

Die Beschreibung der Windlast im
Rahmen eines probabilistischen
Sicherheitskonzeptes

T 961

T 961

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

Die in dieser Forschungsarbeit enthaltenen Darstellungen und Empfehlungen geben die fachlichen Auffassungen der Verfasser wieder. Diese werden hier unverändert wiedergegeben, sie geben nicht unbedingt die Meinung des Zuwendungsgebers oder des Herausgebers wieder.

Die Originalmanuskripte wurden reprototechnisch, jedoch nicht inhaltlich überarbeitet. Die Druckqualität hängt von der reprototechnischen Eignung des Originalmanuskriptes ab, das uns vom Autor bzw. von der Forschungsstelle zur Verfügung gestellt wurde.

© by Fraunhofer IRB Verlag

Vervielfältigung, auch auszugsweise,
nur mit ausdrücklicher Zustimmung des Verlages.

Fraunhofer IRB Verlag

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau

Postfach 80 04 69
70504 Stuttgart

Nobelstraße 12
70569 Stuttgart

Telefon (07 11) 9 70 - 25 00
Telefax (07 11) 9 70 - 25 08

E-Mail irb@irb.fraunhofer.de

www.baufachinformation.de

T 961: Die Beschreibung der Windlast im Rahmen eines probabilistischen
Sicherheitskonzeptes

3.32

DIE BESCHREIBUNG DER WINDLAST IM RAHMEN EINES
PROBABILISTISCHEN SICHERHEITSKONZEPTES

G. Booz
Fachbereich Bauwesen
Universität Essen

G.I. Schuëller
Ordinariat f. Mechanik
Universität Innsbruck

Essen/Innsbruck, 1981

Informationszentrum RAUM und BAU
der Fraunhofer-Gesellschaft

Inventar-Nr. T961 lfd. Nr. 82092839

Die Numerierung beginnt mit
Blatt 63.
Es fehlen keine Blätter.

- 63 -

VORWORT

Dieses Vorhaben wurde vom Institut für Bautechnik gefördert.
Besonderer Dank gebührt Herrn BDir.Dipl.-Ing. *H. Hirtz* für
die Anregung der Thematik und die zahlreichen Diskussionen
im Verlauf der Vorhabensdurchführung.

PREFACE

This research project was supported by the Institut für Bau-
technik, Berlin. Special thanks are due to BDir.Dipl.-Ing.
H. Hirtz for initiating the topic and for his many helpful
suggestions during the course of the project.

KURZFASSUNG

Die Streuungen der Windlast auf starre sowie schwingungsanfällige Tragwerke wurden im Hinblick auf den Einfluß der jeweiligen Streuungen der einzelnen Eingangsparameter untersucht, wobei die Unsicherheiten in den Windgeschwindigkeitsangaben sowie Dämpfungswerten die jeweils größten Auswirkungen zeigten. Eine größere Konfidenz dieser Werte würde daher eine deutliche Verminderung der anzusetzenden Bemessungslast ermöglichen.

SUMMARY

The uncertainties of windloads exerted on structures are analysed in view of the respective uncertainty contributions of the various input parameters. It has been concluded that the design velocity and the damping values are most significant. An increase in the confidence of these values would therefore allow a significant decrease in the design wind loads.

RESUME

L'incertitude des charges du vent sur des structures a été analysée en considération des respectives incertitudes des paramètres d'entrée particuliers. Nous en avons tiré la conclusion que la vitesse du vent et le facteur d'amortissement sont les influences plus importantes. Une élévation de la confiance de ces paramètres permet une réduction remarquable de la charge du vent maximale.

Häufig vorkommende Zeichen

c_H, c_V	Parameter der horiz. bzw. vert. Kohärenzfunktion
c_S	Seitentriebsbeiwert
c_W	Widerstandsbeiwert
f	Frequenz
f_0	Eigenfrequenz
f_{wir}	Wirbelablösefrequenz
$f_X(x)$	Dichtefunktion der Zufallsvariablen X
m_X	Mittelwert der Zufallsvariablen X
\tilde{m}_X	Medianwert der Zufallsvariablen X
p_f	Versagenswahrscheinlichkeit
q	Windlast
q_B	Bemessungslast
q_m	mittlerer Staudruck
u	Modalwert in der Gumbelverteilung
v	Windgeschwindigkeit
$v_{b,z}$	Nennbögeschwindigkeit in der Höhe z
v_{kr}	kritische Windgeschwindigkeit
y	Auslenkung
A	angeströmte Fläche (quer zur Anströmrichtung)
BRF	Böreaktionsfaktor
D	Durchmesser
$F_X(x)$	Verteilung der Zufallsvariablen X
$H(f)$	mechanische Übertragungsfunktion
I	Intensität der Windgeschwindigkeit
I_H, I_V	horiz. bzw. vert. Kohärenzfunktion
K	Steifigkeit sowie Fung'sche Konstante
LNV	Lognormalverteilung
L_T	Zuverlässigkeit

M	Masse
M_B	Bemessungsmoment
M_{DIN}	Bemessungsmoment, berechnet nach DIN 1055/4
NV	Normalverteilung
P(A)	Wahrscheinlichkeit des Ereignisses A
R	Beanspruchbarkeit
Re	Reynoldzahl
S	Strouhalzahl oder Belastung
S(t)	Seitentriebskraft
$S_X(w)$	Leistungsspektrum der Zufallsvariablen X
V_X	Variationskoeffizient der Zufallsvariablen X
α	Windprofilbeiwert auch Formbeiwert in der Gumbelverteilung
β	Sicherheitsindex
δ	logarithmisches Dämpfungsdekrement
ν	kinematische Zähigkeit der Luft
ρ	Luftdichte
σ_X	Standardabweichung der Zufallsvariablen X
$\sigma_{\ln X}$	Formparameter der Lognormalverteilung
$\Phi(x)$	Tafelwerte der Normalverteilung

DIE BESCHREIBUNG DER WINDLAST IM RAHMEN EINES PROBABILISTISCHEN SICHERHEITSKONZEPTES

1. EINFÜHRUNG

Für die Bemessung von hohen schlanken Bauwerken ist die möglichst exakte Beschreibung der Windlast von großer Bedeutung. Da eine deterministische Berechnung der Windlast, bzw. der sie beeinflussenden Parameter, aufgrund der physikalischen Gegebenheiten nicht möglich ist, muß der Sicherheitsnachweis auf eine Wahrscheinlichkeitstheoretische Basis, wie sie z.B. in /1/ und /2/ beschrieben wird, gestellt werden. Ziel dieser Arbeit ist es, die Windlastbeschreibung nach dem Vorentwurf der Neufassung der DIN 1055, Blatt 4 /26/ vor dem Hintergrund eines solchen Sicherheitskonzeptes zu untersuchen.

Allgemein kann man sagen, daß die Windlastangaben durch folgende Parameter beschreibbar sind

$$w = w \left[\underbrace{q_m, I, \alpha}_{[1]}; \underbrace{f_0, \delta}_{[2]}; c_w \underbrace{(\text{Bauwerksform}, q_m, I, Re, S, c_H, c_V)}_{[3]} \right] \quad (1.1)$$

wobei hier die in der DIN 1055, Blatt 4, vereinbarten Bezeichnungen verwendet werden. Und zwar bedeutet w die Windlast, q_m den mittleren Staudruck, I die Intensität der Windgeschwindigkeit, α den Windprofilbeiwert, f_0 die Eigenfrequenz des Bauwerkes, δ das log. Dämpfungsdekrement, c_w den Widerstandsbeiwert, Re die Reynoldszahl, S die Strouhalzahl und c_H bzw. c_V empirisch ermittelte Faktoren in der horizontalen bzw. vertikalen Korrelationsfunktion.

