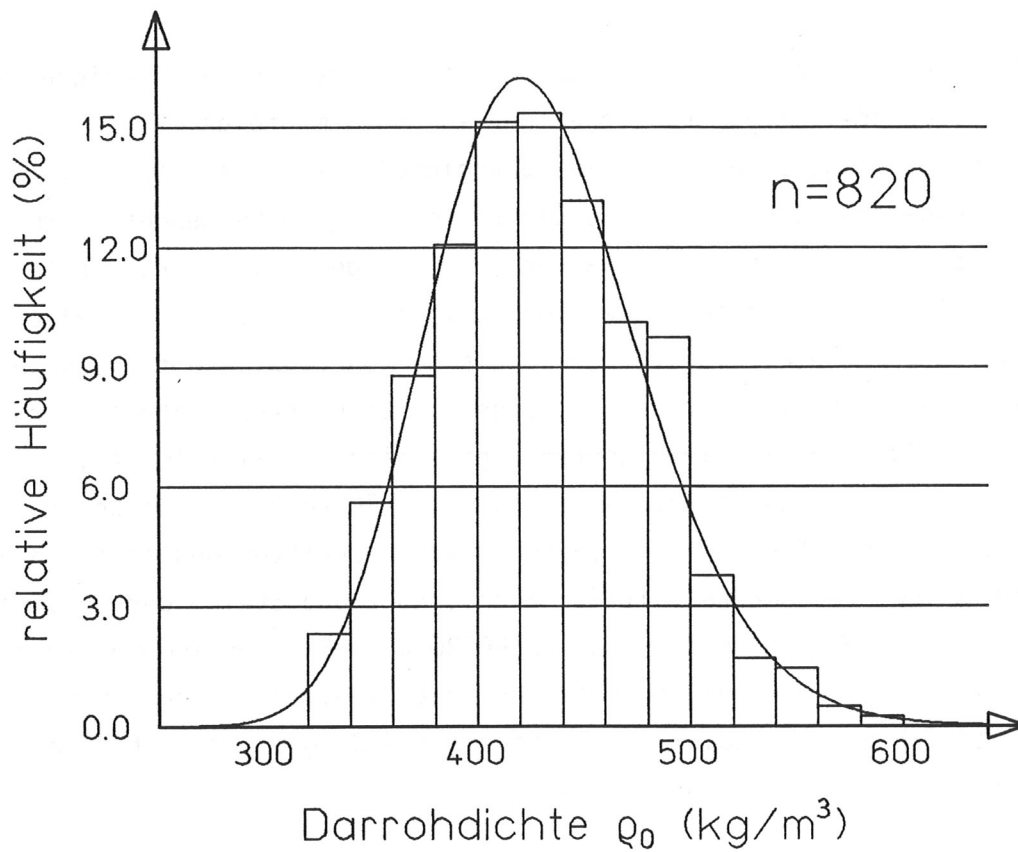


Bild 2: Häufigkeitsverteilung der Darrohdichte  $\rho_0$  nach GLOS (1978)

### 3.1.2 Ästigkeit

Die Ästigkeit als eine normale Erscheinung im Holz ist für das Festigkeitsverhalten von großer Bedeutung. Schon TETMAJER (in KOLLMANN, 1982) gibt einen mit abnehmender Schlankheit anwachsenden Einfluß der Äste auf die Knickfestigkeit von Holzdruckstäben an. Nach übereinstimmenden Aussagen aus der Literatur gilt die Ästigkeit

als wesentliche Einflußgröße der Festigkeits- und Verformungseigenschaften des Holzes. Die Definition der Ästigkeit ist international nicht einheitlich geregelt. Die Ästigkeit kann sowohl durch die Astgeometrie, z.B. kleinster oder größter Durchmesser der sichtbaren Astschnittflächen, oder auch durch das Verhältnis Astabmessungen zu Querschnittsabmessungen des Holzes beschrieben werden. Nachfolgend wird unter Ästigkeit stets das Verhältnis der auf den Brettquerschnitt projizierten Astflächensumme, bezogen auf den Brettquerschnitt, verstanden. Die Astflächensumme erfaßt sämtliche Äste, die innerhalb einer definierten Länge des Brettes, hier 150 mm, auftreten. Diese Definition der Ästigkeit, die sogenannte "Knot Area Ratio" (KAR), ist international z.Z. am meisten gebräuchlich und ist auch den Regressionsgleichungen des Abschnittes 2.1 zugrundegelegt. Bild 3 zeigt die relative Häufigkeit und die Summenhäufigkeit des Astflächenanteils KAR von 150 mm langen Brettabschnitten aus Lamellen der Güteklassen I und II nach DIN 4074. Die KAR-Werte wurden in den Jahren 1983 - 1985 im Rahmen von zwei Forschungsvorhaben an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Karlsruhe ermittelt (EHLBECK et al. 1984 und EHLBECK et al. 1987).

Die untersuchten Bretter wurden nach der Gütesortierung in 4 Holzleimbaubetrieben zufällig entnommen. Nach den Angaben der Betriebe stammen sie aus den Wuchsgebieten Skandinavien, DDR, Bayrischer Wald und Österreich. Der hohe Anteil fast astreinen Holzes ( $KAR \leq 0.05$ ) erklärt sich aus dem durchschnittlichen Astquirlabstand von 40 - 50 cm. Bei einer Brettabschnittslänge von 15 cm sind somit etwa zwei Drittel aller Brettabschnitte im Hinblick auf die Ästigkeit nahezu fehlerfrei. Bei der hohen Anzahl der ermittelten KAR-Werte können die angegebenen Häufigkeitsverteilungen des Astflächenanteils als repräsentativ für die Grundgesamtheit angesehen werden.

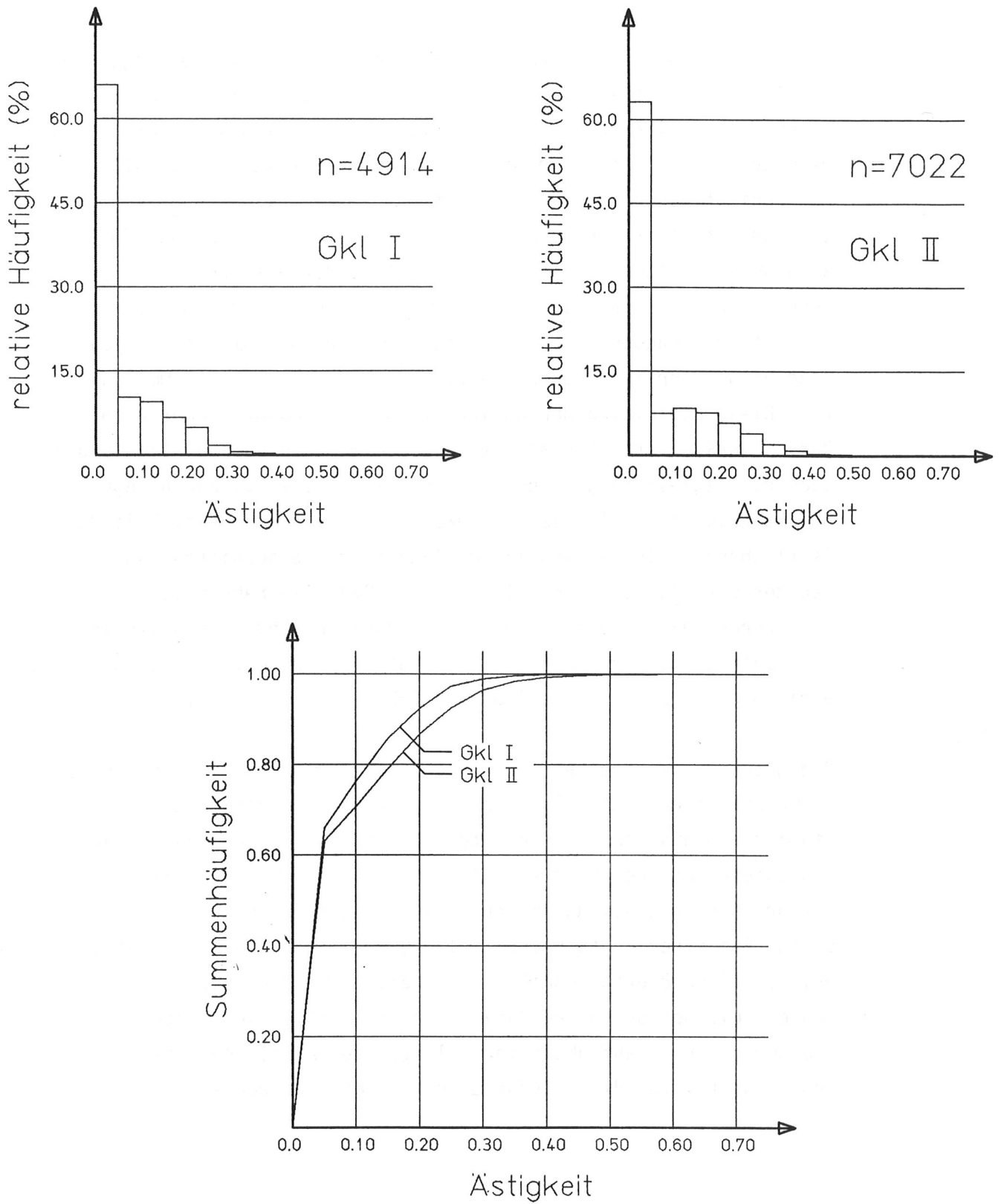


Bild 3: Häufigkeitsverteilung und Summenhäufigkeit des KAR-Wertes von Brettabschnitten der Güteklassen I und II



### 3.1.3 Druckholzanteil

Die Druckholzbildung bei Nadelhölzern hat die Aufgabe, aktive Richtungsbewegungen des Stammes und der Äste zum Erreichen einer Gleichgewichtslage zu ermöglichen. Druckholz, das wegen seiner rötlichen Färbung auch Rotholz genannt wird, unterscheidet sich im Aufbau vom gewöhnlichen Holz durch einen höheren Ligningehalt und eine höhere Rohdichte. Bezogen auf die im Mittel höhere Rohdichte liegen nach KOLLMANN (1982) alle Festigkeitswerte niedriger, über das Ausmaß der Festigkeitseinbußen liegen jedoch unterschiedliche Angaben vor. Nach den Untersuchungen von GLOS (1978) hat der Druckholzanteil von Fichtenbrettlamellen einen wesentlichen Einfluß auf die charakteristischen Größen der Druckarbeitslinie und wird daher in den Regressionsgleichungen des Abschnittes 2.1 berücksichtigt. Messungen an 820 zufällig ausgewählten Brettlamellen zeigten, daß etwa die Hälfte der untersuchten Proben frei von Druckholz war. Die Häufigkeitsverteilung des Druckholzflächenanteils der übrigen Probekörper zeigt Bild 4. Die beste Anpassung einer theoretischen Wahrscheinlichkeitsverteilung an die Verteilung der Stichprobe wurde durch eine Lognormalverteilung mit den Parametern

$$\begin{aligned} \mu_y &= 1.7640 && \text{und} \\ \sigma_y &= 0.75051 \end{aligned}$$

erzielt. Diese theoretische Wahrscheinlichkeitsdichte wird als Verteilung der Grundgesamtheit den Simulationen des Stützenaufbaus zugrundegelegt.

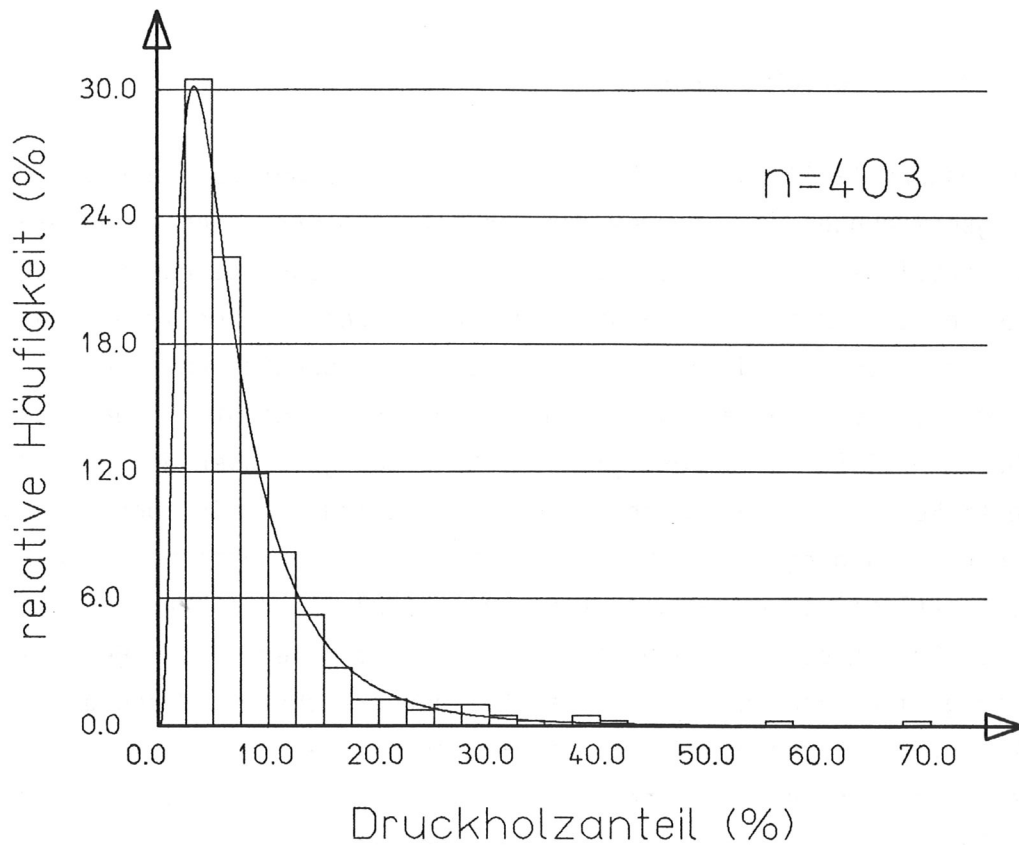


Bild 4: Häufigkeitsverteilung des Druckholzanteils  $d$  nach GLOS (1978)

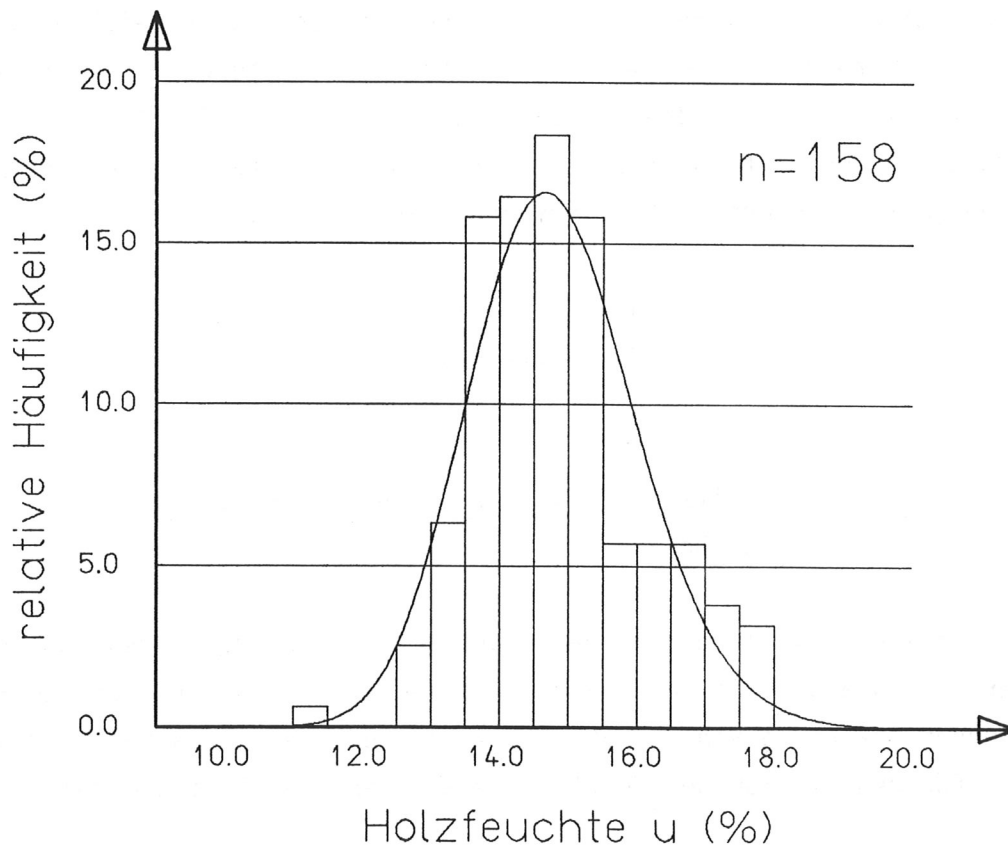
### 3.1.4 Holzfeuchte

Nach übereinstimmender Aussage der Holzforschung ist der Feuchtegehalt eine wichtige Kenngröße der Festigkeits- und Elastizitätseigenschaften des Holzes. Die Holzfeuchte geht daher - neben der Darrohdichte, der Ästigkeit und dem Druckholzanteil - als vierter Parameter in die Regressionsgleichungen zur Bestimmung der charakteristischen Größen der Arbeitslinie ein. Da das Holz unterhalb eines Feuchtegehalts von etwa 35 % ein hygroskopisches Verhalten zeigt, ändert sich die Holzfeuchte in Abhängigkeit von der relativen Feuchte der Umgebungsluft. Als einziger der vier oben genannten Parameter ist damit die Holzfeuchte mit der Zeit veränderlich - sie muß deswegen an ausgeführten Bauwerken ermittelt werden, da Messungen im Holzleimbaubetrieb oder Labor die wirkliche Verteilung in

Bauwerken nicht beschreiben können. Im Bild 5 ist die Häufigkeitsverteilung von 158 Einzelwerten der Holzfeuchte dargestellt, die an Brettschichtholzstützen ausgeführter Bauwerke ermittelt wurden (s. Abschnitt 3.3). Die Messungen wurden mit dem Feuchtemeßgerät HYDROMETTE DH 100 vorgenommen, das auf der Grundlage der elektrischen Widerstandsmessung funktioniert. Als beste Anpassung einer theoretischen Wahrscheinlichkeitsdichte an die Meßwerte ergab sich eine Lognormalverteilung mit den Parametern

$$\begin{aligned}\mu_y &= 2.6916 \text{ und} \\ \sigma_y &= 0.081774,\end{aligned}$$

die als angenommene Verteilung der Grundgesamtheit ebenfalls in Bild 5 dargestellt ist.



**Bild 5:** Häufigkeitsverteilung der Holzfeuchte von Druckstäben aus BSH

### 3.1.5 Keilzinkenverbindung

Der Einfluß der Keilzinkenverbindung auf das Festigkeits- und Verformungsverhalten von Lamellenabschnitten wurde für druckbeanspruchte Lamellen von GLOS (1978) untersucht, während für zugbeanspruchte Keilzinkenverbindungen einige Forschungsergebnisse vorliegen.

EHLBECK et al. (1984) haben insbesondere den Einfluß keilgezinkter Lamellen auf die Biegefestigkeit von Brettschichtholzträgern ermittelt und geben Regressionsgleichungen für die Zugfestigkeit und den Zugelastizitätsmodul keilgezinkter Lamellenabschnitte an. GLOS gibt den durchschnittlichen Keilzinkenabstand in Brettlamellen mit 4,50 m an. Dieser Wert stimmt gut mit den von LARSEN (1980) angegebenen Brettlängen überein, die sich auf Erhebungen in dänischen Holzleimbaubetrieben beziehen. Für eine Brettbreite  $B = 100$  mm fand LARSEN eine mittlere Brettlänge von 4,30 m und eine Standardabweichung von 0,71 m, während für 150 mm breite Bretter der Mittelwert der Brettlängen bei 4,62 m und die Standardabweichung bei 0,67 m liegt. Zur Simulation des Stützenaufbaus wird eine Normalverteilung der Brettlängen mit folgenden Verteilungsparametern angenommen:

$$\begin{aligned}\mu_x &= 4,30 \text{ m} \\ \sigma_x &= 0,71 \text{ m.}\end{aligned}$$

### 3.2 Festigkeits- und Elastizitätseigenschaften von Nadelvollholz

Für Nadelvollholz liegen keine derart umfangreichen Untersuchungen über die Abhängigkeit der charakteristischen Größen der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von den Strukturmerkmalen des Holzes vor. Lediglich für den Einfluß der Holzfeuchte auf den Elastizitätsmodul und

die Festigkeitseigenschaften sind in GLOS (1981) die in Tabelle 3 zusammengestellten Beziehungen angegeben. Als einziges Strukturmerkmal geht daher die Holzfeuchte in das stochastische Modell des Druckstabes aus Nadelvollholz ein.

### 3.2.1 Holzfeuchte

Die Häufigkeitsverteilung der Holzfeuchte, die an 100 Nadelvollholzstützen ermittelt wurde, ist in Bild 6 dargestellt. Als theoretische Wahrscheinlichkeitsdichte der Grundgesamtheit wird eine Lognormalverteilung mit den Parametern

$$\begin{aligned} \mu_y &= 2.8514 && \text{und} \\ \sigma_y &= 0.16925 \end{aligned}$$

zugrundegelegt.

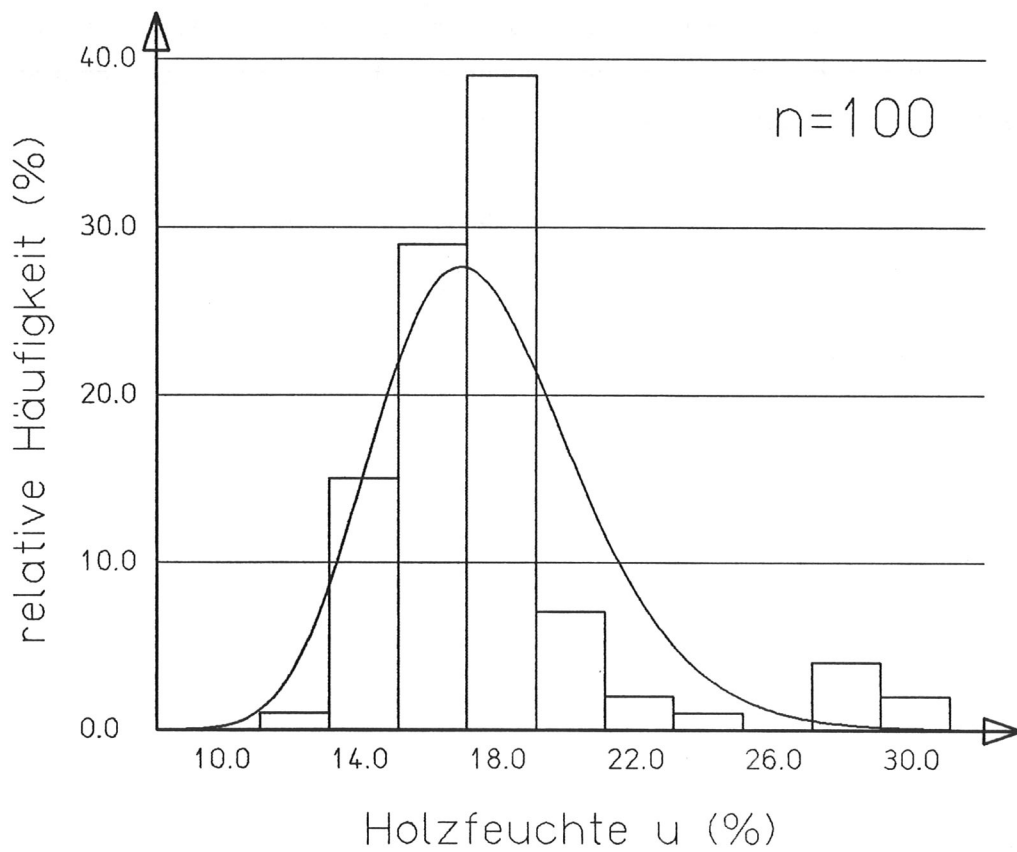


Bild 6: Häufigkeitsverteilung der Holzfeuchte von Druckstäben aus Nadelvollholz

### 3.2.2 Korrelation der Elastizitäts- und Festigkeitseigenschaften

Wenn auch über die Abhängigkeit der Festigkeitseigenschaften von den Strukturmerkmalen des Bauholzes keine detaillierten Erkenntnisse vorliegen, so sind doch sämtliche Elastizitäts- und Festigkeitseigenschaften aufgrund ihrer gemeinsamen Abhängigkeit von den Strukturmerkmalen positiv korreliert. Die in Tabelle 4 angegebene Korrelationsmatrix wurde für die Eigenschaften Elastizitätsmodul, Druckfestigkeit und Biegefestigkeit aus GLOS (1981) entnommen.

Tabelle 4: Korrelationsmatrix der Holzeigenschaften

	E	$\sigma_{dB}$	$\sigma_{bB}$
E	1	0,75 0,7    0,8	0,75 0,6    0,85
$\sigma_{dB}$	0,75 0,7    0,8	1	0,8
$\sigma_{bB}$	0,75 0,6    0,85	0,8	1

### 3.3 Geometrische Imperfektionen

Während die Strukturmerkmale des Holzes und die charakteristischen Größen der Spannungs-Dehnungs-Beziehung sich auf das Festigkeits- und Verformungsverhalten auswirken, beeinflussen geometrische Imper-

fektionen unmittelbar die ertragbare Belastung von Holzdruckstäben. Die wesentlichen geometrischen Imperfektionen sind:

- Abweichungen der Querschnittsabmessungen von den Sollmaßen
- Abweichungen der Längenabmessungen von den Sollmaßen
- spannungslose Vorkrümmung der Stabachse
- Schrägstellung der Stabachse
- ungewollte Ausmitte der Lasteinleitung

Da in der Literatur keine Angaben zu geometrischen Imperfektionen von Holzdruckstäben gemacht werden, wurden im Rahmen einer Meßreihe Daten über die in der Praxis auftretenden geometrischen Imperfektionen sowie über die im Bauwerk vorhandene Holzfeuchte gesammelt.

### 3.3.1 Imperfektionsmessungen

An insgesamt 13 voneinander unabhängigen Bauwerken wurden zur Feststellung der geometrischen Imperfektionen und der Holzfeuchte Holzdruckstäbe vermessen. Im einzelnen handelt es sich um folgende Bauwerke:

1. Gerätehaus der Universität Karlsruhe
2. Dachstuhl eines Wohnhauses in Karlsruhe
3. Bürogebäude in Holzskelettbauweise in Freiburg
4. Ausstellungsüberdachung in Saarbrücken
5. Kirchenneubau in Karlsruhe
6. Stadthalle in Stutensee
7. Lagerhalle in Erdmannhausen
8. Lagerschuppen in Erdmannhausen
9. Wohnhaus in Holzskelettbauweise in Baden-Baden
10. Abbundhalle einer Zimmerei in Baden-Baden



11. Gartencenter in Holzskelettbauweise in Iffezheim
12. Pavillon eines Altenheimes in Rastatt
13. Wohnhaus in Holzskelettbauweise in Iptingen

Ein Teil der Bauwerke wurde unmittelbar nach der Montage vermessen, während andere z.T. schon mehrere Jahre fertiggestellt waren. Dadurch war nur ein Teil der Stützen in einem quasi lastfreien Zustand; andere wurden durch dauernde Lasten der Dachkonstruktion oder durch Geschoßdecken über eine mehr oder weniger lange Zeitspanne belastet. Die gemessenen Vorkrümmungen entsprechen daher nur teilweise den spannungslosen Vorverformungen, während für die vorbelasteten Stützen die gemessenen Werte bereits als größer als diejenigen im lastfreien Zustand erwartet werden können. Da der Einfluß der in den meisten Fällen unbekanntem Vorlasten nur schwer abzuschätzen war, blieb er bei dieser Untersuchung außer Betracht.

#### 3.3.1.1 Beschreibung der vermessenen Bauwerke

##### Gerätehaus der Universität in Karlsruhe

Das Gerätehaus, das zum Zeitpunkt der Messungen schon fertiggestellt war, besteht aus einer Brettschichtholzkonstruktion mit 2 Stützenreihen entlang den Längsseiten des Gebäudes zum Abtragen der Dachlasten. Die Brettschichtholzstützen mit Rechteckquerschnitt  $b/h = 12/18$  cm sind als Pendelstützen ausgebildet und haben untereinander einen Abstand von 2,50 m. Außer den Stützenreihen wurden noch Giebelstützen vermessen, die Lasten aus der Firstpfette abtragen. Die Stützenreihen sind durch gekreuzte Rundstähle ausgesteift. Sämtliche vermessenen Stützen dieses Gebäudes sind zwar überdacht, aber dem Schlagregen ausgesetzt.

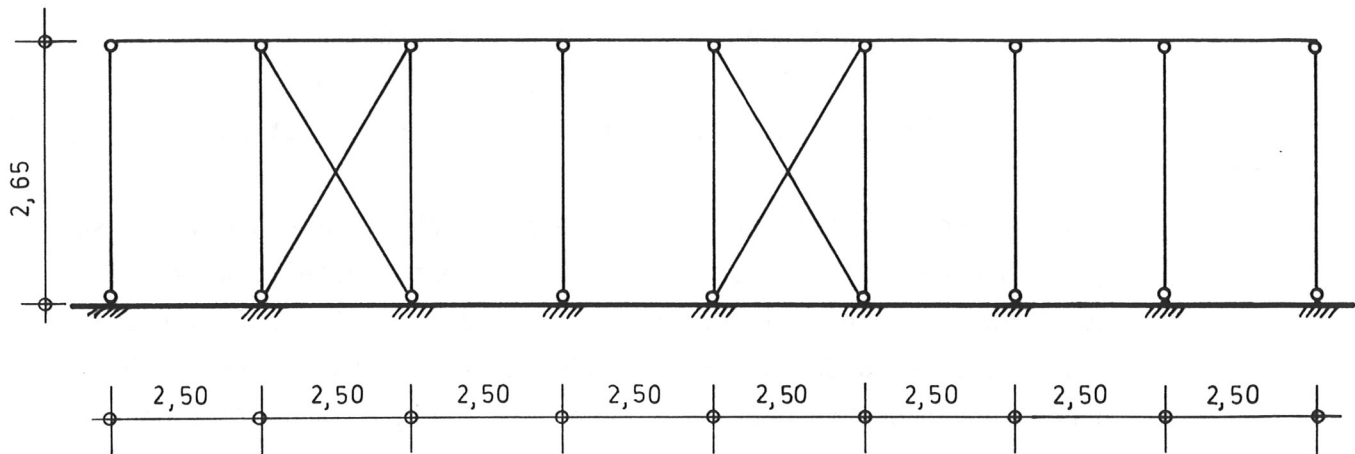


Bild 7: Tragsystem in Längsrichtung

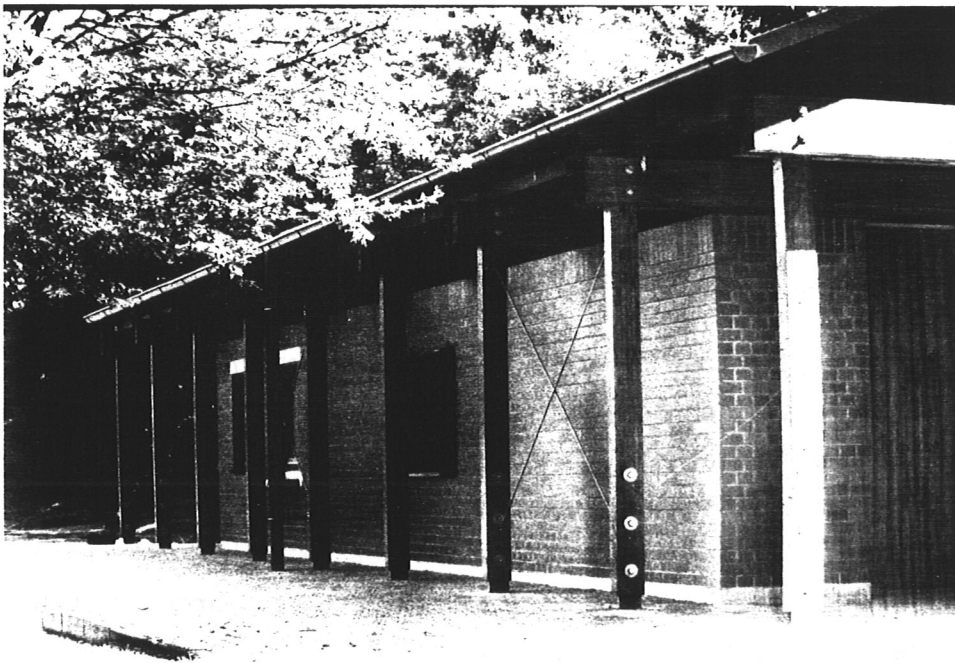


Bild 8: Ansicht Gerätehaus

Bedingt durch die konstruktive Ausführung ist die Höhe der vermessenen Stützen kleiner als das Systemmaß.

### Dachstuhl eines Wohnhauses in Karlsruhe

Im Rahmen einer Altbaumodernisierung wurde der gesamte Dachstuhl erneuert. Die Stützen übertragen die Lasten der Zwischenpfetten auf vorhandene Wände. Es wurden gehobelte Vollholzstützen, b/h = 18/18 cm und ungehobelte Vollholzstützen, b/h = 12/14 cm vermessen, beide aus Nadelholz der Güteklasse II. Die Stützen stehen in geschlossenen, beheizten Räumen.

### Bürogebäude in Holzskelettbauweise in Freiburg

Das Holzskelett dieses Neubaus einer Holzbaufirma besteht ausschließlich aus Brettschichtholz. Die quadratischen Stützen weisen einen Querschnitt von 18/18 cm auf. Die Fassadenstützen sind wie die Innenstützen 2,44 m hoch. Obwohl die Fassadenstützen dem Schlagregen ausgesetzt sind, war die Holzfeuchte hier nicht höher als bei den Innenstützen. Die Aussteifung des Gebäudes wird durch Windböcke gewährleistet, die in den Innenwänden angeordnet sind. Neben 22 Brettschichtholzstützen konnten an einem Nebengebäude noch 3 Eichenholzstützen vermessen werden.

### Ausstellungsüberdachung in Saarbrücken

Die Ausstellungsüberdachung einer Automobilfirma mit achteckigen, eingespannten Stützen ist eine reine Brettschichtholzkonstruktion. Die Einspannung erfolgt über spezielle Stahlformteile und Stabdübel  $\emptyset$  16; der Stützenquerschnitt ist in Bild 9 dargestellt.

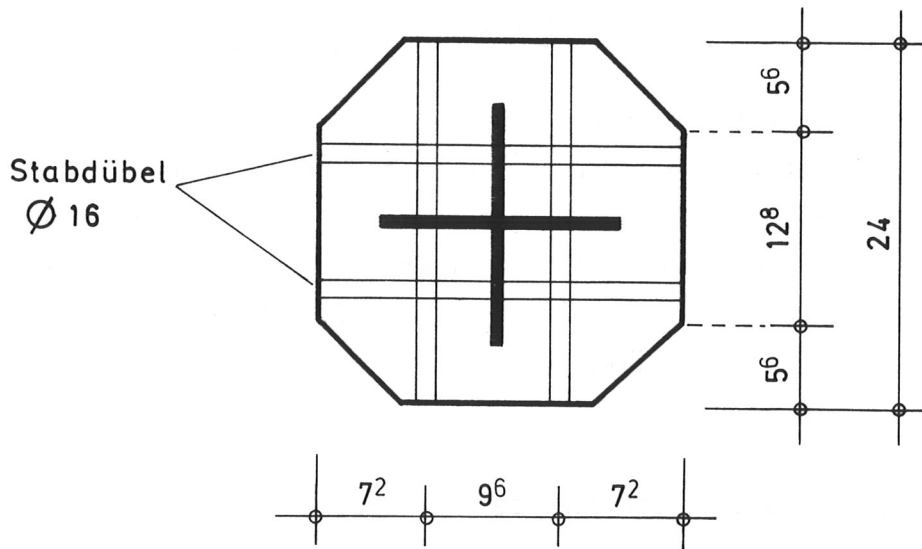


Bild 9: Stützenquerschnitt der Ausstellungsüberdachung

Die Messungen an diesem Objekt wurden nach der Montage und vor dem Beginn der Dachdeckerarbeiten durchgeführt. Auch hier sind die Stützenhöhen der insgesamt 87 vermessenen Stützen wegen der konstruktiven Ausführung geringer als die Systemmaße.

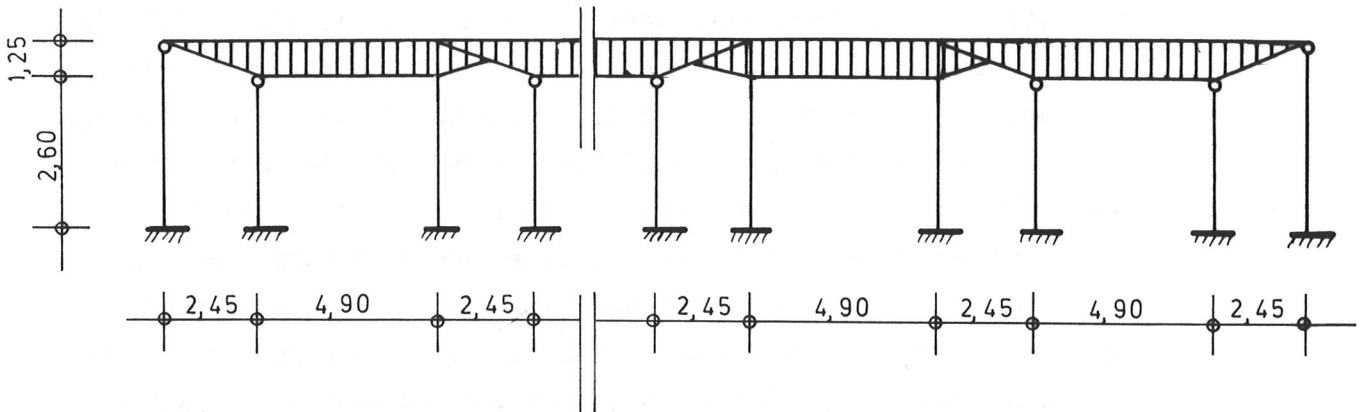


Bild 10: System der Ausstellungsüberdachung in Längsrichtung

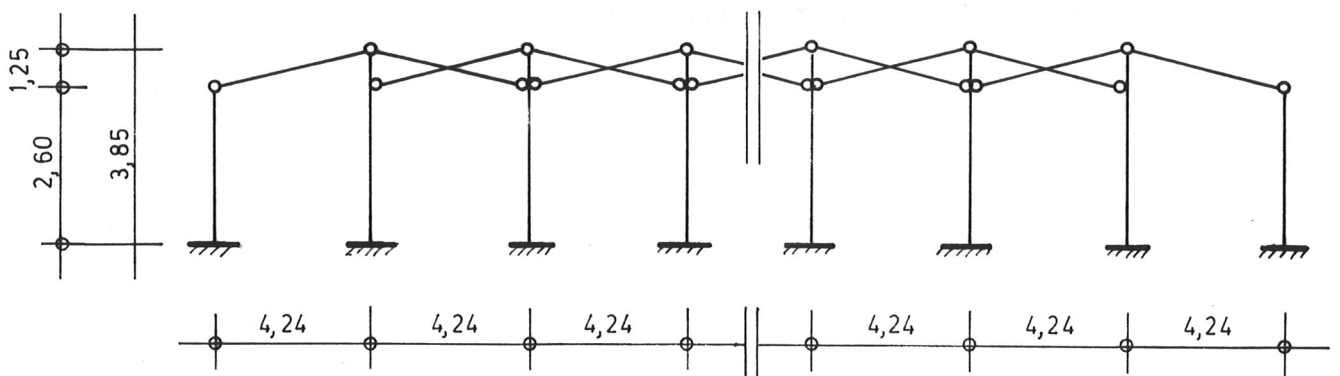


Bild 11: System der Ausstellungsüberdachung in Querrichtung

### Kirchenneubau in Karlsruhe

Die Stützen dieses Kirchengebäudes weisen unterschiedliche Vollholz- und Brettschichtholzquerschnitte auf. Es handelt sich um 3 runde BSH-Stützen,  $d = 22 \text{ cm}$ ,  $h = 3,80 \text{ m}$ , 3 Rundstützen aus Nadelvollholz,  $d = 18 \text{ cm}$ ,  $h = 2,40 \text{ m}$  sowie um 24 Nadelvollholzstützen mit Rechteckquerschnitt, teils gehobelt, teils sägerauh mit unterschiedlichen Höhen- und Querschnittsabmessungen. Außer den Rundstützen aus Vollholz, die die Lasten einer Eingangsüberdachung abtragen, befinden sich alle Stützen im Innern des Gebäudes. Die Messungen fanden zwischen dem Abschluß der Zimmererarbeiten und dem Beginn der Dachdeckerarbeiten statt.

