

# Ein Wahrscheinlichkeitstheoretisches Konzept zur Ermittlung "bester" Bemessungswerte für schlanke Stahlbetondruckglieder

Autor(en): **Rackwitz, R. / Knappe, O.**

Objekttyp: **Article**

Zeitschrift: **IABSE reports of the working commissions = Rapports des commissions de travail AIPC = IVBH Berichte der Arbeitskommissionen**

Band (Jahr): **16 (1974)**

PDF erstellt am: **15.09.2024**

Persistenter Link: <https://doi.org/10.5169/seals-15735>

## **Nutzungsbedingungen**

Die ETH-Bibliothek ist Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Inhalten der Zeitschriften. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern.

Die auf der Plattform e-periodica veröffentlichten Dokumente stehen für nicht-kommerzielle Zwecke in Lehre und Forschung sowie für die private Nutzung frei zur Verfügung. Einzelne Dateien oder Ausdrucke aus diesem Angebot können zusammen mit diesen Nutzungsbedingungen und den korrekten Herkunftsbezeichnungen weitergegeben werden.

Das Veröffentlichen von Bildern in Print- und Online-Publikationen ist nur mit vorheriger Genehmigung der Rechteinhaber erlaubt. Die systematische Speicherung von Teilen des elektronischen Angebots auf anderen Servern bedarf ebenfalls des schriftlichen Einverständnisses der Rechteinhaber.

## **Haftungsausschluss**

Alle Angaben erfolgen ohne Gewähr für Vollständigkeit oder Richtigkeit. Es wird keine Haftung übernommen für Schäden durch die Verwendung von Informationen aus diesem Online-Angebot oder durch das Fehlen von Informationen. Dies gilt auch für Inhalte Dritter, die über dieses Angebot zugänglich sind.

## Ein Wahrscheinlichkeitstheoretisches Konzept zur Ermittlung "bester" Bemessungswerte für schlanke Stahlbetondruckglieder

A Probability Theory Concept for the Determination of "Best" Design Values of Slender Reinforced Concrete Compression Members

Un concept basé sur la théorie de probabilité permettant d'obtenir les "meilleures" valeurs de dimensionnement pour les pièces comprimées élancées en béton armé

R. RACKWITZ      O. KNAPPE  
Wiss. Mitarbeiter am Institut für Massivbau  
Technische Universität München  
München, BRD

### 1. Einführung

Ein Versagen von schlanken Stahlbetondruckgliedern erfolgt ohne Vorankündigung und ist in der Regel mit hohen Schadensfolgen verbunden. Der "sicheren" Bemessung solcher Bauteile kommt daher besondere Bedeutung zu. Es ist dabei notwendig, die mechanische und geometrische Nichtlinearität des Tragverhaltens bei der Festlegung der Bemessungswerte zu berücksichtigen.

Die aktuelle Größe der Variablen ist im Vorhinein unbekannt und vom Zufall beeinflusst. Eine sicherheitstheoretische Betrachtung des Problems der Sicherheit von Druckgliedern ist daher mit den Methoden der Wahrscheinlichkeitslehre zu führen. Der Begriff "Sicherheit" ist durch Zuverlässigkeit zu ersetzen und z.B. durch den Wert der Versagenswahrscheinlichkeit zu beschreiben. Die Unsicherheit über eine Einflußgröße findet in Form eines Verteilungsgesetzes oder einer zufälligen Funktion quantitativ Ausdruck.

Genormte Bemessungsanweisungen müssen einfach sein. Sie sind so einzurichten, daß im gesamten Anwendungsbereich eine gleichmäßige, ausreichend kleine und wirtschaftlich vertretbare Versagenswahrscheinlichkeit gegeben ist.

Demnach ist zunächst die Versagenswahrscheinlichkeit für definierte Versagenskriterien zu berechnen /1/ und ihre Empfindlichkeit gegenüber den Einflußgrößen zu untersuchen /2/. Dann ist das Kriterium zu formulieren, welches die Ableitung von Bemessungsanweisungen erlaubt, welche den vorstehend genannten Bedingungen in bestmöglicher Weise entsprechen. Die Kenntnisse sind noch nicht ausreichend, Wirtschaftlichkeit und Zuverlässigkeit unmittelbar zu optimieren. Das Hauptaugenmerk ist vorerst auf Gleichmäßigkeit des Sicherheitsniveaus zu richten. Der Zielwert der Versagenswahrscheinlichkeit ist daher einstweilen in Übereinstimmung mit dem Sicherheitsniveau gewählt, welches durch die derzeit üblichen Bemessungsverfahren im Mittel garantiert wird.

### 2. Mechanisch-physikalische Grundlagen

Gegeben sei eine Kragstütze mit symmetrisch bewehrtem Rechteckquerschnitt, welche durch eine Normalkraft  $N = N_a$  und ein Biegemoment  $M = M_a^0$

belastet wird (Abb. 1). Ihre Schlankheit sei  $\lambda = 2 \cdot l/i$  ( $l$  = Stützhöhe,  $i$  = Trägheitsradius des Betonquerschnitts). Für die Werkstoffe gelten folgende wirklichkeitsnahen Annahmen:

- Beton - die Spannungsdehnungslinie folgt dem Parabelrechteckgesetz (Abb. 2). Die Rechenfestigkeit  $\beta_R$  beträgt bei kurzzeitiger Belastung 85 % der Würfelfestigkeit  $\beta_w$  und sinkt bei andauernder Belastung auf 0,72  $\beta_w$  ab. (Siehe /1/).
- Betonstahl - zugrundegelegt wird die Verwendung eines naturharten Betonstahls, dessen Spannungsdehnungslinie bilinear verläuft (Abb. 3).