Die meteorologischen Daten des anströmenden Windes sind hier durch die mit [1], die Bauwerkseigenschaften mit [2] und das Zusammenwirken von anströmender Luft und Bauwerk durch die mit [3] bezeichneten Parameter erfaßt. Eine detaillierte Analyse dieser Größen zeigt deutlich, daß sie statistischen Streuungen unterworfen sind, d.h. über die bekannten statistischen Unsicher-

heiten der Windgeschwindigkeitsvorhersage hinaus sind noch zusätzliche Unsicherheiten in eine Rechnung mit einzubeziehen und deren Einfluß auf die Gesamtstreuung der Windlast zu untersuchen. Anhand einer umfassenden Literaturübersicht wurde versucht, realistische Verteilungen und Streuungen der einzelnen Parameter zu bestimmen. Mit Kenntnis dieser Größen kann man dann eine sicherheitstheoretische Untersuchung nach Stufe III /2/ durchführen, mit deren Ergebnis eine Aussage über die Zuverlässigkeit des Bauwerkes gemacht werden kann. Über die Durchführung der sicherheitstheoretischen Rechnung hinaus kann durch die Bestimmung des jeweiligen Einflusses einzelner Parameter dem Anwender ein Gefühl für sinnvolle Genauigkeitsanforderungen vermittelt werden.

Aus praktischen Gründen werden hier, wie in der DIN 1055, Blatt 4, drei Fälle unterschieden:

1. Starre Bauwerke
2. Schlanke, in Windrichtung böenerregt schwingende Tragwerke
3. Schlanke, quer zur Windrichtung schwingende Bauwerke.

2. PROBABILISTISCHES SICHERHEITSKONZEPT

In diesem Abschnitt werden einige zum Teil bereits allgemein bekannte Grundlagen der probabilistischen Sicherheitstheorie erörtert. Bezüglich einer vertieften Behandlung der Thematik wird auf Lit/1/ verwiesen.

In Abschnitt 1 wurde bereits darauf hingewiesen, daß im Rahmen eines wahrscheinlichkeitstheoretischen Sicherheitskonzeptes der jeweilige Einfluß der die Beanspruchung sowie Beanspruchbarkeit bestimmenden Größen berücksichtigt werden kann. Mit anderen Worten, die Beanspruchung sowie die Beanspruchbarkeit sind Zufallsvariablen, deren Parameter sich - wie z.B. aus Gl. (1.1) ersichtlich - als Funktion mehrerer zufallsverteilter Einflüsse ergeben. In Bild 2.1 wird schematisch der Zusammenhang zwischen der bisher gebräuchlichen deterministischen Betrachtungsweise - die bekanntlich auf der Festlegung von sogenannten maximalen Lasten ($\max S$) und aufgrund von "Erfahrungswerten" festgelegten Sicherheitsfaktoren beruht - und der probabilistischen Betrachtungsweise dargestellt. Daraus geht deut-

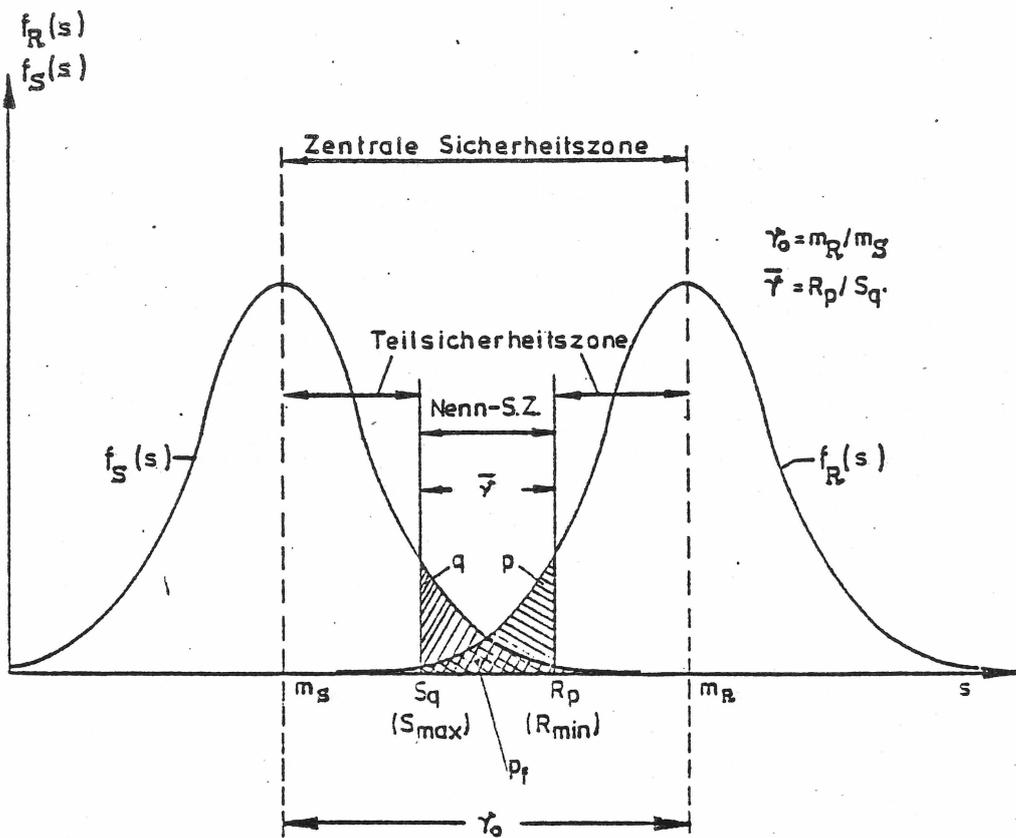


Bild 2.1: Darstellung des Zusammenhangs zwischen den Dichtefunktionen von S und R und den Sicherheitsfaktoren

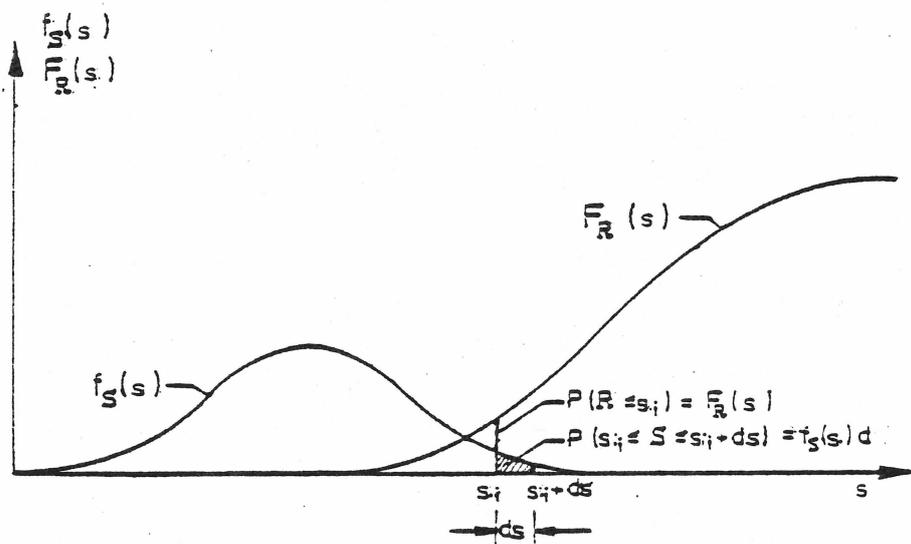


Bild 2.2: Geometrische Verdeutlichung des Faltungsintegrals

lich hervor, daß willkürlich festgelegte Maximalwerte von Belastungen eine endliche Wahrscheinlichkeit besitzen überschritten zu werden. Auch besteht eine endliche Wahrscheinlichkeit, daß bestimmte minimale Tragfähigkeiten ($\min R$) nicht erreicht werden.