### Stadthalle in Stutensee

Sämtliche Stützen dieser Holzkonstruktion wurden in Brettschichtholz ausgeführt. Es wurden 3 Stützenreihen mit Pendelstützen sowie die Stützen eines Pavillons vermessen. Die Aussteifung übernimmt jeweils eine Stahlbetonkonstruktion. Sämtliche Stützen mit unterschiedlichem, quadratischem Querschnitt sind nach den Angaben der ausführenden Holzbaufirma mit Hilfe eines Theodoliten eingemessen worden. Daher wurden bei diesem Objekt geringere Schrägstellungen als bei vergleichbaren Bauwerken erwartet.

### Lagerhalle in Erdmannhausen

Die Systemmaße der zweischiffigen Halle sind in Bild 12 angegeben.

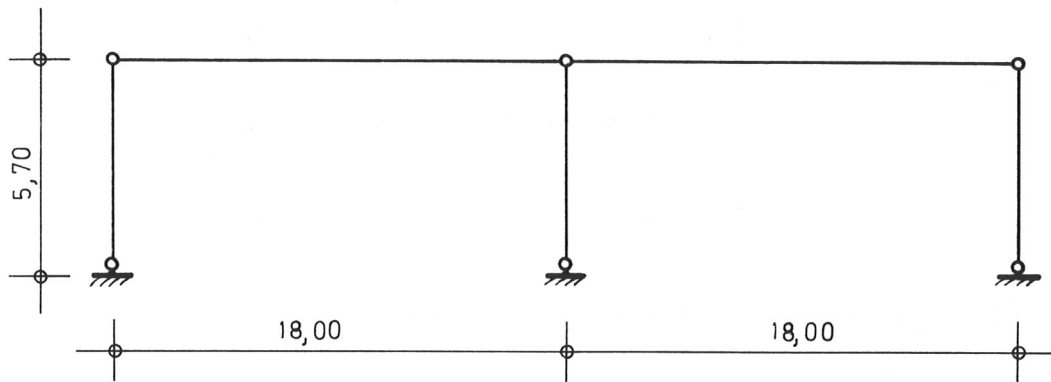


Bild 12: Statisches System der Halle in Erdmannhausen

Von den 29 BSH-Stützen mit Querschnitten  $b/h = 18/24$  cm und  $b/h = 20/20$  cm konnten 22 vermessen werden. Die Aussteifung erfolgt durch Verbände in Dachebene und gekreuzte Rundstahldiagonalen in den Giebel- und Längswänden. Zum Zeitpunkt der Messungen war die Halle gerade fertiggestellt, der Beginn der Nutzung stand unmittelbar bevor. Sämtliche Stützen sind durch die Überdachung bzw. die Außenwände vor der Witterung geschützt.

### Lagerschuppen in Erdmannhausen

In unmittelbarer Nähe der Lagerhalle befindet sich ein einseitig offenes Lagergebäude eines Bauhofs. Die 7 vermessenen Pendelstützen einer Stützenreihe bilden die äußeren Stützen von Rahmen mit aufgelösten Stielen aus Nadelvollholz.

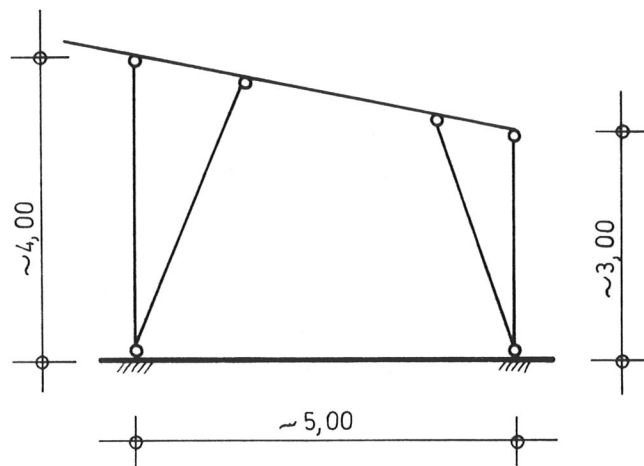


Bild 13: System des Lagergebäudes (Querrichtung)

Die Konstruktion hatte zum Zeitpunkt der Messungen außer dem Eigengewicht lediglich die Dachhaut aus Wellblech zu tragen. Da das Gebäude an der Vorderseite offen ist, sind die Stützen mit dem Querschnitt  $b/h = 16/16$  cm dem Schlagregen ausgesetzt.

#### Wohnhaus in Baden-Baden

Die Stützen der Holzskelettkonstruktion aus Kreuzholz,  $b/h = 14/14$  cm bilden die traufseitigen Auflager der Dachsparren und tragen die Lasten eines umlaufenden Balkons ab. Es wurden eingeschossige und zweigeschossige Stützen vermessen. Aufgrund der örtlichen Gegebenheiten waren nicht alle Stützen für Messungen erreichbar.

#### Abundhalle einer Zimmerei in Baden-Baden

In der Abundhalle aus dem Jahr 1971 konnten wegen der Nutzung des Gebäudes lediglich 4 Stützen vermessen werden, die in den Außenwänden die Toröffnungen begrenzen. Es handelt sich um quadratische



Vollholzstützen mit einer Seitenlänge von 20 cm und einer Höhe von 4,30 m. Die Stützen bilden Auflager der Traufpfetten die wiederum durch Dachbinder belastet sind. Obwohl die Stützen in Außenwänden stehen, sind sie durch die Tore vor Witterungseinflüssen geschützt.

#### Gartencenter in Iffezheim

Beim Gartencenter handelt es sich um eine Holzskelettkonstruktion ähnlich dem Wohnhaus in Baden-Baden. Beide Objekte wurden von derselben Holzbaufirma errichtet. Wegen der schlechten Zugänglichkeit konnten nur 7 Stützen aus Kreuzholz, b/h = 12/12 cm vermessen werden. Die Stützenhöhen variieren zwischen 1,20 m und 2,80 m.

#### Pavillon in Rastatt

Der im Grundriß sechseckige Pavillon, der durch eingespannte Stahlbetonstützen ausgesteift ist, weist an jeder Außenseite zwei Pendelstützen b/h = 10/10 cm aus Douglasienholz auf. Die Kreuzholzstützen sind gehobelt und am Kopf- und Fußende mittels spezieller Stahlteile angeschlossen. Der seitlich offene Pavillon war zum Zeitpunkt der Messungen bereits fertiggestellt.

#### Wohnhaus in Iptingen

Ein weiterer Holzskelettbau konnte in Iptingen unmittelbar nach der Montage der Holzkonstruktion vermessen werden. Die Stützen mit dem Querschnitt b/h = 14/14 cm bestehen alle aus gehobeltem Vollholz. Durch die steile Hanglage des Grundstücks erstreckt sich die Holzkonstruktion über 3 Stockwerke. Die Aussteifung des Holzskeletts erfolgt über Streben in den Außen- und Innenwänden. Insgesamt wurden

bei diesem Bauwerk 50 Stützen mit Höhen zwischen 1,10 m und 3,30 m vermessen. Während der Messungen waren die Stützen der Witterung ausgesetzt; sie sind jedoch nach Fertigstellung des Gebäudes gegen Witterungseinflüsse geschützt.

#### 3.3.1.2 Meßmethode

Die Messungen wurden mit einem Sekundentheodoliten der Bauart Wild T2 durchgeführt, der vom Geodätischen Institut der Universität Karlsruhe zur Verfügung gestellt wurde. An Ober- und Unterkante der Stütze sowie in den Viertelpunkten wurden beidseitig als Meßmarken gehobelte und weißlackierte Brettabschnitte angebracht, deren Schmalseiten bündig zur Vorderseite der Stütze angeordnet waren. Bild 14 bis 16 zeigen mit Meßmarken versehene Stützen der Bauwerke 7, 8 und 13; Bild 17 veranschaulicht ein Stützendetail mit den Meßmarken.

Durch ein Anpeilen der definierten scharfen Kante der verwendeten Meßmarken konnten auch Stützen aus sägerauhem Holz ohne Beeinträchtigung der Meßgenauigkeit vermessen werden. Die Holzfeuchte der Stützen wurde mit einem Feuchtemeßgerät des Typs HYDROMETTE DH 100 in einer Meßtiefe von etwa 3 cm unter der Stützenoberfläche gemessen.

Der Standort des Theodoliten wurde so gewählt, daß die Vorderseite der Stütze senkrecht zur Blickrichtung lag. Die Entfernung von der Vorderseite der Stütze zur Stehachse des Theodoliten wurde mit einem Maßband aufgenommen. Die Stützenhöhe und die Lage der Viertelpunkte wurde mit dem Zollstock oder dem Maßband gemessen.

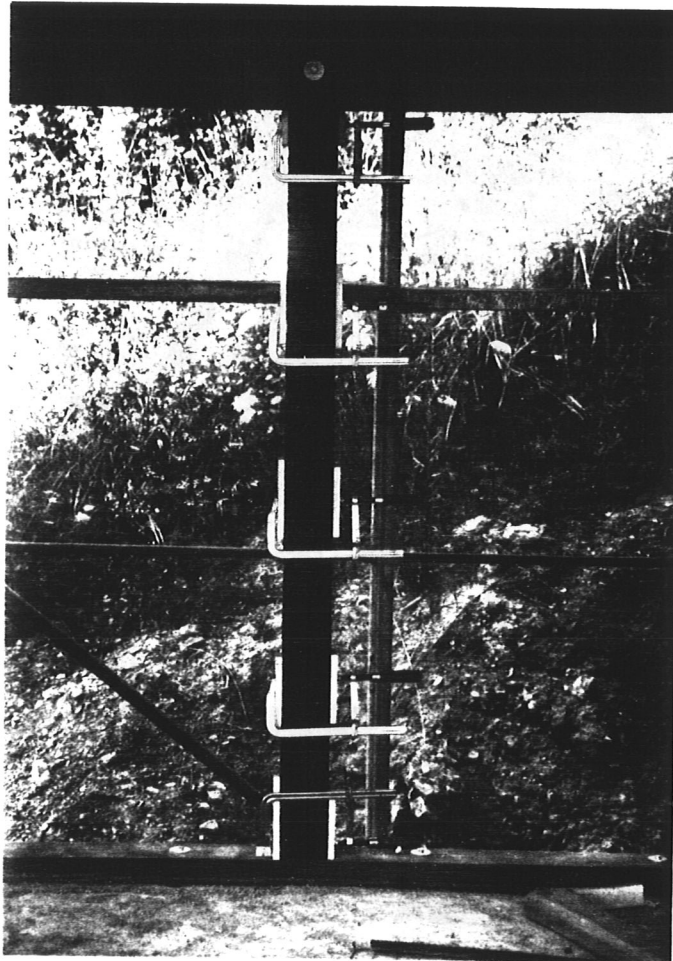


Bild 14: Stütze mit Meßmarken in der Lagerhalle

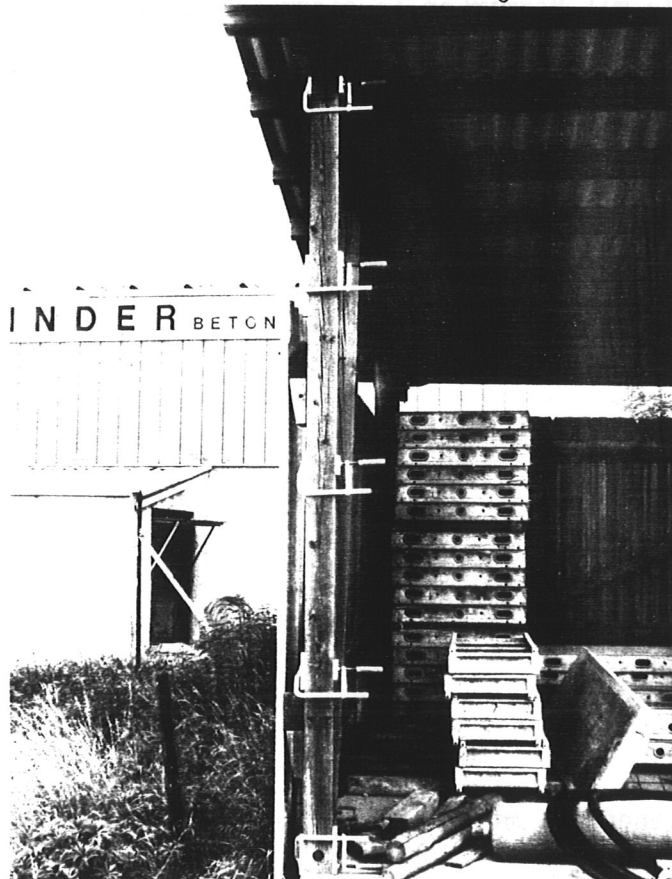


Bild 15: Stütze mit Meßmarken in einem Lagerschuppen

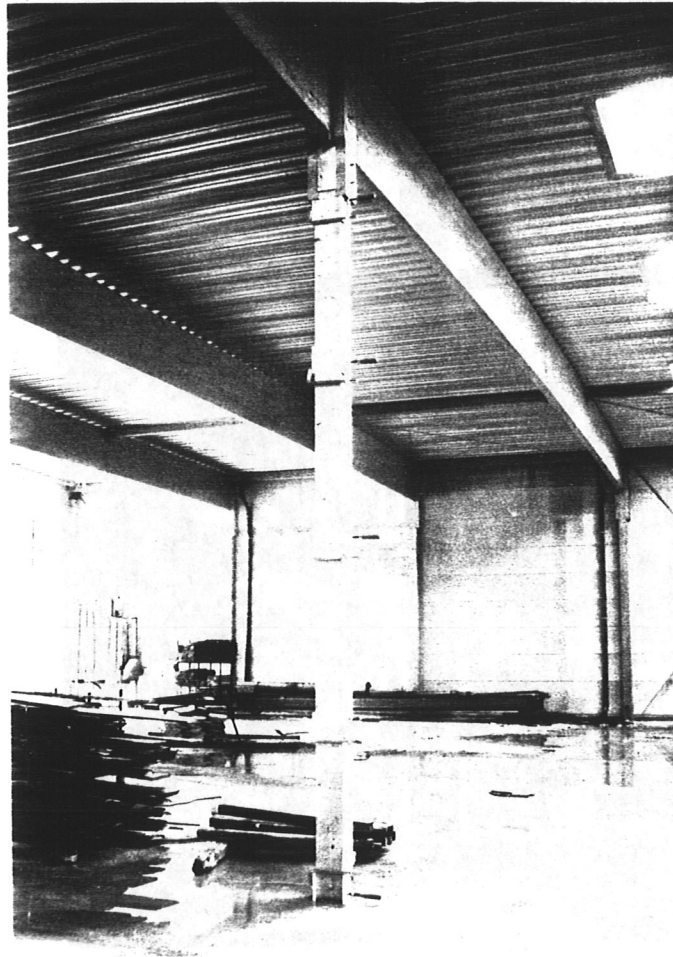


Bild 16: Stütze mit Meßmarken in einem Wohnhaus

Bild 17: Stützendetail mit angebrachten Meßmarken

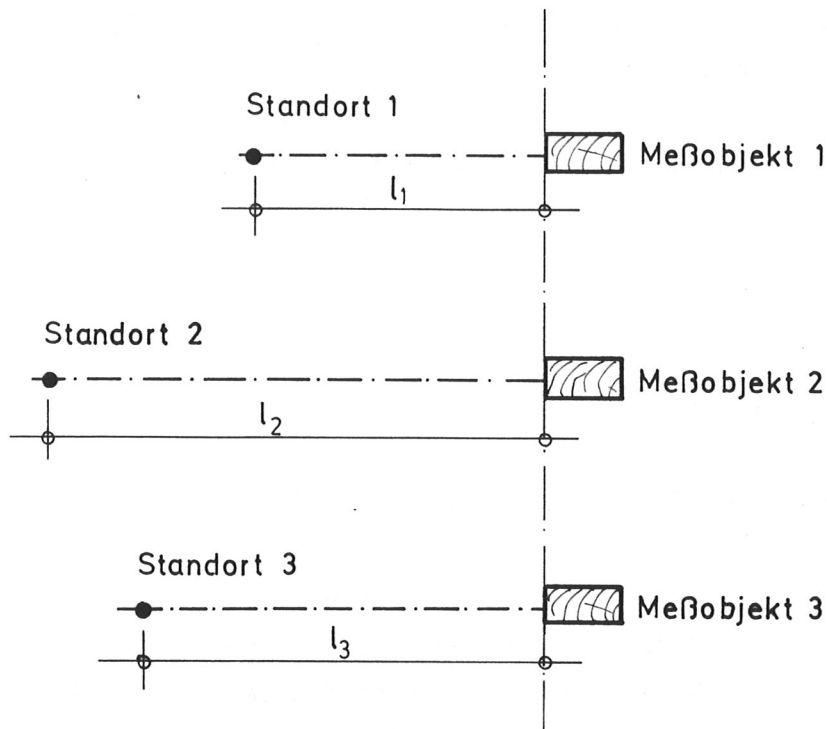


Bild 18: Lage des Standortes zum Meßobjekt

Nach der Standorteinmessung wurde der Theodolit ausgerichtet, und die Meßmarken wurden mit Schraubzwingen beidseitig bündig zur Stützenvorderkante angebracht. Die genaue anzupeilende Höhe wurde jeweils auf den Stützen oder auf den Brettabschnitten markiert. Damit waren pro Stütze 10 Punkte eindeutig festgelegt, die mit dem Fadenkreuz des Zielfernrohrs anvisiert wurden. Die Ablesungen des Horizontalkreises wurden in einem Meßprotokoll für jeden der 10 Punkte in der 1. und 2. Lage festgehalten.

### 3.3.1.3 Berechnung der Querschnittsabmessungen und der Vorverformungen

Aus den Meßwerten wurden die Stützenbreiten und Vorverformungen berechnet:

Bezeichnungen:

- $h$  Stützenhöhe |m|
- $l$  Entfernung Theodolit-Stütze |m|
- $a_i$  Abweichung der Stützenmitte aus der Vertikalen |m|
- $b_i$  Stützenbreite |m|
- $e_i$  Abstand der Stützenmitte von der Sehne |m|
- $y_0$  Vorkrümmungsordinate in Stützenmitte nach Regression |m|
- $\alpha_i$  Differenz der Seitenwinkel für einen Stützenquerschnitt |gon|
- $\psi$  Winkel zwischen der Vertikalen und der Sehne durch die obere und untere Stützenmitte |gon|
- $\varphi_i$  Horizontalwinkel der Stützenmittellinie |gon|

Die Stützenbreite ergibt sich zu

$$b = 2 \cdot l \cdot \tan(\alpha_i/2)$$

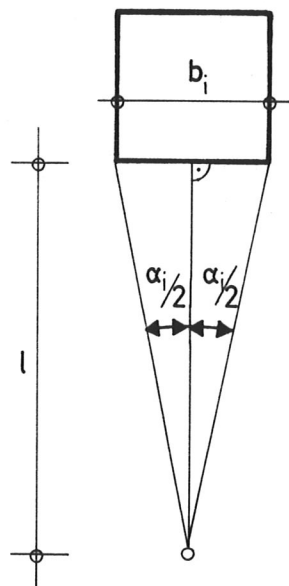


Bild 19: Zur Bestimmung der Stützenbreite  $b$

Die Schrägstellung  $\psi$  und die Vorkrümmungsordinate  $y_0$  bei Annahme einer sinusförmigen Vorverformungslinie werden wie folgt ermittelt:

$$\begin{aligned} a_i &= l \cdot \tan(\varphi_i - \varphi_1) \\ \psi &= -\arctan(a_5/h) \\ e_i &= (a_i - a_5 \cdot (i - 1)/4) \cdot \cos \psi \end{aligned}$$

Der Wert  $y_0$  wird durch eine nichtlineare Regression nach dem Prinzip der kleinsten Quadrate berechnet:

$$y_0 = \frac{1}{2 \cdot \sqrt{2}} (e_2 + e_4) + \frac{1}{2} e_3$$

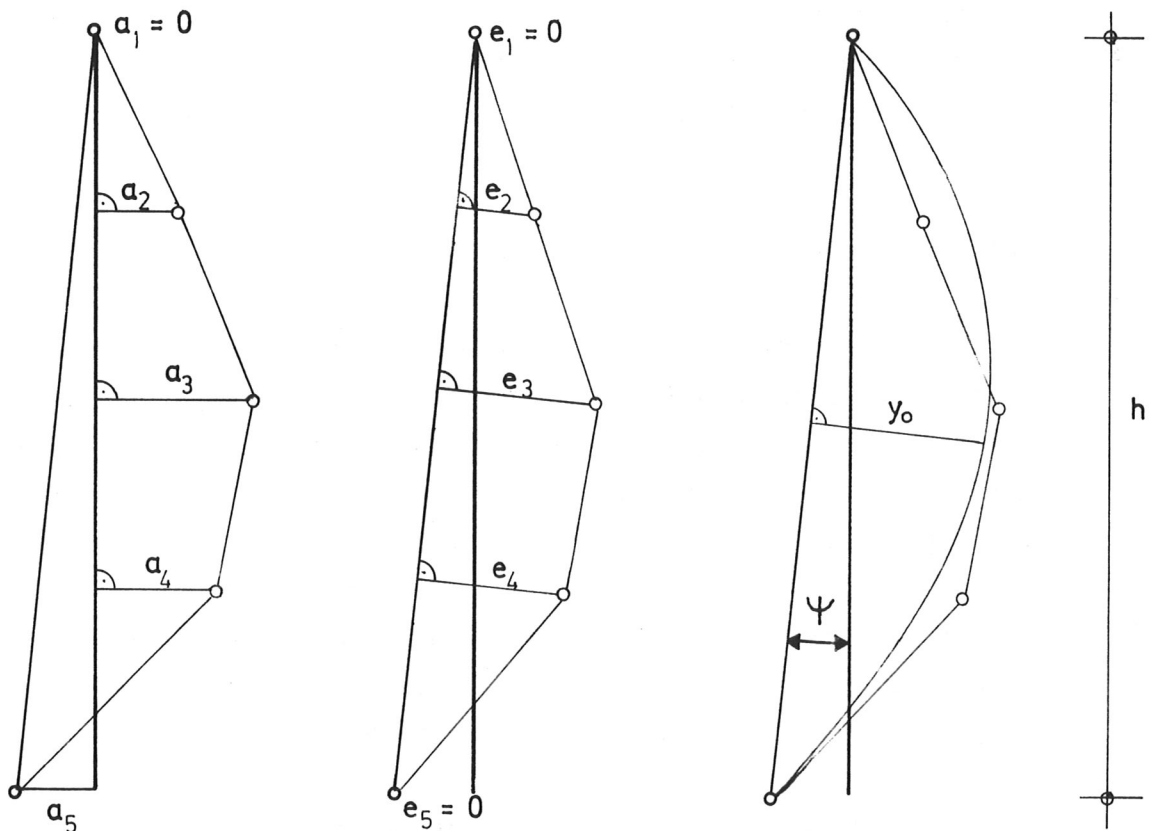


Bild 20: Zur Bestimmung der Schrägstellung (Winkel  $\psi$ ) und der Vorkrümmungsamplitude  $y_0$

Ein Beispiel zur Ermittlung der Vorverformungen und der Querschnittsabmessungen ist in Anhang 1 dargestellt.

#### 3.3.1.4 Meßgenauigkeit

Für die Wertung der Meßergebnisse ist die Kenntnis der auftretenden Meßfehler und deren Auswirkungen auf die Meßergebnisse ein wichtiger Faktor. Analog zur Vorgehensweise in LINDNER und GIETZELT (1984) werden die Auswirkungen folgender Fehlerquellen auf die Meßergebnisse abgeschätzt:

- Fehler bei der Längenmessung
- Gerätefehler
- Fehler bei der Handhabung des Geräts
- Stehachsenfehler

##### 3.3.1.4.1 Fehler bei der Längenmessung

Für das Messen des Abstandes zwischen Stützenvorderseite und Theodolit wurde ein Bandmaß mit Zentimeter-Einteilung benutzt. Wegen des Durchhängens des Bandmaßes, Pendeln des Theodolitlotes und Ablesungenauigkeiten wird mit Längenfehlern von  $\pm 3$  cm gerechnet. Die Auswirkung dieses Fehlers auf die Vorkrümmungsamplitude beträgt beim Beispiel des Anhangs 1 nicht mehr als  $\pm 0,25$  %.

Da der Fehler bei der Standorteinmessung etwa proportional der Entfernung zwischen Stütze und Theodolit ist, kann für andere Entfernungen mit Fehlern derselben Größenordnung gerechnet werden.

Die Stützhöhen wurden mit dem Zollstock gemessen; bei Stützhöhen von weniger als 6 m sind die anzusetzenden Meßfehler eher geringer als bei der Standorteinmessung.



Aufgrund dieser sehr kleinen Auswirkungen der Meßfehler auf die Meßergebnisse bleiben die Fehler bei der Standorteinmessung und der Messung der Stützhöhe außer Betracht.

#### 3.3.1.4.2 Gerätefehler

Durch die gewählte Meßmethode - Messen in 1. und 2. Lage - werden sämtliche Gerätefehler wie Zielachsenfehler, Kippachsenfehler oder Alhidadenexzentrizität bis auf den Teilkreisfehler eliminiert. Der Teilkreisfehler ist bei dem verwendeten Feinmeßtheodoliten derart gering, daß er gegenüber den Fehlern bei der Handhabung des Gerätes und dem Stehachsenfehler nicht ins Gewicht fällt. Gerätefehler bleiben daher wie die Fehler bei der Längenmessung außer Betracht.

#### 3.3.1.4.3 Fehler bei der Handhabung des Gerätes

Durch unterschiedliche Lichtverhältnisse, Fehler beim Einstellen des Fadenkreuzes auf die Meßmarke oder durch nicht korrekte Koinzidenzeinstellungen ergeben sich weitere Fehler, die sich zu Fehlern bei der Handhabung des Geräts zusammenfassen lassen. In LINDNER und GIETZELT (1984) wird zum Abschätzen dieses Fehlers eine Meßreihe mit 10 Sätzen beschrieben, die von 2 Personen durchgeführt wurde. Aus den Meßergebnissen dieser Reihe wurde ein mittlerer Meßfehler von  $\pm 1,0$  mm bei 95 % Aussagewahrscheinlichkeit und einer Zielpunktentfernung von 51 m errechnet. Da bei den Holzstützen sämtliche Messungen von nur einer Person vorgenommen wurden und die Zielpunktbildung durch die Verwendung von Meßmarken erheblich schärfer war, sind die Meßfehler hier geringer anzunehmen. Es wird mit den halben Werten aus LINDNER und GIETZELT (1984) gerechnet. Bei einer linearen Abhängigkeit des Meßfehlers von der Zielpunktentfernung ergibt sich der in Bild 21 dargestellte Zusammenhang.

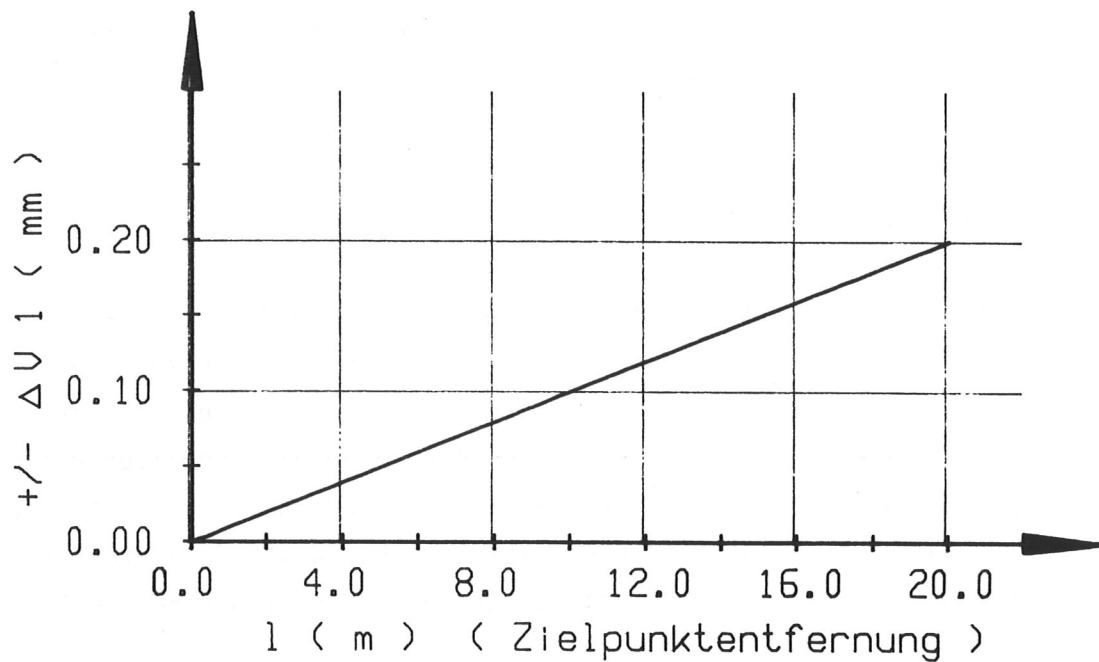


Bild 21: Zusammenhang zwischen Handhabungsfehler und Zielpunktentfernung

#### 3.3.1.4.4 Stehachsenfehler

Ist die Stehachse eines Theodoliten nicht lotrecht, ergeben sich bei Messungen außerhalb der horizontalen Fernrohrlage Fehler, die mit zunehmendem Höhenwinkel immer größer werden. Wird ein mittlerer Justierungsfehler von  $\pm 1$  Teilstrich bei der Einstellung der Horizontalierlibelle zugrundegelegt, ergeben sich in Abhängigkeit von der Zielpunktentfernung  $l$  und der Zielpunkthöhe  $h$  über bzw. unter der horizontalen Fernrohrlage nach LINDNER und GIETZELT (1984) folgende Meßfehler  $\Delta V_2$ :

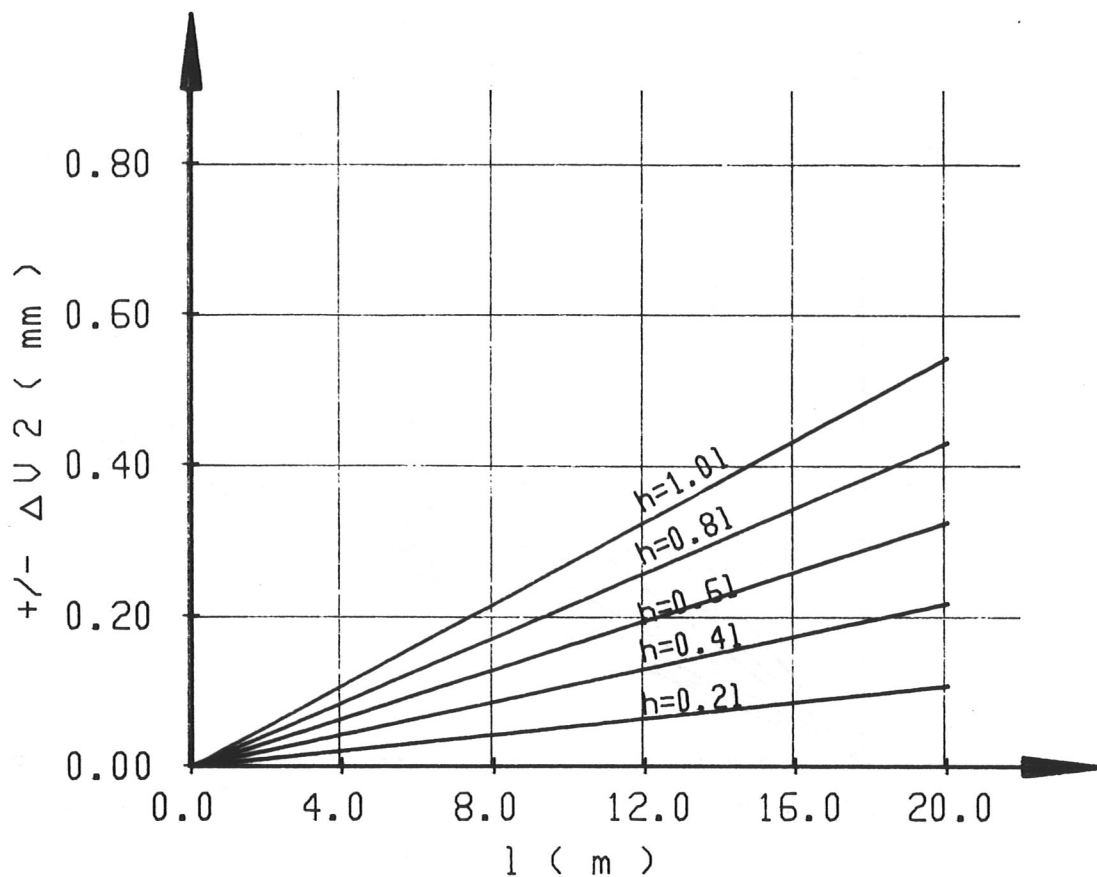


Bild 22: Stehachsenfehler in Abhängigkeit von der Zielpunktentfernung  $l$  und der Zielpunkthöhe  $h$

#### 3.3.1.4.5 Beurteilung der Meßgenauigkeit

Aus der bisherigen Darstellung der Fehlermöglichkeiten folgt, daß eine quantitative Aussage über die wirklichen Meßfehler ohne Fehlerrechnung auf der Grundlage von Messungen in mehreren Sätzen nicht möglich ist. Messungen in mehreren Sätzen für sämtliche vermessenen Stützen waren aus Zeitgründen nicht möglich. Die Größe der Meßfehler hängt zum einen von der Zielpunktentfernung und der Zielpunkthöhe, andererseits von der Sorgfalt der Horizontaljustierung und der Ableseungen ab. Ermittelt man den resultierenden Meßfehler aus der Wurzel der Summe der beiden Einzelfehlerquadrate, ergibt sich Bild 23.

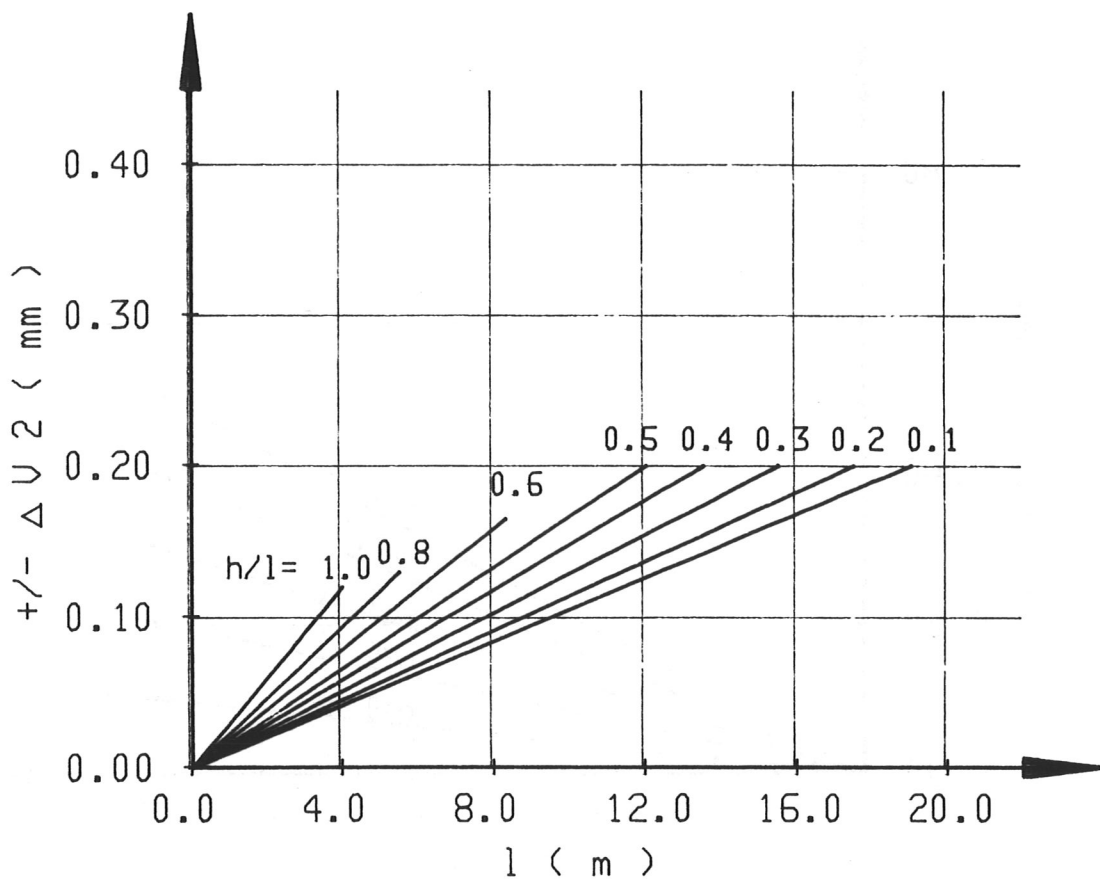


Bild 23: Resultierender Meßfehler in Abhängigkeit von der Zielpunktentfernung  $l$  und der Zielpunkthöhe  $h$

Der resultierende Meßfehler wurde lediglich für diejenigen Bereiche von  $h$  und  $l$  dargestellt, für die Messungen durchgeführt wurden.

### 3.3.2 Meßergebnisse

Für die statistische Auswertung der Meßergebnisse wurden die Einzelmessungen als voneinander unabhängige Größen betrachtet. Die Auswertung wurde getrennt für Vollholz- und Brettschichtholzstützen vorgenommen, da signifikante Unterschiede der geometrischen Imperfektionen beider Stützenarten zu erwarten waren.

Da der Meßfehler der einzelnen Messungen zufällig ist und den wirklichen Wert vergrößern oder verkleinern kann, wird der Mittelwert der Meßergebnisse von den Meßfehlern nicht beeinflußt. Die Auswirkung der Meßfehler auf die Standardabweichung läßt sich nicht quantifizieren. Bei zufällig verteilten Meßfehlern und der großen Zahl der Meßwerte kann der Einfluß der Meßfehler auf die Standardabweichung außer Betracht bleiben.

### 3.3.2.1 Stützenschrägstellung

Als Schrägstellung wird der Winkel  $\psi$  zwischen der Vertikalen und der Geraden durch die Querschnittsschwerpunkte am oberen und unteren Stützenende betrachtet. Bild 24 und 25 zeigen die an den Stichproben ermittelten Häufigkeitsverteilungen der bezogenen Schrägstellungswinkel  $\psi \cdot \sqrt{h}$  von 140 Vollholz- und 176 Brettschichtholzstützen. In Tabelle 5 sind die Kehrwerte des Mittelwertes  $\bar{m}$ , der Standardabweichung  $s$  und der 95 %-Fraktile  $x_{95}$  für eine Aussagewahrscheinlichkeit von 95 % nach OWEN ( 1962) für die Absolutwerte der Größe  $\psi \cdot \sqrt{h}$  angegeben.