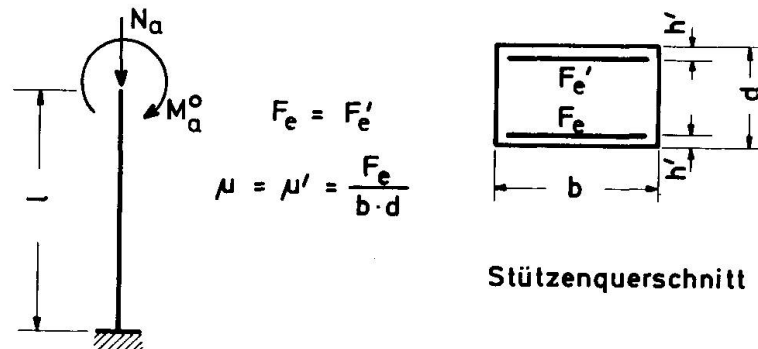


Abb. 1: Statisches System und Stützenquerschnitt

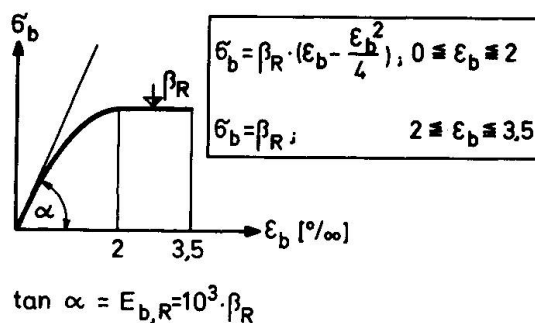


Abb. 2

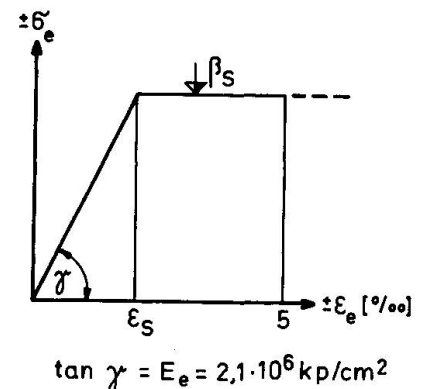


Abb. 3

Im übrigen gelten die üblichen Voraussetzungen der Tragwerksberechnung nach Theorie II.Ordnung (z.B. /3/).

Das Versagen einer Stahlbetonstütze kann auf drei Arten (Grenzzustände) erfolgen, die sich gegenseitig ausschließen:

- Bruch der Betondruckzone durch Überschreiten der Bruchstauchungen; dieser Zustand wird im folgenden als Versagensart A bezeichnet.
- Überschreiten einer plastischen Verformungsgrenze der auf der Zugseite liegenden Bewehrung - Versagensart B.
- Instabilität der Stütze, bevor die Grenzdehnungen des Betons oder Betonstahls erreicht werden - Versagensart C.

Versagensart B kennzeichnet kein Versagen durch Verlust des Gleichgewichtes, sondern ist durch Überlegungen zur Gebrauchsfähigkeit und Dauerhaftigkeit des Bauteils festzulegen. Ein Versagen durch Zerreißen der Bewehrung kann wegen der großen Bruchdehnungen der üblichen Betonstäh-

le außeracht gelassen werden.

Zur Berechnung der möglichen Grenzzustände wird die inhomogene Differentialgleichung der Biegelinie der Stütze (siehe Abb. 4 bzw. Abb.5)

$$y''(x) = - \frac{M(x)}{[EJ](x)} = - \frac{\Delta \varepsilon(x)}{d} \quad (1)$$

in zwei gekoppelte Differentialgleichungen I.Ordnung zerlegt,

$$y_1(x) = y'(x) \text{ mit } y_1'(x) = y''(x); \quad y_2(x) = y(x) \text{ mit } y_2'(x) = y_1(x); \quad (2)$$

welche durch eine Extrapolationsmethode /4/, ausgehend von den Anfangswerten am Stützenfuß, schrittweise gelöst werden.

Die Stütze ist labil, wenn das Moment  $M^0$  für gegebene Normalkraft zu einem Maximum wird, also

$$M_C^0 = \max M^0(N, y(l)) \quad (3)$$

Die Gleichgewichtsbedingung liefert das zugehörige Fußmoment  $M_C^u$ .

Die Stütze versagt im Zustand B, wenn die Dehnung der Zugbewehrung im Stützenfuß  $\varepsilon_e = 5 \text{ ‰}$  überschreitet und im Zustand A, wenn an der gleichen Stelle die Betonstauchung  $\varepsilon_b = - 3,5 \text{ ‰}$  unterschreitet.

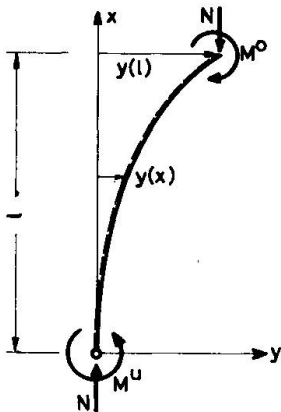


Abb.4: Verformtes System

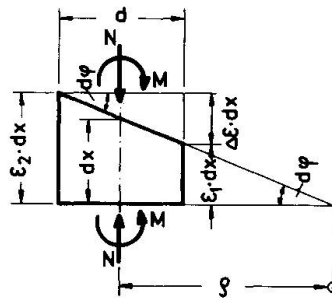


Abb.5: Beziehungen am verformten Stützelement

Per Definition versagt die Stütze, wenn einer der genannten Grenzzustände erreicht wird. Mithin gilt für alle N das folgende Versagenskriterium

$$V = \left\{ M_a^u | N > M_A^u | N \cup M_a^u | N > M_B^u | N \cup M_a^0 | N > M_C^0 | N \right\} \quad (4)$$

worin vereinfachend angenommen wird, daß die mechanischen und geometrischen Eigenschaften längs der Stütze konstant sind.