Aus vorliegenden Daten können die Parameter der Dichtefunktion (z.B. Mittelwert m und Standardabweichung σ) mit Hilfe statistischer Schätzverfahren ermittelt werden, wobei die genaue Erstellung der Funktionen mit erheblichen Schwierigkeiten verbunden sein kann (s. Abschnitt 6). Mit Kenntnis des Typs sowie der Parameter der beiden Dichtefunktionen ist die Versagenswahrscheinlichkeit folgendermaßen zu berechnen: Versagen tritt ein, wenn die Belastbarkeit kleiner als die Belastung S ist:

$$R \leq S \quad \text{oder} \quad R - S \leq 0 \quad (2.1)$$

Da beide Größen statistisch streuen, müssen wahrscheinlichkeitstheoretische Ansätze zur Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit gemacht werden. Für Versagen müssen nun zwei Bedingungen erfüllt sein:

$$R \leq s \quad \text{und} \quad s < S \leq s + ds \quad (2.2)$$

Aus den Bedingungen (2.2) folgt:

$$P [(R \leq s) \cap (s < S \leq s + ds)] = F_R (s) f_S (s) ds. \quad (2.3)$$

Integriert man nun über alle s , so erhält man folgendes Faltungsintegral

$$P_f = \int_0^{\infty} F_R (s) f_S (s) ds \quad (2.4)$$

In Bild 2.2 ist dieser Zusammenhang geometrisch verdeutlicht.

Die oben beschriebene Methode wird in /2/ als "Sicherheitsnachweis der Stufe III" bezeichnet.

Sind R und S normalverteilte Größen, so ist auch die Variable Z , die sich aus

$$Z = R - S \quad (2.5)$$

ergibt, normalverteilt, womit die Versagenswahrscheinlichkeit in einfacher Weise angegeben werden kann. Und zwar ist

$$p_f = P[Z = R - S \leq 0] = \Phi(-\beta), \beta = -\Phi(p_f) \quad (2.6)$$

Die Größe β (s. Bild 2.3) wird als Sicherheitsindex bezeichnet und ergibt sich aus der Beziehung

$$\beta = \frac{m_Z}{\sigma_Z} \quad (2.7)$$

Die Werte für Φ können der einschlägigen Literatur (s. u.a. /1/) entnommen werden.

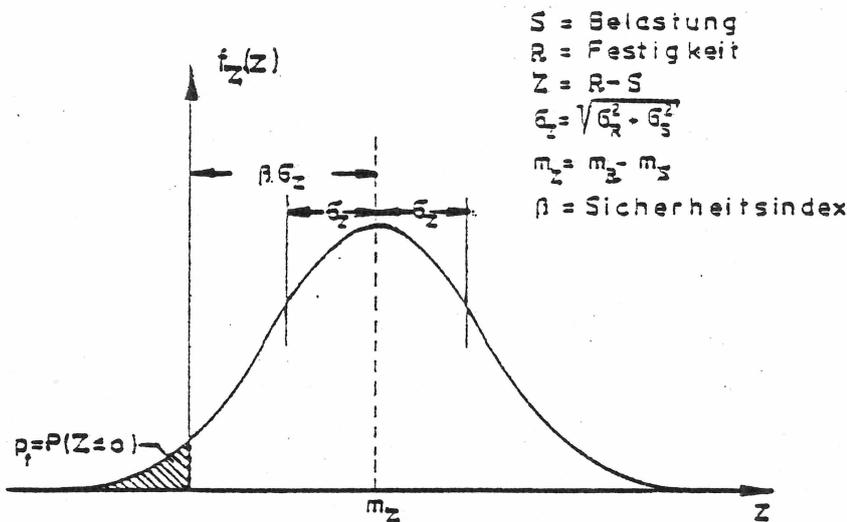


Bild 2.3: Sicherheitszone Z

Bei dem Sicherheitsnachweis nach Stufe II /2/ wird die gegenüber anderen Verteilungstypen einfachere Handhabung (Gleichung (2.6)) der Gauß'schen Verteilung ausgenutzt, um die Versagenswahrscheinlichkeit zu bestimmen.

Dabei kann auch auf die Möglichkeit der Transformation von nicht-normalverteilten in normalverteilte Zufallsvariablen zurückgegriffen werden. Die Genauigkeit dieser in Entwicklung begriffenen Methode ist aber derzeit besonders für die häufig verwendeten Extremwertverteilungen noch nicht befriedigend /3/.

Will man nun eine Aussage über die Zuverlässigkeit - bezogen auf eine bestimmte Nutzungsdauer eines Tragwerks - machen, so muß die Belastungsgeschichte in die Berechnung eingehen. Da in der Regel nur extreme Belastungen zum Versagen eines Bauwerkes

führen, werden aus der Grundmenge aller Lasten nur die maximalen Werte pro Zeiteinheit durch eine Extremwertverteilung beschrieben. Beispielsweise wird aus der Grundmenge aller Windgeschwindigkeiten pro Jahr nur der maximale Wert festgehalten und den maximalen Werten aus mehreren Jahren - d.h. über den Beobachtungszeitraum - eine sogenannte Gumbel-Verteilung

$$F_V(v) = \exp [- \exp (- \alpha (v - u))] \quad \infty < v < \infty \quad (2.8)$$

angepaßt, worin α den Formbeiwert und u den Modalwert bezeichnen. Die Versagenswahrscheinlichkeit eines Systems mit einer statistisch bestimmten Belastungsgeschichte kann nun aus Gleichung (2.4) und Gleichung (2.8) mit

$$F_T(t) = \int_0^{\infty} f_V(v) \int_0^{\infty} F_R(s) f_S(v)(s) ds dv \quad (2.9)$$

angegeben werden. In Gleichung (2.9) bedeuten $f_V(v)$ die Verteilung der jährlich maximalen Ereignisse (z.B. Windgeschwindigkeiten), $F_R(s)$ die Verteilung der Beanspruchbarkeit des Tragsystems und $f_S(v)(s)$ die jeweilige Dichtefunktion der Belastung in Abhängigkeit von v .

Dieser Zusammenhang ist in Bild 2.4 verdeutlicht:

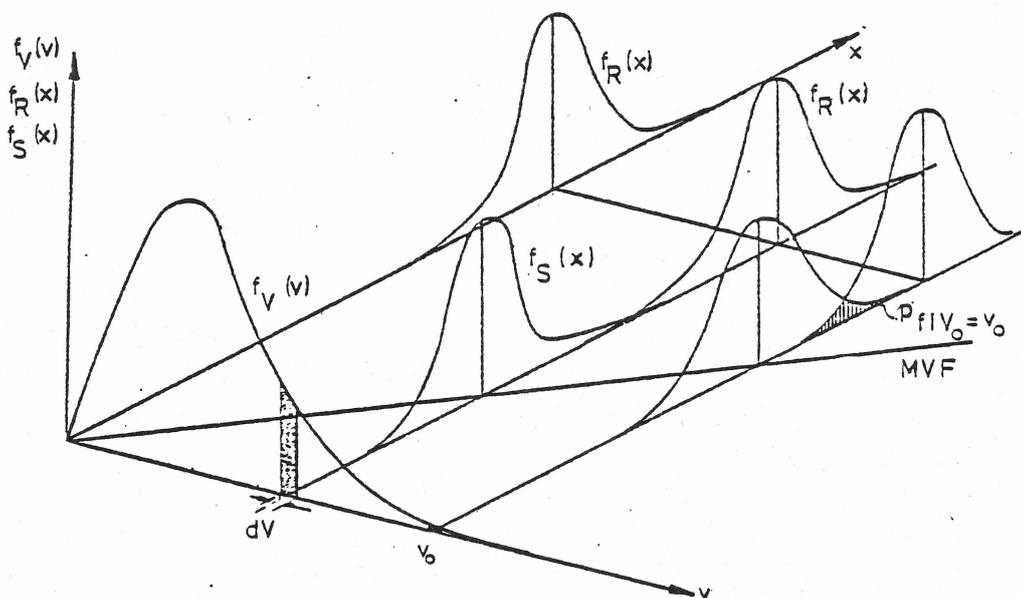


Bild 2.4: Bestimmung der Zuverlässigkeit

Die Auswertung der Gleichung (2.9) ergibt nun im Falle der Windbelastung die jährliche Versagenswahrscheinlichkeit $F_1(t)$. Mit Kenntnis dieser Versagenswahrscheinlichkeit und der Annahme, daß die Jahresmaxima voneinander statistisch unabhängig sind, läßt sich die Zuverlässigkeit $L_T(t)$ einer Konstruktion für eine projektierte Nutzungsdauer T in einfacher Weise mit