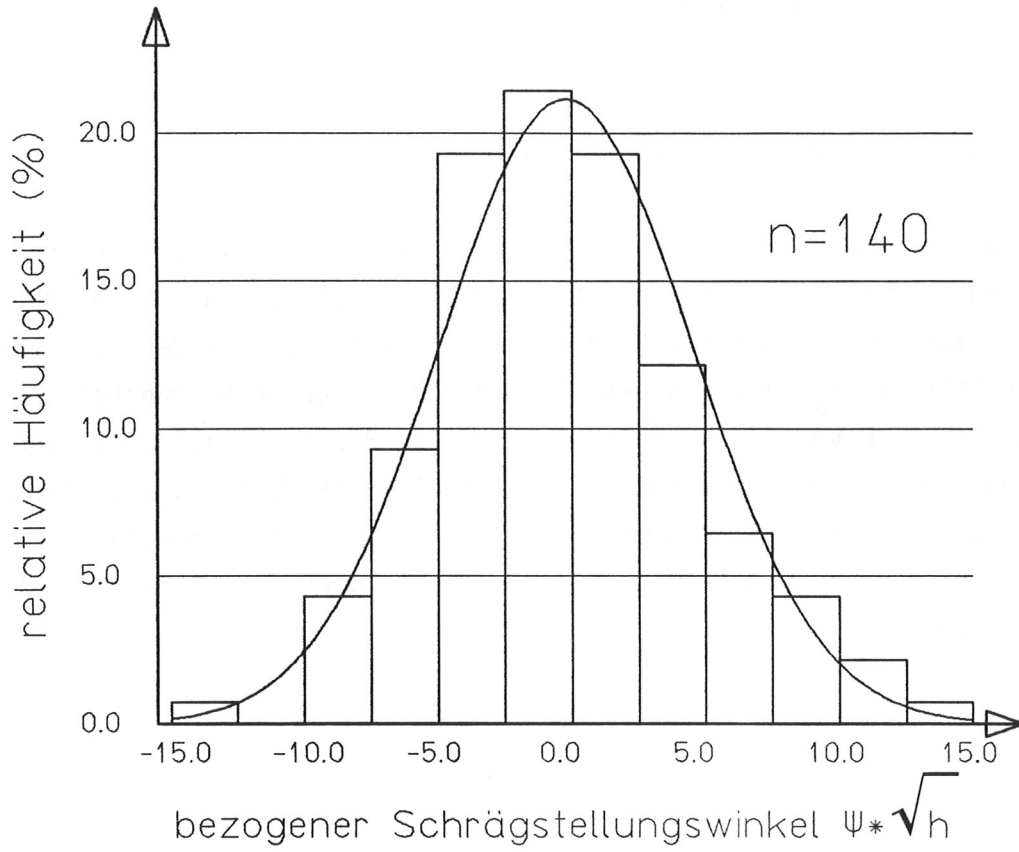


Bild 24: Bezogener Schrägstellungswinkel  $\psi \cdot \sqrt{h}$  von Vollholzstützen

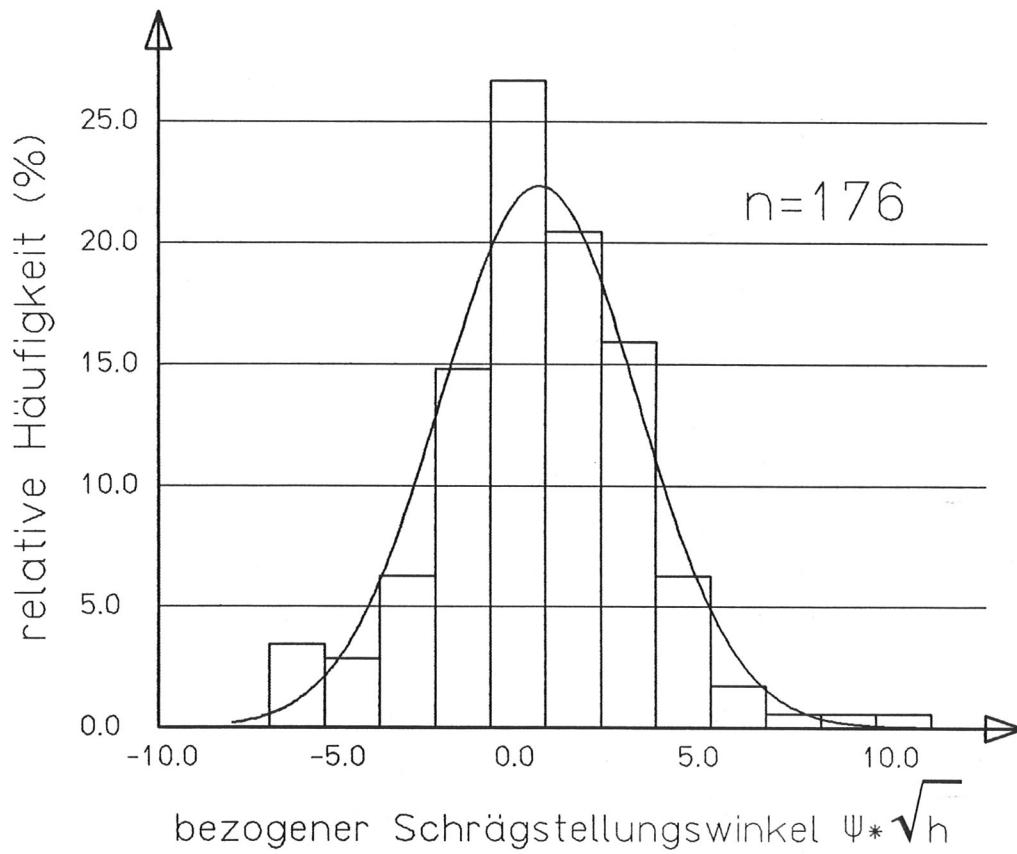


Bild 25: Bezogener Schrägstellungswinkel  $\Psi \cdot \sqrt{h}$  von Brettschichtholzstützen

Tabelle 5: Ausgewertete Meßdaten für die bezogenen Stützenschrägstellungen  $\psi \cdot \sqrt{h}$

1	2	3	4	5
Stützenart	N	$1/\bar{m}$	1/s	$1/x_{95}$
BSH	176	495	560	187
NH	140	270	344	109

### 3.3.2.2 Vorkrümmungsamplitude

Die Vorkrümmungsamplitude  $y_0$  wird durch eine nichtlineare Regressionsanalyse nach dem Prinzip der kleinsten Quadrate aus den Abständen zwischen Sehne und Stützenmittellinie berechnet (siehe Bild 20). In Bild 26 und 27 sind die Wahrscheinlichkeitsdichten des auf die Stabschlankheit bezogenen Ausmittigkeitsgrades  $\epsilon/\lambda$  für 142 Vollholz- bzw. 176 Brettschichtholzstützen aus den vermessenen Bauwerken dargestellt. Als dimensionsloser Ausmittigkeitsgrad  $\epsilon$  wird die auf die Kernweite  $k$  des Querschnitts bezogene Ausmitte bezeichnet. Die Kernweite wurde dabei einheitlich aus den Sollabmessungen des jeweiligen Querschnittes ermittelt. Wie bei der Auswertung der Schrägstellungswinkel sind in Tabelle 6 die entsprechenden statistischen Daten für den bezogenen Ausmittigkeitsgrad  $\epsilon/\lambda$  dargestellt.



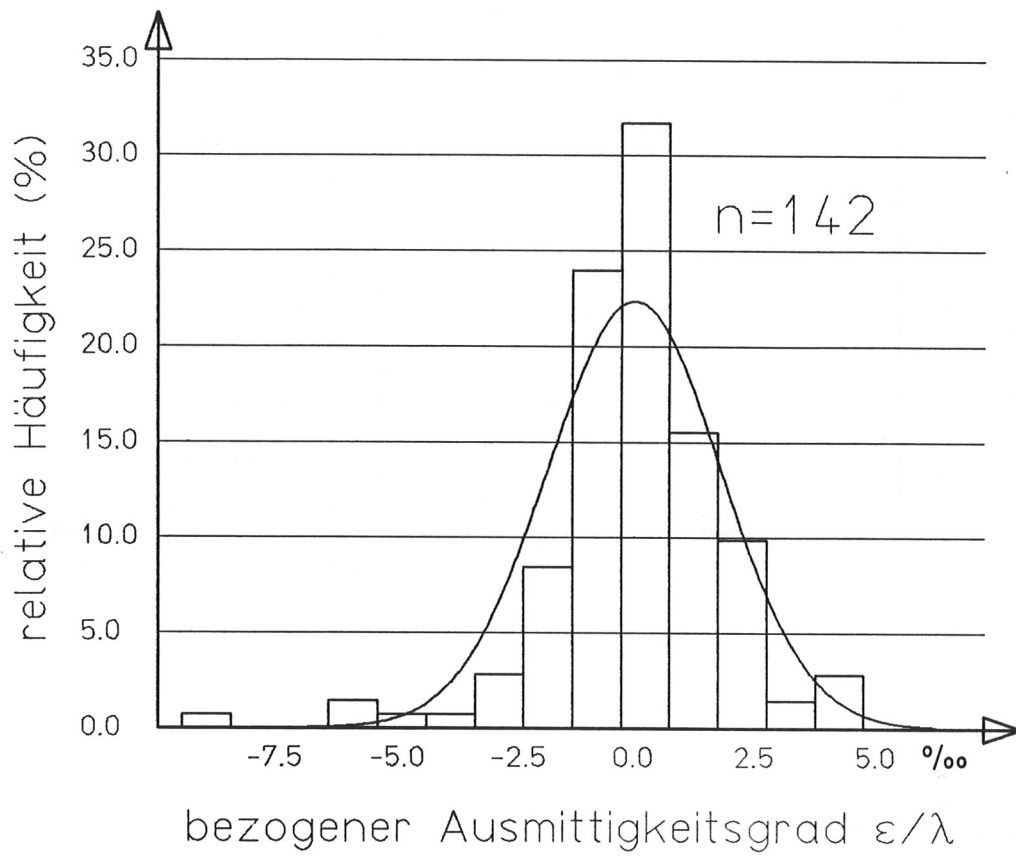


Bild 26: Bezogener Ausmittigkeitsgrad  $\epsilon/\lambda$  von Vollholzstützen

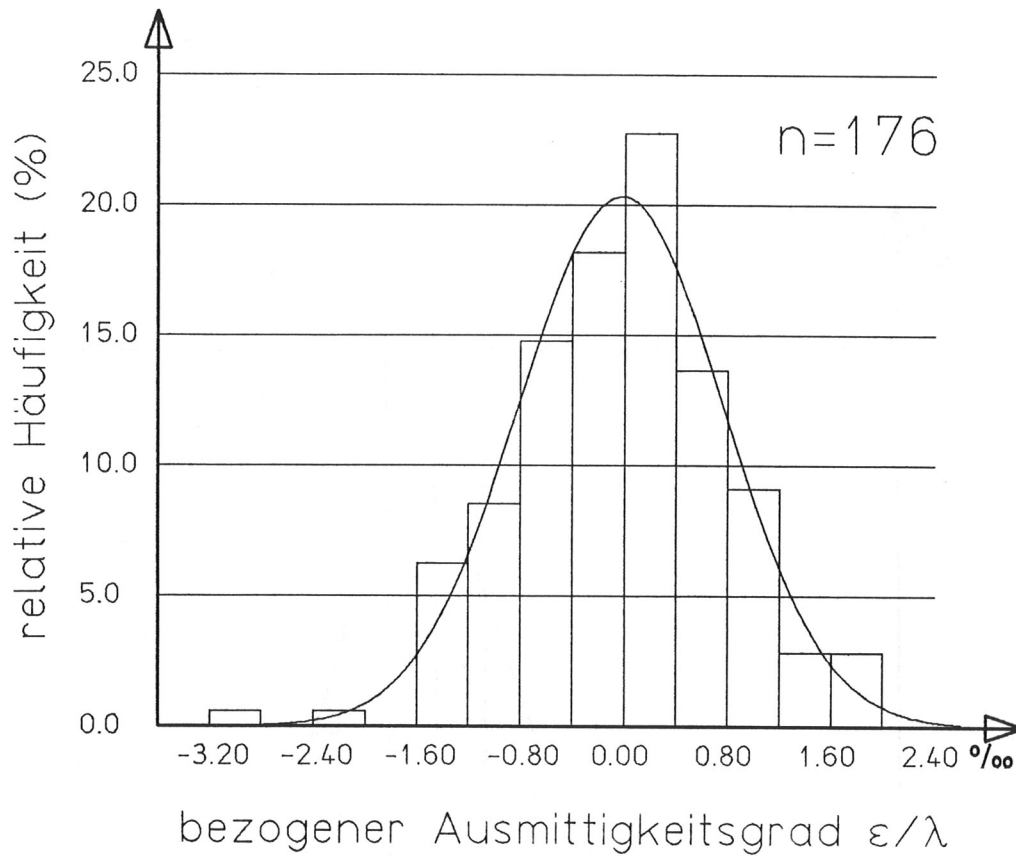


Bild 27: Bezogener Ausmittigkeitsgrad  $\epsilon/\lambda$  von Brettschicht-holzstützen

Tabelle 6: Ausgewertete Meßdaten für die bezogene Ausmitte

1	2	3	4	5
Stützenart	N	$1/\bar{m}$	$1/s$	$1/x_{95}$
BSH	176	1627	2050	657
NH	142	809	767	271

### 3.3.2.3 Stützenbreite

Die Spannweite der auf die Sollbreite bezogenen Stützenbreite reicht bei Vollholzstützen von 0,94 bis 1,07, bei Brettschichtholzstützen von 0,97 bis 1,04. Stichprobengröße  $N$ , Mittelwert  $\bar{m}$ , Standardabweichung  $s$ , und 5 % Fraktile  $x_5$  sind in Tabelle 7 zusammengestellt.

Tabelle 7: Ausgewertete Meßdaten für die bezogenen Stützenbreiten

1	2	3	4	5
Stützenart	$N$	$\bar{m}$	$s$	$x_5$
BSH	880	1,0029	0,00766	0,9894
NH	710	0,9888	0,0215	0,9509

### 3.3.2.4 Holzfeuchte

Bedingt durch die Baustellenverhältnisse konnte nicht an allen Stützen die Feuchte gemessen werden, so daß für Vollholz- bzw. Brettschichtholzstützen die Stichprobengrößen nur bei 100 bzw. 158 Werten lagen. Die Spannweite reicht bei Brettschichtholzstützen von 11,0 bis 17,9 %, während sich der Feuchtebereich bei Vollholzstützen von 12,7 bis 31,0 % erstreckt. Tabelle 8 zeigt für beide Stützenarten die Ergebnisse der statischen Auswertung.

Tabelle 8: Ausgewertete Meßdaten für die Holzfeuchten in %

1	2	3	4	5
Stützenart	$N$	$\bar{m}$	$s$	$x_{95}$
BSH	158	14,8	1,2	17,1
NH	100	17,6	3,4	24,1

### 3.3.2.5 Stützenlänge

Der Vergleich der gemessenen mit der planmäßigen Stützenhöhe führte lediglich zu Differenzen, die unter einem halben Promille der Sollhöhe lagen. Danach kann die Stützenhöhe in sehr guter Näherung als deterministische Größe behandelt werden, da die festgestellten Abweichungen den Bauteilwiderstand nur unbedeutend verändern.

### 3.3.2.6 Ausmitte der Lasteinleitung

Durch die inhomogene Struktur des Holzes fällt der Querschnittsschwerpunkt im allgemeinen nicht mit dem geometrischen Schwerpunkt zusammen, so daß auch bei geometrisch mittiger Lasteinleitung die Normalkraft mit einem Endhebelarm angreift. Dieser Endhebelarm ist zudem nicht konstant, sondern eine Funktion der Spannungsverteilung bzw. der Schnittgrößen im Querschnitt.

Im gewählten mechanischen Modell wird durch die Simulation des Trägersaufbaus mit streuenden Basisvariablen die ungewollte Ausmitte der Lasteinleitung in jedem Iterationsschritt berücksichtigt, indem fortwährend die Lage des tatsächlichen Querschnittsschwerpunktes ermittelt wird. Damit ist die ungewollte Ausmitte der Lasteinleitung, die dem schlankheitsunabhängigen Anteil der rechnerischen Ausmitte  $\varepsilon = 0,1$  nach EDIN 1052, Abschnitt 9.6.3 (1984) entspricht, vollständig erfaßt.

## 3.4 \_ \_ \_ \_ Simulation des Stützenaufbaus

Auf der Basis der statistischen Verteilungsfunktionen aller maßgebenden Einflußgrößen ist es möglich, eine große Anzahl von Druckstäben mit vorgegebenen Abmessungen zu modellieren, deren Traglasten

im Rahmen der Methode der statistischen Versuche die Wahrscheinlichkeitsverteilung des Bauteilwiderstandes von Holzstützen liefern. Hierbei entstehen Bauteile, die zwar alle nach demselben Muster aufgebaut sind, deren Eigenschaften sich jedoch infolge der zufälligen Einflußfaktoren unterscheiden.

### 3.4.1 Simulation von Brettschichtholzstützen

#### 3.4.1.1 Aufbau eines Brettschichtholzbauteils

Zur Herstellung von Brettschichtholz werden in den Leimbaubetrieben der Bundesrepublik Deutschland Brettstränge hergestellt, indem Einzelbretter durch Keilzinkung (KZV) miteinander verbunden werden. Von diesem prinzipiell endlosen Brettstrang werden Lamellen entsprechend der Bauteillänge abgetrennt, beleimt und übereinander gestapelt. Ist die erforderliche Bauteilhöhe erreicht, wird der zur einwandfreien Verleimung erforderliche Preßdruck aufgebracht, der bis zum Aushärten des Leims konstant bleibt. Bild 28 zeigt eine schematische Darstellung der Bauteilherstellung aus dem Brettstrang.

#### 3.4.1.2 Simulation der Keilzinkenverbindungen

Bei vorgegebener Stützenlänge und Lamellenanzahl im Querschnitt wird jede Lamelle unabhängig simuliert, indem ein Zufallswert aus der Häufigkeitsverteilung der Brettlängen gegriffen und mit einer gleichverteilten Zufallszahl aus dem Intervall  $[0, 1]$  multipliziert wird. Anschließend werden sooft zufällige Brettlängen addiert, bis die Stützenlänge erreicht oder überschritten ist. Damit sind Anzahl und Lage der Keilzinkenverbindungen in den einzelnen Lamellen bekannt. Da bei dem verwendeten mechanischen Modell die Eigenschaften jeder Lamelle in äquidistanten Querschnitten definiert sein müssen,

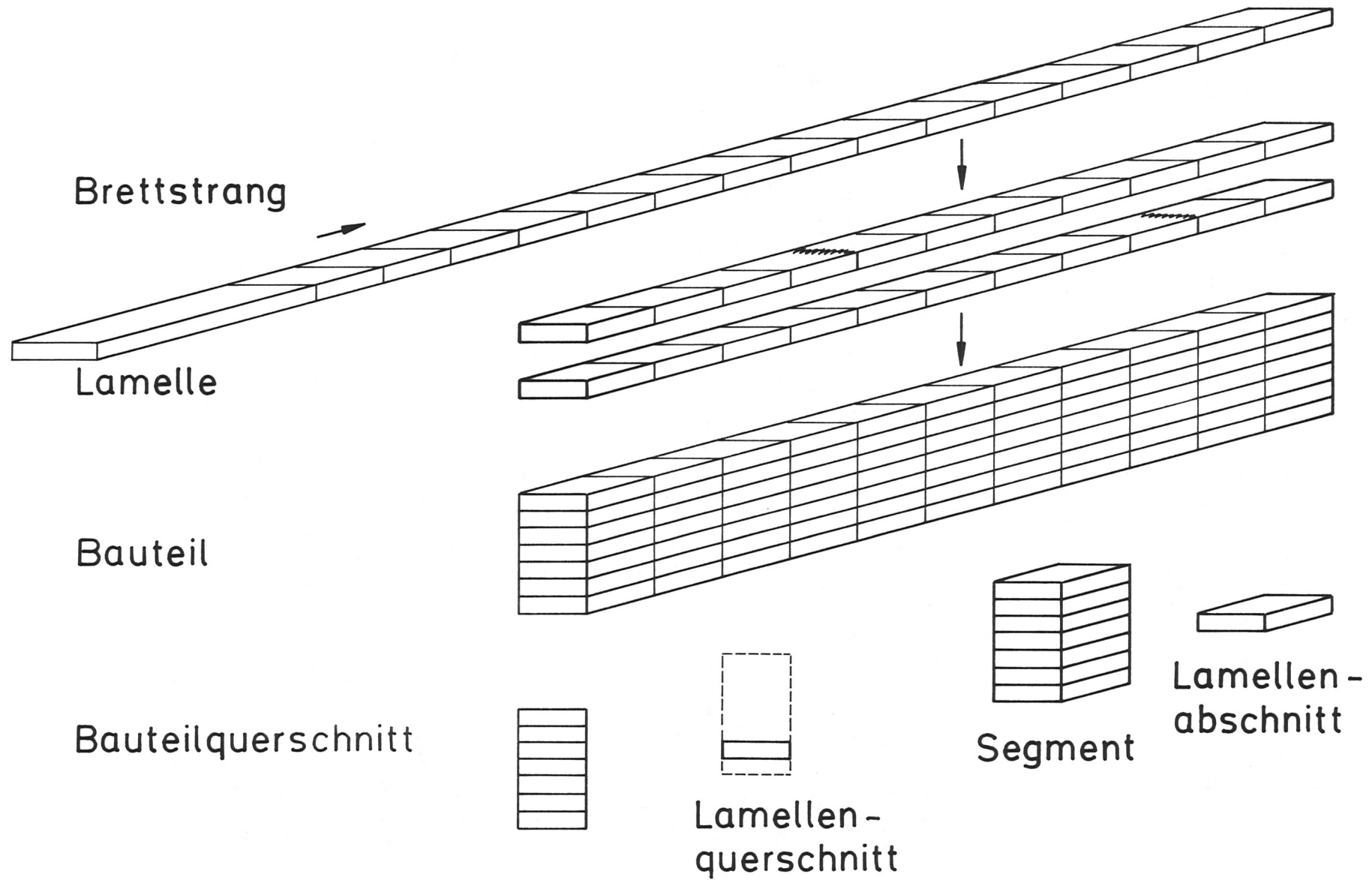


Bild 28: Herstellung eines BSH-Bauteils und Bezeichnungen

wird die Lage der Keilzinkenverbindungen dahingehend korrigiert, daß die Eigenschaften "Keilzinkenverbindung" dem nächstgelegenen Querschnitt der Lamelle zugesprochen wird (siehe Bild 29).

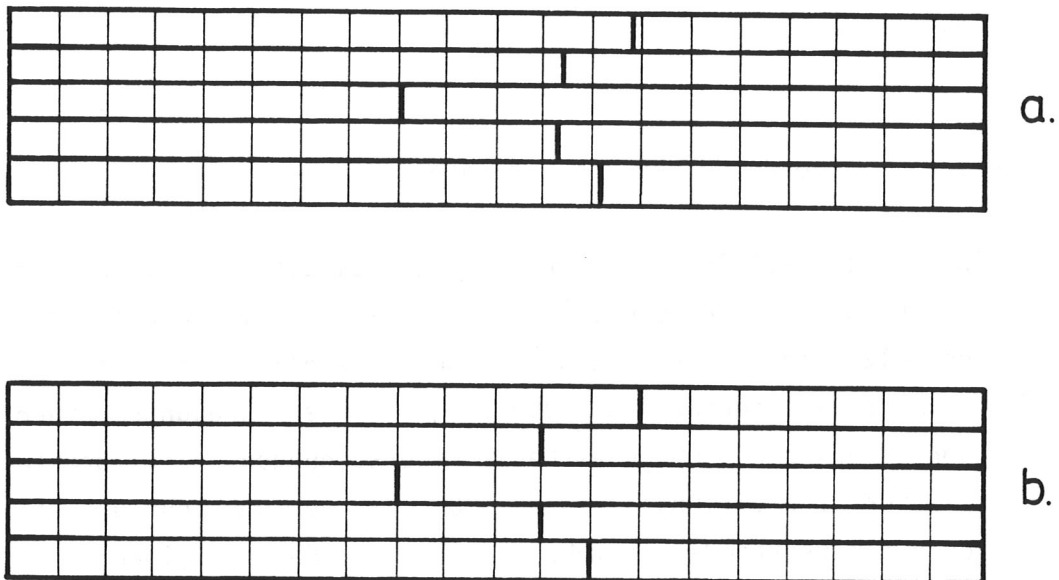


Bild 29: a) Beispiel für die Simulation der Keilzinkenverbindungen in einem BSH-Bauteil  
b) Korrigierte Lage der Keilzinkenverbindungen für das Rechenmodell

#### 3.4.1.3 Zuordnung der Werkstoffkennwerte

Jeder Lamelle wird in äquidistanten Querschnitten ein Kenngrößenvektor aus Darrohdichte  $\rho_0$ , Astflächenanteil KAR, Druckholzanteil  $d$  und Holzfeuchte  $u$  zugeordnet, aus dem die Erwartungswerte der charakteristischen Größen der Spannungs-Dehnungs-Beziehung ermittelt werden können. Zur wirklichkeitsnahen Beschreibung ist die Autokorrelation der Kenngrößen entlang des Brettstranges von großer Bedeu-

tung. In KERSKEN-BRADLEY und MAIER (1977) wird festgestellt, daß Rohdichte und Ästigkeit voneinander unabhängig sind. Ebenfalls konnte eine Autokorrelation der Merkmale von verschiedenen Brettern einer Lieferung nicht festgestellt werden, während innerhalb eines Brettes z.B. die Rohdichte eine ausgeprägte Autokorrelation aufweist.

#### 3.4.1.3.1 Zuordnung der Darrohdichte

Im Abschnitt 3.1.1 ist die Wahrscheinlichkeitsverteilung der Darrohdichte für das in der Bundesrepublik Deutschland verwendete Brett-schichtholz dargestellt. Die Streuungen innerhalb eines Brettes sind jedoch sehr viel geringer als die dargestellten Streuungen einer Stichprobe aus der Grundgesamtheit. Untersuchungen an 111 Brettern von EHLBECK et al. (1984) zeigten z.B., daß der Rohdichteunterschied zwischen den Brettenden in mehr als 80 % der Fälle kleiner als  $40 \text{ kg/m}^3$  war. Näherungsweise wird daher die Rohdichte aller Lamellenquerschnitte eines Brettes als konstant angenommen, während die Werte für die Rohdichte verschiedener Bretter aus der zugehörigen Häufigkeitsverteilung zufällig entnommen werden. Enthält der Lamellenquerschnitt eine Keilzinkenverbindung, wird ihm der niedrigere Wert der Darrohdichte der angrenzenden Bretter zugewiesen.

#### 3.4.1.3.2 Zuordnung des Astflächenanteils KAR

Während die Streuungen der Rohdichte innerhalb eines Brettes wesentlich geringer sind als z.B. innerhalb einer Brettlieferung, kann dies für die Ästigkeit nicht festgestellt werden. Die Simulation des KAR-Wertes eines Lamellenquerschnitts erfolgt daher unabhängig von der Größe der KAR-Werte der übrigen Brettquerschnitte. Dazu wird für den Lamellenquerschnitt aus der für die jeweilige Güteklasse reprä-



sentativen Häufigkeitsverteilung ein Wert für die Ästigkeit zufällig ausgewählt. Da im Bereich von Keilzinkenverbindungen keine größeren Äste auftreten dürfen, wird der KAR-Wert eines keilgezinkten Lamellenquerschnitts zu Null gesetzt.

#### 3.4.1.3.3 Zuordnung des Druckholzanteils $d$

Über die Streuungen des Druckholzflächenanteils innerhalb eines Brettes liegen keine Untersuchungen vor. Daher müssen die Werte des Druckholzanteils aufeinanderfolgender Brettquerschnitte als voneinander unabhängig betrachtet werden. Bei den von GLOS (1978) untersuchten 820 Brettabschnitten waren 417 druckholzfrei; die Häufigkeitsverteilung der übrigen 403 Proben ist im Abschnitt 3.1.3 dargestellt. Zur Modellierung des Druckholzanteils wird daher zunächst eine gleichverteilte Pseudozufallszahl zwischen 0 und 1 erzeugt. Ist diese Zufallszahl kleiner als 0,509, wird der Druckholzanteil des Lamellenquerschnitts zu Null gesetzt, während im entgegengesetzten Fall aus der Lognormalverteilung des Druckholzanteils ein zufälliger Wert gewählt wird.

#### 3.4.1.3.4 Zuordnung der Holzfeuchte $u$

Da das Umgebungsklima die weitaus wichtigste Einflußgröße für die Holzfeuchte darstellt und das Klima für alle Lamellen eines Bauteils in aller Regel dasselbe ist, kann die Holzfeuchte für das gesamte Bauteil als konstant angesehen werden. Demzufolge wird allen Lamellenquerschnitten dieselbe Holzfeuchte zugewiesen, die aus der Häufigkeitsverteilung für Brettschichtholzstützen (siehe Abschnitt 3.1.4) zufällig ausgewählt wird.

#### 3.4.1.3.5 Zuordnung des Schubmoduls G

Im Gegensatz zum Tragverhalten von Brettlamellen bei Zug- bzw. Druckbeanspruchung liegen keine umfassenden Erhebungen zur Abhängigkeit des Schubmoduls und der Schubfestigkeit von den wichtigsten Holzeigenschaften vor. Lediglich der Zusammenhang zwischen Schubmodul G und Holzfeuchte u ist für Fichtenholz durch Untersuchungen von NEUHAUS (1981) dargestellt worden. NEUHAUS bestimmte ein vollständiges System der 12 Elastizitätszahlen von Fichtenholz in Abhängigkeit von der Holzfeuchte an astfreien Versuchskörpern. Die Gleitzahlen  $S_{44}$  und  $S_{66}$  bedeuten hierin die Kehrwerte der Schubmoduln für liegende bzw. stehende Jahrringe. Da sich diese beiden Gleitzahlen sowohl im Verlauf als auch zahlenmäßig im interessierenden Feuchtebereich von 6 % bis 22 % kaum unterscheiden, wird deren arithmetisches Mittel der Auswertung zugrundegelegt. Eine lineare Regressionsrechnung ergab folgenden Zusammenhang zwischen Schubmodul G und Holzfeuchte u:

$$G = 900 - 18,5 \cdot u \quad (20)$$

$$\begin{array}{l} G \text{ |N/mm}^2 \text{ |} \\ u \text{ |%|} \end{array}$$

Diese Beziehung, die durch Untersuchungsergebnisse von TRAYER und MARCH in KOLLMANN (1982) an Sitkafichtenproben sowie von SPENGLER (1982) an Fichtenbrettlamellen bestätigt wird, dient zur Simulation des Schubmoduls, der ebenso wie die Holzfeuchte u als konstant für das gesamte Bauteil angesehen wird.

#### 3.4.1.4 Zuordnung der Residuen

Mit den zugeordneten Kennwerten Darrohdichte, Ästigkeit, Druckholzanteil und Holzfeuchte lassen sich über die Regressionsgleichungen

des Abschnittes 2 die Erwartungswerte der charakteristischen Größen der Arbeitslinien für den Zug- und Druckbereich jedes Lamellenquerschnitts bestimmen. Als Folge zufälliger Fehler der charakteristischen Größen unterscheidet sich der wirkliche vom erwarteten Verlauf der Arbeitslinien im Rahmen einer vorgegebenen Irrtumswahrscheinlichkeit. Dies wird berücksichtigt, indem den Erwartungswerten der charakteristischen Größen eine zufällige Störgröße überlagert wird, die aus der Dichtefunktion der jeweiligen Reststreuung entnommen wird. Da die Residuen der charakteristischen Größen der Arbeitslinien nicht unabhängig voneinander sind, muß auch die Korrelation zwischen den Residuen bei deren Realisation berücksichtigt werden. Das Residuum des Elastizitätsmoduls weist die jeweils höchste Korrelation zu den übrigen Residuen auf; deshalb wird folgende Vorgehensweise gewählt, die von GLOS (1978) vorgeschlagen wird:

Die Simulation der Reststreuung des Elastizitätsmoduls wird zufällig und unabhängig aus der zugehörigen Dichtefunktion bestimmt; hierbei ist zu unterscheiden zwischen der Reststreuung innerhalb eines Brettes und der mittleren Reststreuung in verschiedenen Brettern.

Die Simulation der Reststreuungen der anderen charakteristischen Größen werden als Summe aus einem zufälligen Anteil und einem systematischen Anteil, der vom Residuum des Elastizitätsmoduls abhängig ist, bestimmt:

$$R = R_1 + R_2 \quad (21)$$

Für den zufälligen Anteil  $R_1$  gibt GLOS (1978) als Dichtefunktion der Residuen eine Normalverteilung mit dem Mittelwert 0 und der Standardabweichung  $\sigma_x$  an. Die Größe der Standardabweichung beträgt für die einzelnen Residuen:

$\sigma_x (E_d)$	=	1500	N/mm <sup>2</sup>	für	$R_1(E_d)$
$\sigma_x (\sigma_{dB})$	=	2,5	N/mm <sup>3</sup>	für	$R_1(\sigma_{dB})$
$\sigma_x (\sigma_{dBA})$	=	2,2	N/mm <sup>2</sup>	für	$R_1(\sigma_{dBA})$
$\sigma_x (\varepsilon_{dB})$	=	0,47	%o	für	$R_1(\varepsilon_{dB})$
$\sigma_x (E_z)$	=	0,180		für	$R_1(E_z)$
$\sigma_x (\sigma_{zB})$	=	0,187		für	$R_1(\sigma_{zB})$

Bei den Werten für den Zugelastizitätsmodul und die Zugfestigkeit handelt es sich um Größen, die als Summanden im Exponenten der Regressionsgleichungen erscheinen.

Die angegebene Standardabweichung der Reststreuung des Druck-Elastizitätsmoduls berücksichtigt jedoch nicht die Autokorrelation des Residuums innerhalb eines Brettes. Untersuchungen von COLLING und SCHERBERGER (1987) an 100 Brettern und daraus hergestellten 640 Brettabschnitten haben gezeigt, daß sich die Reststreuung des Elastizitätsmoduls eines Brettabschnittes zusammensetzt aus einem Brettanteil und einem Brettabschnittanteil. Für die mittlere Reststreuung eines Brettes kann eine Normalverteilung mit dem Mittelwert 0 und der Standardabweichung 1000 N/mm<sup>2</sup> angenommen werden, während die Standardabweichung des Residuums innerhalb eines Brettes selbst wieder eine streuende Größe darstellt. Bild 30 zeigt die Häufigkeitsverteilung der Standardabweichung des Residuums innerhalb eines Brettes. Für jedes Brett wird also eine konstante, mittlere Reststreuung aus einer Normalverteilung (0/1000 N/mm<sup>2</sup>) zufällig ausgewählt und anschließend aus der Lognormalverteilung des Bildes 30 eine Standardabweichung der Reststreuung innerhalb des Brettes ebenfalls zufällig bestimmt. Damit werden die Residuen des Elastizitätsmoduls der Brettquerschnitte als Summe aus dem mittleren Residuum des Brettes und zufälligen Werten aus einer Normalverteilung mit dem Mittelwert 0 und der Standardabweichung  $\sigma_x$  berechnet.

Für den vom Residuum des Elastizitätsmoduls abhängigen, systematischen Anteil der Residuen der übrigen charakteristischen Größen der Druckarbeitslinie gelten folgende Beziehungen:

$$R_2 (\sigma_{dB}) = 0,0014 \cdot R_1 (E_d) \quad (22)$$

$$R_2 (\sigma_{dBA}) = - 0,00032 \cdot R_1 (E_d) \quad (23)$$

$$R_2 (\varepsilon_{dB}) = 0,00053 \cdot R_1 (E_d) \quad (24)$$

Für den Zugelastizitätsmodul und die Zugfestigkeit liegen keine Angaben über systematische Anteile vor. Da es aber naheliegt, daß der Zugelastizitätsmodul mit dem Druckelastizitätsmodul eng korreliert ist, wird die Reststreuung des Zugelastizitätsmoduls nach folgendem Schema an das Residuum des Druckelastizitätsmoduls gekoppelt:

$$R (E_Z) = \frac{\sigma_x (E_Z)}{\sigma_x (E_d)} \cdot R (E_d) \quad (25)$$

$$= \frac{0,18}{1300} \cdot R (E_d) \quad (25a)$$

$R (E_Z)$  bedeutet hier die Reststreuung des Exponenten in der Regressionsgleichung für den Zugelastizitätsmodul.

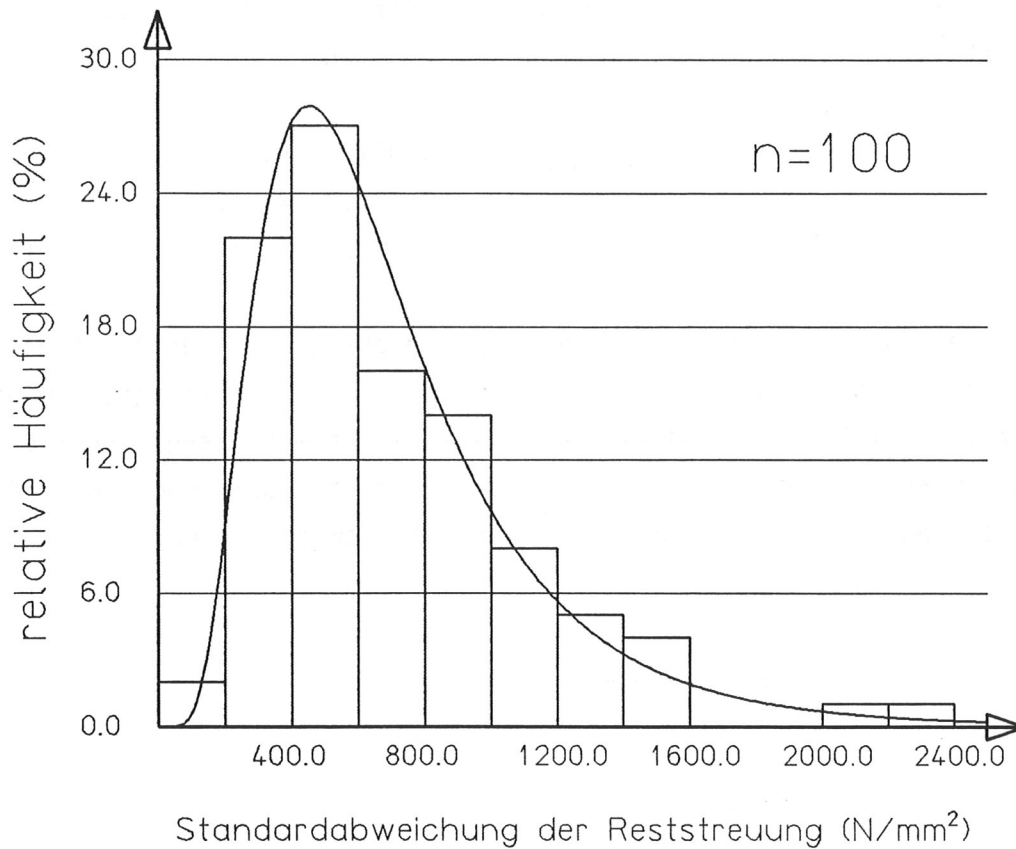


Bild 30: Häufigkeitsverteilung der Standardabweichung des Residuums für den Elastizitätsmodul E

#### 3.4.1.5 Eingrenzung des Wertebereiches der charakteristischen Größen

Bei ungünstigen Kombinationen von Erwartungswert und Reststreuung ist es möglich, daß unsinnige Werte für die charakteristischen Größen - z.B. ein negativer Elastizitätsmodul - simuliert werden. Um solche Fälle auszuschließen wird der Wertebereich der 6 charakteristischen Größen begrenzt:

15	≅	$\sigma_{dB}$	≅	75	N/mm <sup>2</sup>
2000	≅	$E_d$	≅	24000	N/mm <sup>2</sup>
2.0	≅	$\epsilon_{dB}$	≅	8,5	%o
15	≅	$\sigma_{dBA}$	≅	65	N/mm <sup>2</sup>
2000	≅	$E_z$	≅	24000	N/mm <sup>2</sup>
0	≅	$\sigma_{zB}$	≅	100	N/mm <sup>2</sup>

Die ersten 4 angegebenen Intervalle stellen die Spannweite der von GLOS (1978) festgestellten Werte der charakteristischen Größen dar. Der Wertebereich des Zugelastizitätsmoduls wurde dem des Druckelastizitätsmoduls gleichgesetzt und für die Zugfestigkeit wurde als unterer Grenzwert 0 angenommen, da durch große Holzfehler die Zugfestigkeit einer Lamelle sehr stark herabgesetzt werden kann. Liegen die simulierten Größen außerhalb des Wertebereichs, wird die Modellierung des Residuums wiederholt.