### 3. Zuverlässigkeitsanalyse

Die wichtigsten Einflußgrößen auf den Tragzustand der Kragstütze sind die Querschnittsbreite  $b$ , die Querschnittshöhe  $d$ , die Betonüberdeckung  $h'$ , die Betonfestigkeit  $\beta_R$ , die Stahlstreckgrenze  $\beta_s$  sowie die angreifende Last  $N = N_a$  und das angreifende Kopfmoment  $M_a^0$ . Deren stochastisches Verhalten sei durch die Wahrscheinlichkeitsdichten  $f(\cdot)$  beschrieben. Die Variablen seien bis auf die Querschnittshöhe und -breite, welche streng korreliert angenommen werden, stochastisch paarweise voneinander unabhängig.

Wir berechnen zunächst die Versagenswahrscheinlichkeit am Ort des Versagens (Fuß der Stütze). Die Lösungen der in Abschnitt 2 erläuterten Differentialgleichungen stellen den Zusammenhang zwischen  $M_a^0$  und  $M_a^u$  bzw.  $M_A^u$ ,  $M_B^u$ ,  $M_C^u$  für jede Kombination der Variablen her. Sowohl angreifendes Moment  $M_a^u$ , als auch die widerstehenden Momente  $M_U^u$ ,  $U = A, B, C$  sind dann Funktionen der Einflußvariablen und stochastisch voneinander abhängig. Demnach sind durch Anwendung der Transformationsregeln für Funktionen von Zufallsvariablen die zweidimensionalen Randdichten  $f(M_a^u, M_U^u)$  für alle  $N$  zu bilden /5/. Bei gegebenem  $N$  ist dann mit (siehe auch Abb. 6)

$$P_{f,U} = \iint_{(M_a^u > M_U^u)} f(M_a^u, M_U^u) dM_a^u dM_U^u \quad (5)$$

die Versagenswahrscheinlichkeit wegen Gl. (4)

$$\begin{aligned} P_f(N) &= P_{f,A}(N) \cup P_{f,B}(N) \cup P_{f,C}(N) \\ &= P_{f,A}(N) + P_{f,B}(N) + P_{f,C}(N) - P_{f,A}(N) \cdot P_{f,B}(N) - P_{f,A}(N) \cdot P_{f,C}(N) \\ &\quad - P_{f,B}(N) \cdot P_{f,C}(N) + P_{f,A}(N) \cdot P_{f,B}(N) \cdot P_{f,C}(N) \quad (6) \end{aligned}$$

und nach Integration über alle  $N$  schließlich

$$P_f = \int_{(N)} f(N) \cdot P_f(N) dN \quad (7)$$

Eine exakte numerische Lösung erfordert bei Einsatz großer Rechenanlagen bereits bei Berechnung von  $M_a^u$  und  $M_U^u$  und weiter bei der Bildung der gemeinsamen Dichten  $f(M_a^u, M_U^u)$  erheblichen Aufwand, so daß Nährlösungen gesucht werden.

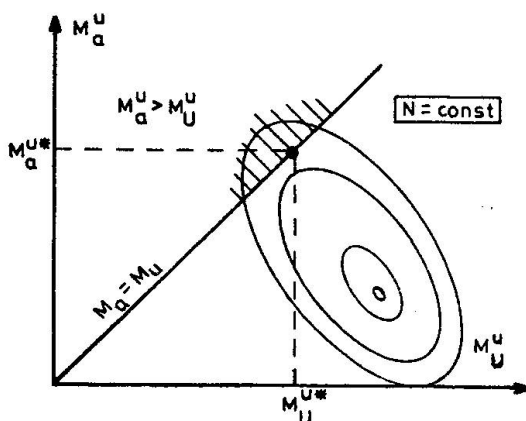


Abb. 6

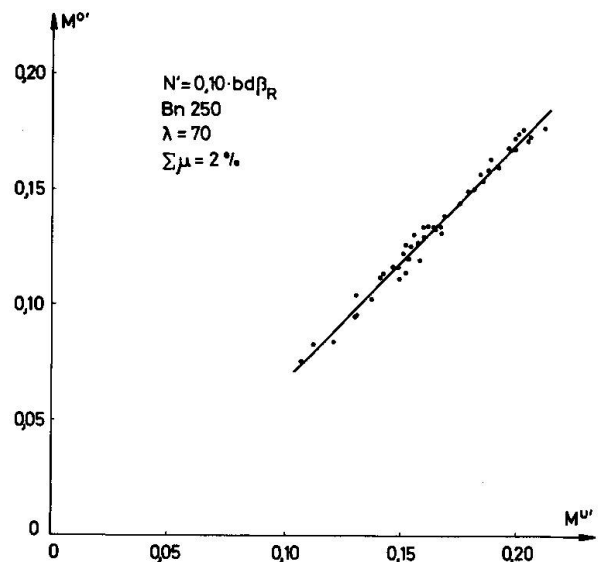


Abb. 7: Zusammenhang zwischen  $M_a^0$  und  $M_U^u$

Zunächst kann man das Versagenskriterium derart transformieren, daß Beanspruchung und Beanspruchbarkeit näherungsweise stochastisch voneinander unabhängig werden. Dies gelingt durch Formulierung des Versagenskriteriums am Stützenkopf. Zwischen dem Moment am Stützenfuß und am Stützenkopf existiert nämlich in jedem Versagenszustand ein relativ straffer, positiver in guter Näherung linearer Zusammenhang, wie das Beispiel von Abb.7 zeigt /1/. Damit können die Verteilungsdichten von Beanspruchung und Beanspruchbarkeit vorab und unabhängig berechnet werden.