$$L_T(t) = (1 - F_1(t))^T \quad (2.10)$$

angeben. Daraus ergibt sich die Versagenswahrscheinlichkeit $F_T(t)$ einer Konstruktion für die projektierte Nutzungsdauer T zu

$$F_T(t) = 1 - L_T(t) \quad (2.11)$$

Mit Kenntnis der Versagenswahrscheinlichkeit $F_T(t)$ können nun weiterführende Risikoanalysen vorgenommen werden, deren Vorstellung und Beschreibung aber über den Rahmen dieser Arbeit hinausgehen würde. Der interessierte Leser wird hierfür auf Lit./1/ verwiesen.

3. BERECHNUNGSMETHODEN

3.1 Allgemeines

Zur Berechnung der Reaktion eines Tragwerkes gegen Windbeanspruchung wurden bis auf eine Ausnahme die in der DIN 1055, Blatt 4, angegebenen Verfahren benutzt. Die Ausnahme bildet die Reaktion eines schlanken Bauwerkes quer zur Windrichtung im über- bzw. transkritischen Reynoldsbereich. Es handelt sich entweder um deterministische oder um die Streuung der Reaktion berücksichtigende Spektralverfahren. Bei der deterministischen Rechnung (hier: Reaktion quer zur Windrichtung im unterkritischen bzw. über- und transkritischen Bereich) wird von einer genau bestimmbareren Erregerfrequenz ausgegangen und mit der dynamischen Vergrößerungsfunktion eine Auslenkung bzw. Belastung bestimmt, für die das Bauwerk bemessen werden muß. Die Spektralmethode berücksichtigt die Tatsache, daß die Windbelastung in der Regel eine stochastische Größe ist. Es wird eine bestimmte Energieverteilung über alle Frequenzen angenommen und die Standardabweichung der Reaktion bestimmt. Mit Kenntnis

der Standardabweichung kann für jeden Wert der Reaktion unter Berücksichtigung der Auftretensdauer eine Überschreitenswahrscheinlichkeit angegeben werden. Mit Hilfe dieses Verfahrens ist es also möglich, die Belastung entsprechend einem bestimmten vorgegebenen Sicherheitsniveau zu bestimmen. Beide Methoden werden unter Verwendung deterministischer Parameter durchgeführt. Um nun die Streuung dieser Eingangsgrößen berücksichtigen zu können, war eine Erweiterung der Verfahren erforderlich. Dieses Problem wurde mit Hilfe der Monte Carlo Simulationsmethode gelöst /1/. Im folgenden werden nun die Verfahren genauer beschrieben.

3.2 Erfassung der Reaktion in Windrichtung

In der DIN 1055, Blatt 4, wird die Bemessung eines Bauwerkes für die Windbeanspruchung in Windrichtung auf der Grundlage des Davenport'schen Konzeptes /4, 5, 6, 7/ durchgeführt. Diesem Verfahren liegt die sogenannte Leistungsspektralmethode zugrunde (s. u.a. /1, 8, 9/), die sich unter bestimmten Voraussetzungen in einfacher und daher normgerechter Weise für dynamische Probleme anwenden läßt. Folgende Annahmen liegen dieser Methode zugrunde:

- a) Stationarität der Belastung
- b) Normalverteilung der Belastung
- c) Linear-elastisches Tragverhalten des Bauwerkes .

Da alle drei Annahmen in der Natur nicht streng erfüllt sind, handelt es sich bei dem Davenport'schen Konzept um eine Näherungslösung. Eine Fehlerabschätzung der Reaktionsgrößen in den Fällen, in denen eine oder mehrere der o.g. Bedingungen nicht gegeben sind, wird in /10, 11/ diskutiert.

Bei Anwendung des Davenport'schen Konzeptes ermittelt man den Böreaktionsfaktor (BRF), der folgendermaßen definiert ist:

$$\text{BRF} = \max y/\bar{y} \quad (3.1)$$

wobei \bar{y} die mittlere Auslenkung infolge der mittleren Windgeschwindigkeit \bar{v} ist. Die Größe $\max y$ wird durch die wahrscheinlichkeitstheoretische Aussage

$$\max y = \bar{y} + g \sigma_y \quad (3.2)$$

bestimmt. Darin bedeutet σ_y die Standardabweichung der Auslenkung, die mit Hilfe der Spektralmethode bestimmt wird, und g ist ein Faktor, der von der gewünschten Nichtüberschreitenswahrscheinlichkeit des Wertes $\max y$ abhängt. In der Regel liegt der Wert der Größe g zwischen 3,0 und 3,5. Mit den Gleichungen (3.1) und (3.2) kann man nun den BRF mit

$$\text{BRF} = 1 + g(\sigma_y/\bar{y}) \quad (3.3)$$

angeben. Zur Berechnung der Reaktion wird die Windgeschwindigkeit in einen statisch wirkenden, zeitunabhängigen und einen dynamisch wirkenden, zeitabhängigen Anteil aufgeteilt:

$$v(t) = \bar{v} + v'(t) \quad (3.4)$$

Mit Hilfe der allgemein bekannten Beziehung

$$q(t) = \frac{1}{2} \rho c_w A v^2(t) \quad (3.5)$$

- wobei c_w den Widerstandsbeiwert, ρ die Luftdichte und A die Bauwerksfläche senkrecht zur Windrichtung bedeuten - sowie Gleichung (3.4) ergibt sich für die statische bzw. dynamische Belastung eines Bauwerkes folgender Ausdruck

$$\bar{q} = \frac{1}{2} \rho c_w A \bar{v}^2 \quad \text{bzw.} \quad (3.6)$$

$$q(t) = \rho c_w A \bar{v} v'(t) \quad (3.7)$$

Der Term $v'^2(t)$ wurde dabei vernachlässigt.

Die Abhängigkeit der mittleren Windgeschwindigkeit von der Höhe z kann durch das Potenzgesetz mit der allgemein vereinbarten Bezugshöhe von 10 m beschrieben werden:

$$\bar{v}(z) = \bar{v}_{10} \left(\frac{z}{10}\right)^\alpha \quad (3.8)$$

Für die Schwankungen des natürlichen Windes $v'(t)$ um den Mittelwert \bar{v} hat Davenport nach Auswertung einer Reihe von Meßergebnissen

eine spektrale Form ermittelt /12/ (s. Abbildung 3.1), die von der mittleren Windgeschwindigkeit \bar{v}_{10} , von der Varianz σ_v^2 der Windgeschwindigkeit und von einem Längenmaß L abhängt:

$$S_v(f) = \frac{2}{3} \frac{\sigma_v^2 x^2}{\bar{v} (1+x^2)^{4/3}} \quad (3.9)$$

Hierin bedeuten

$$x = \frac{f \cdot L}{\bar{v}_{10}}$$

und f die Frequenz.