#### 3.4.1.6 Berücksichtigung physikalischer Bedingungen im Verlauf der Arbeitslinie

Um Fälle auszuschließen, in denen der Verlauf der Arbeitslinie für den Druckspannungsbereich physikalische Gegebenheiten verletzt, müssen nach der Simulation der Kenngrößen und ihrer Residuen 2 Bedingungen überprüft werden, deren Einhaltung der Erfahrung widersprechende, "entartete" Formen des Arbeitslinienverlaufs verhindert:

- Der Tangentenmodul ist an jeder Stelle der Arbeitslinie kleiner als der Elastizitätsmodul  $E_d$

Diese Bedingung wird bei der gewählten Funktion der Spannungs-Dehnungs-Beziehung eingehalten, wenn die Krümmung der Arbeitslinie im Ursprung kleiner oder höchstens gleich 0 ist:

$$\frac{d^2\sigma_d}{d\epsilon_d^2} (\epsilon_d = 0) \leq 0 \quad (26)$$

$$\epsilon_{dB} \geq \frac{7 \cdot \sigma_{dB}}{6 \cdot E_d} \quad (27)$$

Die Einhaltung dieser Ungleichung wird nach der Simulation der Residuen überprüft; ist sie nicht erfüllt, wird die charakteristische Größe  $\epsilon_{dB}$  entsprechend korrigiert.

- Die asymptotische Endfestigkeit  $\sigma_{dBA}$  ist kleiner als die Druckfestigkeit  $\sigma_{dB}$

Da der Größtwert der Druckspannung im Bruchzustand erreicht wird, muß die oben angegebene Bedingung, deren Verletzung bei einer ungünstigen Kombination der Kenngrößen möglich ist, überprüft werden. Weil auch bei sehr kleinen Differenzen zwischen  $\sigma_{dB}$  und  $\sigma_{dBA}$  die Gefahr besteht, daß der Verlauf der Arbeitslinie "entartet", wird die Grenzbedingung

$$\sigma_{dBA} \leq \sigma_{dB} - 1 \quad |N/mm^2| \quad (28)$$

festgelegt.

Diese wird ebenfalls nach der Simulation der Residuen überprüft und gegebenenfalls entsprechend korrigiert.

#### 3.4.1.7 Simulation der geometrischen Imperfektionen

Nachdem in jedem Lamellenquerschnitt die Form der Spannungs-Dehnungs-Funktion für den Zug- und Druckbereich bekannt ist, müssen noch die geometrischen Imperfektionen 'spannungslose Vorkrümmung der Stabachse' und 'Abweichung der Querschnittsabmessungen von den Sollmaßen' simuliert werden. Für Brettschichtholzstützen konnte eine



Korrelation zwischen den verschiedenen geometrischen Imperfektionen nicht festgestellt werden, und demzufolge werden die Zufallsgrößen Vorkrümmungsamplitude  $y_0$ , Verhältnis Querschnittsbreite zu Sollbreite  $b/b_0$  und Verhältnis Querschnittshöhe zur Sollhöhe  $h/h_0$  zufällig und unabhängig voneinander aus den entsprechenden Häufigkeitsverteilungen des Abschnittes 3.3 entnommen. Bild 31 zeigt in einem Flußdiagramm den Ablauf der Simulation einer Brettschichtholzstütze.

### 3.4.2 Simulation von Vollholzstützen

Über die Verteilung der Elastizitäts- und Festigkeitseigenschaften von Nadelvollholz entlang der Stabachse und innerhalb des Querschnitts liegen keine Untersuchungen vor, die als Grundlage für eine Simulation dieser Eigenschaften innerhalb eines Stabes dienen könnten. Daher wird bei der Simulation von Vollholzstützen vereinfachend von konstanten Materialeigenschaften über das gesamte Stabvolumen ausgegangen.

#### 3.4.2.1 Zuordnung der charakteristischen Größen der Arbeitslinie

Der Elastizitätsmodul der Vollholzstütze wird aus der im Abschnitt 2.2 angegebenen Häufigkeitsverteilung auf der Basis einer Holzfeuchte von 12 % zufällig entnommen. Die Druckfestigkeit  $\sigma_{dB}$  und die Biegefestigkeit  $\sigma_{bB}$  werden über Regressionsbeziehungen aus dem simulierten Wert des Elastizitätsmoduls berechnet:

Sind von 2 Variablen  $x_1$  und  $x_2$  Mittelwert  $\mu$ , Standardabweichung  $\sigma$  und Korrelationskoeffizient  $\rho$  bekannt, so ergibt sich die Regressionsgerade zu:

$$x_1 - \mu_1 = \beta \cdot (x_2 - \mu_2) \quad (29)$$

mit 
$$\beta = \frac{\rho \cdot \sigma_1}{\sigma_2}$$

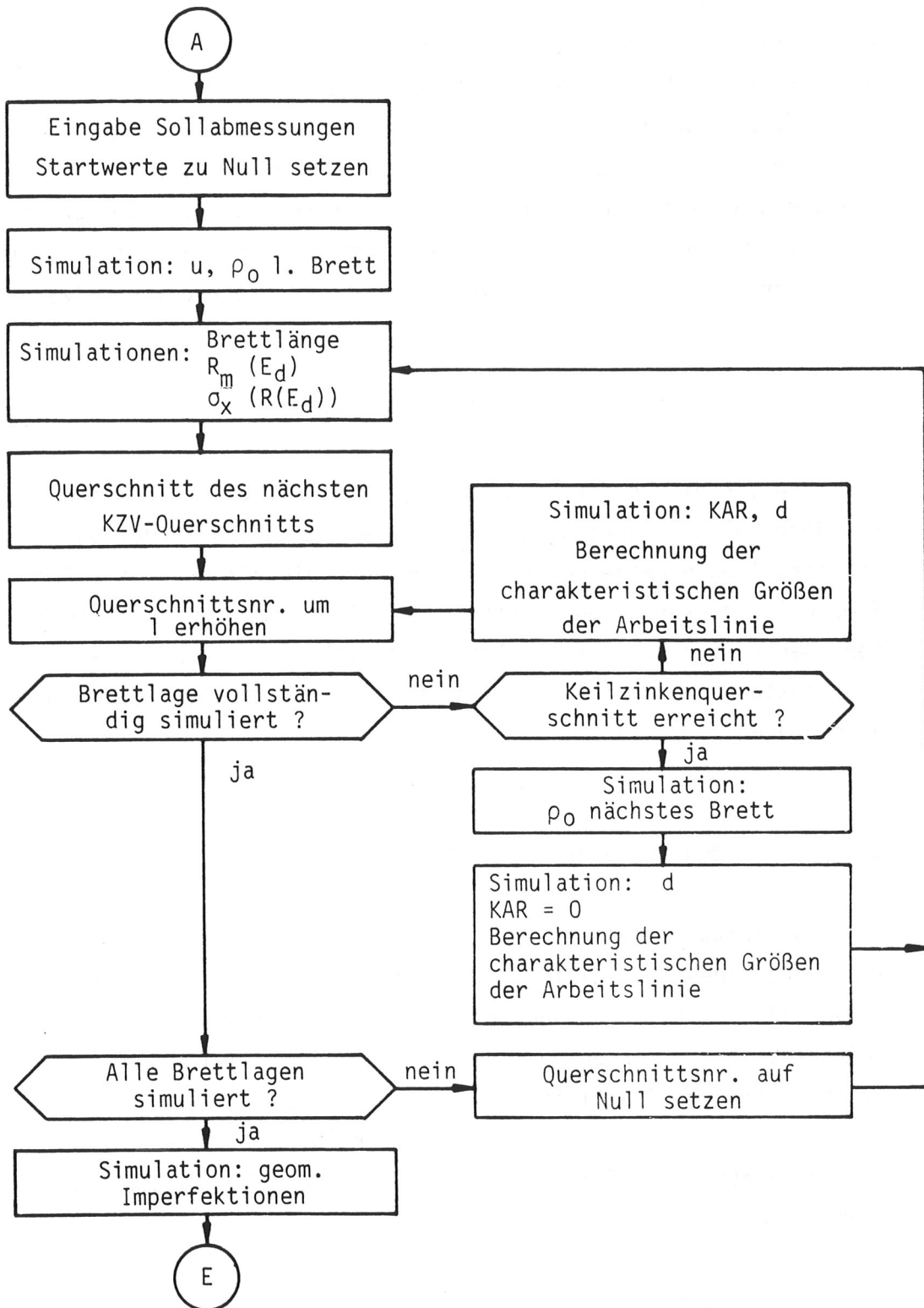


Bild 31: Ablauf der Simulation des Stützenaufbaus einer BSH-Stütze

Die verbleibende Reststreuung um die Regressionsgerade ist eine Normalverteilung mit dem Mittelwert 0 und der Standardabweichung

$$\sigma_R = \sigma_1 \cdot \sqrt{1 - \rho^2} \quad (30)$$

Aus den Werten der Tabellen 1 und 4 folgen damit:

$$\begin{aligned} \sigma_{dB} &= 0.00171 \cdot E + 12,4 & | \text{N/mm}^2 | \\ \sigma_R &= 3,8 & | \text{N/mm}^2 | \end{aligned}$$

und

$$\begin{aligned} \sigma_{bB} &= 0.00296 \cdot E + 2,9 & | \text{N/mm}^2 | \\ \sigma_R &= 6,6 & | \text{N/mm}^2 | \end{aligned}$$

Die Werte für die Druckfestigkeit  $\sigma_{dB}$  und die Biegefestigkeit  $\sigma_{bB}$  ergeben sich aus den Regressionsgeraden, vermehrt oder vermindert um einen zufälligen Anteil aus der Reststreuung mit dem Mittelwert 0 und der Standardabweichung  $\sigma_R$ . Zur Berücksichtigung der Auswirkung der Holzfeuchte, die zufällig und unabhängig aus der Häufigkeitsverteilung des Abschnittes 3.2.1 gegriffen wird, werden Elastizitätsmodul, Druckfestigkeit und Biegefestigkeit nach den Angaben der Tabelle 3 modifiziert, wobei Zwischenwerte geradlinig eingeschaltet werden.

Die asymptotische Endfestigkeit  $\sigma_{dBA}$  und die Bruchstauchung  $\epsilon_{dB}$  werden aus diesen modifizierten Werten berechnet:

$$\begin{aligned} \sigma_{dBA} &= 0.85 \cdot \sigma_{dB} & | \text{N/mm}^2 | \\ \epsilon_{dB} &= 1250 \cdot \frac{\sigma_{dB}}{E} & | \% | \end{aligned}$$

Der Schubmodul G wird analog zur Vorgehensweise im Abschnitt 3.4.1.3.5 aus der simulierten Holzfeuchte ermittelt.

#### 3.4.2.2 Simulation der geometrischen Imperfektionen

Die Zufallsgrößen Vorkrümmungsamplitude  $y_0$ , Verhältnis Querschnittsbreite zu Sollbreite  $b/b_0$  und Verhältnis Querschnittshöhe zu Sollhöhe  $h/h_0$  werden zufällig und unabhängig voneinander aus den Häufigkeitsverteilungen des Abschnittes 3.3 für Vollholzstützen entnommen.

## 4 Mechanisches Modell

### 4.1 Voraussetzungen

Das mechanische Modell soll das Verhalten von Druckstäben beschreiben, die durch Normalkräfte und Querlasten beansprucht werden. Für das Berechnungsverfahren zur Ermittlung der Traglast werden die folgenden einschränkenden Voraussetzungen getroffen:

- Das Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Holzes entspricht für Druckbeanspruchung der Arbeitslinie des Abschnittes 2, während für Zugbeanspruchung ein linear-elastisch-sprödes Verhalten zugrundegelegt wird. Hierbei wird vorausgesetzt, daß die für gleichmäßige, ebene Querschnittsverformung ermittelten Arbeitslinien auch auf andere Verformungszustände angewandt werden können.
- Der Stabquerschnitt ist symmetrisch und die Belastung wirkt nur in der Symmetrieebene. Seitliches Ausweichen aus der Symmetrieebene ist ausgeschlossen.
- Die Hypothese vom Ebenbleiben der Querschnitte gilt auch beim Auftreten plastischer Verformungen im Querschnitt.
- Die Durchbiegungen sind so klein, daß die linearisierte Form der Differentialgleichung der Biegelinie verwendet werden kann.
- Es werden lediglich elastische Schubverformungen berücksichtigt und der Einfluß der Querkraft auf die Momenten-Krümmungs-Beziehung wird nicht erfaßt.
- Entlastungen aus dem plastischen Bereich verlaufen entlang der Arbeitslinie und nicht auf einer Entlastungsgeraden.

Im Rahmen der genannten Voraussetzungen können Druckstäbe berechnet werden, die in beliebigen Punkten elastisch gelagert sind.

Innerhalb eines Brettschichtholzquerschnitts weisen die Lamellen voneinander unabhängige Eigenschaften auf, während in Vollholzquerschnitten die Materialeigenschaften als konstant angesehen werden. Außer einer Normalkraft, die immer eine Druckkraft ist, können beliebig viele Einzellasten an der Stütze angreifen. Durch eine entsprechend feine Einteilung des Stabes in Längsrichtung können so auch ungleichmäßig verteilte Streckenlasten angenähert werden.

Eine spannungslose Vorverformung wird durch einen sinusförmigen Verlauf der geometrischen Stabachse berücksichtigt.

#### 4.2 — — — — Beziehung am Brettschichtholzquerschnitt

##### 4.2.1 Aufbau eines Brettschichtholzquerschnitts

Brettschichtholzbauteile werden aus mehreren Brettern gleicher Dicke verleimt, in der Bundesrepublik Deutschland vorwiegend aus Fichtenholz. Obwohl der Aufbau komplizierterer Querschnitte wie I- oder Hohlkastenquerschnitte möglich ist, werden insbesondere für Stützen vorwiegend Stäbe mit Rechteckquerschnitt eingesetzt. Die Dicke der Einzelbretter darf nach DIN 1052 30 mm in der Regel nicht überschreiten, in Sonderfällen kann sie auf 40 mm erhöht werden. Für das Rechenmodell wird die Brettdicke auf 30 mm festgelegt, während als Querschnittsform der am häufigsten vorkommende Rechteckquerschnitt betrachtet wird. Damit ergibt sich ein Querschnitt nach Bild 32, dessen Elemente voneinander unabhängige Eigenschaften aufweisen (GLOS 1981).

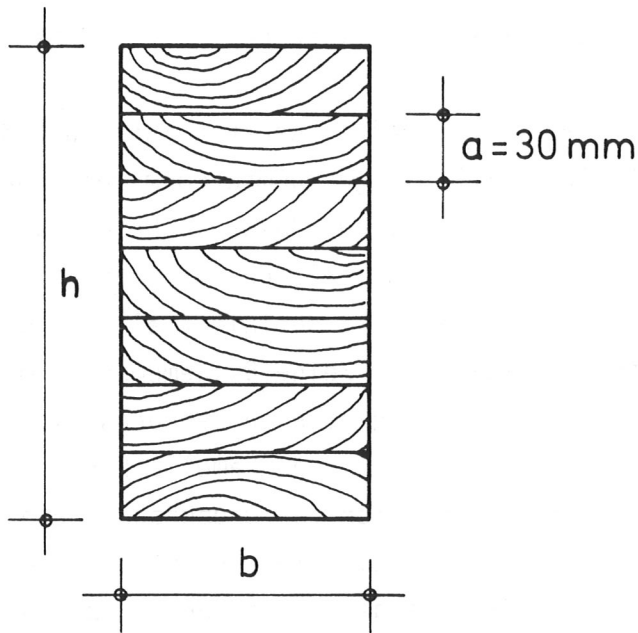


Bild 32: Aufbau eines Brettschichtholzquerschnitts

#### 4.2.2 Ermittlung der inneren Normalkraft

Unter der Voraussetzung eines ebenen Dehnungszustandes kann für vorgegebene Randdehnungen  $\epsilon_i$  und  $\epsilon_a$  die innere Normalkraft als Integral der Normalspannungen über die gesamte Querschnittsfläche berechnet werden:

$$N_i = \int_A \sigma \, dA \quad (31)$$

#### 4.2.3 Ermittlung der Schwerpunktslage des Querschnitts

Durch die unterschiedlichen Lamelleneigenschaften innerhalb des Querschnitts und zusätzlich durch die gekrümmte Form der Arbeitslinie im Druckspannungsbereich stimmt der "elastische" Schwerpunkt im allgemeinen Fall nicht mit dem geometrischen Schwerpunkt überein. Hierbei ist der "elastische" Schwerpunkt definiert als der Ort, in dem durch eine angreifende Normalkraft keine Biegemomente im Querschnitt erzeugt werden. Für einen vorgegebenen Dehnungszustand ist der Elastizitätsmodul im Zugbereich für jede Lamelle konstant - das HOOKE'sche Gesetz ist gültig. Im Bereich der Druckspannungen wird gemäß Bild 33 das Materialgesetz der Lamelle abschnittsweise durch den Sekantenmodul ersetzt - daraus ergibt sich der sägezahnartige Verlauf einer fiktiven Spannungs-Dehnungs-Beziehung, der für eine unendlich feine Einteilung in das wirkliche Materialgesetz übergeht. In jedem Lamellenabschnitt kann somit ebenso wie im Zugbereich das HOOKE'sche Gesetz verwendet werden, wenn für den Elastizitätsmodul  $E$  der abschnittsweise veränderliche Sekantenmodul eingesetzt wird.

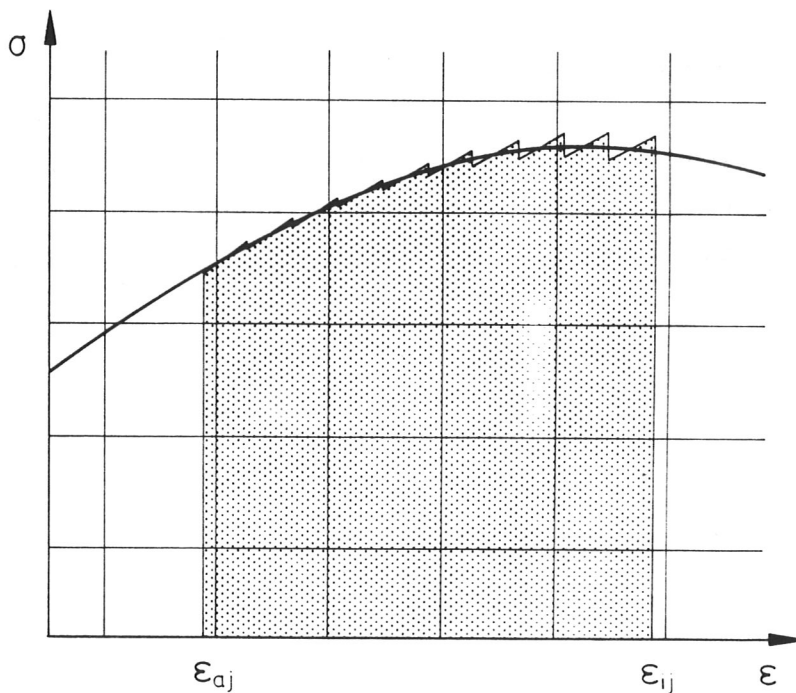


Bild 33: Ersatz des wirklichen Materialgesetzes durch einen abschnittsweise veränderlichen Sekantenmodul



Bei bekannten Randdehnungen  $\epsilon_a$  und  $\epsilon_i$  ergibt sich nach dem Schwerpunktsatz die Dehnung im elastischen Schwerpunkt:

$$\epsilon_s = \frac{\int_{\epsilon_a}^{\epsilon_i} E(\epsilon) \cdot \epsilon \cdot d\epsilon}{\int_{\epsilon_a}^{\epsilon_i} E(\epsilon) \cdot d\epsilon} \quad (32)$$

Der Abstand zwischen elastischem und geometrischem Schwerpunkt folgt nach dem Strahlensatz zu:

$$e_s = \left( \frac{\epsilon_a + \epsilon_i}{2} - \epsilon_s \right) \cdot \frac{h}{\Delta\epsilon} \quad (33)$$

#### 4.2.4 Ermittlung des inneren Moments

Für eine festgelegte Dehnungsverteilung ergibt sich das innere Moment bezogen auf den elastischen Querschnittsschwerpunkt zu:

$$M_i = \frac{h^2}{\Delta\epsilon^2} \int_{\epsilon_a}^{\epsilon_i} \sigma(\epsilon) \cdot (\epsilon - \epsilon_s) d\epsilon \quad (34)$$

#### 4.2.5 Ermittlung der Querschnittssteifigkeiten

Im Rahmen der Voraussetzungen werden nur elastische Schubverformungen bei der Berechnung von Druckstäben berücksichtigt und die Schubsteifigkeit wird unabhängig vom aktuellen Dehnungs- und Spannungszustand als konstant angenommen.

$$G \cdot A_s = G \cdot 5/6 \cdot A \quad (35)$$

Besondere Überlegungen sind jedoch zur Biegesteifigkeit EI und zur Dehnsteifigkeit EA notwendig.

Da im Verlauf des Rechenprogramms zum Zeitpunkt der Ermittlung der Querschnittssteifigkeiten außer dem Dehnungszustand auch die inneren Schnittgrößen Normalkraft und Biegemoment bekannt sind, lassen sich Biegesteifigkeit EI und Dehnsteifigkeit EA hieraus bestimmen. Ersetzt man in der linearisierten Differentialgleichung der Biegelinie

$$y'' = - \frac{M}{EI} \quad (36)$$

die zweite Ableitung der Biegelinie durch den Kehrwert des Krümmungsradius

$$y'' = \frac{1}{R} \quad (37)$$

und setzt für R vereinfacht [6]

$$R = \frac{h}{\Delta \epsilon} \quad (38)$$

so folgt

$$EI = - \frac{M \cdot h}{\Delta \epsilon} \quad (39)$$

Die Stauchung der wirklichen Stabachse als Verbindungslinie aller elastischen Querschnittsschwerpunkte ist:

$$\epsilon_s = \frac{N}{EA} \quad (40)$$

Bei bekanntem  $\epsilon_s$  folgt damit:

$$EA = \frac{N}{\epsilon_s} \quad (41)$$

Damit sind Biegesteifigkeit  $EI$  und Dehnsteifigkeit  $EA$  als Funktionen des aktuellen Dehnungszustands und der Stabschnittgrößen bekannt.

#### 4.3 \_ \_ \_ \_ Beziehungen am Vollholzquerschnitt

Die im Abschnitt 4.2 angegebenen Beziehungen am Brettschichtholzquerschnitt gelten uneingeschränkt auch für Vollholzquerschnitte, wenn die charakteristischen Größen der Arbeitslinien der einzelnen Lamellen nicht unabhängig voneinander, sondern für alle fiktiven Lamellen des Querschnitts gleich angenommen werden. Dies entspricht dem theoretischen Grenzfall eines Brettschichtholzquerschnitts mit einer einzigen Lamelle.

#### 4.4 \_ \_ \_ \_ Tragverhalten des Brettschichtholzquerschnitts

##### 4.4.1 Bestimmung der Druckfestigkeit des Querschnitts

Die Druckfestigkeit eines Brettschichtholzquerschnitts wird definiert als Größtwert der Arbeitslinie des Querschnitts bei Druckbeanspruchung. Die Arbeitslinie des Querschnitts ist abhängig von den voneinander unabhängigen, zufällig verteilten Arbeitslinien der einzelnen Lamellen, deren Form wiederum von mehreren, zufällig verteilten Eingangsgrößen beeinflusst wird. Bild 34 zeigt für einen Querschnitt mit 5 Lamellen die Arbeitslinien der einzelnen Lamellen und die daraus resultierende Arbeitslinie des Gesamtquerschnitts.

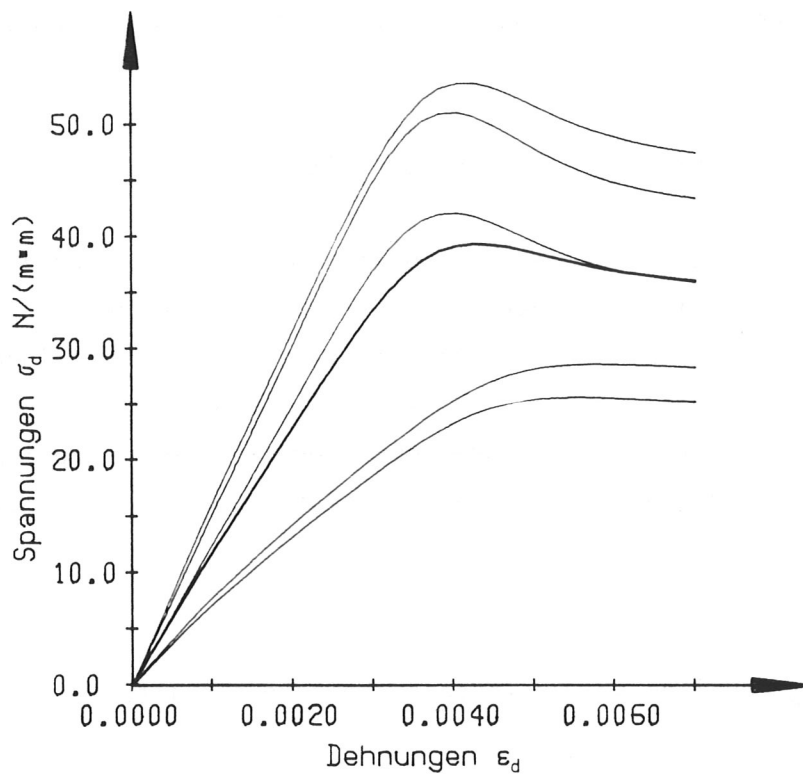


Bild 34: Lamellenarbeitslinien und resultierende Querschnittsarbeitslinie

#### 4.4.2 Momenten-Krümmungs-Beziehung

Die Momenten-Krümmungs-Beziehung (MKB) gibt für eine vorgegebene Normalkraft das aufnehmbare Moment des Querschnitts in Abhängigkeit der Krümmung und damit der Dehnungsunterschiede in den Randfasern an. Bild 35 zeigt für einen Brettschichtholzquerschnitt aus 10 Lamellen Momenten-Krümmungs-Beziehungen für unterschiedliche Normal-

kräfte. Es fällt auf, daß mit zunehmender Normalkraft die MKB aus dem Ursprung des Koordinatensystems herauswandert. Da die vorgegebene Normalkraft im geometrischen Schwerpunkt angreift, und die Lage des elastischen Schwerpunktes, die ja nur von der Spannungsverteilung im Querschnitt abhängig ist, sich mit wachsender Normalkraftbeanspruchung vom geometrischen Schwerpunkt entfernt, wird der Querschnitt auch bei gleichmäßiger Dehnung durch Biegemomente um den geometrischen Schwerpunkt beansprucht. Der genaue Verlauf der MKB ist eine Funktion der Lamellenarbeitslinien und daher sind Momenten-Krümmungs- Beziehungen für Brettschichtholzquerschnitte im allgemeinen Fall auch nicht symmetrisch. Die Sprünge im Verlauf der MKB entstehen, wenn in einzelnen Lamellen die Zugfestigkeit überschritten wird, und sich damit die Biegesteifigkeit des Querschnitts abrupt ändert. Phänomene der Rißfortpflanzung wurden nicht berücksichtigt und sind für die Traglastberechnung von Druckstäben von untergeordneter Bedeutung, da nur in Ausnahmefällen nach dem Zugbruch einer Lamelle das aufnehmbare Biegemoment des Querschnitts über den bisherigen Höchstwert hinaus gesteigert werden kann. Bei höheren Normalkräften weisen Momenten-Krümmungsfunktionen von Brettschichtholz echte Maxima auf: bei wachsender Krümmung  $\kappa$  nimmt das aufnehmbare Moment nach dem Erreichen eines Größtwertes wieder ab. Dies ist eine Folge der speziellen Form der Lamellenarbeitslinien, in deren Verlauf sich die Druckspannung nach Erreichen der Druckfestigkeit  $\sigma_{dB}$  der kleineren asymptotischen Endfestigkeit  $\sigma_{dBA}$  nähert.

Damit lassen sich zwei Versagensarten des Brettschichtholzquerschnitts beschreiben: bei einem großen M/N-Verhältnis wird der Querschnitt durch Biegezugbruch versagen, der meist vom Zerreißen der äußersten Zuglamelle eingeleitet wird. Bei kleinerem M/N-Wert steigen die Krümmungen nach dem Erreichen einer Grenzbelastung ohne eine weitere Steigerung der Schnittgrößen unbegrenzt an, d.h. der Querschnitt ist vollplastiziert und bildet ein Fließgelenk. Im Rahmen der Traglastberechnung von Brettschichtholzstützen klassifiziert der Biegezugbruch das Versagen schlanker Stäbe, während sich bei kurzen, gedrunghenen Stäben unter Einwirkung der Traglast ein Fließgelenk im maßgebenden Querschnitt einstellt.

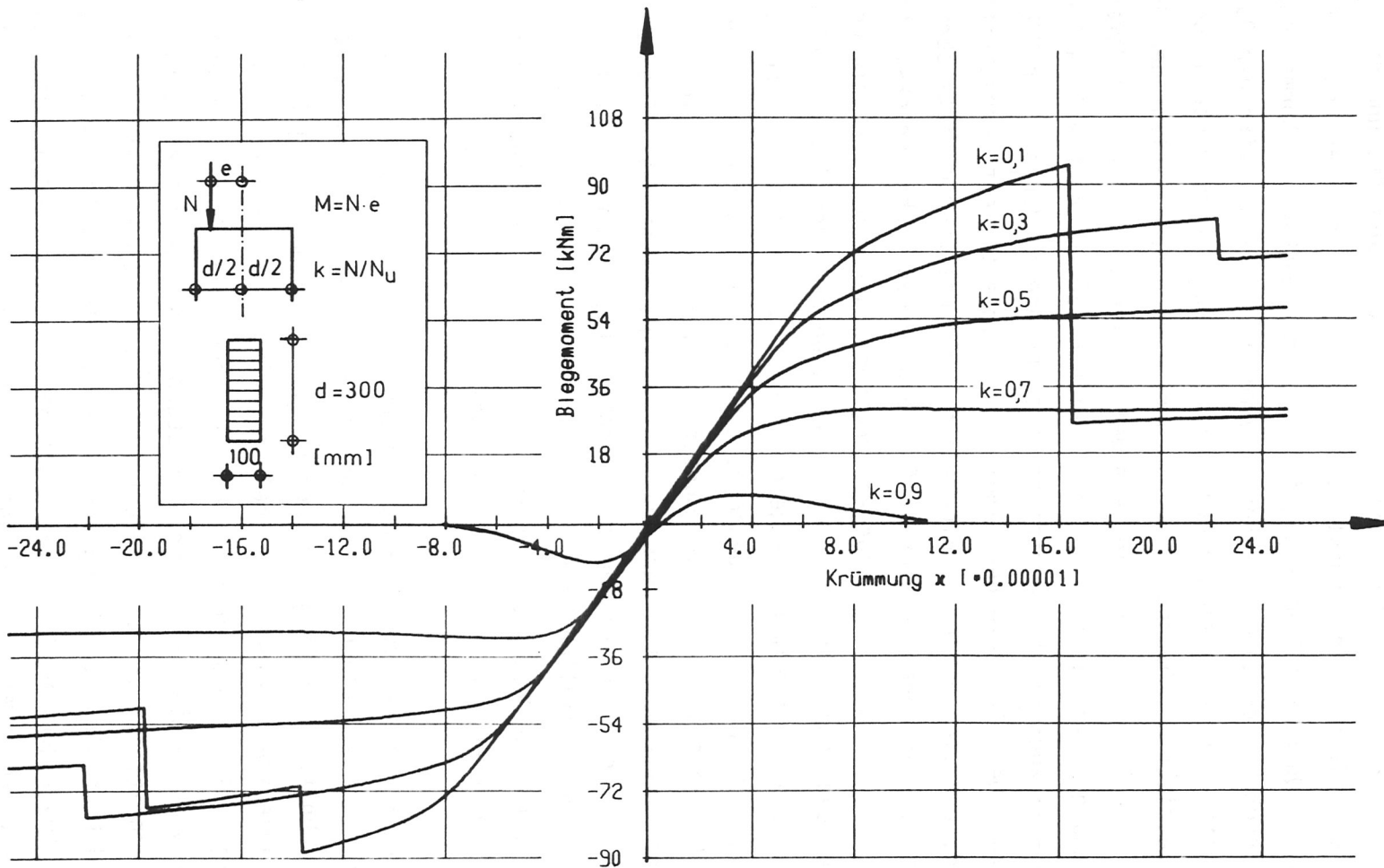


Bild 35: Momenten-Krümmungs-Beziehungen für einen BSH-Querschnitt mit unterschiedlicher Normalkraftbeanspruchung

#### 4.4.3 Grenztragfähigkeit des Brettschichtholzquerschnitts

Die zur Zeit gültigen Bestimmungen für die Ausführung von Holzbauwerken legen beim Nachweis für Biegung mit Längskraft eine lineare Moment-Normalkraft-Interaktion zugrunde. Auch Gleichung (25) der DIN 1052 Ausgabe Oktober 1969

$$\sigma = \frac{N}{F_n} + \frac{\text{zul } \sigma_{D,Z||}}{\text{zul } \sigma_B} \cdot \frac{M}{W_n} \leq \text{zul } \sigma_{D,Z||}$$

geht von einer linearen Beziehung im M-N-Koordinatensystem aus.

Diese lineare Beziehung, wie sie im Bild 36 dargestellt ist, basiert auf Annahmen und Untersuchungen, die das plastische Verhalten des Holzes im Druckspannungsbereich nicht berücksichtigen. Versagen wird

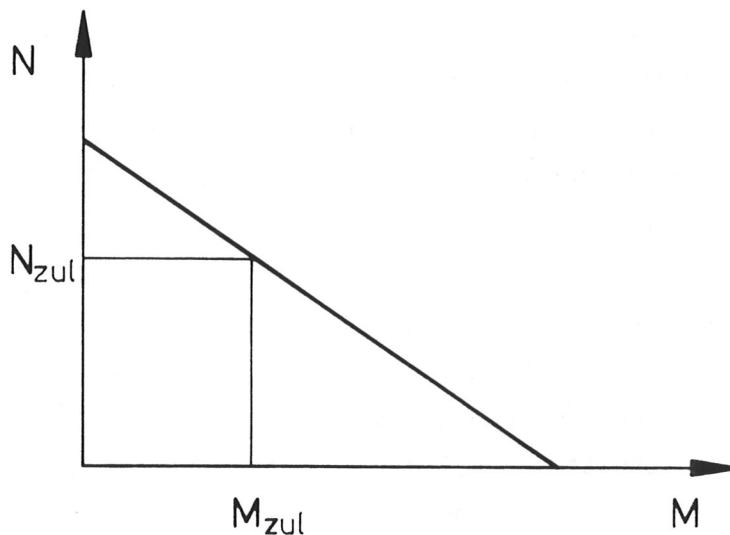


Bild 36: Lineare Moment-Normalkraft-Interaktion nach DIN 1052

vorausgesetzt, wenn am stärker beanspruchten Rand eine elastische Grenzspannung erreicht wird. Wird jedoch das nichtlineare Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Holzes bei Druckbeanspruchung berücksichtigt, erhält man eine wirklichkeitsnähere Beschreibung der Grenztragfähigkeit von Holzquerschnitten, die auch die Möglichkeit eines Biegezugbruchs bei einer Schnittgrößenkombination aus Druckkraft und Biegemoment nicht vernachlässigt.

Theoretische Untersuchungen zur Beanspruchbarkeit von Bauteilquerschnitten von KERSKEN-BRADLEY (1981) bei einachsiger Beanspruchung weisen für duktilen Druckverhalten und sprödes Zugverhalten auf eine gekrümmte Form der Interaktionsfunktion hin. Umfangreiche Untersuchungen an nordamerikanischen Nadelhölzern von BUCHANAN et al. (1985) bestätigen den gekrümmten Verlauf der M-N-Interaktion insbesondere im Bereich kleiner Normalkräfte.