Transformiert man also die Momente  $M_U^u$  in Kopfmomente  $M_U^o$  (vgl. Abb.8) bei bereits ermitteltem  $M_a^u$  so, daß

$$M_U^o | N = F^{-1}(p_U) \text{ mit } p_U = \int_0^{M_a^u | N} f_U(M_U^u | N) dM_U^u = F_U(M_a^u | N), \quad (8)$$

so vereinfacht sich die Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit nach Einführung des Gl. (5) entsprechenden Ausdrucks

$$P_{f,U}(N) = \int_0^\infty f(M_a^o) \cdot F_U(M_a^o | N) dM_a^o \quad (9)$$

wenn

$$F_U = F_U(M_a^o | N) = \int_0^{M_a^o | N} f_U(M_U^o | N) dM_U^o \quad (10)$$

und unter Beachtung von Gl. (6) zu

$$P_f = \int_0^\infty f(N) \left\{ \int_0^\infty f(M_a^o) \left[ F_A + F_B + F_C - F_A \cdot F_B - F_A \cdot F_C - F_B \cdot F_C + F_A \cdot F_B \cdot F_C \right] dM_a^o \right\} dN \quad (11)$$

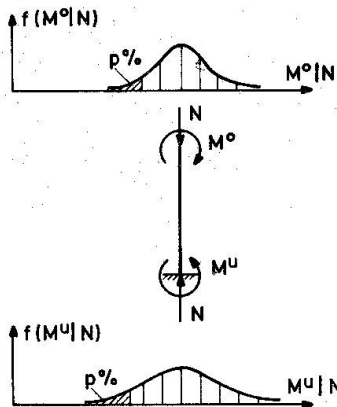


Abb.8

Weitere Näherungen sind bei Berechnung der Dichten  $f_U^o(M_U^o | N)$  notwendig. Um erste Anhaltspunkte über die Form dieser Verteilungsdichte zu erhalten - daß immer die Bedingung N gilt, wird im folgenden nicht mehr gesondert bezeichnet - wurde zunächst mit Hilfe der Monte-Carlo-Methode unter Zugrundelegung der Angaben von Tabelle 1 die Beanspruchbarkeit simuliert. Statistische Anpassungstests ergaben, daß die Hypothese zugrundeliegender Normalverteilungen mit einer statistischen Sicherheit von 95 % nicht verworfen werden muß. Betrachtet man das Modell einer bei Null gestutzten Normalverteilung als hinreichend genau, so kann man sich im weiteren mit der Berechnung der ersten beiden Momente der Verteilung der Beanspruchbarkeit begnügen /6/:

$$E(M_U) \approx g_U(E(x_i)) \quad (12)$$

$$\text{Var}(M_U) \approx \sum_{(i)} \left( \frac{\partial g_U}{\partial x_i} \right)^2 \cdot \text{Var}(x_i) \quad (13)$$

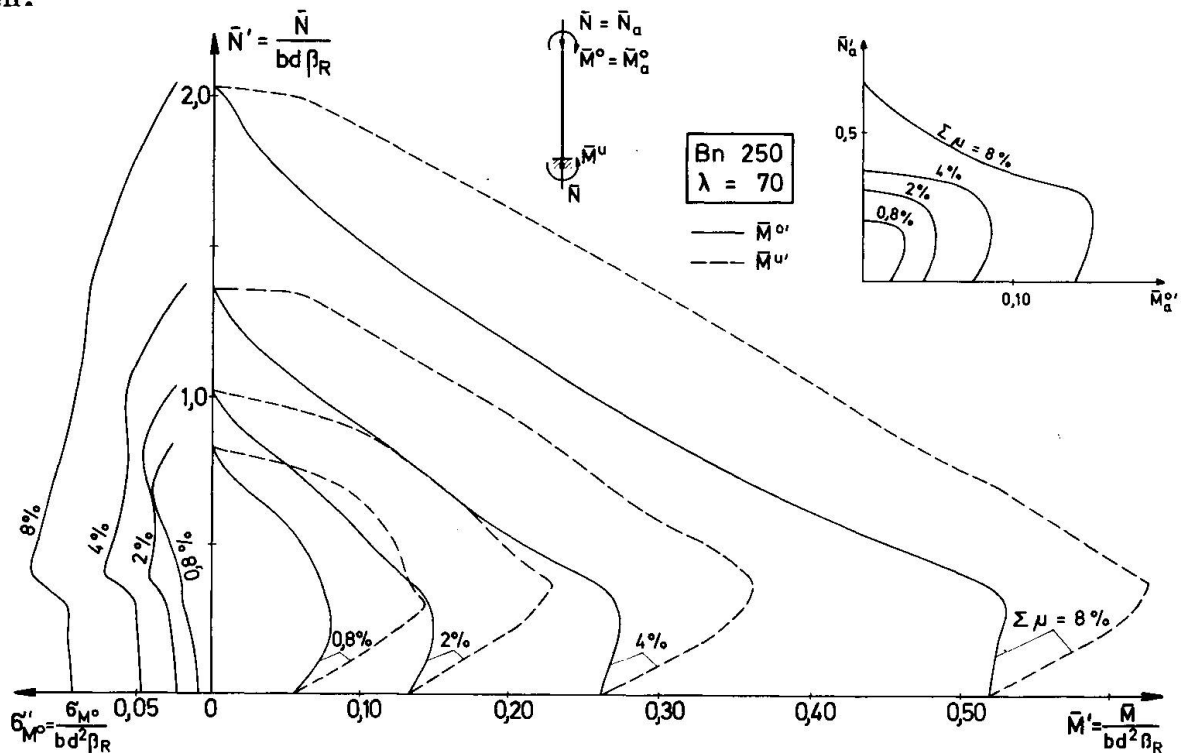
Hierin ist  $g_U(\cdot)$  das in Abschnitt 2 beschriebene Berechnungsverfahren zur Bestimmung der Grenzzustände und  $x_i$  die Zufallsvariablen nach Tab.1.