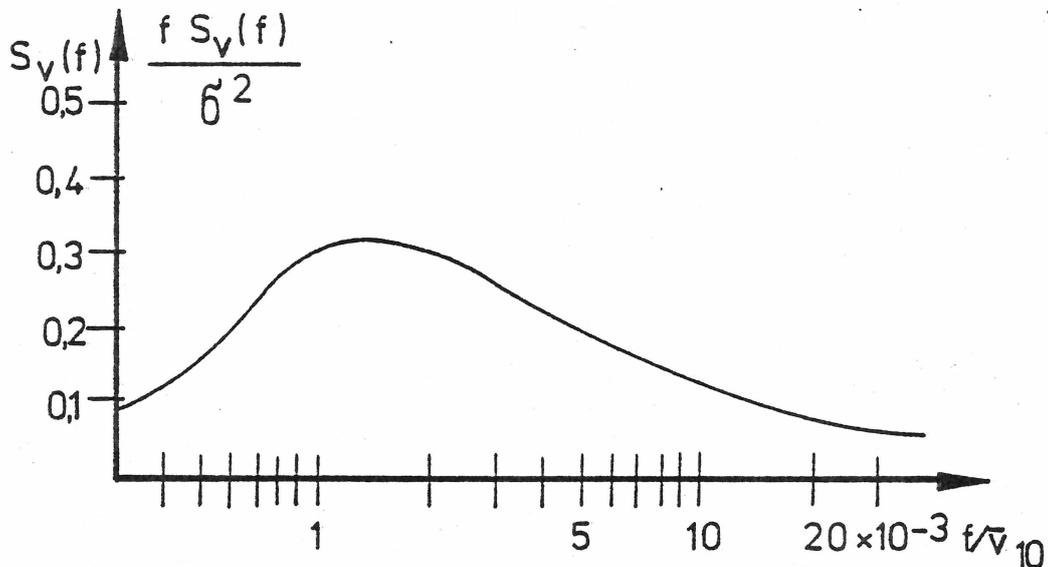


Abb. 3.1: Windspektrum nach Davenport [12]

Mit (3.7) und (3.9) kann nun das Leistungsspektrum der Windbelastung wie folgt bestimmt werden:

$$S_q^*(f) = \rho^2 c_w^2 A^2 \bar{v}^2 S_v(f) \quad (3.10)$$

Um zu berücksichtigen, daß Windböen in Abhängigkeit von ihrer Zeitdauer T_B bzw. Frequenz f_B ($T_B = 1/f_B$) nur auf einen Teil des Bauwerkes auftreffen, gibt Davenport Näherungslösungen für die horizontale und vertikale Korrelation an /4/, auf deren Ableitung hier nicht näher eingegangen werden soll. Sie lauten

$$|I_H(f)|^2 = 1 / (1 + c_H \frac{fb}{\bar{v}}) \quad \text{und} \quad (3.11)$$

$$|I_V(f)|^2 = 1 / [(1 + \alpha)^2 (1 + c_V \frac{hf}{\bar{v}})] \quad (3.12)$$

worin b die Bauwerksbreite, h die Bauwerkshöhe, α der Windprofilwert und c_H bzw. c_V empirisch ermittelte Faktoren bedeuten.

Aus der Multiplikation von (3.10), (3.11) und (3.12) ergibt sich das Leistungsspektrum der Belastung in Abhängigkeit von der Geometrie des belasteten Bauwerkes zu

$$S_q(f) = \rho^2 c_w^2 A^2 \bar{v}^2 |I_H(f)|^2 |I_V(f)|^2 S_V(f) \quad (3.13)$$

Zur Bestimmung des Leistungsspektrums der Reaktion geht Davenport davon aus, daß es zur Bestimmung der dynamischen Reaktion eines kragarmähnlichen Systems auf Windbelastung ausreicht, nur die erste Eigenform zu berücksichtigen. Als zusätzliche Vereinfachung wird ein linearer Verlauf wie folgt angenommen:

$$u(z) = \sqrt{3} z \quad (3.14)$$

In Gleichung (3.14) wird mit $u(z)$ die Funktion der 1. Eigenform in Abhängigkeit von der Höhe z bezeichnet. Aus (3.14) ergibt sich die mittlere Verschiebung zu

$$\bar{y} = \frac{1}{K} \frac{\sqrt{3}}{1 + \alpha} \bar{q}_1 \quad (3.15)$$

wobei K die generalisierte Steifigkeit der ersten Eigenform und \bar{q}_1 die mittlere Belastung an der Spitze des Bauwerkes bedeuten. Mit (3.8), (3.13) und (3.15) erhält man nach einigen Rechenschritten die Beziehung für das Leistungsspektrum der Reaktion. Und zwar ist:

$$\frac{\sigma_y}{\bar{y}^2} = \frac{16}{3} (1 + \alpha)^2 |I_H(f)|^2 |I_V(f)|^2 |H(f)|^2 S_Y(f) \quad (3.16)$$

In obiger Gleichung wird die mechanische Vergrößerungsfunktion des Systems in der 1. Eigenform mit $H(f)$ bezeichnet.

Durch die Integration über alle Frequenzen des Windgeschwindigkeitsverlaufs kann nun das Verhältnis der Standardabweichung der

Verschiebung zu deren Mittelwert, d.h. der Variationskoeffizient bestimmt werden.

$$\frac{\sigma_y}{\bar{y}} = \sqrt{\int_0^{\infty} \frac{S_y}{\bar{y}^2} df} \quad (3.17)$$

Mit Gleichung (3.17) kann nun der Böreaktionsfaktor (BRF) (Gleichung (3.3)) berechnet und damit das Bemessungsmoment mit

$$M_B = \text{BRF} \cdot \bar{M} \quad (3.18)$$

angegeben werden, wobei \bar{M} das mit Hilfe von (3.6) berechnete mittlere Belastungsmoment bedeutet. Das obige Verfahren wurde von Davenport für die Darstellung in Diagrammen aufbereitet, so daß die Bestimmung des BRF in einfacher Weise und mit geringem Zeitaufwand in der Praxis angewandt werden kann.

3.3 Erfassung der Reaktion quer zur Windrichtung

Die Seitentriebskraft S entsteht hauptsächlich durch Wirbelablösungen an dem angeströmten Körper (s. u.a. /13, 14/) und wird wie folgt definiert:

$$S(t) = \frac{1}{2} \rho v^2(t) c_s D \quad (3.19)$$

Hierin ist D der Durchmesser des Bauwerkes und c_s der Seitentriebsbeiwert, dessen Größe durch Versuche bestimmt wird. Für diese Wirbelablösung sind von Strouhal gewisse Regelmäßigkeiten in Versuchen nachgewiesen worden, welche von dem Durchmesser D und der Geschwindigkeit v abhängen. Es wurde eine dimensionslose Zahl S (Strouhalzahl) definiert, mit der sich die Ablösungsfrequenz der Wirbel folgendermaßen bestimmen läßt:

$$f_{\text{wir}} = S \frac{v}{D} \quad (3.20)$$

Versuche haben gezeigt, daß die Ablösefrequenz bzw. die Strouhalzahl eine Abhängigkeit von der Reynoldszahl

$$Re = \frac{v \cdot D}{\nu} \quad (3.21)$$

aufweist. In dieser Gleichung bedeutet ν die kinematische Zähigkeit der Luft.

Im unterkritischen Bereich ($Re \leq 2 \cdot 10^5$) erfolgt die Wirbelablösung quasi harmonisch mit einer Strouhalzahl von $S \approx 0,2$. Es kann daher in guter Annäherung mit einer deterministischen dynamischen Belastung gerechnet werden.