Ergebnisse von Simulationsrechnungen für BSH-Querschnitte sind in Bild 37 dargestellt. Es wurden die M-N-Interaktionskurven von 1000 Querschnitten berechnet und für bestimmte Exzentrizitäten  $e = M/N$  ausgewertet. Zur Modellierung der einzelnen Querschnitte, deren Lamellen als voneinander unabhängig betrachtet werden können, wurde aus den Häufigkeitsverteilungen der Kenngrößen Darrohdichte  $\rho_0$ , Ästigkeit KAR und Druckholzanteil  $d$  für jede Lamelle ein Satz zufälliger Werte gezogen. Die Holzfeuchte  $u$  wurde aus der Häufigkeitsverteilung des Abschnittes 3.1.4 zufällig entnommen und für den ganzen Querschnitt als konstant vorausgesetzt. Keilzinkenverbindungen wurden entsprechend der Häufigkeit ihres Auftretens berücksichtigt. Mit den generierten Kenngrößen konnte für jede Lamelle analog der Vorgehensweise des Abschnittes 3.4.1 die Arbeitslinie für den Zug- und Druckbereich nachgebildet werden. Versagensbedingung bei der Ermittlung der Grenztragfähigkeit des Querschnitts war entweder das Überschreiten des Maximalwertes der Momenten-Krümmungs-Beziehung infolge des Ausfalls zugbeanspruchter Lamellen oder aufgrund plasti-



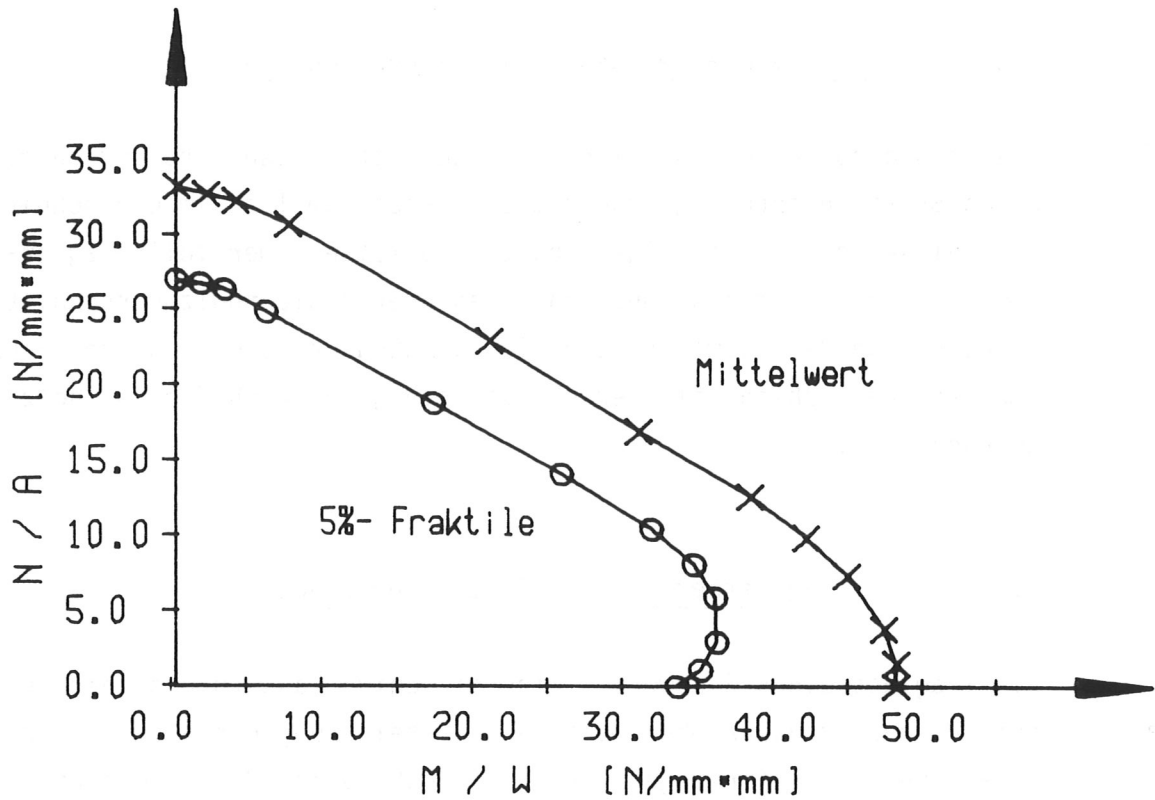


Bild 37: Grenztragfähigkeitskurven für BSH-Querschnitte mit 7 Lamellen

scher Verformungen der Druckzone. Eine statistische Auswertung der Stichproben ergab, daß für jede Ausmittigkeit  $e$  eine Normalverteilung der Werte der Grenztragfähigkeit entlang der Geraden  $M = e \cdot N$  angenommen werden kann. Ein Vergleich der Ergebnisse von BUCHANAN et al. mit den Simulationsrechnungen von BSH-Querschnitten zeigt eine gute Übereinstimmung der Form von M-N-Interaktionskurven für Schnittgrößenkombinationen aus Druckkraft und Biegemoment, deren prinzipielles Aussehen ebenso durch die auf theoretischem Weg hergeleiteten Beziehungen von KERSKEN-BRADLEY bestätigt werden.

#### 4.5 Tragverhalten des Vollholzquerschnitts

Das Tragverhalten eines Vollholzquerschnitts entspricht demjenigen eines Brettschichtholzquerschnitts, dessen Lamellen im Querschnitt alle dieselben Materialeigenschaften aufweisen. Der Vollholzquerschnitt kann daher als Sonderfall des Brettschichtholzquerschnitts angesehen werden. Somit gelten die Ausführungen über das Tragverhalten des Brettschichtholzquerschnitts sinngemäß auch für Vollholzquerschnitte.

#### 4.6 Traglastberechnung einteiliger Stäbe

Als Traglast eines Stabwerkes wird diejenige Laststufe bezeichnet, bei der das Tragwerk ohne weitere Laststeigerung durch unbegrenztes Anwachsen der Verformungen versagt (VOGEL 1965). Bei Druckstäben aus Brettschichtholz oder Vollholz tritt dieser Fall dann ein, wenn bei steigender Krümmung der Stabachse die Querschnittssteifigkeiten immer stärker abnehmen, ohne einen Grenzwert zu erreichen, der einem stabilen Gleichgewichtszustand entsprechen würde. Bei einer Belastung oberhalb der Traglast divergieren die Verformungszunahmen im Verlauf der Rechnung, während sie unterhalb der Traglast asymptotisch gegen Null streben. Da die Ermittlung der Traglast für ein gegebenes Stabwerk nur iterativ erfolgen kann, muß für jede angenommene Belastung untersucht werden, ob ein stabiler Gleichgewichtszustand erreicht wird, also die angenommene Belastung kleiner als die Traglast ist, oder ob die Verformungszunahmen divergieren und damit die Traglast überschritten ist. Daraus ergeben sich für die Berechnung der Traglast zwei Iterationszyklen, ein innerer, der für eine angenommene Belastung die Steifigkeiten solange variiert, bis entweder ein stabiler Gleichgewichtszustand gefunden und die Endverformung des Stabes unter dieser Last bekannt ist oder festgestellt wird, daß die Verformungen divergieren und die angenommene Last oberhalb der Traglast liegt, und ein äußerer Iterationszyklus, mit dessen Hilfe die größte noch ertragbare Last des Stabes gefunden wird.

Zur Ermittlung der Traglast von Holzstützen ist im Verlauf des inneren Iterationszyklus die wiederholte Berechnung eines Stabwerkes mit veränderlichen Eigenschaften entlang der Stabachse und beliebiger spannungsloser Vorverformung für den jeweils aktuellen Steifigkeitszustand notwendig. Wegen seiner guten Programmierbarkeit und der Möglichkeit, auch Rahmentragwerke oder nachgiebig verbundene Stäbe berechnen zu können, wurde das verallgemeinerte Verschiebungsgrößenverfahren in Matrixschreibweise gewählt.

#### 4.6.1 Die Iteration der Steifigkeiten und Verformungen

Nach der Simulation des Aufbaus der Stütze, die in Längsrichtung in  $N$  Stabelemente unterteilt ist, sind die Eigenschaften in  $N + 1$  Querschnitten bekannt. Zur Formulierung der Gesamtknotensteifigkeitsmatrix müssen Anfangswerte für die Biege- und Dehnsteifigkeit geschätzt werden. Dazu wird in jedem Querschnitt der Mittelwert der Zug- und Druckelastizitätsmoduln aller Lamellen gebildet und mit dem Flächenmoment 2. Ordnung des Rechteckquerschnitts  $I$  bzw. mit der Querschnittsfläche  $A$  multipliziert. Damit sind Anfangswerte  $EI$  und  $EA$  für die Steifigkeitsiteration bekannt. Die Werte der Biege- und Dehnsteifigkeit der Elemente werden als arithmetisches Mittel der entsprechenden Werte der Anfangs- und Endquerschnitte der Elemente gebildet. Mit dem Aufstellen der Gesamtknotensteifigkeitsmatrix beginnt der innere Iterationszyklus, dessen Ablauf in Bild 38 dargestellt ist.

Der aufwendigste Teil des inneren Iterationszyklus besteht aus der Ermittlung der Randdehnungen eines Querschnitts bei einer vorgegebenen Schnittgrößenkombination aus Biegemoment und Normalkraft. Die Differenz der Randdehnungen  $\Delta\varepsilon$  wird zur Bestimmung der Biegesteifigkeit  $EI$  des Querschnitts benötigt, während die Randdehnungen selbst maßgebend sind für die Lage des elastischen Querschnittschwerpunkts und für die Größe der Dehnsteifigkeit  $EA$ .



Ist die Momenten-Krümmungs-Beziehung für die gegebene Normalkraft bekannt, kann die Differenz der Randdehnungen  $\Delta\varepsilon$  für ein bestimmtes Biegemoment unmittelbar aus dem Wert der Krümmung  $\kappa$  berechnet werden. Die Werte der Randdehnungen selbst sind vom Aufstellen der Momenten-Krümmungs-Beziehung her bekannt.

Im Verlauf der Steifigkeitsiteration, für die im Mittel 5 bis 10 Iterationszyklen notwendig sind, ändert sich das Biegemoment des Querschnitts bei jedem Durchlauf, so daß ebenfalls 5 bis 10 Punkte der Momenten-Krümmungsfunktion benötigt werden.

Daher wird für eine gegebene Normalkraft nicht die gesamte Momenten-Krümmungs-Beziehung für jeden Querschnitt ermittelt, es werden vielmehr nur für diejenigen Kombinationen von Biegemoment und Normalkraft die Randdehnungen iterativ bestimmt, die sich im Verlauf der Steifigkeitsiteration als Schnittgrößenpaare ergeben.

Folgende Versagensbedingungen werden im Verlauf der Iteration überprüft:

- a) Die mittlere Normalspannung aus äußerer Normalkraft ist größer als die Druckfestigkeit des Querschnitts

$$\frac{N_a}{A} > \sigma_{dB \text{ Querschnitt}}$$

- b) Die Zugspannungen in den zwei äußeren Zuglamellen überschreiten deren Zugfestigkeiten. Wird Zugversagen in nur einer Lamelle festgestellt, setzt das Programm den Zugelastizitätsmodul dieser Lamelle zu Null und simuliert damit einen Biegezugbruch. Anschließend wird die Berechnung fortgesetzt und es wird überprüft, ob der Querschnitt mit einer ausgefallenen Lamelle auf der Biegezugseite die äußeren Schnittgrößen aufnehmen kann. Ist mehr

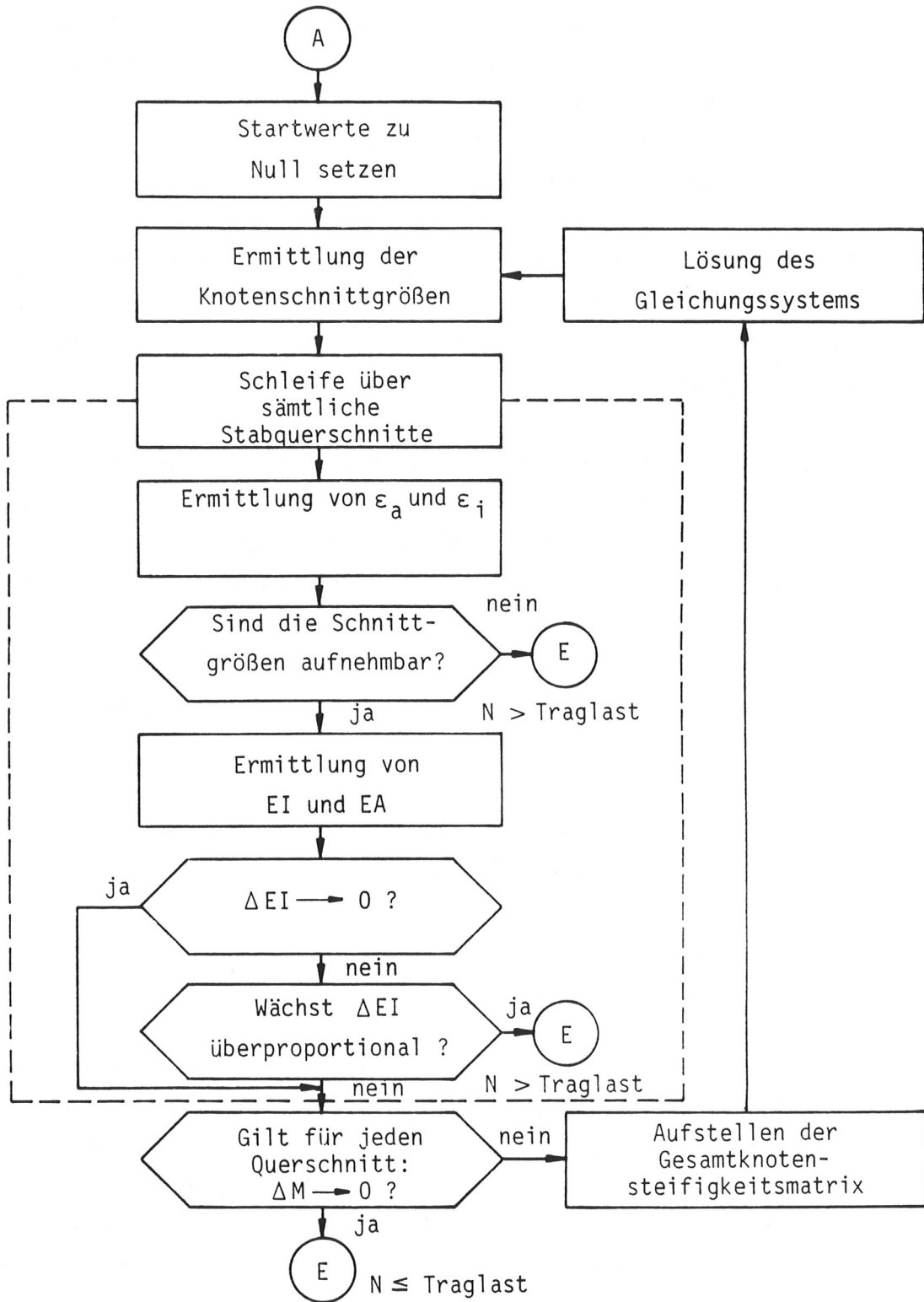


Bild 38: Iterationszyklus der Steifigkeiten und Verformungen

als eine Lamelle ausgefallen wird die Iteration abgebrochen, weil zum einen die notwendigen Krümmungen des Querschnitts mit steigendem Moment überproportional anwachsen und andererseits durch das in Wirklichkeit schlagartige Versagen nicht nur die Tragfähigkeit des Querschnitts plötzlich vermindert wird, sondern auch die Belastung des Restquerschnitts durch dynamische Vorgänge kurzfristig stark ansteigt und damit das Versagen des Druckstabes eingeleitet wird. Lediglich bei einer ausgesprochenen Schwachstelle in einer Zuglamelle wie z.B. einem großen Ast oder einer schwachen Keilzinkenverbindung kann erwartet werden, daß nach dem relativ frühen Ausfall dieser Zuglamelle die aufnehmbaren Schnittgrößen des Querschnitts noch gesteigert werden können.

- c) Das innere Moment nimmt mit wachsender Krümmung ab. In diesem Fall ist das Maximum der Momenten-Krümmungs-Beziehung überschritten, und die Krümmungen wachsen ohne weitere Steigerung des Biegemomentes unbegrenzt an. Dies ist durch die spezielle Form der Druckarbeitslinie bedingt, in deren Verlauf die Spannungen am Biegedruckrand des Querschnitts nach dem Erreichen der Druckfestigkeit  $\sigma_{dB}$  auf die asymptotische Endfestigkeit  $\sigma_{dBA}$  zurückgehen und das Spannungsmaximum vom Biegedruckrand weg ins Innere des Querschnitts wandert.
- d) Die Stauchungen am Biegedruckrand überschreiten eine festgelegte Höchstgrenze. Obwohl die angegebene Form der Arbeitslinie in Richtung wachsender Stauchungen nicht begrenzt ist, ist die theoretische Grenze der Stauchungen gleich 1, d.h. die ursprüngliche Länge einer gedrückten Faser wird zu Null. Für die praktische Berechnung wird die Höchstgrenze der Stauchungen auf 5 % festgesetzt.
- e) Die Normalkraft ist größer als ein Grenzwert, der die mögliche Dehnungsdifferenz und damit die mögliche Krümmung nach oben

begrenzt und das der größtmöglichen Krümmung entsprechende innere Moment ist kleiner als das äußere Moment. Tritt dieser Fall ein, können die äußeren Schnittgrößen vom Querschnitt nicht aufgenommen werden, da keine Spannungsverteilung des Querschnitts existiert, für die zwischen inneren und äußeren Schnittgrößen Gleichgewicht herrscht.

Wird keine der oben genannten Versagensbedingungen erfüllt, können mit den ermittelten Randdehnungen die Querschnittssteifigkeiten und die Lage des elastischen Schwerpunktes bestimmt werden. Sind in sämtlichen Stabquerschnitten die äußeren Schnittgrößen aufnehmbar und die Steifigkeitswerte bestimmt, kann mit diesen verbesserten Steifigkeitswerten die Gesamtknotensteifigkeitsmatrix neu aufgestellt werden.

Nach dem Lösen des Gleichungssystems und dem Berechnen der Knotenschnittgrößen aus den Knotenverformungen müssen die errechneten Knotenbiegemomente um den Anteil korrigiert werden, der sich durch den Abstand zwischen Flächenschwerpunkt und elastischem Schwerpunkt ergibt.

$$M_a = M + N_a \cdot e_s \quad (42)$$

Damit sind die äußeren Momente  $M_a$  ebenso wie die inneren Momente  $M_i$  auf den jeweiligen elastischen Schwerpunkt bezogen. Mit den verbesserten äußeren Schnittgrößen kann dann ein weiterer Zyklus der Biegesteifigkeitsiteration durchlaufen werden. Liegt die angenommene äußere Belastung unterhalb der Traglast, werden die Momentenzunahmen im allgemeinen mit steigender Zahl der Iterationszyklen kleiner und streben gegen Null. Unterscheiden sich die Biegemomente in zwei aufeinanderfolgenden Iterationszyklen in sämtlichen Querschnitten um weniger als 1 %, wird die Iteration beendet und die angenommene Belastung als unterhalb der Traglast liegend angesehen. Eine ausführliche Darstellung der Steifigkeitsiteration wird in BLASS (1987) gegeben.



#### 4.6.2 Die Lastiteration

Aufgabe der Lastiteration ist es, Schätzwerte der äußeren Belastung iterativ so zu verbessern, daß die Traglast immer genauer eingegrenzt wird und schließlich mit einer vorgegebenen Genauigkeit angegeben werden kann. Ein erster Schätzwert für die Traglast wird mit der von MÖHLER angegebenen Beziehung

$$\sigma_K = B - \sqrt{B^2 - \sigma_{dB} \cdot \frac{E\pi^2}{\lambda^2}} \quad (43)$$

ermittelt.

Hierin bedeuten

$$B = \frac{1}{2} \left( \sigma_{dB} + \frac{E\pi^2}{\lambda^2} (1 + \epsilon) \right)$$

$$\epsilon = \frac{6 \cdot y_0}{h}$$

Für E wird das arithmetische Mittel der Zug- und Druck-E-Moduln sämtlicher Lamellenquerschnitte der Stütze eingesetzt.

Liegt der erste Schätzwert unterhalb der Traglast, wird er sooft um 10 % vergrößert bis ein Wert gefunden ist, der oberhalb der Traglast liegt. entsprechend wird verfahren, wenn der erste Schätzwert größer als die Traglast ist. Damit sind die Grenzen eines Intervalls bekannt, innerhalb dessen der genaue Wert der Traglast liegt. Das Intervall wird sooft halbiert, bis die Änderung des Schätzwertes der Traglast eine vorgegebene Genauigkeitsschranke unterschreitet. Der

letzte Schätzwert wird dann als Traglast bezeichnet. Tritt im Lauf der Lastiteration ein Schätzwert für die Traglast auf, der oberhalb der elastischen Knicklast des Stabes mit der aktuellen Steifigkeitsverteilung liegt, ist das Gleichungssystem nach Theorie II. Ordnung nicht mehr lösbar, da die Gesamtknotensteifigkeitsmatrix nicht mehr positiv definit (ZURMÜHL 1958) ist. In diesem Fall stellt der Schätzwert für die Traglast die obere Grenze des Intervalls dar, innerhalb dessen der genaue Wert der Traglast liegt.

#### 4.6.3 Beispiel zur Traglastberechnung

Um einen Vergleich zwischen den Traglasten, die der zur Zeit gültigen DIN 1052 zugrundeliegen und den Ergebnissen von Traglastberechnungen nach der strengen Plastizitätstheorie zu ermöglichen, wurden Traglastspannungen für Schlankheiten zwischen  $\lambda = 10$  und  $\lambda = 200$  nach beiden Verfahren ermittelt und in Bild 39 dargestellt. In beiden Fällen wurden die Traglasten von Balken auf zwei Stützen berechnet, die durch eine exzentrisch angreifende Normalkraft belastet werden. Der Ausmittigkeitsgrad  $\epsilon = \frac{e}{K}$  wurde in beiden Fällen mit

$$\epsilon = 0,1 + \frac{\lambda}{250}$$

angenommen. Die übrigen Rechenwerte für die Traglastberechnung nach der Elastizitätstheorie wurden so festgelegt, wie sie der Ermittlung der Knickzahlen  $\omega$  für Brettschichtholz nach MÖHLER et al. (1983) zugrunde liegen:

Tabelle 9: Rechenwerte für den Elastizitätsmodul und die Druckfestigkeit

	$E \text{ [N/mm}^2 \text{]}$	$\sigma_{dB} \text{ [N/mm}^2 \text{]}$
Gkl. I	13000	38,50
Gkl. II	11000	29,75

Für die Traglastberechnung nach der Plastizitätstheorie wurden die Rechenwerte für Elastizitätsmodul und Druckfestigkeit unverändert übernommen, die asymptotische Endfestigkeit  $\sigma_{dBA}$  wurde auf 95 % der Druckfestigkeit  $\sigma_{dB}$ , die Bruchstauchung  $\epsilon_{dB}$  auf  $1,25 \cdot \sigma_{dB}/E$  festgelegt, während die Zugfestigkeit  $\sigma_{zB}$  der Druckfestigkeit  $\sigma_{dB}$  gleichgesetzt wurde. In Tabelle 10 sind die sowohl über den Querschnitt als auch über die Stablänge unverändert angenommenen Kenngrößen der Lamellenarbeitslinien für die Güteklassen I und II zusammengestellt:

Tabelle 10: Kenngrößen der Arbeitslinien

	$E_{d,z}$  N/mm <sup>2</sup>	$\sigma_{dB}$  N/mm <sup>2</sup>	$\sigma_{dBA}$  N/mm <sup>2</sup>	$\epsilon_{dB}$  ‰	$\sigma_{zB}$  N/mm <sup>2</sup>
Gkl. I	13000	38,50	36,50	3,7	38,50
Gkl. II	11000	29,75	28,25	3,4	29,75

Bild 39 zeigt als Ergebnis des Vergleichs, daß der Verlauf der Traglastspannungskurven für Schlankheiten, die größer als etwa 70 sind, fast übereinstimmt - die Abweichungen betragen weniger als 3 %. Für gedrungene Stäbe beträgt der "Gewinn" der strengeren Theorie bis zu 10 %, hier wirkt sich zunehmend das Arbeitsvermögen des Werkstoffes Holz traglaststeigend aus.

#### 4.7 Traglastberechnung mehrteiliger Stäbe

Eine wesentliche Einflußgröße auf die Traglast nachgiebig verbundener Druckstäbe wie Rahmenstäbe, Gitterstäbe oder kontinuierlich verbundene Stützen ist das Tragverhalten der mechanischen Verbindungen. Neben der Arbeitslinie des Werkstoffes Holz wirken sich die Last-Verformungslinien der verwendeten Verbindungsmittel in hohem Maße

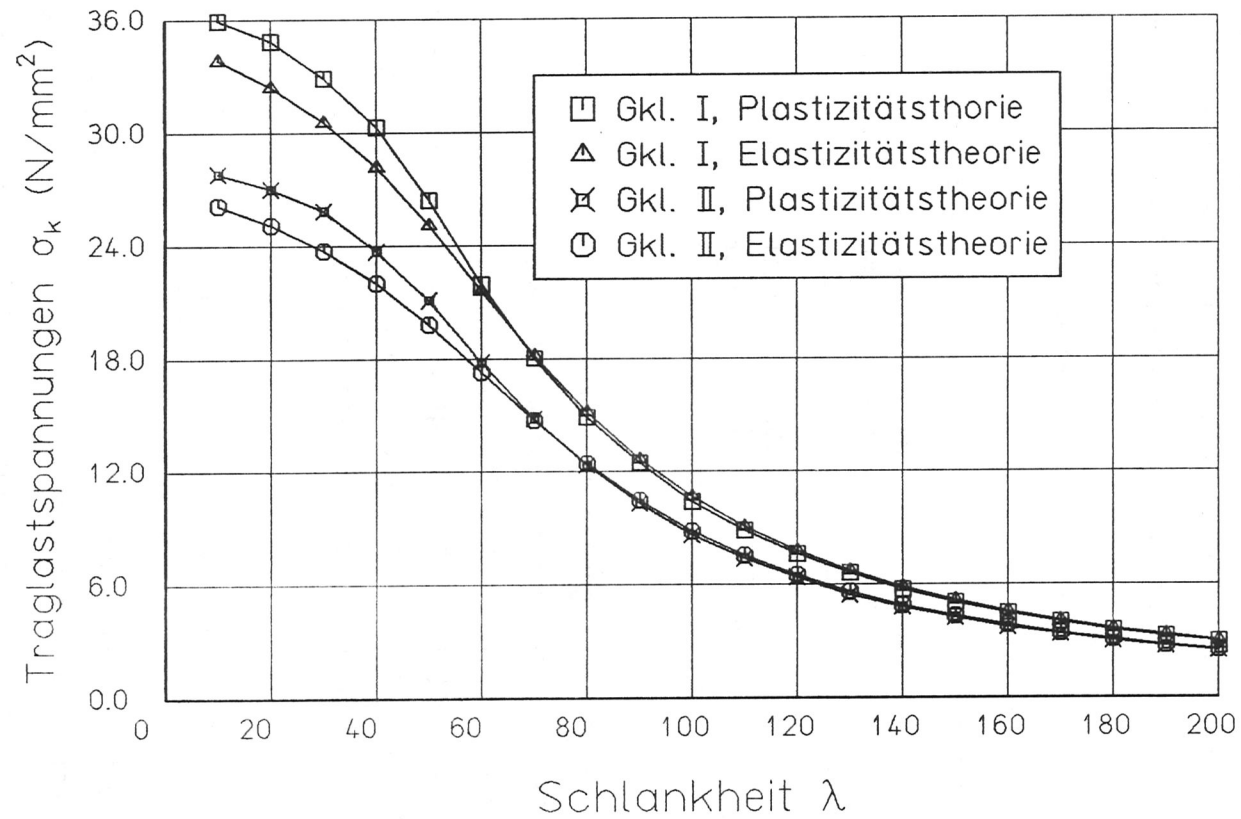


Bild 39: Vergleich der Traglastspannungen nach der Elastizitätstheorie und der Plastizitätstheorie

auf die ertragbaren Lasten mehrteiliger Holzdruckstäbe aus. Im verallgemeinerten Verschiebungsgrößenverfahren werden die Verbindungen durch Federelemente erfaßt, die durch drei Federsteifigkeiten  $C_x$ ,  $C_y$  und  $C_M$  charakterisiert werden.  $C_x$  und  $C_y$  geben den Verschiebungsmodul einer Verbindung in x- bzw. y-Richtung an, während  $C_M$  die Drehfedersteifigkeit der Verbindung darstellt. Die Berücksichtigung des nichtlinearen Verlaufs der Last-Verformungskurven erfolgt im Rahmen der Steifigkeitsiteration (s. Abschnitt 4.6.1). Abhängig von der Verformung in der Verbindung werden als Federsteifigkeiten die Sekantenmoduln der Last-Verformungslinie verwendet. Im Verlauf der Iteration ist eine zusätzliche Versagensbedingung - das Überschreiten der Bruchlast bzw. des Bruchmomentes der Verbindung - zu überprüfen. Die Traglastberechnung mehrteiliger Stäbe unterscheidet sich damit lediglich in der zusätzlichen Berücksichtigung der mechanischen Verbindungen von derjenigen einteiliger Stäbe.

Für eine wirklichkeitsnahe Traglastberechnung mehrteiliger Stäbe ist allerdings die Kenntnis des Trag- und Verformungsverhaltens der mechanischen Verbindungen, abhängig von Kenngrößen wie Rohdichte oder Holzfeuchte der angeschlossenen Teile, von entscheidender Bedeutung. Solange zuverlässige Angaben über das Last-Verformungsverhalten mechanischer Verbindungen und dessen Streuungen fehlen, ist die Traglastberechnung mehrteiliger Stäbe im Hinblick auf Normungsvorschläge wenig sinnvoll. Daher wird im Abschnitt 5 auf die Angabe von charakteristischen Werten des Bauteilwiderstandes mehrteiliger Druckstäbe verzichtet.

## 5 Charakteristische Werte des Bauteilwiderstandes

### 5.1 \_ \_ \_ \_ \_ Traglasten von Brettschichtholzstützen

Zur Ermittlung der Traglasten gelenkig gelagerter Einfeldstützen wurden umfangreiche Simulationsrechnungen durchgeführt, deren Auswertung die Traglastkurven - Mittelwert und 5%-Fraktile - liefern. Verschiedene Parameter, die einen Einfluß auf den Verlauf der Traglastkurven ausüben, werden nachfolgend diskutiert.

#### 5.1.1 Stützenabmessungen

Da die Schlankheit einer Rechteckstütze außer von den Lagerungsbedingungen nur vom Verhältnis Stützenhöhe zu Querschnittshöhe abhängt, kann einer dieser Werte für eine bestimmte Schlankheit prinzipiell frei gewählt werden. Im Abschnitt 4.2.1 wurde die Lamellendicke auf 30 mm festgelegt; die Querschnittshöhe wird daher als vielfaches der Lamellendicke bestimmt und die Stützenhöhe danach berechnet. Die Anzahl der Lamellen im Querschnitt sollte für eine wirklichkeitsnahe Simulation den tatsächlich im Bauwerk vorkommenden Verhältnissen entsprechen und wird für die Rechnung einheitlich auf 7 festgelegt. Bei den Meßreihen zur Ermittlung der geometrischen Imperfektionen wurden Brettschichtholzstützen mit Querschnittsabmessungen zwischen 12 und 24 cm - dies entspricht einer Lamellenzahl zwischen 4 und 8 Lamellen - untersucht.

Wie aus Grenztragfähigkeitskurven von Brettschichtholzquerschnitten (BLASS 1987) hervorgeht, nehmen die Streuungen mit zunehmender Lamellenanzahl ab, während der Mittelwert nahezu unverändert bleibt. Proberechnungen haben gezeigt, daß auch die 5 %-Fraktile der Traglastspannungen einer bestimmten Stützenschlankheit mit steigender Lamellenzahl im Querschnitt anwächst, obwohl dem traglaststeigernden Laminierungseffekt großer Lamellenzahlen ein gegenläufiger Längen-

effekt gegenübersteht. Da die Druckstäbe für das Rechenmodell einheitlich in 15 cm lange Teilstäbe unterteilt werden, wächst die Anzahl der Querschnitte in Längsrichtung proportional mit der Querschnittshöhe und damit wird für einen bestimmten Schlankheitsgrad auch die Wahrscheinlichkeit eines "schwachen" Querschnitts größer. Dieser Einfluß wird jedoch von den insgesamt zuverlässigeren Querschnitten mit größerer Lamellenzahl überdeckt. Auch wenn man auf der "sicheren Seite" bleiben will, sollte die Lamellenzahl nicht zu klein gewählt werden, da sonst beim Versagen schlanker Stützen, die infolge eines Biegezugbruches der äußeren Lamellen versagen, die Zugfestigkeit der äußeren Lamellenbereiche unterschätzt wird. Die Ursache hierfür liegt in der ungleichmäßigen Beanspruchung der Zuglamellen bei geringen Querschnittshöhen. Während die simulierten Zugfestigkeiten der Lamellenabschnitte auf einer gleichmäßigen Spannungsverteilung in der Lamelle beruhen, d.h. sämtliche Fasern der Lamelle werden durch gleichhohe Zugspannungen beansprucht, tritt dieser für die Lamelle ungünstige Fall im Stützenquerschnitt nicht auf. Hier wird immer nur die äußerste Faser durch die maximale Zugspannung beansprucht, und die Spannungen nehmen nach innen ab. Je weniger Lamellen aber im Querschnitt vorhanden sind, desto größer wird der Spannungsunterschied in der Lamelle und die Wahrscheinlichkeit eines Biegezugbruches bei Erreichen der simulierten Zugfestigkeit in der äußersten Faser wird geringer. Da dieser schwer quantifizierbare Volumeneffekt im Rechenprogramm nicht berücksichtigt ist, liegen die Traglasten schlanker Stützen mit geringen Querschnittshöhen zu sehr auf der sicheren Seite. Aus den genannten Gründen wird für die Rechnung die Lamellenzahl einheitlich zu 7 angenommen.

#### 5.1.2 Anzahl der Simulationen

Es stellt sich die Frage, wieviele Versuche notwendig sind, um gesicherte Resultate einer Monte-Carlo-Simulation zu erhalten. Nach CURRY und FEWELL (in GLOS 1981) können auch Stichproben mit über 100 Elementen noch mit einer erheblichen statistischen Unsicherheit

behaftet sein. In WEHRLI (1970) wird zur Bestimmung unbekannter Verteilungsfunktionen die erforderliche Spielzahl mit 600 bis 740 angegeben. Betrachtet man die Änderung der 5 %-Fraktile einer Teilstichprobe mit wachsender Stichprobengröße als Maß für die statistische Unsicherheit, so kann durch Versuchsrechnungen der erforderliche Umfang einer Stichprobe abgeschätzt werden. Da aber die Streuungen der Traglasten von BSH-Stützen mit größer werdender Schlankheit geringer werden, hängt die nötige Spielzahl auch von der Stützenschlankheit ab. Bei den hier vorliegenden Simulationen wurde die Stichprobe als ausreichend groß angesehen, wenn sich die 5 %-Fraktile zweier unabhängiger Teilstichproben um weniger als 1 % unterschieden. Außerdem wurde eine Mindestanzahl von 400 Simulationen pro Gruppe festgelegt, damit auch der Bereich der kleinsten Werte der anzupassenden theoretischen Verteilungsfunktion durch eine ausreichende Zahl von Beobachtungen belegt wird. Dies führte zu wechselnden Spielzahlen zwischen 400 für große Schlankheiten und bis zu 5000 im kleinen Schlankheitsbereich.

### 5.1.3 Art der anzupassenden Wahrscheinlichkeitsverteilung

Die Gauß'sche Normalverteilung, die wegen der einfachen Berechnung ihrer Parameter und der allgemeinen Verbreitung in Tabellen in der Vergangenheit oft angewendet wurde, ist aus mehreren Gründen für die Beschreibung der Festigkeitseigenschaften von Holz weniger geeignet. Der Wertebereich erstreckt sich von  $-\infty$  bis  $+\infty$ , für Festigkeitseigenschaften sind negative Werte physikalisch jedoch ausgeschlossen. Der unbegrenzte untere Ast der Verteilung führt nach PIERCE (1976) auch dazu, daß Fraktilwerte bei der Anwendung der Normalverteilung oft zu sehr auf der sicheren Seite liegen. Weiterhin ist die Anpassung an rechtsschiefe oder linksschiefe Stichprobenverteilungen nicht möglich.



Eine Verteilung, die erst bei einer positiven Mindestgröße  $X_0$  beginnt, ist die 3-parametrische Weibullverteilung, die sich in den letzten Jahren zur Beschreibung von Holzfestigkeitswerten im Ingenieurholzbau international durchgesetzt hat. Die Summenhäufigkeitsfunktion lautet:

$$F(X) = 1 - \exp \left[ - \left( \frac{X - X_0}{d} \right)^k \right] \quad (44)$$

Hierin bedeuten:

- d: Skalenparameter
- k: Gestaltparameter
- $X_0$ : Ortparameter  $\hat{=}$  Kleinstwert

Die Wahrscheinlichkeitsdichte der 3-parametrischen Weibullverteilung wird nachfolgend den Stichproben der Traglasten von BSH-Stützen mit Hilfe einer modifizierten graphischen Methode nach PIERCE (1976) angepaßt. Die Traglastkurven der 5 %-Fraktile sind somit die 5 %-Fraktile der ermittelten Weibullverteilungen.

#### 5.1.4 Gütesortierung

Die Gütesortierung von Bauholz in der BRD erfolgt nach den Bestimmungen der DIN 4074, die für Bauschnittholz aus Nadelholz 3 Güteklassen unterscheidet:

- Güteklasse I: Bauschnittholz mit besonders hoher Tragfähigkeit
- Güteklasse II: Bauschnittholz mit gewöhnlicher Tragfähigkeit
- Güteklasse III: Bauschnittholz mit geringer Tragfähigkeit.

Die Zuordnung von Brettlamellen zu den einzelnen Güteklassen ist wesentlich von der Ästigkeit abhängig, die in der Praxis das vorwiegende Sortiermerkmal darstellt, obwohl die Sortierung auch nach vielen anderen Holzfehlern vorgesehen ist. In den meisten Holzleimbauetrieben handelt es sich bei der Festigkeitssortierung um eine visuelle Sortierung, die wegen der Kompliziertheit der DIN 4074 nur bedingt objektiv sein kann - die Einstufung in die einzelnen Güteklassen ist oft von der persönlichen Einschätzung des Sortierenden abhängig. Darüberhinaus kann ein wesentliches Sortiermerkmal der DIN 4074 - die Rohdichte, die eng mit der Festigkeit des Holzes korreliert ist - visuell nicht erfaßt werden. Diese visuelle Sortierung hat zur Folge, daß sich die Brettlamellen für Brettschichtholz in der Ästigkeit kaum unterscheiden, wie die Häufigkeitsverteilungen des KAR-Wertes für Brettlamellen der Güteklasse I und II (Bild 3) zeigen. Auch bezüglich der Rohdichte wird kaum ein Unterschied zwischen den Güteklassen I und II festzustellen sein, da die Mindestroh-dichte für Güteklasse I - nur für diese ist eine Mindestroh-dichte vorgeschrieben - bei 20 % Feuchtegehalt  $400 \text{ kg/m}^3$  beträgt, was einer Darroh-dichte von etwa  $350 \text{ kg/m}^3$  entspricht. Die kleinsten Werte der Darroh-dichte, die GLOS bei seinen Untersuchungen an Brettabschnitten feststellte, lagen bei  $330 \text{ kg/m}^3$ , so daß im Hinblick auf die Roh-dichte fast alle untersuchten Brettabschnitte die Bedingung der Güteklasse I erfüllen.

Einen Ausweg aus dieser unbefriedigenden Situation bietet die Einführung maschineller Sortiermethoden, die in Großbritannien und USA etwa seit 1970 zunehmend angewendet werden und meist auf der Messung des Biege-Elastizitätsmoduls basieren, von dem über Korrelationsbeziehungen auf Festigkeitseigenschaften des Holzes geschlossen werden kann. In der BRD darf seit 1980 ein radiometrisches Verfahren zur maschinellen Holzsortierung verwendet werden (KROHN und PALM 1981), das die Schwächung der Strahlung eines Radionuklids beim Durchgang durch ein Material zur Bestimmung der Rohdichte benutzt. Mit diesem

Gerät läßt sich einmal die Mindestrohddichte der Bretter für Güteklasse I kontrollieren, zum anderen kann aus Rohddichteunterschieden im Verlauf des Brettes - gemessen wird in Abständen von 3 mm - die Ästigkeit bestimmt werden, da das Astholz eine erheblich höhere Rohddichte als das astfreie Holz aufweist. Mit Hilfe dieser maschinellen Sortiermethode sind prinzipiell auch andere Sortierkriterien - etwa ein höherer Mindestwert für die Rohddichte - möglich, die zu Bauteilen höherer Festigkeitsklassen führen könnten.