Tabelle 1

Zufallsvariable +)	Mittelwert	Streuung
Querschnittsabmessungen b, d	-	$V_b = V_d = 0,05$
Betonüberdeckung h'	$0,1 \cdot \bar{d}^{++}$	$V_{h'} = 0,30$
Betonfestigkeit $\beta_w$	$330 \text{ kp/cm}^2$	$\sigma = 50 \text{ kp/cm}^2$
Betonstahlstreckgrenze $\beta_s$	$4600 \text{ kp/cm}^2$	$\sigma = 243 \text{ kp/cm}^2$
Normalkraft $N_a$	-	$V_N = 0,10$
Moment $M_a^0$	-	$V_M = 0,20$

- + ) Sämtliche Variablen werden normalverteilt angenommen  
 ++ ) Der Querstrich kennzeichnet Mittelwerte (Erwartungswerte).

Die Versagenswahrscheinlichkeit ist nunmehr näherungsweise berechenbar. Umgekehrt können bei vorgegebener Versagenswahrscheinlichkeit und bekannten Verteilungsgesetzen der die Beanspruchbarkeit beeinflussenden Variablen die Verteilungsparameter der zugehörigen Beanspruchung iterativ ermittelt werden.



In Abb. 8 sind für die Stützenschlankheit  $\lambda = 70$  und mehrere Bewehrungsgehalte die Ergebnisse einer Rechnung für  $P_f = 10^{-4}$  aufgetragen. Auf der linken Seite des Bildes ist die Größe der Standardabweichung des Kopfmomentes für die Versagensart C dargestellt, im Diagramm selbst finden sich die Interaktionsbeziehungen der mittleren Grenzttragfähigkeit und im Diagramm oben rechts sind die Mittelwerte der zugehörigen Beanspruchung angegeben. Der Wert  $\beta_R$  ist die 5 %-Fraktile des zu  $0,85 \cdot \beta_w$  gehörigen Kollektivs nach Tabelle 1.

Abb. 9 zeigt für  $\lambda = 70$  und  $\sum \mu = 2\%$  den geometrischen Ort der 95%-Fraktile der Komponenten  $N_a$  und  $M_a^0$  für die Versagenswahrscheinlichkeiten  $P_f = 10^{-3}$ ,  $10^{-4}$  und  $10^{-5}$ . Zusätzlich sind die zulässigen Werte bei der Bemessung nach DIN 1045 /7/, den CEB-Empfehlungen /8/ und den ACI Vorschriften /9/ eingezeichnet.

Die im linken Teil der Abbildung aufgetragene bezogene Streuung des Kopfmoments ändert sich spürbar mit zunehmender Normalkraft. Dabei überwiegen die Streuungen der Querschnittsabmessungen und der Betonfestigkeit für die nach Tabelle 1 getroffenen Annahmen.

Man erkennt weiter, daß keine dieser Bemessungsanweisungen ein gleichmäßiges Sicherheitsniveau gewährleistet. Diese Feststellung bleibt auch bei anderen Annahmen für die Verteilungsgesetze sowie für andere Betongüten, Stahlgüten, Querschnittsformen, Schlankheiten etc. im Prinzip gültig /1/. Anzumerken ist, daß die jeweilige Größe der Versagenswahrscheinlichkeit als operativer Rechenwert zu verstehen ist, welcher nur in Verbindung mit den getroffenen Annahmen und Vereinfachungen Aussagekraft besitzt.