Die Seitentriebskraft ergibt sich dann mit Gln. (3.19) und (3.20) zu

$$S(t) = \frac{1}{2} c_S \nu D \sin(2\pi f_{\text{wir}} t) \quad (3.22)$$

Mit (3.22) als Belastung kann dann in einfacher Weise die dynamische Reaktion des Bauwerkes und damit ein Überhöhungsfaktor für die Bemessungslast gefunden werden.

Im über- sowie im transkritischen Bereich verhält sich die Ablösefrequenz nicht harmonisch sondern stochastisch. Es kann hier keine bestimmte Ablösefrequenz in Abhängigkeit von der Strouhalzahl mehr angegeben werden. In /15/ wurde daher eine Beziehung für ein Seitentriebsspektrum entwickelt (siehe Bild 3.2), das die Energieverteilung der Seitentriebskraft über alle Werte von S angibt. Und zwar ist:

$$S_q(S) = \left(\frac{1}{2}\rho v^2 D\right)^2 \sigma_{c_S}^2 2K_1 \frac{[1+3(2\pi K_1 S)^2]}{[1+(2\pi K_1 S)^2]^2} \quad (3.23)$$

In obiger Gleichung sind $\sigma_{c_S}^2$ die Varianz des zeitabhängigen Seitentriebbeiwertes und $K_1 S$ eine Konstante, die üblicherweise mit 2,4 angenommen wird.

Die Standardabweichung σ_{c_S} der zeitabhängigen Größe $c_S(t)$ ist ein Maß für die Streubreite der beliebig vielen Werte, die für die Größe c_S im Verlauf eines Versuches gemessen werden. Sie beschreibt also den Bereich der Werte, die die Größe c_S während des Versuches angenommen hat. Der Parameter c_S aus Gl. (3.22) ist dagegen ein einzelner Wert (z.B. der Maximalwert) der - um ein Maß für die deterministische Bemessungslast zu erhalten - den vielen im Versuch gemessenen Werten entnommen wird.

Mit Gl. (3.23) kann nun eine dynamische Analyse im Frequenzbereich (s. Abschnitt 3.1) durchgeführt und die Standardabweichung der Reaktion bestimmt werden (s. u.a. /16, 17, 19/). Dazu muß jedoch folgendes Integral ausgewertet werden:

$$\sigma_{q_S}^2 = \int_0^{\infty} \left(\frac{1}{2} \rho v^2 D \right)^2 \sigma_{c_S}^2 |H(f)|^2 2K_1 \frac{[1+3(2\pi K_1 f \frac{D}{V})^2]}{[1+(2\pi K_1 f \frac{D}{V})^2]^2} df \quad (3.24)$$

worin $H(f)$ wiederum die mechanische Übertragungsfunktion bedeutet. Anders als bei der deterministischen Rechnung kann nun

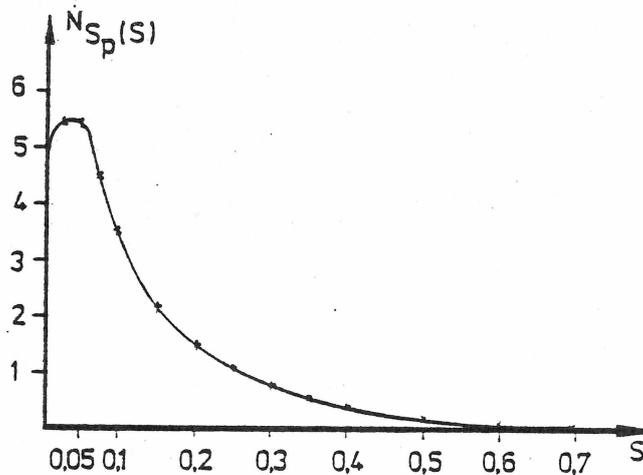


Abb. 3.2: Spektrum des Seitentriebes nach Fung [15]

mit σ_{q_S} wieder eine wahrscheinlichkeitstheoretisch begründete Bemessung durchgeführt werden. Es wurde hier das Fung'sche Seitentriebsspektrum auch im transkritischen Bereich angewendet, obwohl neuere Forschungsergebnisse darauf hinweisen, daß sich in diesem Reynoldsbereich wieder eine bestimmte Ablösefrequenz stabilisiert. Diese Ergebnisse sind aber zur Zeit einer numerischen Rechnung noch nicht zugänglich.

Im Neuentwurf der DIN 1055/4 ist zur Bestimmung der Belastung quer zur Windrichtung für den ganzen Reynoldsbereich die hier für eine deterministische Ablösefrequenz beschriebene Methode vorgesehen. Es wird der ungünstigste Fall angenommen, d.h. daß die Ablösefrequenz f_{wir} gleich der Eigenfrequenz f_o ist. Dann kann man sich aus Gl. (3.20) mit $S = 0.2$ eine kritische Windgeschwindigkeit

$$v_{kr} = \frac{f_o D}{0.2} \quad (3.25)$$

und daraus nach Gl. (3.21) den Reynoldsbereich bestimmen. In Ab-

hängigkeit von Re sind in der DIN 1055/4 Seitentriebsbeiwerte c_S angegeben, womit nach Berücksichtigung des Wertes der rechnerischen Übertragungsfunktion an der Stelle der Eigenfrequenz $(\frac{\pi}{\delta})$ die Bemessungslast nach Gl. (3.26) ermittelt werden kann. Und zwar ist

$$q_B = \frac{1}{2} \rho D c_S v_{kr}^2 \frac{\pi}{\delta} \quad (3.26)$$

Dabei wurde der Seitentriebsbeiwert c_S im über- bzw. transkritischen Bereich so gewählt, daß die aus Versuchen ermittelten Belastungen erfaßt wurden ohne die physikalischen Gründe für diese Belastungen genau beschreiben zu wollen. Es handelt sich also nicht um ein physikalisch sinnvolles Modell der Lastbeschreibung, sondern um eine einfache, daher benutzerfreundliche überschlagsmäßige Beziehung zur Angabe der Windlast quer zur Windrichtung im über- bzw. transkritischen Reynoldsbereich.

Der Vollständigkeit halber sollen hier noch die aerodynamischen Probleme erwähnt werden, die die Querschwingungen von Bauwerken entscheidend beeinflussen können, aber in der numerischen Rechnung wegen unüberwindlicher Schwierigkeiten nicht berücksichtigt werden konnten. Als erstes ist der "lock-in"-Effekt zu erwähnen. Dieser Effekt ist die Bezeichnung für das im Versuch nachweisbare Phänomen, daß einerseits die Ablösefrequenz das Bauwerk zu Querschwingungen anregt, andererseits aber die Querschwingungen wiederum die Ablösefrequenz bestimmen können. Es kann dazu führen, daß bei verschiedenen Windgeschwindigkeiten die gleiche Ablösefrequenz (z.B. $f_{wir} = f_0$) auftritt und somit das Bauwerk stärker belastet wird als mit Gl. (3.26) angegeben. Weitere aerodynamische Probleme stellen Flattern sowie Galloping dar (s. u.a. /13, 18, 19/, die aber im Hochbau von untergeordnetem Interesse sind.