Um den Einfluß verschiedener Sortierparameter auf die Elastizitäts- und Festigkeitseigenschaften von Brett lamellen abzuschätzen, wurden die charakteristischen Größen der Lamellenarbeitslinien für verschiedene Gütebedingungen jeweils 10.000 mal simuliert und statistisch ausgewertet. Als Ergebnis sind in Tabelle 11 Mittelwert und Variationskoeffizient der sechs charakteristischen Größen Druckelastizitätsmodul, Druckfestigkeit, asymptotische Endfestigkeit, Bruchstauchung, Zugelastizitätsmodul und Zugfestigkeit dargestellt. Die erste Zeile zeigt die charakteristischen Größen der Güteklasse II. In den Zeilen 2 bis 4 wurde ein Mindestwert für die Darrohddichte mit 400, 420 bzw. 450 kg/m<sup>3</sup> angenommen. Als Ergebnis kann festgehalten werden, daß sowohl Elastizitätsmoduln als auch Festigkeitswerte mit steigender Mindestrohddichte im Mittel immer größer werden, während die Streuungen gleichzeitig abnehmen. Zeile 5 zeigt die Werte der charakteristischen Größen für druckholzfremde Bretter der Güteklasse II - hier zeigt sich ebenfalls eine Verbesserung gegenüber der gewöhnlichen Güteklasse II. In den Zeilen 6 bis 9 sind die entsprechenden Größen für Bretter mit der Ästigkeitsverteilung der Güteklasse I, ebenfalls für steigende Werte der Mindestrohddichte, eingetragen. Die Tendenz ist dieselbe wie bei Güteklasse II - steigende Mittelwerte und abnehmende Streuungen bei wachsender Mindestrohddichte - die Absolutwerte für Festigkeiten und Elastizitätsmoduln liegen aber erwartungsgemäß nur unwesentlich über denjenigen der Güteklasse II. Um eine wesentliche Steigerung der Brettqualität über die jetzige Güteklasse II hinaus zu erreichen, scheint daher eine höhere Mindestdarrohddichte als 350 kg/m<sup>3</sup> notwendig.

Tabelle 11: Charakteristische Verteilungswerte für Kenngrößen von Lamellenarbeitslinien

Mittelwert Variations- koeffizient %	Druckelastizitäts- modul $E_d$  N/mm <sup>2</sup>	Druckfestigkeit $\sigma_{dB}$  N/mm <sup>2</sup>	asymptotische Endfestigkeit $\sigma_{dBA}$  N/mm <sup>2</sup>	Bruchstauchung $\epsilon_{dB}$  %	Zugelastizitäts- modul $E_Z$  N/mm <sup>2</sup>	Zugfestigkeit $\sigma_{ZB}$  N/mm <sup>2</sup>
KAR Gk1. II	<u>12270</u> 20	<u>35,5</u> 20	<u>30,0</u> 17	<u>3,74</u> 15	<u>13110</u> 24	<u>55,4</u> 30
KAR Gk1. II $\rho_o \geq 400 \text{ kg/m}^3$	<u>12940</u> 17	<u>35,9</u> 17	<u>30,9</u> 15	<u>3,63</u> 15	<u>13960</u> 22	<u>58,3</u> 29
KAR Gk1. II $\rho_o \geq 420 \text{ kg/m}^3$	<u>13570</u> 16	<u>38,1</u> 15	<u>32,1</u> 12	<u>3,67</u> 14	<u>14470</u> 21	<u>60,0</u> 28
KAR Gk1. II $\rho_o \geq 450 \text{ kg/m}^3$	<u>14530</u> 14	<u>41,2</u> 15	<u>34,4</u> 12	<u>3,72</u> 15	<u>15460</u> 21	<u>63,1</u> 27
KAR Gk1. II d = 0	<u>13020</u> 18	<u>37,2</u> 18	<u>31,1</u> 15	<u>3,65</u> 13	<u>13300</u> 24	<u>56,0</u> 30
KAR Gk1. I	<u>12410</u> 20	<u>35,4</u> 19	<u>29,9</u> 17	<u>3,68</u> 14	<u>13400</u> 24	<u>56,8</u> 29
KAR Gk1. I $\rho_o \geq 400 \text{ kg/m}^3$	<u>13210</u> 17	<u>37,9</u> 18	<u>31,8</u> 16	<u>3,72</u> 16	<u>14060</u> 21	<u>59,2</u> 27
KAR Gk1. I $\rho_o \geq 420 \text{ kg/m}^3$	<u>13720</u> 15	<u>38,6</u> 15	<u>32,3</u> 12	<u>3,65</u> 14	<u>14740</u> 21	<u>61,6</u> 27
KAR Gk1. I $\rho_o \geq 450 \text{ kg/m}^3$	<u>14800</u> 14	<u>42,7</u> 14	<u>35,4</u> 12	<u>3,74</u> 14	<u>15680</u> 20	<u>64,5</u> 26

### 5.1.5 Traglastkurven für Güteklasse II

Die Auswertung der Traglastberechnungen für Brettschichtholzstützen der Güteklasse II ist in den Anlagen 1 bis 12 dargestellt. Im Diagramm der Traglastspannungen für planmäßig mittig belastete Stützen (Anlage 1) sind zum Vergleich die Traglastspannungen nach der Elastizitätstheorie mit den Annahmen nach MÖHLER et al. (1983) und die Traglastspannungen nach dem Entwurfsvorschlag zu Eurocode 5 (1987) für die Brettschichtholz-Festigkeitsklasse LC 6/6 aufgezeichnet.

Der Variationskoeffizient steigt von etwa 7 % bei  $\lambda = 200$  auf 10 % bei  $\lambda = 10$  an. Insbesondere im mittleren Schlankheitsbereich zwischen  $\lambda = 40$  und  $\lambda = 80$  liegen die ermittelten 5%-Fraktilwerte deutlich über den Werten nach der Elastizitätstheorie, wie sie dem Entwurf zu DIN 1052 (August 1984) zugrunde liegen.

Die Ergebnisse von Traglastberechnungen für planmäßig ausmittig belastete Stützen sind als Moment-Normalkraft-Interaktionskurven für Schlankheiten zwischen 10 und 200 dargestellt. Die Abszissenwerte wurden auf der Grundlage der Biegemomente nach Theorie I. Ordnung berechnet. Eine lineare Moment-Normalkraft-Interaktion, wie sie zur Zeit auch dem Knicknachweis für ausmittigen Druck nach DIN 1052 (Oktober 1969) entspricht, liegt für Schlankheiten unterhalb  $\lambda = 60$  zum Teil erheblich auf der sicheren Seite, für Schlankheitswerte oberhalb  $\lambda = 60$  ist sie eine sehr gute Anpassung an die tatsächliche Tragfähigkeit.

### 5.1.6 Traglastkurven für Güteklasse I

Da die Ästigkeit bei visueller Sortierung von Brettlamellen in der Praxis das einzige Merkmal für die Einteilung in verschiedene Güteklassen darstellt und sich die Häufigkeitsverteilung des KAR-Wertes der Güteklasse I nicht wesentlich von derjenigen der Güteklasse I unterscheidet, sind auch für die Traglastspannungen von Holzdruck-

stäben aus Brettschichtholz der Güteklasse I keine signifikant höheren Werte als für Stützen der Güteklasse II zu erwarten. Anlage 12 zeigt den Verlauf der Traglastspannungen - Mittelwert und 5% -Fraktile - denen die Ästigkeitsverteilung von Brettlamellen der Güteklasse I zugrunde liegt. Im Vergleich zu den Traglastkurven der Güteklasse II (siehe Anlage 1) liegt der Mittelwert der Traglastspannungen 1,4 % und die 5%-Fraktile 1,5 % höher - diese kleinen Differenzen können die bestehenden Unterschiede bei den zulässigen Beanspruchungen nicht rechtfertigen. Erst eine zusätzliche Berücksichtigung des Sortierparameters Rohdichte führt - abhängig vom festgelegten unteren Grenzwert - zu deutlichen Traglaststeigerungen. Ebenfalls in Anlage 12 sind die Traglastkurven für Stützen aus Lamellen der Güteklasse I mit einer Mindestdarrohichte von  $420 \text{ kg/m}^3$  dargestellt. Der Mittelwert der Traglastspannungen liegt dann etwa 13 % höher als bei Güteklasse II, während die 5%-Fraktile als Folge der geringeren Streuungen der Kenngrößen der Arbeitslinie sogar um 16 % höher liegt. Für Brettschichtholzdruckstäbe der Güteklasse I scheint daher eine höhere Mindestrohichte notwendig, auch wenn durch eine zusätzliche Sortierung nach der Rohdichte die Brettlamellen der Güteklasse II in Bezug auf Festigkeits- und Elastizitätseigenschaften im Mittel schlechter werden.

## 5.2 Traglasten von Vollholzstützen

Da bei den Traglastberechnungen von Vollholzstützen mit konstanten Materialeigenschaften über den Querschnitt und entlang der Stabachse gerechnet wird, wirken sich die Stützenabmessungen nicht auf die Rechenergebnisse aus. Die Anzahl der Simulationen für jede Schlankheit wurde analog zu den Traglastberechnungen von Brettschichtholzstützen festgelegt. Ebenso wurde jeder Stichprobe von Traglastspannungen die Wahrscheinlichkeitsdichte der 3-parametrischen Weibullverteilung angepaßt.

Die Elastizitäts- und Festigkeitseigenschaften von Nadelvollholz, die im Abschnitt 2.2 angegeben sind, beziehen sich auf visuell sortiertes Bauholz der Güteklasse II nach DIN 4074. Daher können Aussagen über die Tragfähigkeit von Nadelvollholzstützen auch nur für Druckstäbe aus Bauholz der Güteklasse II gemacht werden, solange keine zuverlässigen Angaben über die Eigenschaften von Bauholz der Güteklasse I vorliegen.

Im Diagramm der Traglastspannungen (Anlage 13) sind für planmäßig mittig belastete Stützen zum Vergleich die Traglastspannungen nach der Elastizitätstheorie, wie sie der gegenwärtigen DIN 1052 zugrunde liegen, dargestellt. Die Streuungen erwiesen sich bei den Traglastberechnungen von Vollholzstützen als wesentlich größer als bei Brettschichtholzstützen. Der Variationskoeffizient liegt hier zwischen 19 % und 23 %.

6 Vergleich des charakteristischen Bauteilwiderstandes mit  
der gegenwärtigen Bemessungspraxis

Betrachtet man die 5%-Fraktilwerte der Traglastspannungen als charakteristische Festigkeitswerte, so liefert der Vergleich mit den zulässigen Knickspannungen eine Aussage über das Sicherheitsniveau. In den Anlagen 14 und 15 ist eine Sicherheitszahl  $\gamma$ , definiert als

$$\gamma = \frac{\text{5 \% -Fraktile der Traglastspannung}}{\text{zulässige Spannung nach EDIN 1052 (1984)}} \quad (45)$$

für verschiedene Güteklassen und Exzentrizitätsmaße  $m$  dargestellt.

Anlage 14 zeigt den Verlauf einer solchen Sicherheitszahl  $\gamma$  für Brettschichtholzstützen der Güteklasse II. Aufgrund der nichtlinearen Moment-Normalkraft-Interaktion des Querschnitts steigt die Sicherheitszahl  $\gamma$  im unteren Schlankheitsbereich mit größer werdendem Exzentrizitätsmaß  $m$  zunächst an und fällt dann ab etwa  $m = 5$  wieder ab. Das dimensionlose Exzentrizitätsmaß  $m$  bedeutet hier die planmäßige Ausmitte der Druckkraft bezogen auf die Kernweite des Querschnitts. Im oberen Schlankheitsbereich wird die Sicherheitszahl  $\gamma$  mit anwachsender planmäßiger Ausmitte immer kleiner. Das derzeitige Sicherheitsniveau liegt damit für Momentenbeanspruchung ( $m = 1000$ ) erheblich niedriger als für Normalkraftbeanspruchung ( $m = 0$ ).

Für Brettschichtholzstützen der Güteklasse I ist die Sicherheitszahl als Folge der nur geringen Traglastunterschiede zur Güteklasse II wesentlich kleiner als für Brettschichtholzstützen der Güteklasse II. Die zur Zeit bestehenden Unterschiede bei den zulässigen Spannungen wären damit nicht gerechtfertigt. Erst die Einführung einer höheren Mindestrohddichte führt zu signifikanten Traglaststeigerungen und ermöglicht damit die Einführung neuer Festigkeitsklassen auch über die bestehende Güteklasse I hinaus (siehe Anlage 12).



Die ermittelten Sicherheitszahlen  $\gamma$  für Nadelvollholzstützen der Güteklasse II liegen für den Schlankheitsbereich oberhalb  $\lambda = 70$  noch unterhalb derjenigen für Brettschichtholz der Güteklasse I (Anlage 15). Die Ursache hierfür sind die größeren Streuungen der Materialeigenschaften des Vollholzes gegenüber dem laminierten Brettschichtholz, der höhere Feuchtegehalt der Vollholzstützen, die größere Vorkrümmungsamplitude der Stabachse sowie die ungünstigeren Verhältniszahlen von tatsächlicher zu Sollquerschnittsfläche. Die erheblichen Traglastunterschiede zwischen Vollholzstützen und Brettschichtholzstützen der Güteklasse II sollten daher in entsprechenden Unterschieden bei den zulässigen Beanspruchungen ihren Niederschlag finden.

Prinzipiell anzustreben ist ein einheitliches Sicherheitsniveau unabhängig von Stabschlankheit, Güteklasse oder planmäßiger Ausmitte, so daß die Forderung nach einem Sicherheitsabstand von der EULER'schen Knicklast, die bisher die zulässigen Beanspruchungen von Holzdruckstäben im oberen Schlankheitsbereich bestimmte, fallengelassen werden kann. Da für die Praxis ein Nachweis von Druckstäben in möglichst einfacher Form erforderlich ist, bietet sich die Verwendung von Teilsicherheitsfaktoren gegenüber der Traglastspannung auf der Grundlage des neuen Sicherheitskonzeptes an, wie sie auch im Entwurf zum Eurocode 5 (1987) vorgeschlagen werden. Um ein einheitliches Sicherheitsniveau im gesamten Schlankheitsbereich zu erreichen, kann der Verlauf der charakteristischen Werte der Traglastspannung mit Knickspannungslinien formelmäßig erfaßt werden. Hierzu wird die charakteristische Druckfestigkeit des Holzes mit einem Abminderungsfaktor  $\kappa$  multipliziert, der von der Stabschlankheit abhängig ist. Für Druckstäbe mit Rechteckquerschnitt aus mitteleuropäischem Nadelholz werden folgende Werte für  $\kappa$  vorgeschlagen:

$$\kappa = \begin{cases} 1 & \text{für } \bar{\lambda} \leq 0,5 \\ \frac{1}{k + \sqrt{k^2 - \bar{\lambda}^2}} & \text{für } \bar{\lambda} > 0,5 \end{cases}$$

$$k = 0,5 [1 + \alpha (\bar{\lambda} - 0,5) + \bar{\lambda}^2]$$

$$\bar{\lambda} = \lambda / \lambda_f$$

$$\lambda_f = \pi \sqrt{\frac{E_{0,k}}{f_{c,0,k}}}$$

$E_{0,k}$  : charakteristischer Wert des Elastizitätsmoduls

$f_{c,0,k}$  : charakteristischer Wert der Druckfestigkeit

$\alpha = 0,13$  für Brettschichtholz

$\alpha = 0,15$  für Nadelvollholz

In den Anlagen 16 bis 20 sind für Druckstäbe aus Brettschichtholz und Vollholz mit den in diesem Forschungsvorhaben festgestellten Eigenschaftswerten des Materials die charakteristischen Werte der Traglastspannung im Vergleich zur Näherungskurve  $f_{c,0,k} \cdot \kappa(\lambda)$  dargestellt.

7 Zusammenfassung

Zur Abschätzung des bestehenden Sicherheitsniveaus druckbeanspruchter Brettschichtholz- und Vollholzstäbe wurde ein Rechenmodell entwickelt, das unter Berücksichtigung aller wichtigen Einflußgrößen Traglastberechnungen im Rahmen von Monte-Carlo-Simulationen ermöglicht.

Das zugrundeliegende stochastische Modell umfaßt die statistischen Verteilungsfunktionen der wesentlichen Einwirkungsgrößen, die einerseits als strukturelle Imperfektionen Darrohdichte, Ästigkeit, Druckholzanteil, Holzfeuchte und Keilzinkenverbindung die Elastizitäts- und Festigkeitseigenschaften des Holzes beeinflussen und andererseits als geometrische Imperfektionen Querschnittsabmessungen, Vorkrümmung der Stabachse und Schiefstellung der Stabachse einen direkten Einfluß auf die Traglasten von Holzstützen ausüben.

Die geometrischen Imperfektionen sowie die Holzfeuchte wurden an 13 voneinander unabhängigen Bauwerken durch Messungen ermittelt, wobei zu erkennen ist, daß die gegenwärtig empfohlenen Rechenwerte für Ersatzimperfektionen auf der "sicheren Seite" liegen.

Auf der Grundlage der statistischen Verteilungsfunktionen der genannten Kenngrößen wird der Aufbau einer großen Zahl von Holzstützen simuliert, deren Traglasten im Rahmen der Methode der statistischen Versuche die Wahrscheinlichkeitsverteilung des Bauteilwiderstandes liefern.

Der Aufbau eines Brettschichtholzbauteils wird hierbei dem Herstellungsprozeß nachgebildet, indem aus einem prinzipiell endlosen, keilgezinkten Brettstrang Lamellen entsprechend der Bauteillänge abgetrennt und übereinandergestapelt werden. Die Materialeigenschaften jeder Lamelle werden in äquidistanten Querschnitten simuliert, wobei die Autokorrelation der Eigenschaften in Brettllängsrichtung berücksichtigt wird. Die Materialeigenschaften der Vollholzstützen werden als konstant innerhalb eines Bauteils angenommen.

Wesentliche Grundlage des mechanischen Modells ist die Spannungs-Dehnungs-Beziehung, die für Zugbeanspruchung linearelastisch - spröde angenommen und für Druckbeanspruchung als Funktion von Werkstoff - und Einwirkungskenngrößen bestimmt wird, die das plastische Verhalten des Holzes berücksichtigt. Aus den simulierten Materialeigenschaften jedes Lamellenquerschnitts werden die charakteristischen Größen der Arbeitslinie für den Zug- und Druckspannungsbereich mit Hilfe von Regressionsgleichungen ermittelt, so daß das Tragverhalten jedes Bauteilquerschnitts - unterteilt in Lamellenquerschnitte - unter der Annahme ebener Dehnungsverteilung berechnet werden kann. Die nichtlineare Spannungsverteilung im Querschnitt und die daraus folgende veränderliche Querschnittssteifigkeit wird mit Hilfe des Sekantenmodulverfahrens berücksichtigt.

Bei den Monte-Carlo-Simulationsrechnungen werden zur Bestimmung der Wahrscheinlichkeitsverteilung des Bauteilwiderstandes für jede gewählte Kombination aus Schlankheit, Güteklasse und planmäßiger Exzentrizität zwischen 400 und 5000 Stützen simuliert und deren Traglast berechnet. Jeder Stichprobe wird eine 3-parametrische Weibullverteilung angepaßt, deren 5 %-Fraktile als charakteristische Größen der Traglastspannung angesehen werden können. Für BSH-Stützen der Güteklasse II werden Traglastkurven sowohl für planmäßig mittig als auch für planmäßig ausmittig belastete Einfeldstützen untersucht.

Die Traglastkurven der Güteklasse I unterscheiden sich nicht wesentlich von denjenigen der Güteklasse II; erst durch eine höhere Mindestrohddichte des verwendeten Holzes sind signifikant höhere Traglastspannungen zu erwarten.

Der Vergleich der Traglastspannungen mit den zulässigen Spannungen liefert eine Aussage über das bestehende Sicherheitsniveau, das zur Zeit - abhängig von Schlankheit und planmäßiger Exzentrizität - nicht einheitlich ist.

Für Druckstäbe mit Rechteckquerschnitt aus mitteleuropäischem Nadelholz werden Knickspannungslinien vorgeschlagen, die eine einfache Bemessung von Holzdruckstäben auf der Grundlage der Plastizitätstheorie II. Ordnung ermöglichen. Die vorgeschlagenen Knickspannungslinien zeigen den Verlauf der charakteristischen Werte der Traglastspannung - abhängig von den charakteristischen Werten des Elastizitätsmoduls und der Druckfestigkeit - und enthalten den Einfluß sämtlicher struktureller und geometrischer Imperfektionen.

8                      Literatur

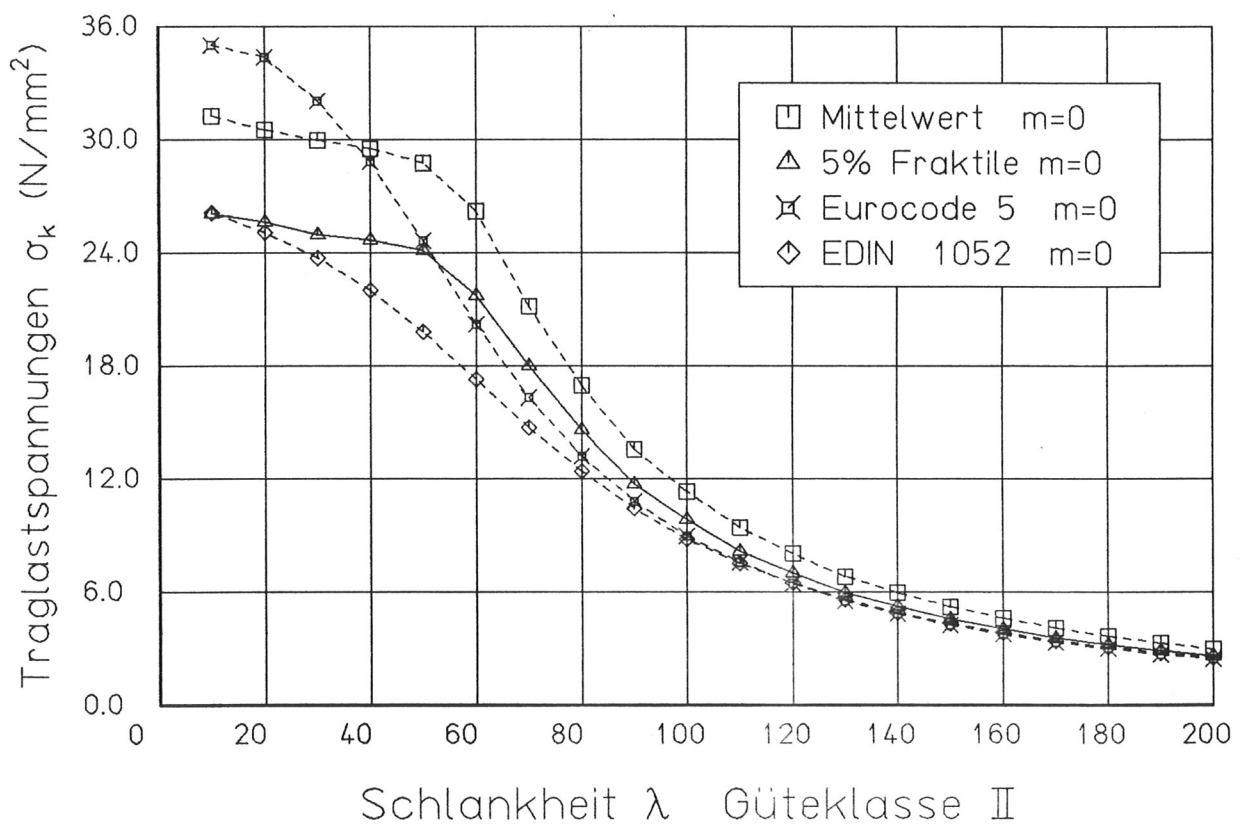
- Blaß, H.J. 1987: Tragfähigkeit von Druckstäben aus Brettschichtholz unter Berücksichtigung streuender Einflußgrößen. Dissertation Universität Karlsruhe
- Buchanan, A.H.; Johns, K.C.; Madsen, B. 1985: Column design methods for timber engineering. CIB W18, Beit Oren, Israel
- CIB Report 1983: Structural Timber Design Code. Publication 66 Working Group W18 Timber Structures.
- Colling, F.; Scherberger, M. 1987: Die Streuung des Elastizitätsmoduls in Brettlängsrichtung. Holz Roh-Werkstoff 45: 95-99
- DIN 1052 Holzbauwerke Blatt 1, Ausgabe Oktober 1969
- DIN 1052. Holzbauwerke (Entwurf) Teil 1, Ausgabe August 1984
- DIN 4074. Gütebedingungen für Bauschnittholz Blatt 1, Ausgabe Dezember 1958
- Ehlbeck, J.; Colling, F.; Görlacher, R. 1984: Einfluß keilgezinkter Lamellen auf die Biegefestigkeit von Brettschichtholzträgern. Forschungsbericht der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Ingenieurholzbau Universität Karlsruhe
- Ehlbeck, J.; Colling, F. 1987: Biegefestigkeit von Brettschichtholz in Abhängigkeit von Rohdichte, Elastizitätsmodul, Ästigkeit und Keilzinkung der Lamellen, der Lage der Keilzinkung sowie von der Trägerhöhe . Teil A: Karlsruher Untersuchungen. Forschungsbericht der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Ingenieurholzbau Universität Karlsruhe

- Eurocode 5 1987: Gemeinsame einheitliche Regeln für Holzbauwerke.  
Bericht für die Europäischen Gemeinschaften.
- Glos, P. 1978: Zur Bestimmung des Festigkeitsverhaltens von Brettschichtholz bei Druckbeanspruchung aus Werkstoff- und Einwirkungskenngrößen. Dissertation Technische Universität München
- Glos, P. 1981: Zur Modellierung des Festigkeitsverhaltens von Bauholz bei Druck-, Zug- und Biegebeanspruchung. Arbeitsberichte zur Zuverlässigkeitstheorie der Bauwerke, SFB 96, Heft 61
- Kersken-Bradley, M.; Maier, W. 1977: Sortierung von Brettschichtholz und Tragfähigkeit von Brettschichtbauteilen. Holz Roh-Werkstoff 35: 263-266
- Kersken-Bradley, M. 1981: Beanspruchung von Bauteilquerschnitten bei streuenden Kenngrößen des Kraftverformungsverhaltens innerhalb des Querschnittes. Arbeitsberichte zur Zuverlässigkeitstheorie der Bauwerke, SFB 96, Heft 56
- Kollmann, F. 1982: Technologie des Holzes und der Holzwerkstoffe.  
Springer Verlag
- Krohn, H.; Palm, K 1981: Radiometrisches Verfahren für die Holzsortierung. Holz Roh-Werkstoff 39: 207-210; 367-377
- Larsen, H.J. 1980: Strength of Glued Laminated Beams. Part 2 (Properties of Glulam Laminations) Report No. 8004. Aalborg University, Danmark

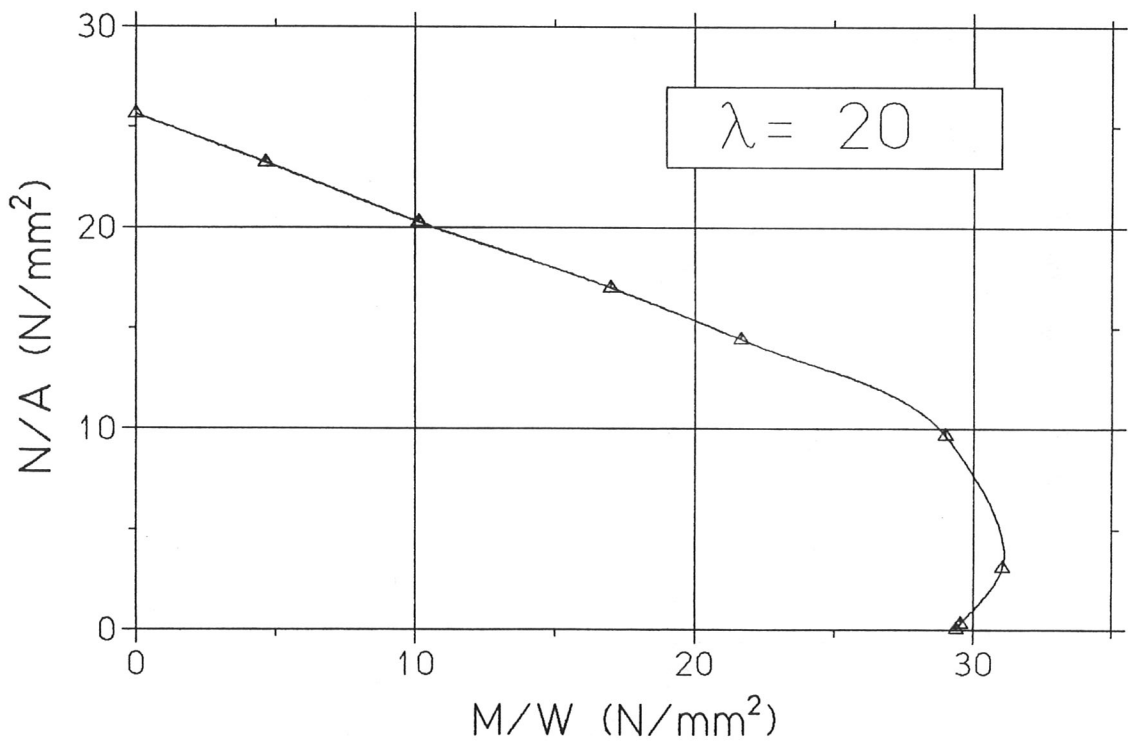
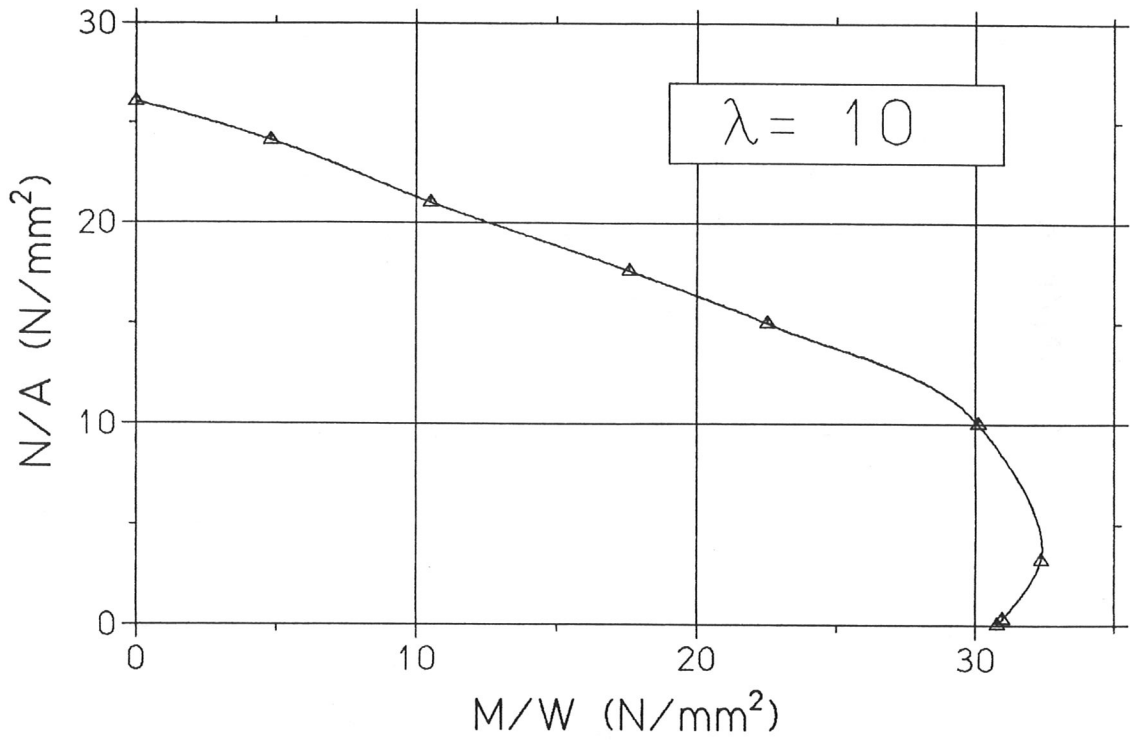
- Lindner, J.; Gietzelt, R. 1984: Imperfektionsannahmen für Stützenschiefstellungen. Stahlbau 53: 97-101
- Möhler, K. 1942: Tragkraft und Querkraft von ein- und mehrteiligen Holzdruckstäben nach Versuch und Rechnung. Dissertation Universität Karlsruhe
- Möhler, K.; Scheer, C.; Muszala, W. 1983: Knickzahlen für Voll-, Brettschichtholz und Holzwerkstoffe. Holzbau-Statik-Aktuell 7: 7-16
- DIN Deutsches Institut für Normung, 1981: Grundlagen zur Festlegung von Sicherheitsanforderungen für bauliche Anlagen, 1. Auflage. Beuth-Verlag GmbH, Berlin/Köln
- Neuhaus, F.-H. 1981: Elastizitätszahlen von Fichtenholz in Abhängigkeit von der Holzfeuchtigkeit. Technisch-wissenschaftliche Mitteilungen Nr. 81-8 Institut für konstruktiven Ingenieurbau Ruhr-Universität Bochum
- Owen, D.B. 1962: Handbook of Statistical Tables. Addison-Wesley Publishing Company, Inc. Reading, Mass./Palo Alto/London
- Pierce, C. 1976: The Weibull distribution and the determination of its parameters for application to timber strength data. Building Research Establishment CP 26/76
- Spengler, R. 1982: Festigkeitsverhalten von Brettschichtholz unter zweiachsiger Beanspruchung Teil 1. Ermittlung des Festigkeitsverhaltens von Brettelelementen aus Fichte durch Versuche. Arbeitsberichte zur Zuverlässigkeitstheorie der Bauwerke, SFB 96, Heft 62



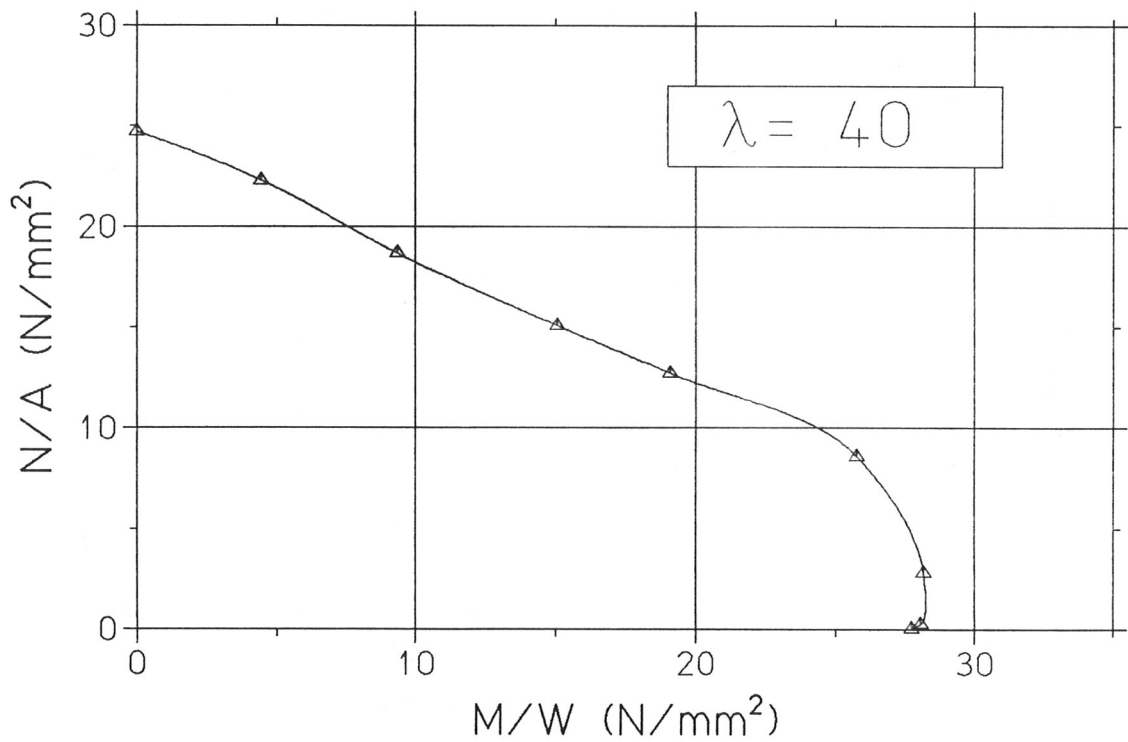
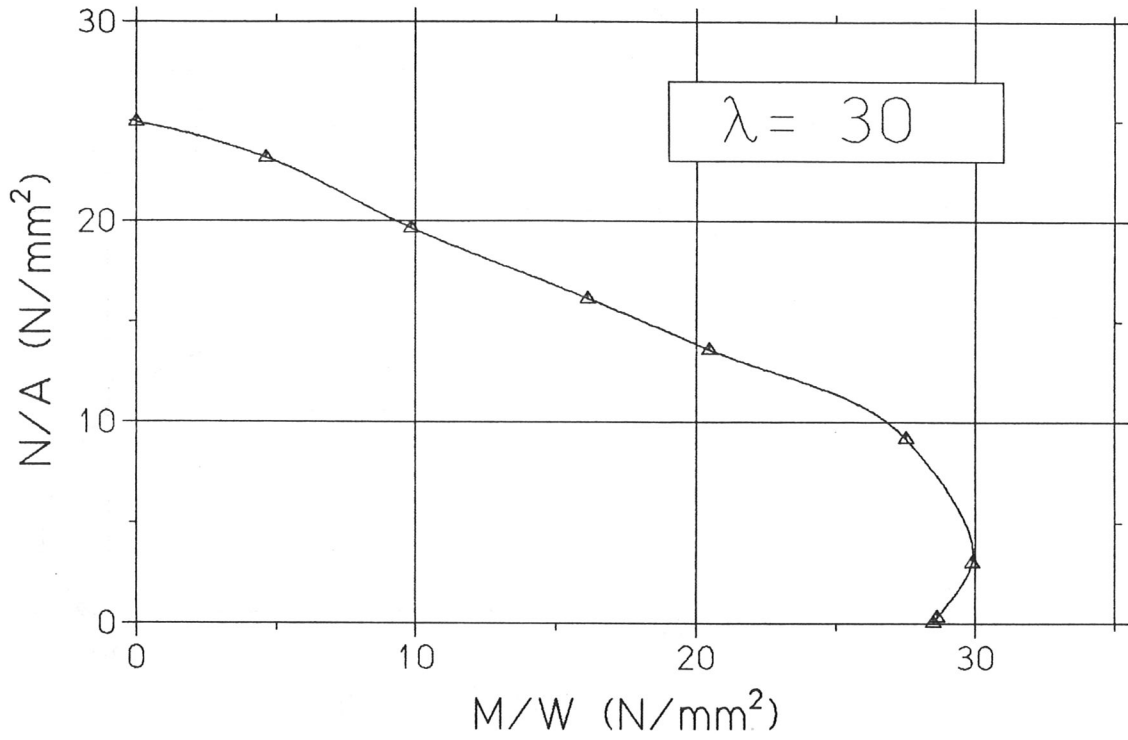
- Vogel, U. 1965: Die Traglastberechnung stählerner Rahmentragwerke nach der Plastizitätstheorie 2. Ordnung. Forschungshefte aus dem Gebiete des Stahlbaues 15, Stahlbau-Verlag Köln
- Wehrli, M. 1970: Zur Stichprobenreduktion bei Monte Carlo Simulationen. Unternehmensforschung Heft 2, Zürich
- Zurmühl, R. 1958: Matrizen, eine Darstellung für Ingenieure. Springer-Verlag Berlin/Göttingen/Heidelberg, 2. Auflage