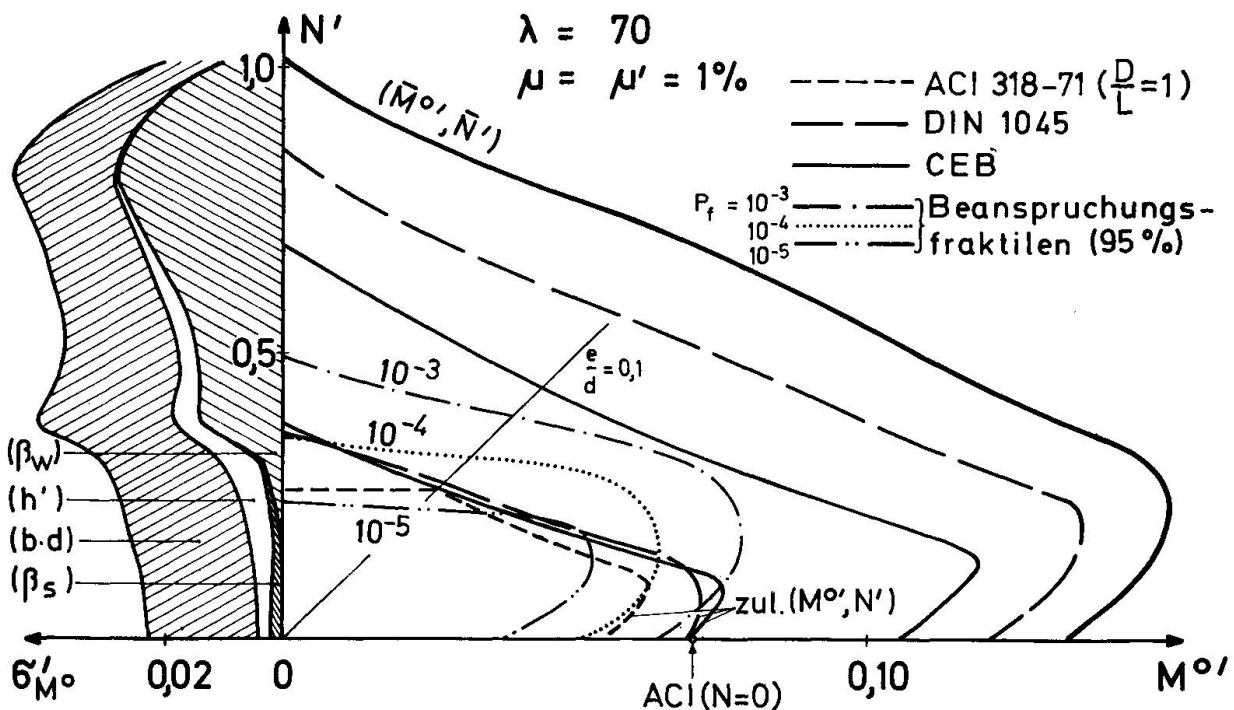


Abb. 9

#### 4. Bestimmung von "besten" Bemessungswerten

Vom praktischen Standpunkt aus kann die Forderung nach Einfachheit und Durchsichtigkeit von Bemessungsregeln nicht genug hervorgehoben werden. Es ist z.B. wünschenswert, jede Einflußgröße darin durch einen einzigen Bemessungswert zu charakterisieren, welcher allerdings als Funktion der Verteilungsparameter angebar sein sollte. Eine praktikable Bemessungsanweisung kann im vorliegenden Fall etwa wie folgt aussehen:

$$M_a^0 | N^* \leq M_U^0 | N^* = g^*(b^*, d^*, h^*, B_w^*, B_s^*, N^*) \quad (14)$$

Im Falle der Gleichheit ist  $M_a^0 = M_a^{0*}$ ,  $g^*(...)$  die vorgeschriebene, u.U.



vereinfachte Berechnungsanweisung.

Unendlich viele Kombinationen von Bemessungswerten erfüllen diese Ungleichung, wenn ein vorgegebener Rechenwert der Versagenswahrscheinlichkeit angezielt werden soll. So wird z.B. in einigen Vorschriften  $N$  bzw.  $M_a^0$  sehr ungünstig angesetzt; die anderen Bemessungswerte weichen nicht spürbar von den mittleren Werten ab. Es wird also unterstellt, daß Stützen dann versagen, wenn die Belastung extrem groß wird. Damit wird den Verformungsmomenten Übergewichtiger Einfluß eingeräumt, obwohl Versagen ebenso gut durch ein spürbares Absinken der Betonfestigkeit ausgelöst werden kann.

Um die Verhältnisse in einem Grenzzustand so wirklichkeitsnah wie möglich zu erfassen, ist es daher sinnvoll, als Bemessungswerte jene Realisationen der Variablen auszuwählen, für die Versagen, sofern es eintritt, am wahrscheinlichsten ist (vgl. Abb. 6). Nur dann wird der Einfluß der einzelnen Unsicherheiten auf die Sicherheit der Stütze in bestmöglicher Weise eingeschätzt. Wir suchen also das Maximum der bedingten Dichte der Versagenswahrscheinlichkeit. Die Bemessungswerte  $N_a^*$  und  $M_a^{0*}$  ergeben sich z.B. als Lösungen der Gleichungen:

$$\frac{\partial f_p(M^0, N)}{\partial M^0} = 0 \quad \frac{\partial f_p(M^0, N)}{\partial N} = 0 \quad (15a, b)$$

worin

$$f_p(M^0, N) = \frac{\partial^2 \left\{ \frac{1}{P_f} \cdot \int_0^N f(N_a) \cdot \left[ \int_0^{M^0} f(M_a^0) \cdot F_U(M_a^0 | N_a) dM_a^0 \right] dN_a \right\}}{\partial M^0 \cdot \partial N} \quad (16)$$

die bedingte Dichte der Versagenswahrscheinlichkeit ist. Die Lösungen  $N_a$  und  $M_a^0$  können als Fraktile der Randdichten  $f(N_a)$  und  $f(M_a^0)$  gedeutet werden.

Bild 10 veranschaulicht die Ergebnisse einer Rechnung in Form von Höhenschichtlinien der Dichte der Beanspruchung  $f(M_a, N)$ , der bedingten Dichte der Beanspruchbarkeit  $f(M_U | N)$  sowie der Dichte  $f_p(M, N)$  am Stützenkopf.