3.4 Berücksichtigung der streuenden Eingangsgrößen

Die in den Abschnitten 3.2 und 3.3 beschriebenen Methoden gehen von deterministischen Eingangsparametern aus. Eine Möglichkeit der Erweiterungen dieser Verfahren, mit der die Streuungen der

Eingangsgrößen berücksichtigt werden können, stellt die Monte Carlo Simulationsmethode (s. u.a. /1/) dar. Es werden dabei für die Verteilung jedes Parameters entsprechend verteilte Zufallszahlen erzeugt. Nun wird mit je einem Zahlenwert aus jeder Zahlengruppe, die jeweils die Verteilung eines Parameters repräsentiert, eine Rechnung durchgeführt und man erhält ein Ergebnis (Realisation). Diesen Vorgang kann man beliebig oft wiederholen und dann die Ergebnisse (z.B. Bemessungsmomente) statistisch auswerten und den so gewonnenen Daten Wahrscheinlichkeitsverteilungen anpassen. Im folgenden soll die Auswertung der Simulationsergebnisse für die drei hier betrachteten Belastungsfälle verdeutlicht werden.

Wie bereits erwähnt, kann die auf ein starres Bauwerk einwirkende Windbelastung mit Hilfe folgender Beziehung ermittelt werden:

$$\bar{q} = \frac{1}{2} c_w A \bar{v}^2 \quad (3.27)$$

Nimmt man nun für die Größen c_w und \bar{v} die Verteilungen F_{c_w} und $F_{\bar{v}}$ an, so kann man sich mit Hilfe entsprechend verteilter Zufallszahlen n Realisationen, d.h. n Belastungswerte erzeugen. Diese Belastungswerte q_i können dann mit speziellen Anpassungsprozeduren einer bestimmten Wahrscheinlichkeitsverteilung angepaßt werden.

Bei den in Windrichtung böenerregt schwingenden Bauwerken werden die Simulationsergebnisse in ähnlicher Weise ausgewertet. Es werden für die Parameter, die als Zufallsvariable aufgefaßt werden (s. Abschnitt 4 und 5), entsprechend verteilte Zufallszahlen generiert und damit dann Gl. (3.3) und Gl. (3.18) realisiert. Diesen Realisationen

$$BRF_i = 1 + g \cdot \left(\frac{Y}{\bar{Y}} \right)_i \quad (3.28)$$

und

$$M_{B_i} = BRF_i \cdot \bar{M}_i \quad (3.29)$$

wird dann wiederum eine Wahrscheinlichkeitsverteilung angepaßt. Die Verteilung des Böereaktionsfaktors BRF wird bestimmt, um die

Sensitivität der dynamischen Analyse in Bezug auf die Streuungen der sie bestimmenden Größen zu untersuchen. Mit Kenntnis der Verteilung des Bemessungsmomentes, also dem Produkt von dynamischer Überhöhung und statischer Last, können dann bei Vorgabe einer Belastbarkeit Aussagen über die Zuverlässigkeit bzw. Versagenswahrscheinlichkeit gemacht werden.

Die Untersuchung für Querschwingungen wurde aus den in Abschnitt 3.3 beschriebenen Gründen in 2 Klassen eingeteilt. Es wurde die in der DIN1055, Bl. 4, verwendete Methode (Gln. (3.25) und (3.26)) zur Bestimmung einer Bemessungslast sowohl im unter- als auch im über- und transkritischen Reynoldsbereich unter Berücksichtigung der Streueigenschaften der Eingangsparameter mit Hilfe der Monte Carlo Simulation ausgewertet und die Größe

$$M_{B_i} = \frac{1}{2} \rho D c_{S_i} v_{kr_i} \frac{\pi}{\delta_i} \frac{H^2}{2} \quad (3.30)$$

realisiert. Dabei wurde vorausgesetzt, daß die Seitentriebskraft q_B (3.26) über die Höhe H des Bauwerkes konstant ist. Diesen Realisationen M_{B_i} des Bemessungsmomentes M_B kann nun eine Wahrscheinlichkeitsverteilung angepaßt werden. Da diese Methode im über- bzw. transkritischen Bereich nur eine grobe Näherung darstellt, wurde hier auch die Bestimmung der Seitentriebskraft mit Hilfe der Spektralmethode (Gl. (3.24)) durchgeführt, d.h. die Berücksichtigung stochastischer Eingangsgrößen ermöglicht. Dieses Vorgehen führt zu der Beziehung

$$M_{B_i} = 3 \cdot \sigma_{q_i} \cdot \frac{H^2}{2} \quad (3.31)$$

wobei auch hier eine über die Bauwerkshöhe konstante Seitentriebskraft angenommen wurde. Der Faktor 3 ist die Größe, die die Nichtüberschreitenswahrscheinlichkeit des Wertes M_{B_i} angibt (s. Abschn. 3.2). Es sei hier nochmals darauf hingewiesen, daß die Spektralmethode das physikalisch sinnvollere Modell für die Querbeanspruchung eines Bauwerkes auf unregelmäßige Wirbelablösung ist, allerdings viele Nebeneffekte (s. Abschnitt 3.3) nicht berücksichtigt.

4. STATISTISCHE BESCHREIBUNG DER EINGANGSPARAMETER

4.1 Aerodynamische Parameter

4.1.1 Aerodynamische Parameter für die Erfassung der Reaktion in Windrichtung

4.1.1.1 Standardabweichung der Windgeschwindigkeit

Zur Bestimmung der Standardabweichung der Windgeschwindigkeit wurden von den Verfassern 33 Windmessungen mit je 1 Min Zeitdauer ausgewertet, deren mittlere Geschwindigkeit zwischen 15 m/s und 16 m/s lag. Der Mittelwert der Standardabweichungen der einzelnen Schriebe lag bei 1.268 m/s und deren Streuung bei 0.28 m/s. Daraus resultiert ein Variationskoeffizient von 0.22. Berücksichtigt man die Tatsache, daß die mittleren Geschwindigkeiten zwischen 15 m/s und 16 m/s einen Variationskoeffizienten von 0.02 hatten, so scheint eine Schätzung des Variationskoeffizienten der Streuung der Windgeschwindigkeit von 0.2 sinnvoll. Als Verteilung wurde die Normalverteilung gewählt, da eine symmetrische Dichtefunktion für diesen Parameter naheliegt. Die Normalverteilung wurde trotz der zulässigen negativen Werte gewählt, weil die Auftretenswahrscheinlichkeit eines negativen Wertes mit dem vorgegebenen Variationskoeffizienten von 0.2 bei 10^{-7} liegt und somit für das in dieser Arbeit behandelte Problem vernachlässigt werden kann.

4.1.1.2 Längenmaß der Korrelation

Lit. /17/ enthält Ergebnisse zur Berechnung des Längenmaßes der Korrelation L. Die Auswertung dieser Daten ergab einen Variationskoeffizienten von 0.28. Davenport gibt z.B. für L einen Wert von 1200 an, der auch häufig von anderen Autoren übernommen wird. Als Verteilungstyp wurde hier wieder die Normalverteilung angenommen.

4.1.1.3 Bezugsgeschwindigkeit

Die Verteilung der Jahresmaxima der Bezugsgeschwindigkeit wird mit einer Extremwertverteilung (meist Gumbelverteilung) beschrieben. Diese Verteilung ist eine Mittelwertsfunktion für die einzelnen Werte, d.h. die einzelnen Jahresmaxima sind mit einer Streuung behaftet (s. Bild 4.1)

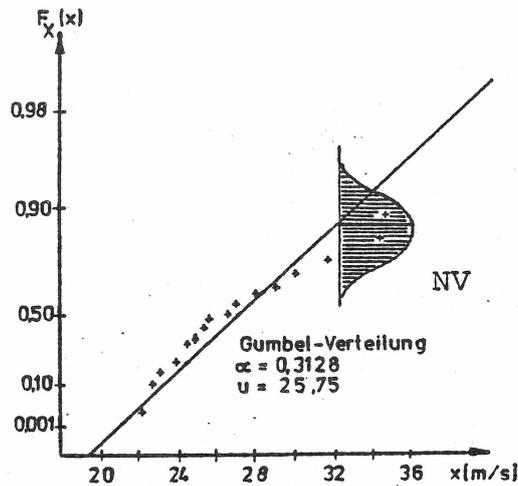


Abb. 4.1 Schematische Darstellung der Streuung der Parameter der Gumbel-Verteilung für jährlich maximale Zehnminutenmittel

Da außerdem die der DIN 1055, Bl. 4, zugrundeliegenden 50-Jahres-Windgeschwindigkeiten aus dem vorliegenden Datenmaterial extrapoliert werden müssen, scheint ein Variationskoeffizient von 0.2 realistisch. Die Anpassung von Extremwertverteilungen an gemessene Windgeschwindigkeiten für Daten von neun deutschen Wetterstationen ist in /20/ beschrieben. Zusätzliche Messungen sind u.a. in /21/, /22/ ausgewertet. Die Daten um die Schätzfunktion sind entsprechend den der statistischen Schätztheorie zugrundeliegenden Annahmen normalverteilt.