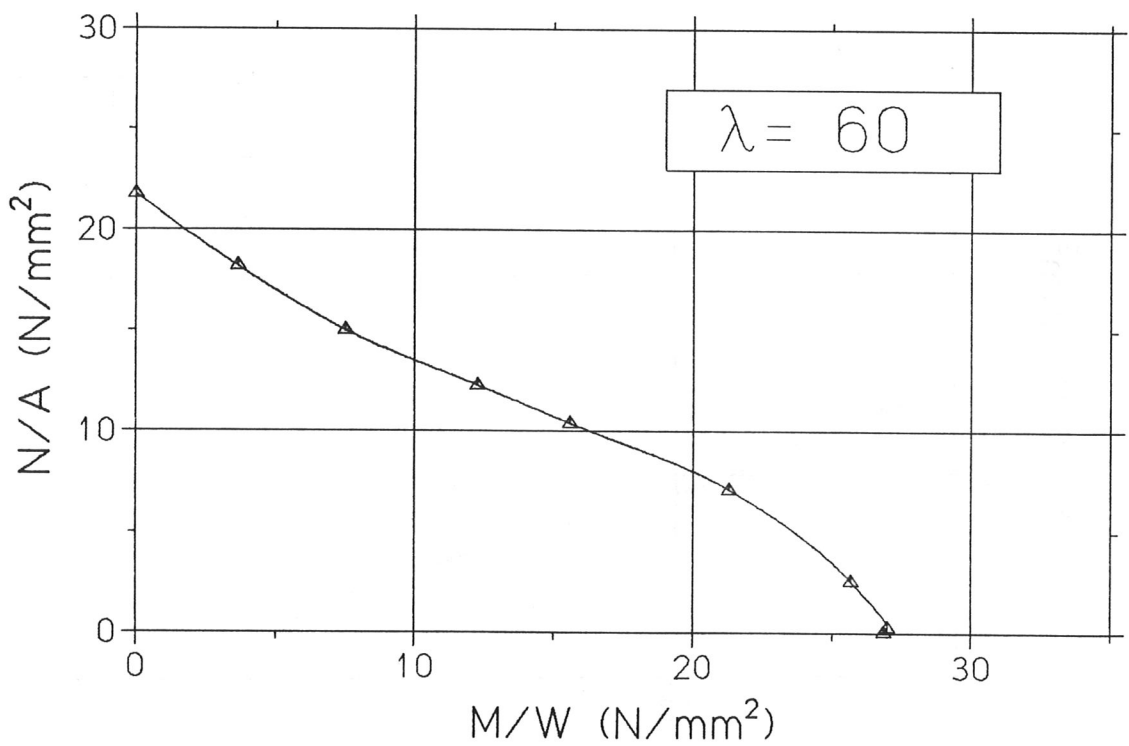
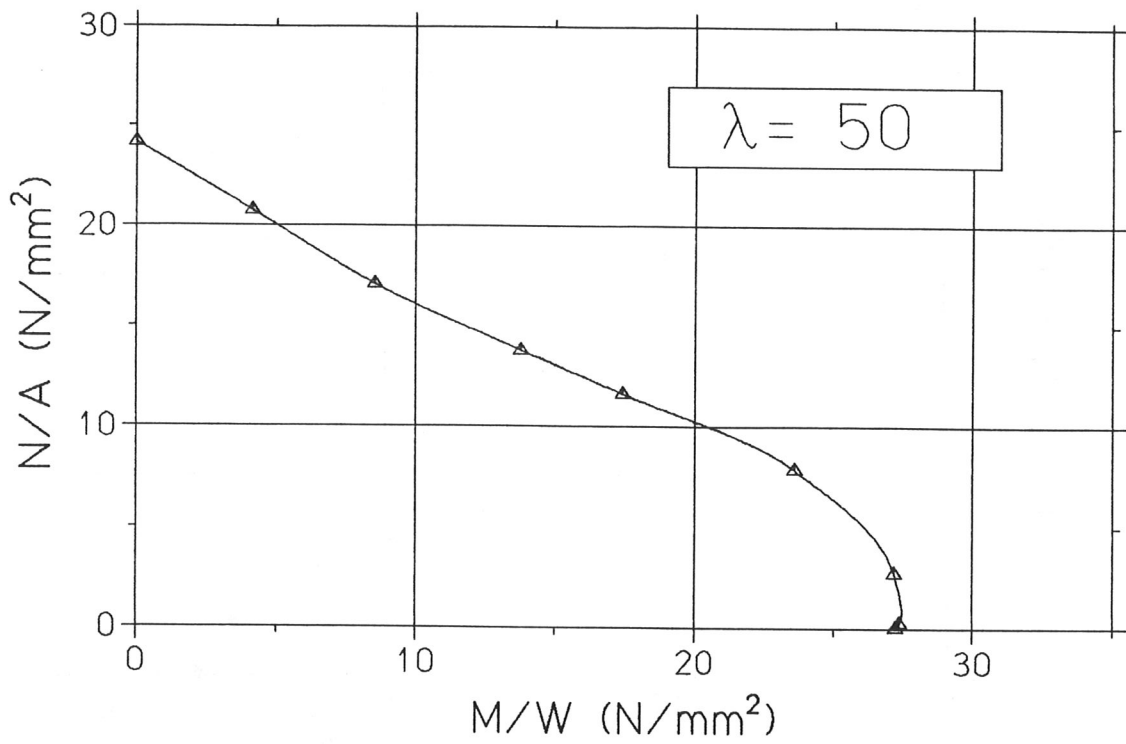
Traglastspannungen für planmäßig mittig belastete Stützen aus Brettschichtholz der Güteklasse II



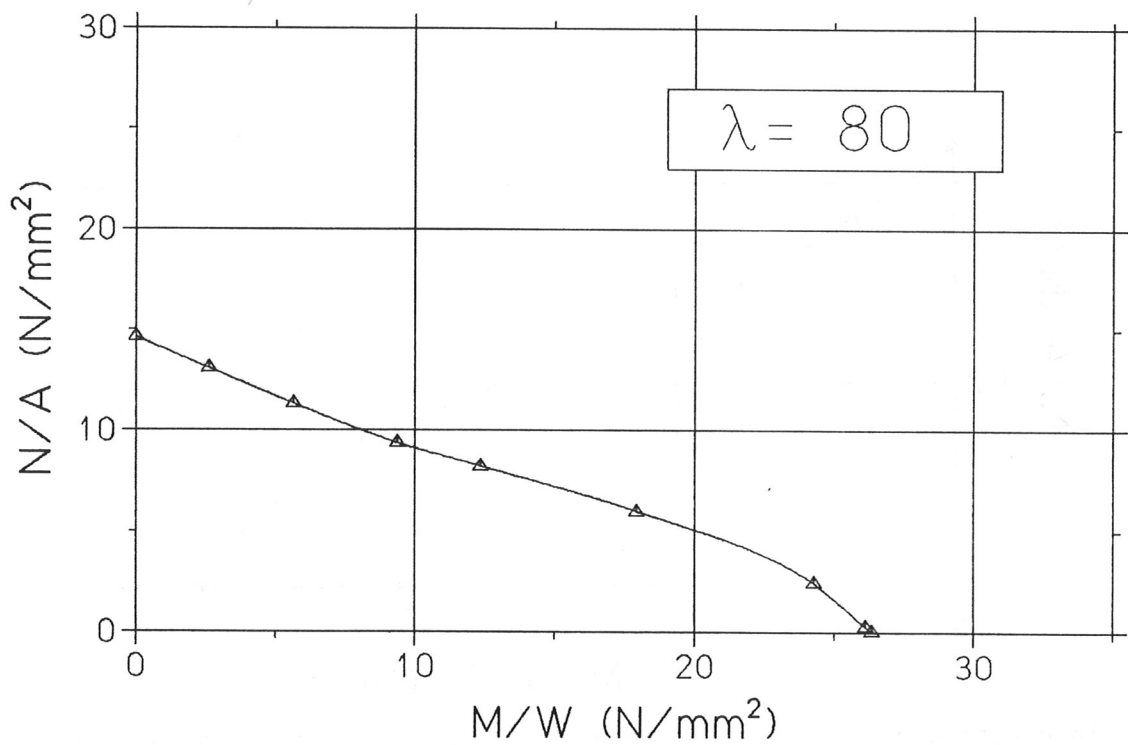
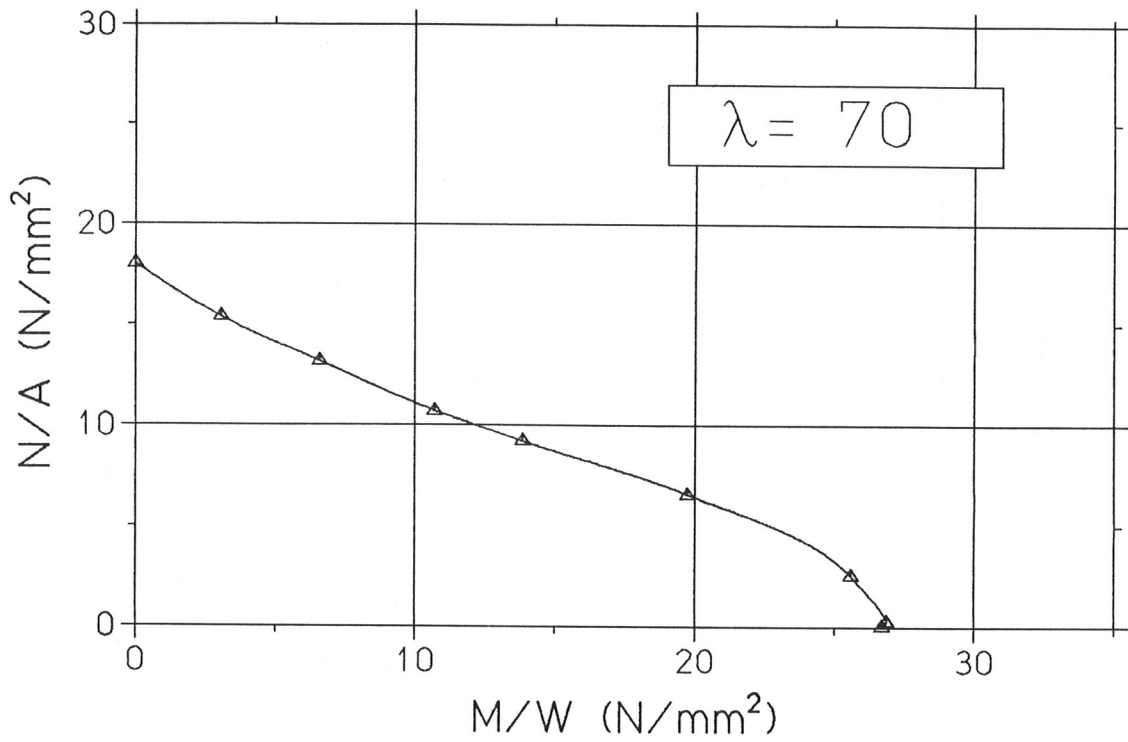
Interaktion der Traglastspannungen (Längsdruck- und Biegespannungen)  
für  $\lambda = 10$  und  $\lambda = 20$  - BSH der Gkl. II



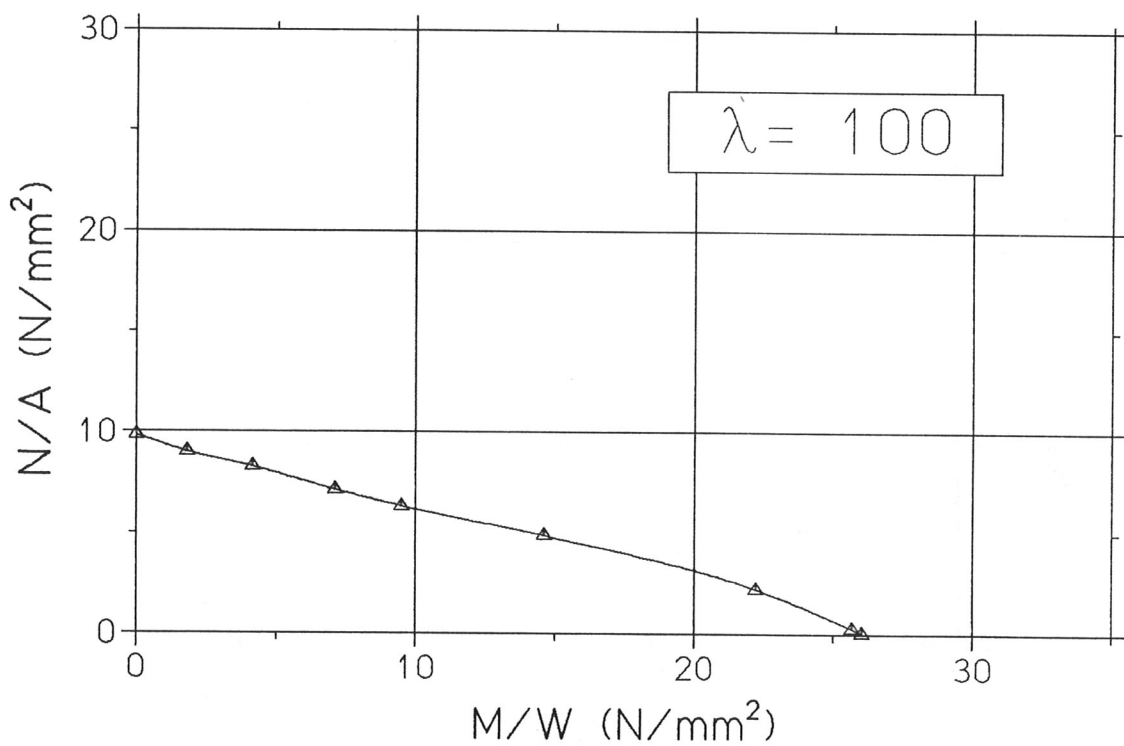
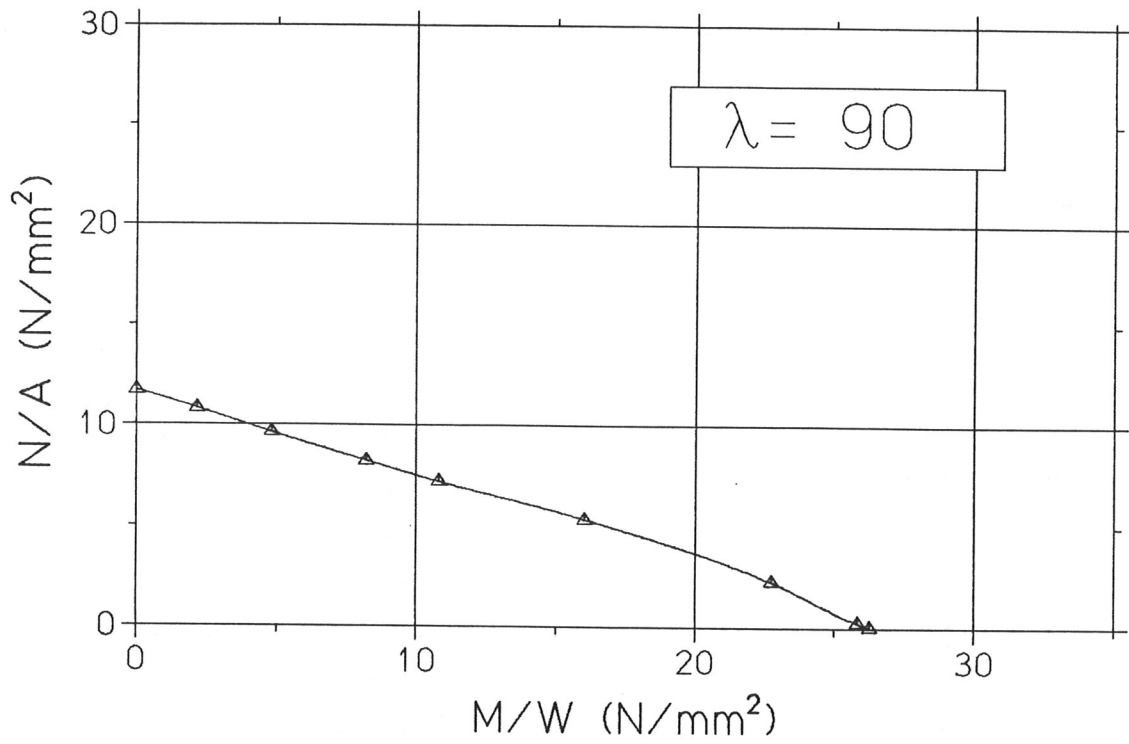
Interaktion der Traglastspannungen (Längsdruck- und Biegespannungen)  
für  $\lambda = 30$  und  $\lambda = 40$  - BSH der Gkl. II



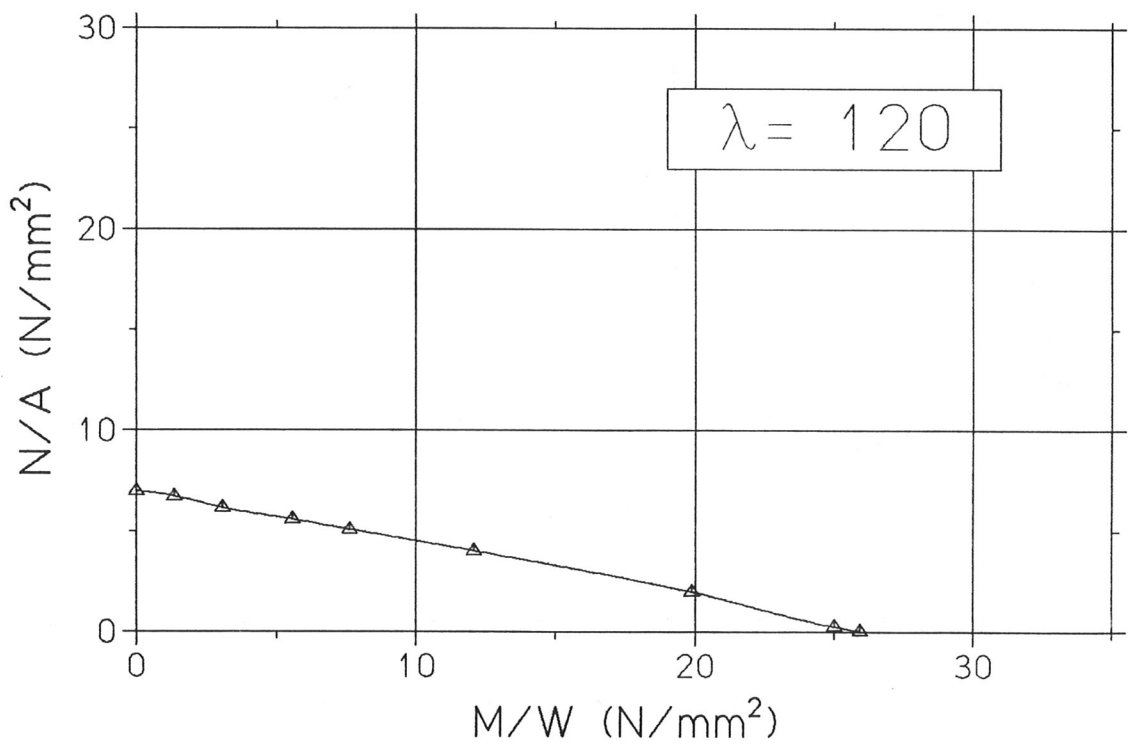
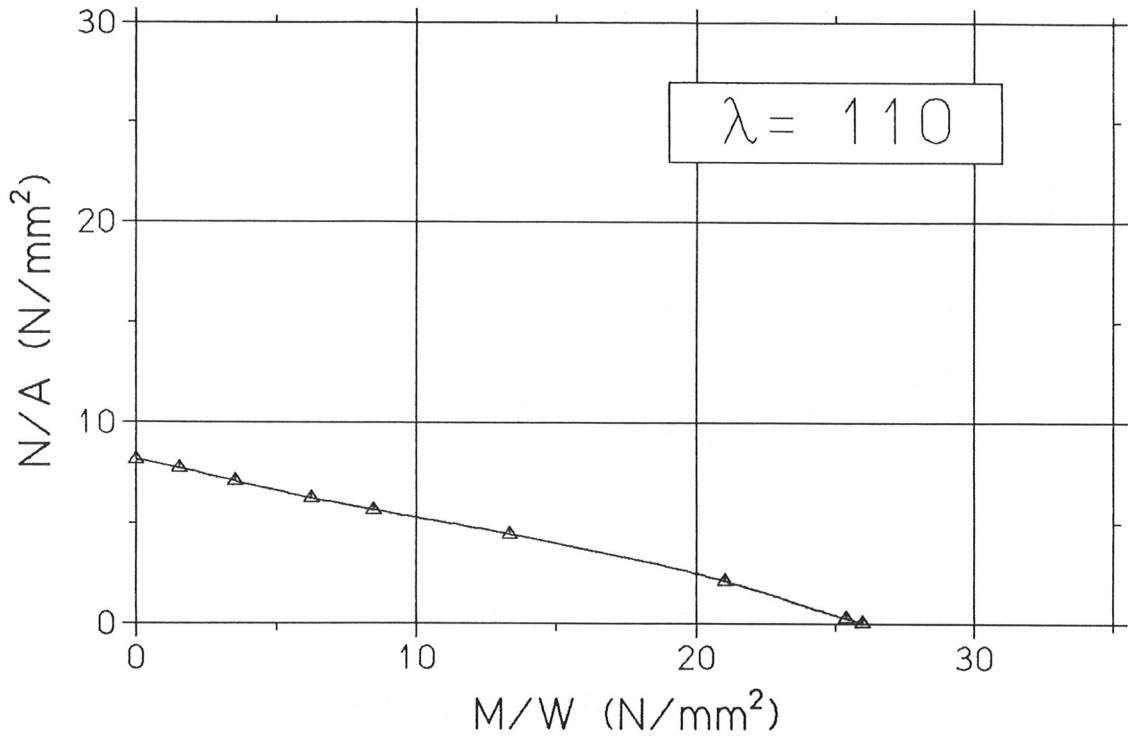
Interaktion der Traglastspannungen (Längsdruck- und Biegespannungen)  
für  $\lambda=50$  und  $\lambda=60$  - BSH der Gkl. II



Interaktion der Traglastspannungen (Längsdruck- und Biegespannungen)  
für  $\lambda = 70$  und  $\lambda = 80$  - BSH der Gk1. II

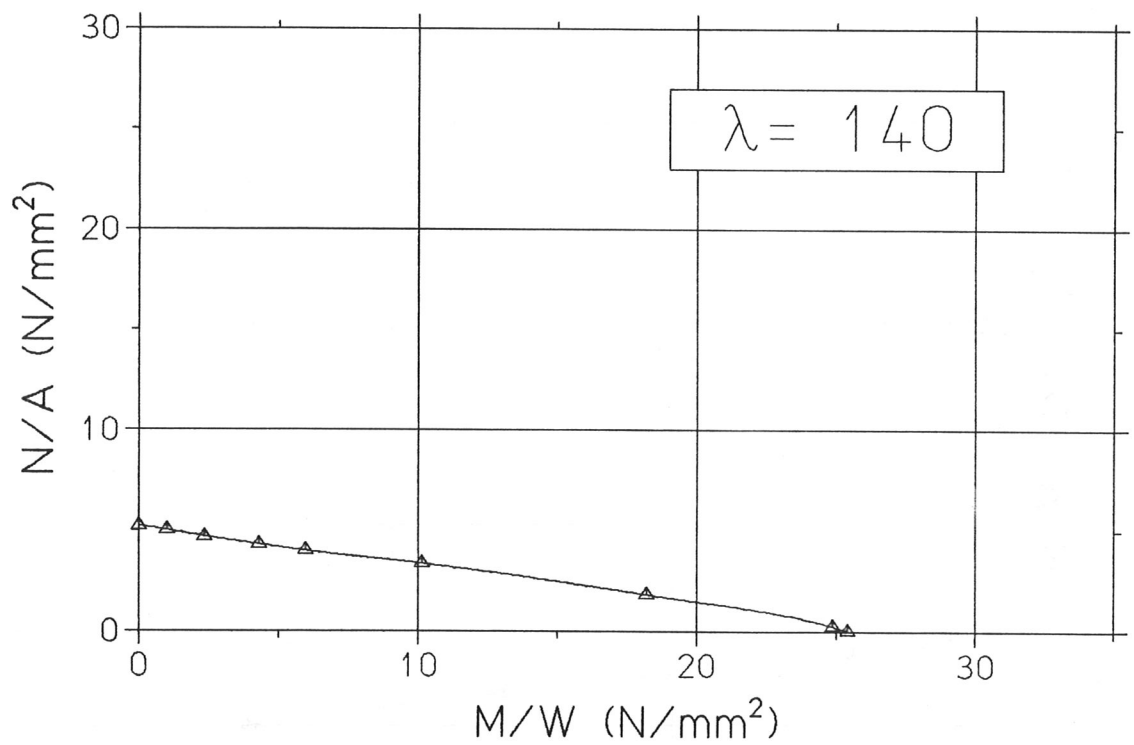
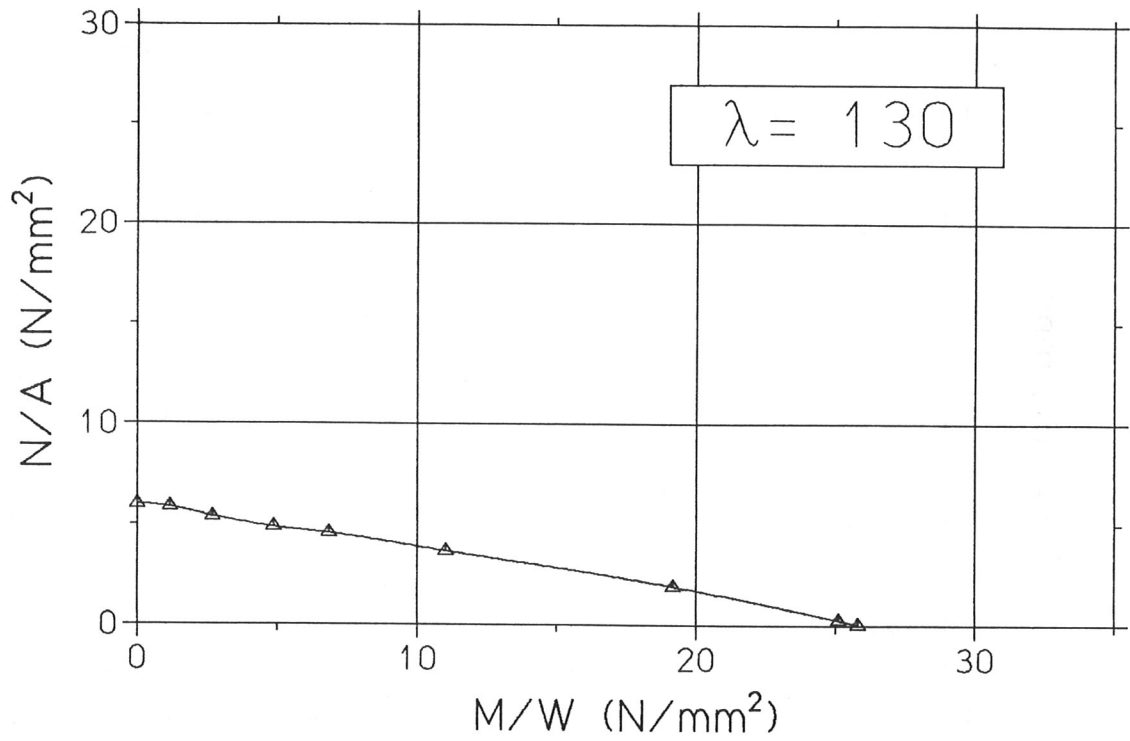


Interaktion der Traglastspannungen (Längsdruck- und Biegespannungen)  
für  $\lambda = 90$  und  $\lambda = 100$  - BSH der Gk1. II

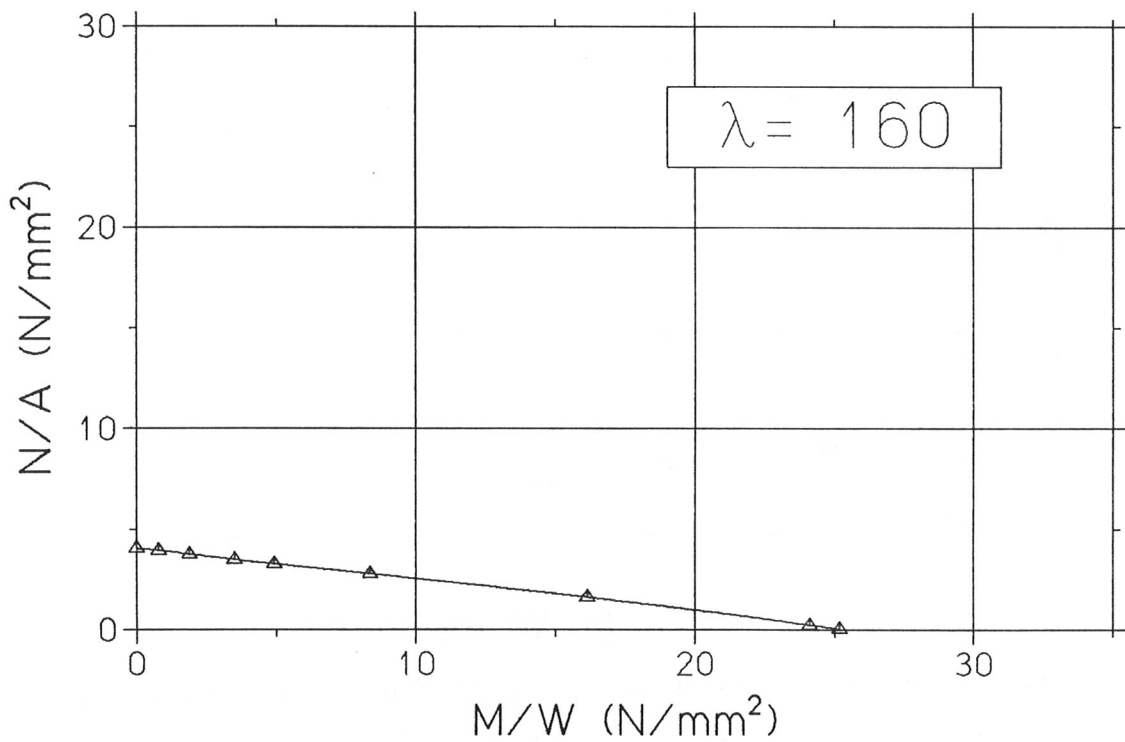
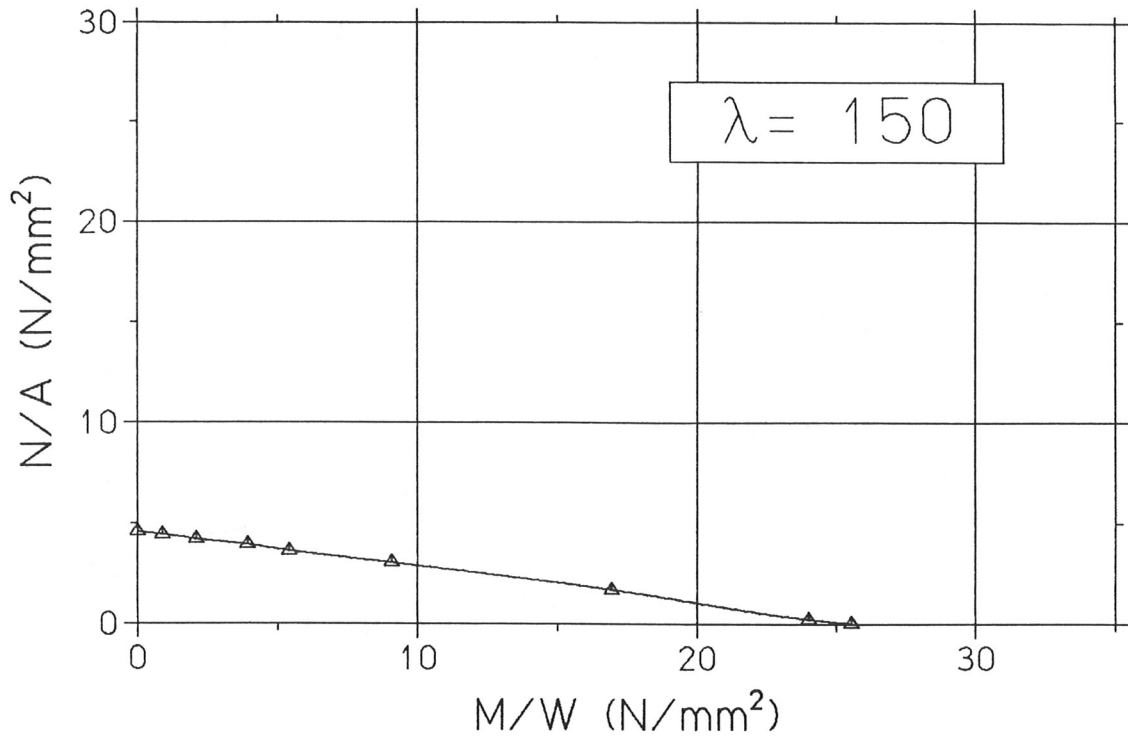


Interaktion der Traglastspannungen (Längsdruck- und Biegespannungen)  
für  $\lambda = 110$  und  $\lambda = 120$  - BSH der Gk1. II

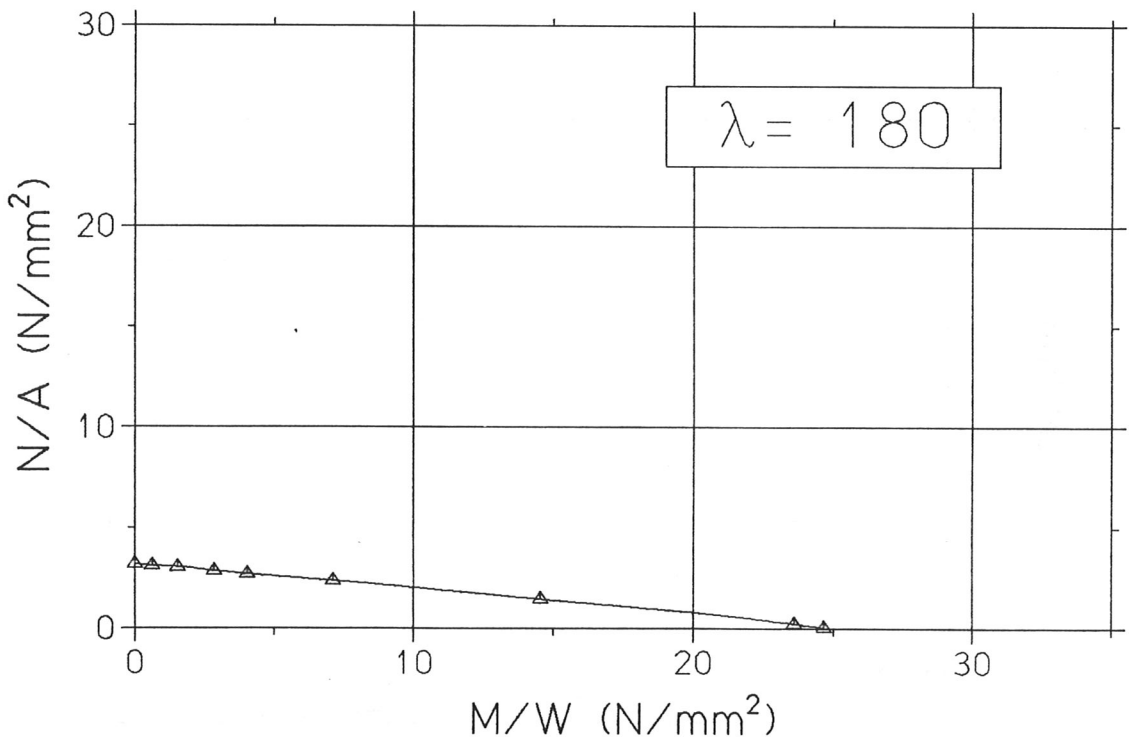
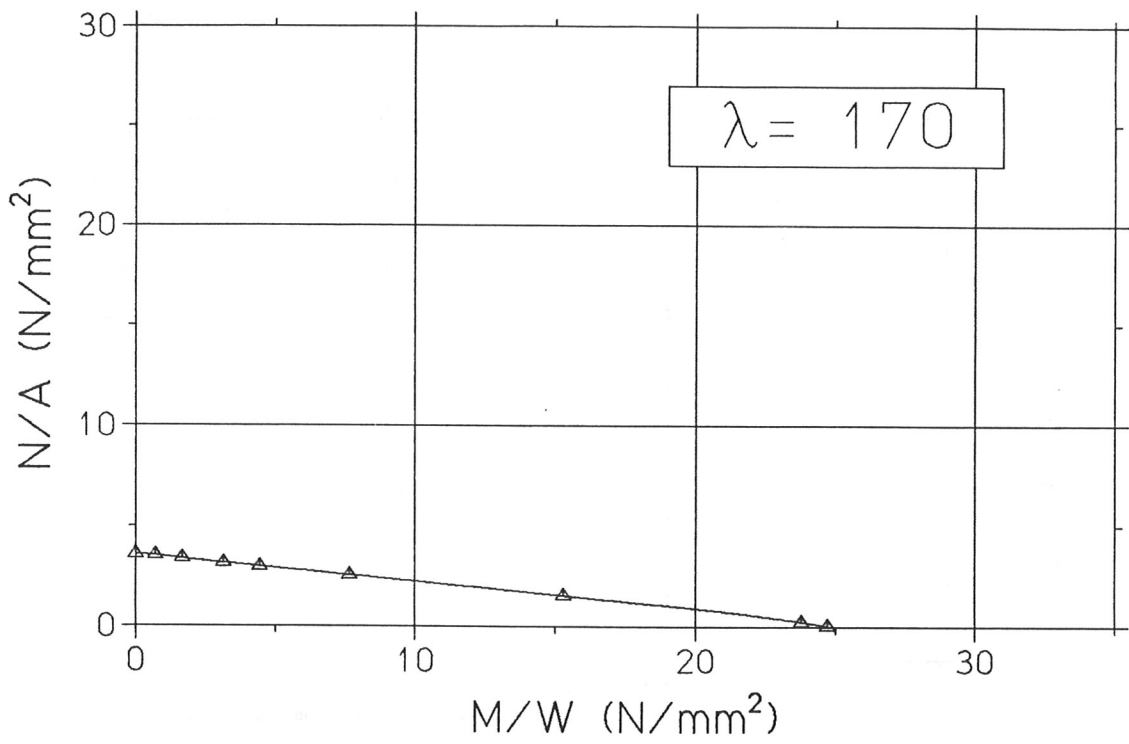