Eine Anwendung dieses Prinzips auf die übrigen Variablen führt zu  $n$  Gleichungen vom Typ (15) mit den Lösungen  $x_i^*$ , wenn  $n$  die Anzahl der berücksichtigten Zufallsvariablen ist.

Vergleichsrechnungen haben gezeigt, daß die Lösungen  $x_1^*, x_2^*, \dots, x_n^*$  bei Vorliegen von Normalverteilungen für die Variablen als Fraktile in der Form

$$x_i^* = \bar{x}_i + \alpha_i \cdot \beta_i \cdot \sigma_i \quad (17)$$

dargestellt werden können. Hierbei ist  $\bar{x}_i$  der Erwartungswert,  $\sigma_i$  die Standardabweichung,  $\alpha_i$  ein Korrekturfaktor, der eine Funktion der Ableitung des Versagenskriteriums nach der Variablen  $X_i$  an der Stelle  $x_i^*$  und  $\beta_i$  die standardisierte Variable der Verteilungen zur Wahrscheinlichkeit  $P_f$  ist. Zu dem gleichen Ergebnis kommt Paloheimo - allerdings auf anderem Wege /10/.

Das Maximum der bedingten Dichte der Versagenswahrscheinlichkeit ist wenig ausgeprägt, wie auch Abb. 10 veranschaulicht. Eine exakte Bestimmung der  $\alpha$ -Werte ist daher nicht notwendig - ein Umstand, der der Normungsarbeit sehr entgegen kommen dürfte.

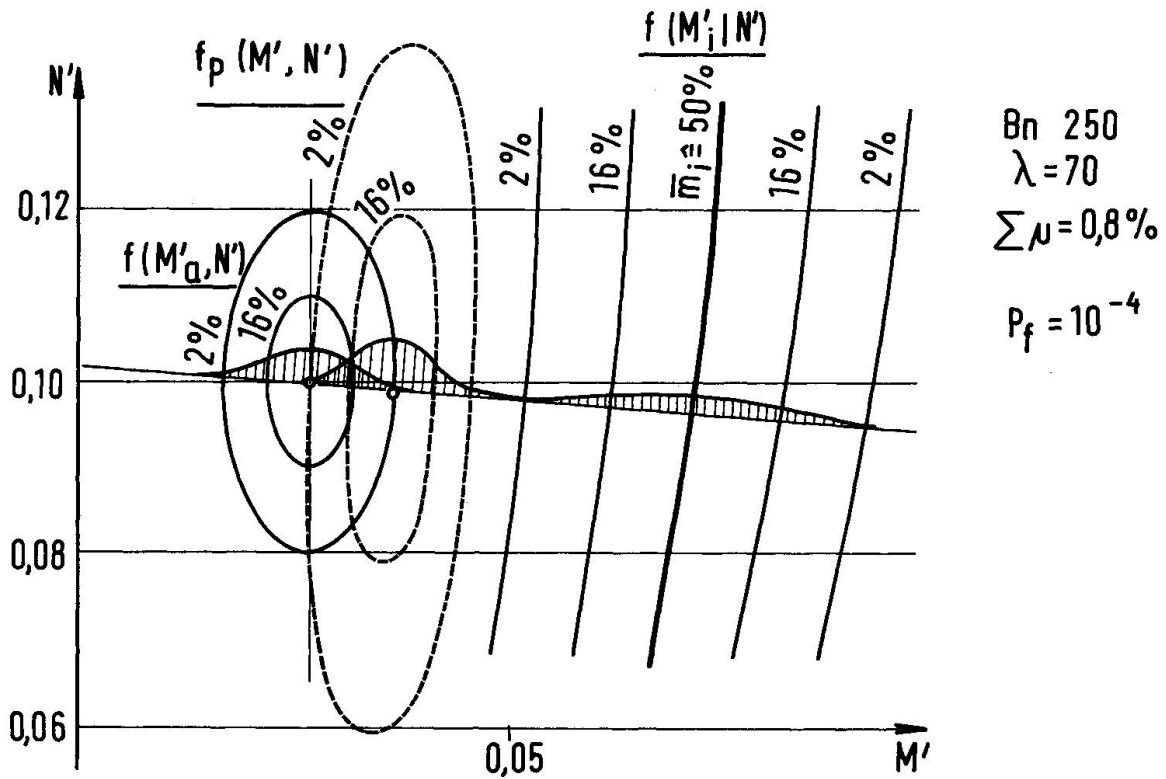


Abb. 10

Natürlich können von (17) ausgehend auch die traditionellen Sicherheitselemente, wie z.B. Teilsicherheitsfaktoren, abgeleitet werden:

$$\gamma_i = \frac{x_{i,c}}{x_i^*} = \frac{\bar{x}_i + k \cdot \sigma_i}{\bar{x}_i + \alpha_i \cdot \beta_i \cdot \sigma_i} \quad (18)$$

$x_{i,c}$  ist der charakteristische Wert.

### 5. Numerische Ergebnisse und Folgerungen

Für den betrachteten Knickstab wurden bislang folgende Werte berechnet:

$$\alpha_{M_a}^0 = \alpha_{N_a} \approx 0,3 \text{ bis } 0,5; \alpha_{M_U}^0 \approx 1;$$

Setzt man insbesondere  $\alpha_b = \alpha_h = \alpha_{h'} = 0$ , eine Maßnahme die aus praktischen Gründen angemessen erscheint, so ergibt sich bei Analyse  $\alpha_{M_U}^0$

$$\alpha_{\beta_w} = 0,95 \text{ ./} . 1,0; \alpha_{\beta_s} = 0,9 \text{ ./} . 1,0$$

Ist weiter  $\beta = 3,7$  - ein Wert, der im Mittel dem Rechenwert der Versagenswahrscheinlichkeit bei Anwendung der bisher üblichen Bemessungsverfahren entspricht (siehe Abb.9), ergeben sich in erster Näherung die folgenden Formeln zur Bestimmung der Rechenwerte.

$$\begin{aligned}
 b^* &= E(b); \quad d^* = E(d); \quad h'^* = E(h') \\
 \beta_w^* &\approx E(\beta_w) - 3,7 \cdot \sigma_{\beta_w}; \quad \beta_s^* \approx E(\beta_s) - 3,7 \cdot \sigma_{\beta_s} \\
 N_a^* &\approx E(N_a) + 1,5 \cdot \sigma_{N_a}; \quad M_a^{o*} \approx E(M_a) + 1,5 \cdot \sigma_{M_a}
 \end{aligned}$$

Entsprechend Gl. (18) eingeführte Teilsicherheitsfaktoren werden daraus für die in Tabelle 1 angegebenen Streuungen der Variablen zu

$$\gamma_{\beta_w} = \frac{1}{1,6}; \quad \gamma_{\beta_s} = \frac{1}{1,2}; \quad \gamma_{N_a} = \gamma_{M_a} \approx 1,0$$

berechnet, wobei in Übereinstimmung mit den CEB-Empfehlungen  $k = /1,65/$  gesetzt wurde.

Die numerischen Untersuchungen sind noch nicht abgeschlossen, so daß die mitgeteilten Ergebnisse vorerst nur als Anhaltswerte gelten können. Nachstehende Folgerungen lassen sich jedoch bereits jetzt ziehen.

- Globale Sicherheitsbeiwerte, gegebenenfalls im Verein mit vorgeschriebenen zusätzlichen oder Mindestausmitteln, vermögen den erforderlichen Abstand zwischen Beanspruchbarkeit und Beanspruchung nicht in allen Bemessungssituationen gleichmäßig gut herzustellen.
- Am zweckmäßigsten scheint eine Festlegung der Bemessungswerte aufgrund des in Abschnitt 4 erläuterten Prinzips entsprechend Gleichung (17) oder die Verwendung partieller Sicherheitsfaktoren in Verbindung mit definierten Nennwerten entsprechend Gl. (18) zu sein.

## 6. Literaturhinweise

- /1/ KNAPPE, O., RACKWITZ, R.: Wahrscheinlichkeitstheoretische Untersuchung der Knicksicherheit von schlanken Stahlbetonstützen, Arbeitsberichte zur Sicherheit von Bauwerken, Laboratorium für den Konstruktiven Ingenieurbau, Techn.Universität München, Heft 4, 1973.
- /2/ KNAPPE, O.: Einführung in die Sicherheit schlanker Stahlbetondruckglieder, HEUNISCH, M.: Bemessung u. Sicherheit von Stahlbetondruckgliedern Deutscher Beton-Verein e.V., Arbeitstagung 1973 in Berlin. "Sicherheit von Betonbauten" - Berichtsband, Wiesbaden, 1973
- /3/ WARNER, R.F.: Physical-Mathematical Models and Theoretical Considerations, IABSE Symposium "Design and Safety of Reinforced Concrete Compression Members", Quebec, Canada, Introductory Report, 1974
- /4/ BULIRSCH, R., STOER, J.: "Numerical Treatment of Ordinary Differential Equations by Extrapolation Methods", Numerische Mathematik 8, 1966.
- /5/ HEINOLD, J., GAEDE, K.: Ingenieurstatistik, Oldenbourg, München, 1968
- /6/ BENJAMIN, J.R., CORNELL, C.A.: Probability, Statistics and Decision for Civil Engineers, Mc Graw-Hill, New York, 1970.
- /7/ DIN 1045, Beton-und Stahlbeton - Bemessung und Ausführung, 1972
- /8/ CEB/FIP: Internationale Empfehlungen zur Berechnung und Ausführung von Betonbauwerken, Prag, 1970
- /9/ ACI-Standard, Requirements for Reinforced Concrete, 318-71, 1971
- /10/ PALOHEIMO, E.: "Eine Bemessungsmethode, die sich auf variierende Fraktilen gründet", siehe /2/

## ZUSAMMENFASSUNG

Die Theorie zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit einer schlanken Stahlbetonstütze wird erläutert. Die numerische Rechnung gelingt durch Einführung von Näherungen für einige Beispiele. Es zeigt sich, dass die derzeitigen Berechnungsverfahren kaum gleichmässige Zuverlässigkeit der Bauteile gewährleisten. Ein Verfahren, "beste" Bemessungswerte aufzusuchen, wird angegeben. Erste numerische Ergebnisse werden mitgeteilt.

## SUMMARY

A theory for the computation of failure probabilities for slender reinforced concrete columns is presented. Approximate numerical solutions for some examples are given. It turns out that present design methods cannot guarantee an uniform safety level. A method to evaluate "best" design values is derived and illustrated by some numerical results.

## RESUME

On expose une théorie pour le calcul de la probabilité de ruine d'une colonne élancée en béton armé. On procède au calcul numérique pour quelques exemples en introduisant des approximations. On constate que les méthodes de calcul actuelles ne conduisent pas à une sécurité uniforme. On indique un procédé permettant d'obtenir les "meilleures" valeurs de dimensionnement. On communique les premiers résultats numériques.

Leere Seite  
Blank page  
Page vide