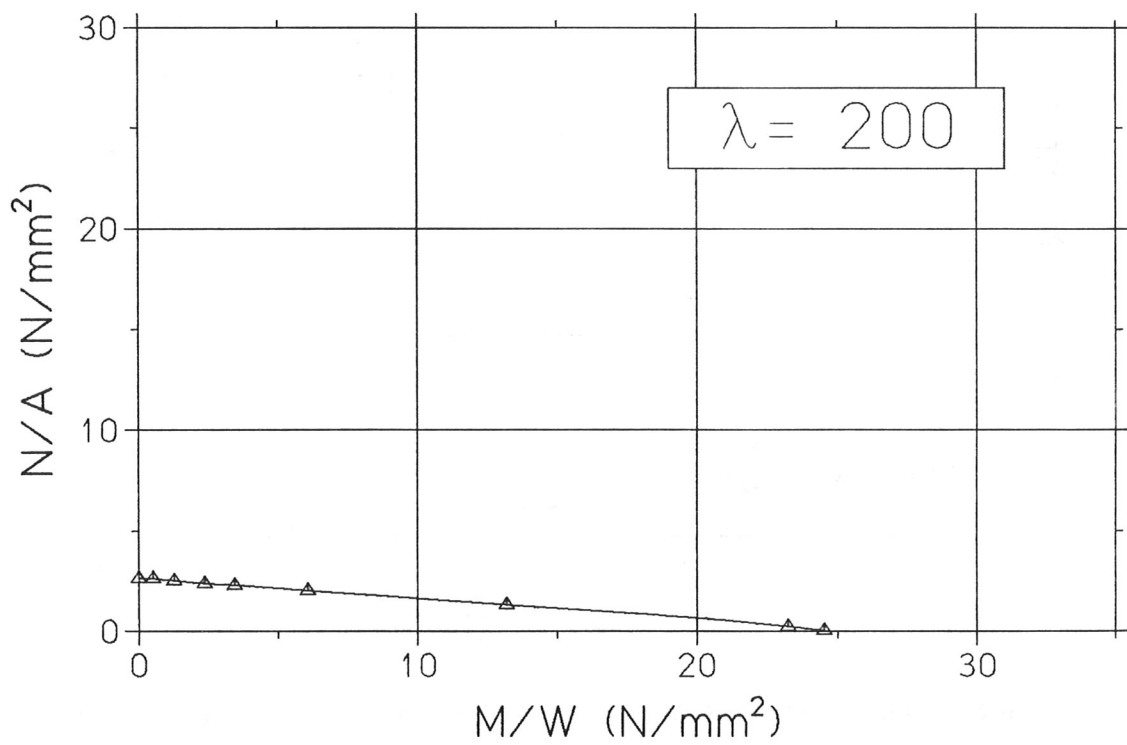
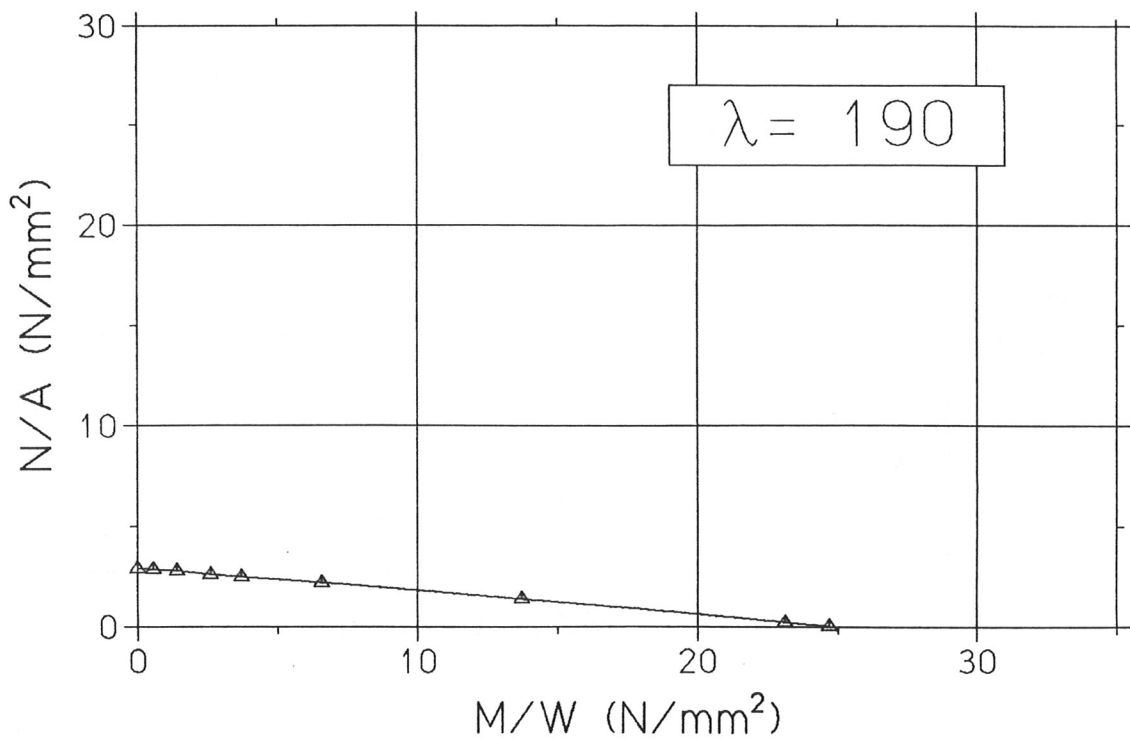
Interaktion der Traglastspannungen (Längsdruck- und Biegespannungen)  
für  $\lambda = 130$  und  $\lambda = 140$  - BSH der Gkl. II



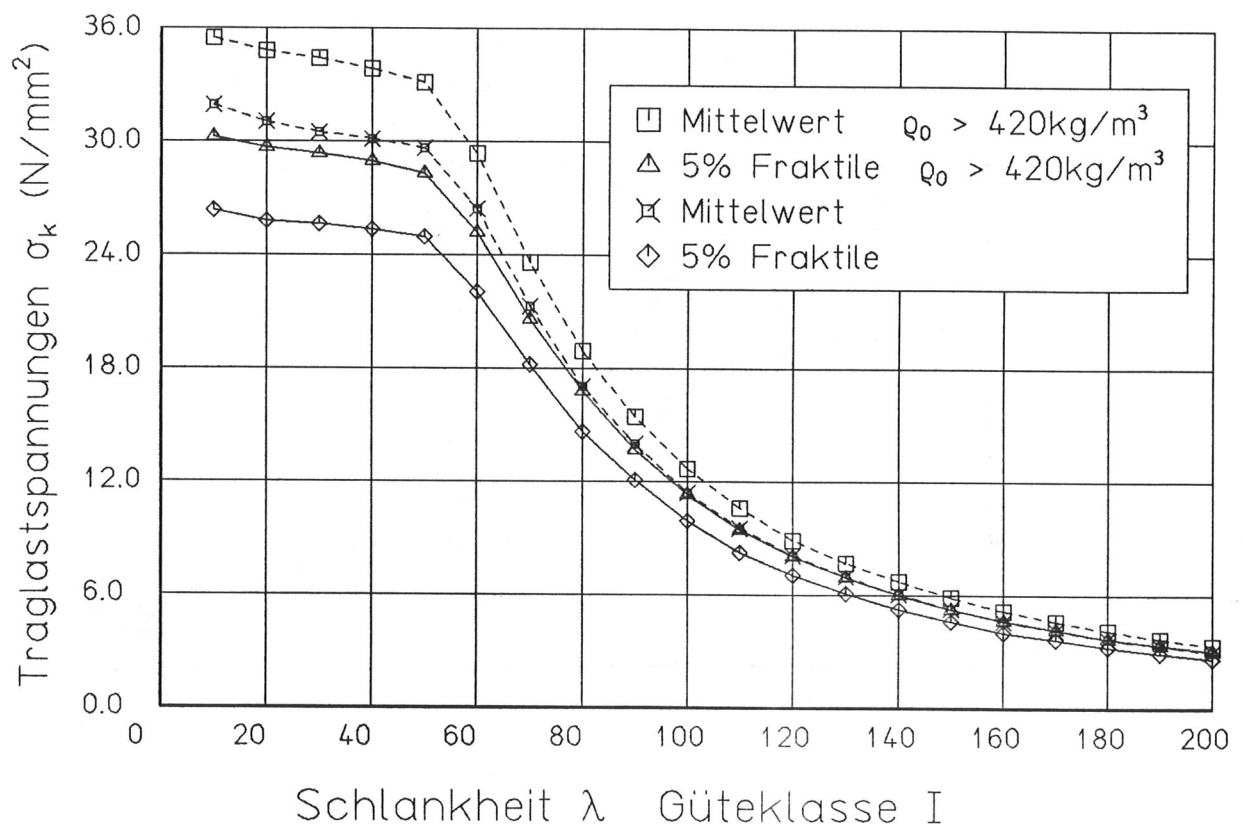
Interaktion der Traglastspannungen (Längsdruck- und Biegespannungen)  
für  $\lambda = 150$  und  $\lambda = 160$  - BSH der Gk1. II



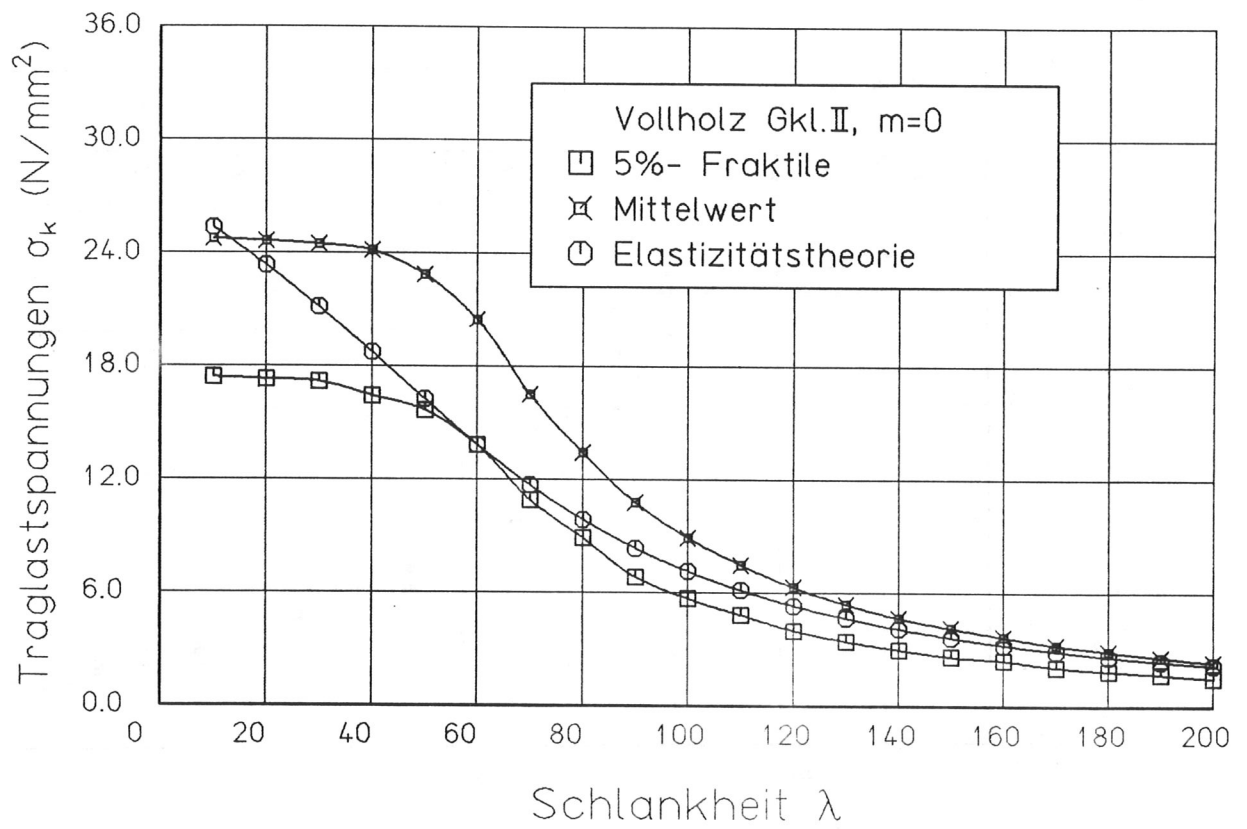
Interaktion der Traglastspannungen (Längsdruck- und Biegespannungen)  
für  $\lambda = 170$  und  $\lambda = 180$  - BSH der Gk1. II



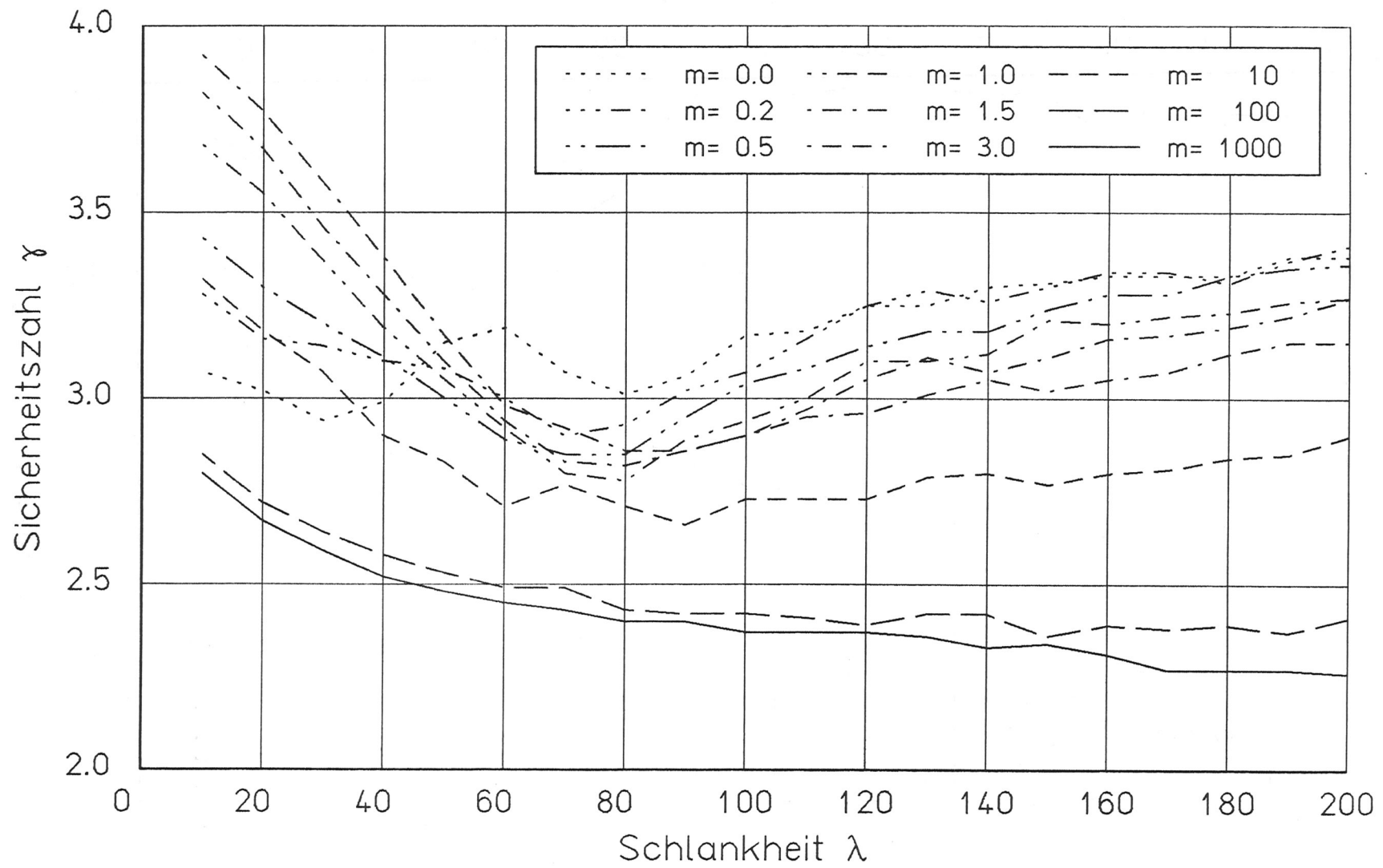
Interaktion der Traglastspannungen (Längsdruck- und Biegespannungen)  
für  $\lambda = 190$  und  $\lambda = 200$  - BSH der Gk1. II



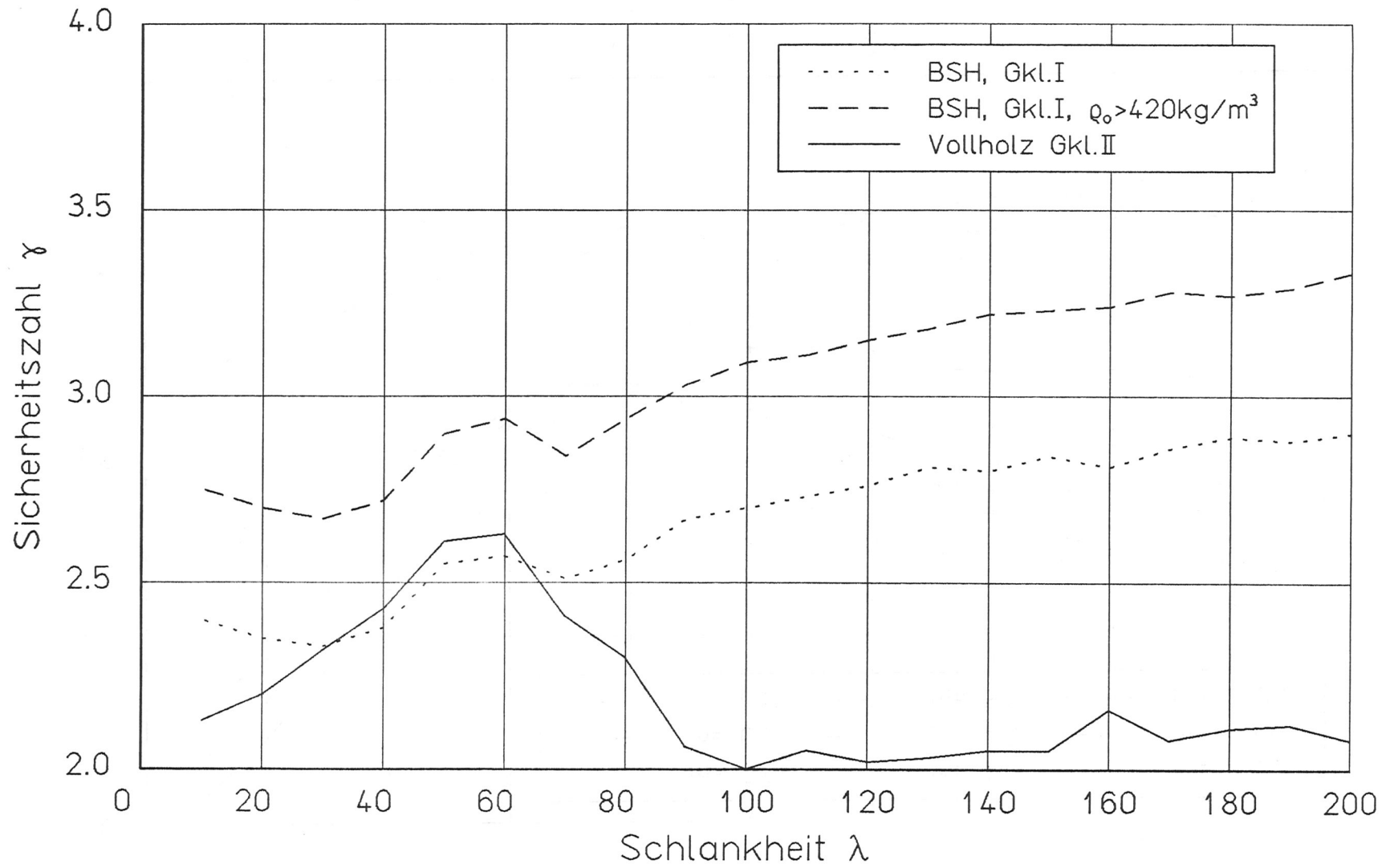
Traglastspannungen für planmäßig mittig belastete Stützen aus Brettschichtholz der Güteklasse I



Traglastspannungen für planmäßig mittig belastete Vollholzstützen der Güteklasse II

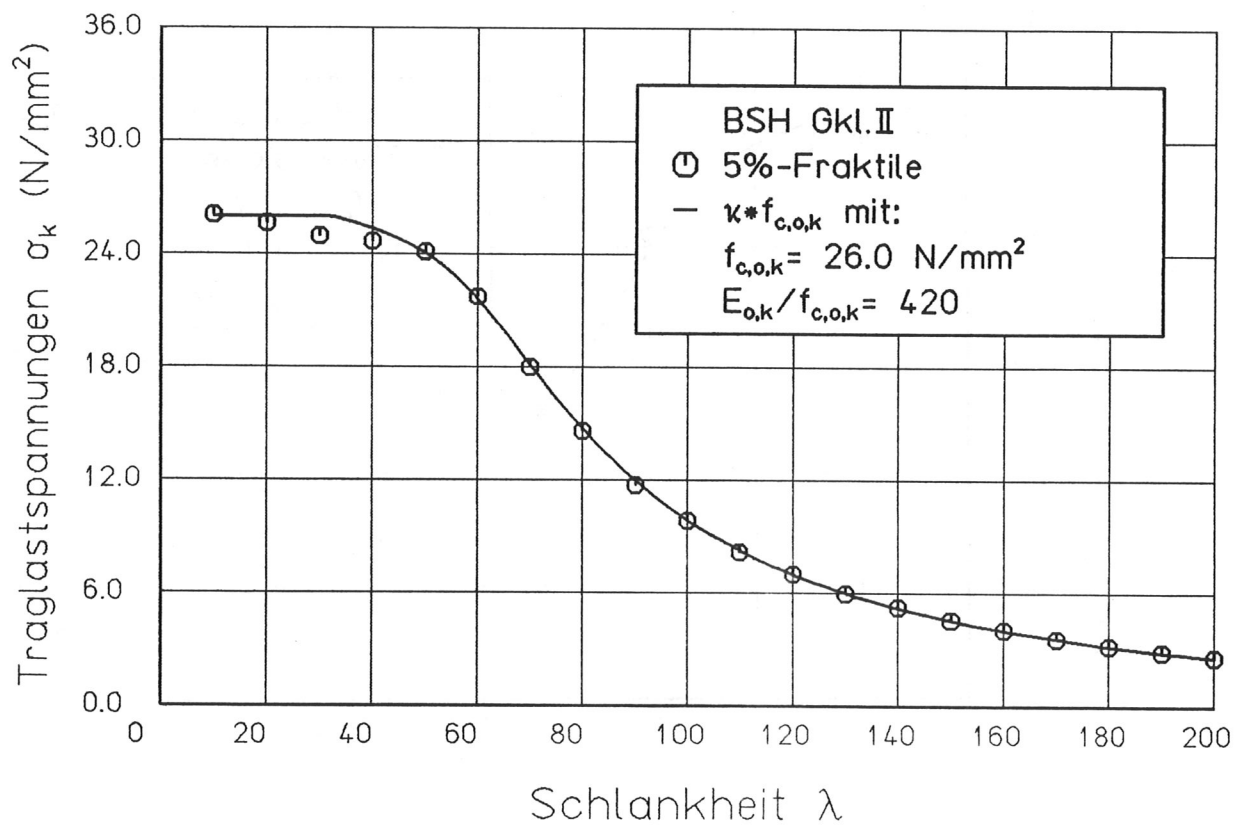


Sicherheitszahl  $\gamma$  nach Gl. (45) für Stützen aus Brettschichtholz der Güteklasse II

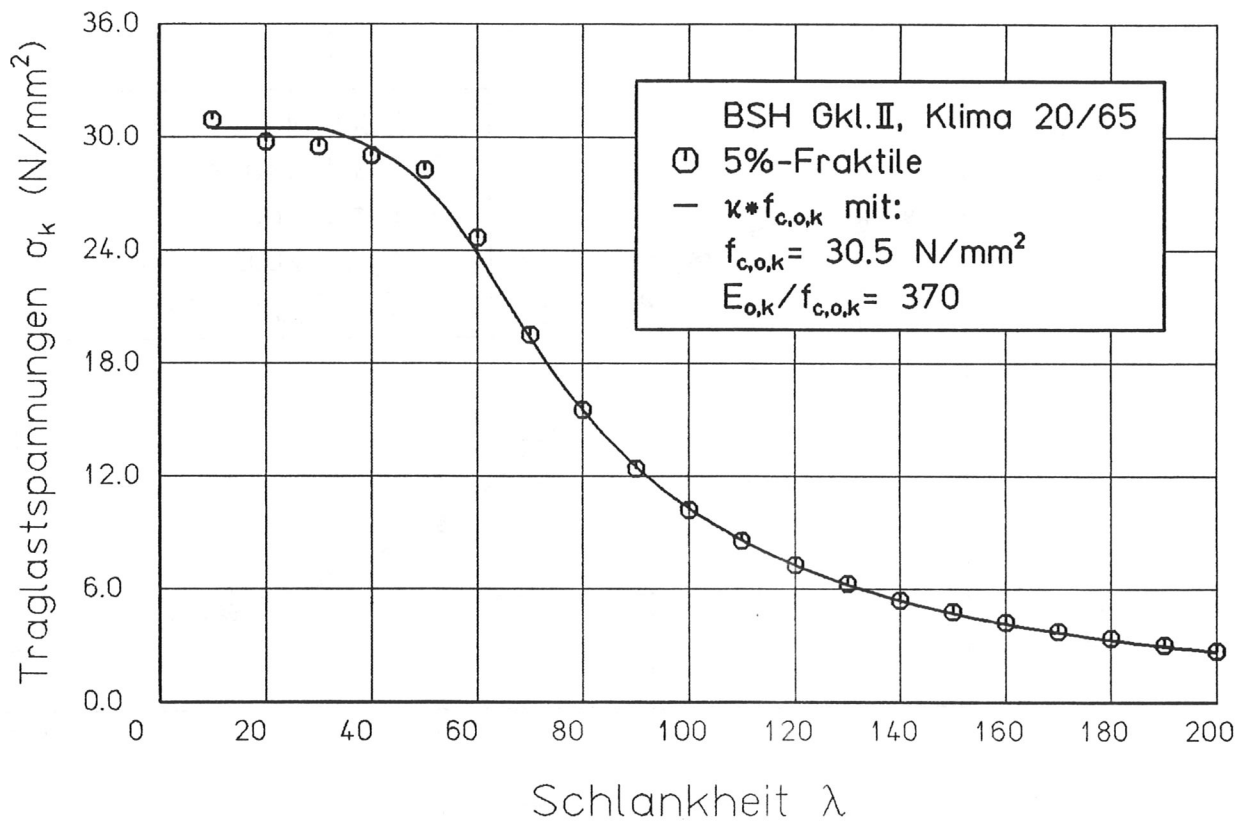


Sicherheitszahl  $\gamma$  nach Gl. (45) für Stützen aus Nadelvollholz der Güteklasse II und Brettschichtholz der Güteklasse I

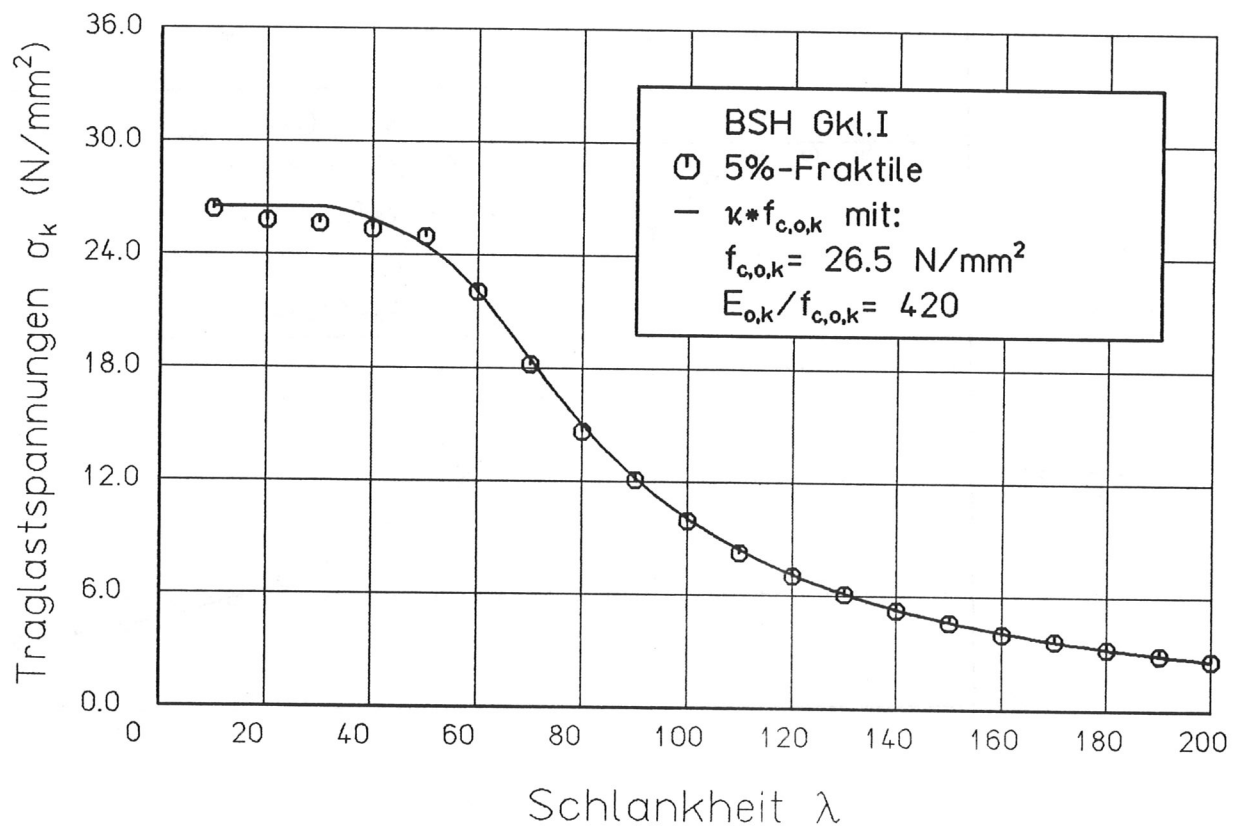




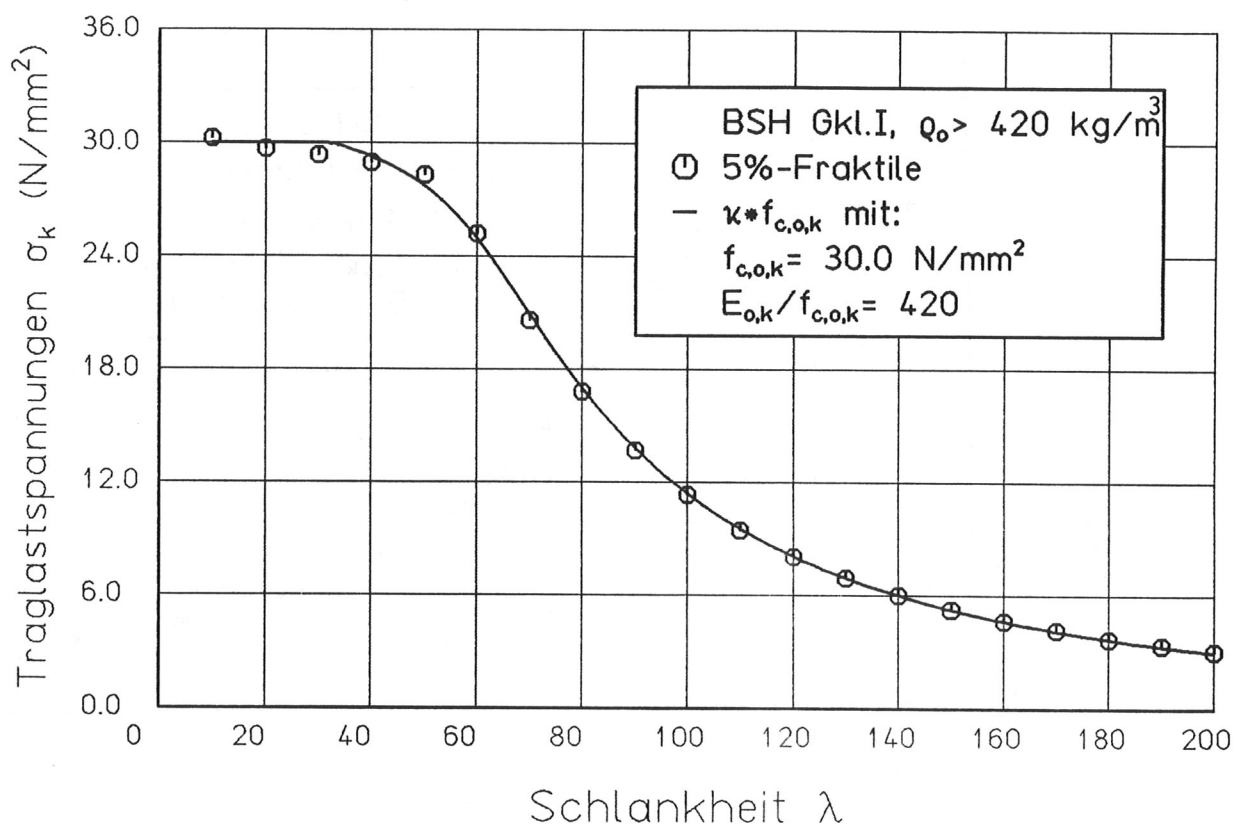
Vergleich der 5 %-Fraktilwerte der Traglastspannung mit der vorgeschlagenen Knickspannungslinie für Brettschichtholz der Güteklasse II



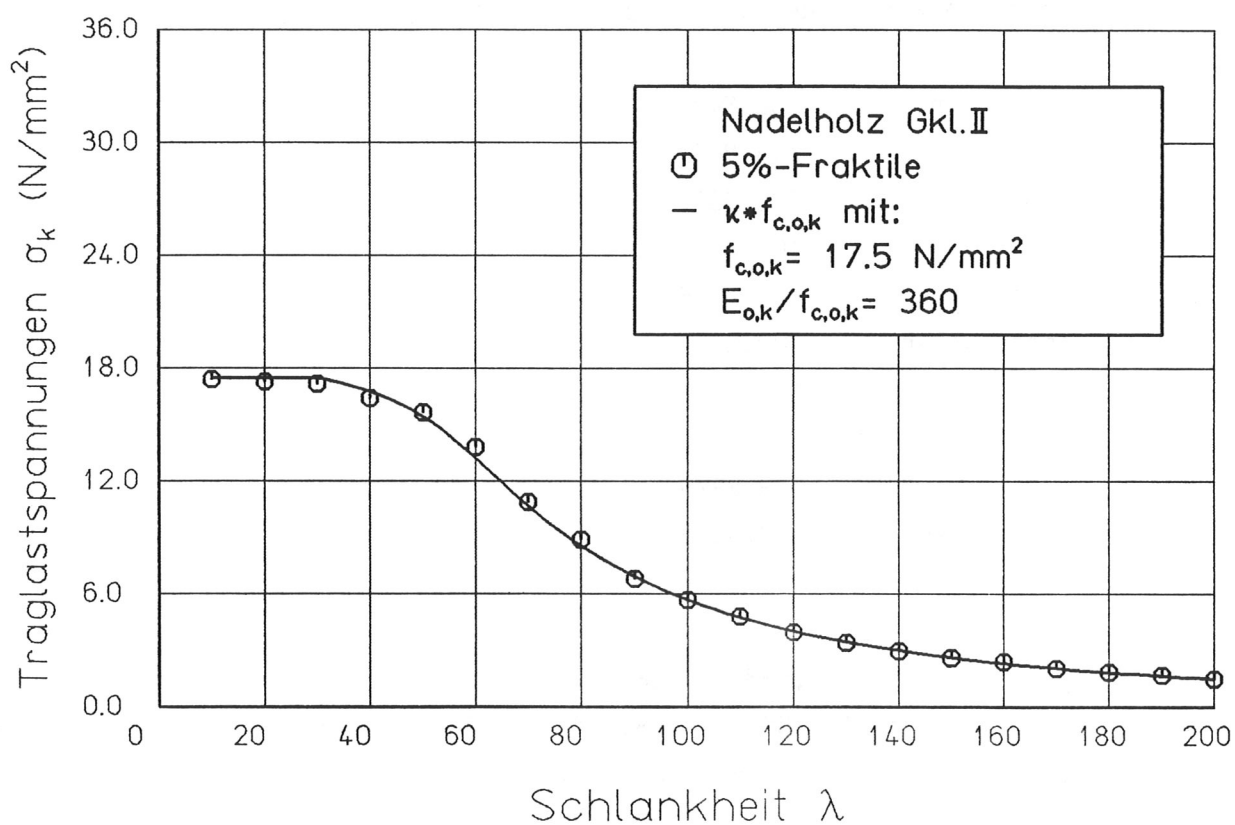
Vergleich der 5 %-Fraktilwerte der Traglastspannung mit der vorgeschlagenen Knickspannungslinie für Brettschichtholz der Güteklasse II im Normalklima



Vergleich der 5 %-Fraktilewerte der Traglastspannung mit der vorgeschlagenen Knickspannungslinie für Brettschichtholz der Güteklasse I



Vergleich der 5 %-Fraktilewerte der Traglastspannung mit der vorgeschlagenen Knickspannungslinie für Brettschichtholz der Güteklasse I mit einer Darrohdichte von mehr als  $420 \text{ kg/m}^3$



Vergleich der 5 %-Fraktilwerte der Traglastspannung mit der vorgeschlagenen Knickspannungslinie für Nadelvollholz der Güteklasse II

## Anhang 1

Beispiel zur Ermittlung der Vorverformungen und der Querschnitts-  
abmessungen.

Stütze Nr. 6 der Lagerhalle in Erdmannhausen

$$l = 12,06 \text{ m}$$

$$h = 5,00 \text{ m}$$

Horizontalwinkel der 10 Zielpunkte (Mittel aus 1. und 2. Lage)

links oben	108,8472
	108,8444
	108,8377
	108,8223
links unten	108,7936
rechts unten	109,8614
	109,8742
	109,8906
	109,8976
rechts oben	109,8980

$$\alpha_1 = 109,8980 - 108,8472 = 1,0508 \text{ gon}$$

$$\alpha_2 = 109,8976 - 108,8444 = 1,0532 \text{ gon}$$

$$\alpha_3 = 109,8906 - 108,8377 = 1,0529 \text{ gon}$$

$$\alpha_4 = 109,8742 - 108,8223 = 1,0519 \text{ gon}$$

$$\alpha_5 = 109,8614 - 108,7936 = 1,0678 \text{ gon}$$

$$b_1 = 2 \cdot 12,06 \cdot \tan(1,0508/2) = 0,19907 \text{ m}$$

$$b_2 = 2 \cdot 12,06 \cdot \tan(1,0532/2) = 0,19952 \text{ m}$$

$$b_3 = 2 \cdot 12,06 \cdot \tan(1,0529/2) = 0,19946 \text{ m}$$

$$b_4 = 2 \cdot 12,06 \cdot \tan(1,0519/2) = 0,19927 \text{ m}$$

$$b_5 = 2 \cdot 12,06 \cdot \tan(1,0678/2) = 0,20229 \text{ m}$$

Horizontalwinkel der Stützenmittellinie:

$$\begin{aligned}\varphi_1 &= (109,8980 + 108,8472)/2 = 109,3726 \text{ gon} \\ \varphi_2 &= (109,8976 + 108,8444)/2 = 109,3710 \text{ gon} \\ \varphi_3 &= (109,8906 + 108,8377)/2 = 109,3642 \text{ gon} \\ \varphi_4 &= (109,8742 + 108,8223)/2 = 109,3482 \text{ gon} \\ \varphi_5 &= (109,8616 + 108,7936)/2 = 109,3275 \text{ gon}\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}a_1 &= 12,06 \cdot \tan (109,3726 - 109,3726) = 0 \text{ m} \\ a_2 &= 12,06 \cdot \tan (109,3710 - 109,3726) = - 0,00030 \text{ m} \\ a_3 &= 12,06 \cdot \tan (109,3642 - 109,3726) = - 0,00160 \text{ m} \\ a_4 &= 12,06 \cdot \tan (109,3482 - 109,3726) = - 0,00461 \text{ m} \\ a_5 &= 12,06 \cdot \tan (109,3275 - 109,3726) = - 0,00854 \text{ m}\end{aligned}$$

$$\psi = - \arctan (- 0,00854/5,00) = 0,1088 \text{ gon}$$

$$\begin{aligned}e_1 &= 0 \text{ m} \\ e_2 &= (- 0,00030 + 0,25 \cdot 0,00854) \cos \psi = 0,00183 \text{ m} \\ e_3 &= (- 0,00160 + 0,5 \cdot 0,00854) \cos \psi = 0,00267 \text{ m} \\ e_4 &= (- 0,00461 + 0,75 \cdot 0,00854) \cos \psi = 0,00180 \text{ m} \\ e_5 &= 0 \text{ m}\end{aligned}$$

$$y_0 = \frac{1}{2 \cdot \sqrt{2}} (0,00183 + 0,00180) + \frac{1}{2} \cdot 0,00267 = 0,00262 \text{ m}$$

$$y_0 = 2,62 \text{ mm}$$

=====