4.1.1.4 Der Widerstandsbeiwert

Um die Streuung des Widerstandsbeiwertes zu bestimmen, wurden die Werte für das Bauwerk - das in Abschnitt 5.2.2 als numerisches Beispiel verwendet wird - der Literatur entnommen. Das Haus hat eine Höhe von $H = 150$ m, eine Breite von $b = 30$ m und einen quadratischen Grundriß. Die Ergebnisse sind im folgenden tabellarisch (Tab. 4.1) dargestellt:

Literatur	C_w	Bemerkungen
/23/	1.6	$I = 10,5 \%$
/24/	1.5	
/18/	2.0	nur von b/d abhängig, nicht von H
/25/	1.42	
/26/	1.3	
/27/	2.0	für flache Platten, kein Wiederanlegen der Strömung

/29/	1.4	I = 0 %
/30/	1.6	von /7/ übernommen
/28/	1.2	

Tabelle 4.1 Widerstandsbeiwerte aus der Literatur

In obiger Tabelle bedeutet I die Intensität der Windgeschwindigkeit.

Der Rubrik "Bemerkungen" kann man entnehmen, daß die Werte unter ganz bestimmten Bedingungen gemessen wurden und daher nicht unbedingt direkt vergleichbar sind. Es würde aber über den Rahmen dieser Arbeit hinausgehen, auf diese aerodynamischen Problemstellungen näher einzugehen. In /31/ wurde z.B. der Variationskoeffizient des Widerstandsbeiwertes mit 0.1 angenommen. Den in Abschnitt 5.2 gezeigten numerischen Beispielen wurde in der statischen Rechnung ein $V_c = 0.10$ und in der dynamischen Rechnung ein Wert $V_c^W = 0.15^W$ zugrundegelegt. Als Verteilungstypen wurden sowohl die Normal- als auch die Lognormalverteilung zur Berechnung benutzt.

4.1.1.5 Windprofilbeiwert

Von Davenport wurden verschiedene Messungen durchgeführt /32/, die zu der daraus resultierenden Einteilung von drei unterschiedlichen geographischen Regionen mit jeweils zugeordneten α -Werten führten. Die Gruppe von Messungen, die dem α -Wert zugrunde liegt, der in der DIN 1055, Bl. 4 angegeben wird ($\alpha = 0.16$), ergibt nach einer statistischen Auswertung von 12 Daten einen Variationskoeffizienten von 0.18*. In /33/ sind einige Windprofile, die aus den Messungen an den Fernsehtürmen München und Brotjacklriegel berechnet wurden, aufgeführt. Sie zeigen eine starke Streuung in Abhängigkeit von der Mittelungszeit der Windgeschwindigkeiten. Ein Variationskoeffizient von 0.2, der hier angenommen wurde, erscheint daher realistisch. Der Parameter wurde als normalverteilt angenommen.

* In /31/ ist ein $V_\alpha = 0,1$ angegeben.

4.1.1.6 Parameter der räumlichen Korrelation der Windböen

Zur Bestimmung der die räumliche Korrelation der Windböen erfassenden Kohärenzfunktion, d.h. deren Parameter c_H und c_V sind verschiedene Messungen durchgeführt worden. Davenport (s. u.a. /4, 5/) schlägt für die Größe c_H einen Wert von 10 und für c_V einen Wert von 8 vor. Die Versuchsergebnisse von Vickery /34/ ergaben ein $c_V = 9$. In /18/ ist die Abhängigkeit der beiden Größen von der Windgeschwindigkeit und der Höhe dargestellt. Die statistische Auswertung der in /18/ dargestellten Werte führte zu einem Variationskoeffizienten von 0.2 und zwar für beide Parameter. Dazu im Gegensatz sind in /31/ die Werte $V_{c_H} = 0.29$ und $V_{c_V} = 0.25$ angegeben. Als Verteilung der Parameter wurde die Normalverteilung angenommen.

4.1.2 Aerodynamische Beiwerte für die Erfassung der Reaktion quer zur Windrichtung

4.1.2.1 Seitentriebsbeiwert c_S

In /35/ wurden bereits die Ergebnisse einer Reihe unterschiedlicher Untersuchungen dargestellt (s. Abb. 4.2). Eine statis-

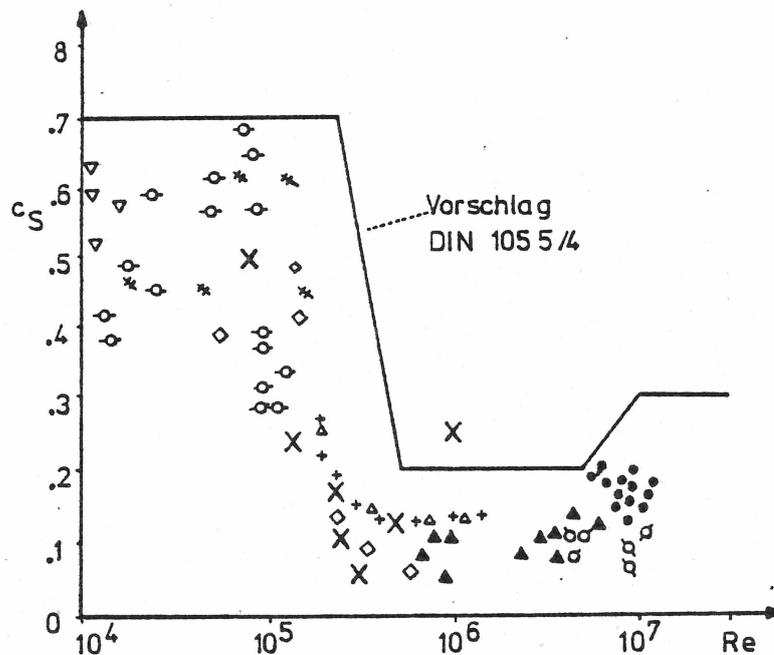


Abb. 4.2: Zusammenstellung von Seitentriebsbeiwerten c_S aus unterschiedlichen Untersuchungen nach [35]

tische Auswertung dieser Daten ergab für den unter-, über- und transkritischen Reynoldszahlenbereich die Variationskoeffizienten von 0.196, 0.46 und 0.25. Für diese Größen wurde - um bei den teilweise großen Variationskoeffizienten nur positive Werte zuzulassen - als Verteilung jeweils eine Lognormalverteilung angenommen.

4.1.2.2 Strouhalzahl

Auch für die Strouhalzahl S wurde bereits in /36/ eine Zusammenstellung von Werten aus verschiedenen Versuchsergebnissen vorgenommen. Der Abb. 4.3 kann man entnehmen, daß die Strouhalzahl im unterkritischen Bereich kaum streut. Darum wurde

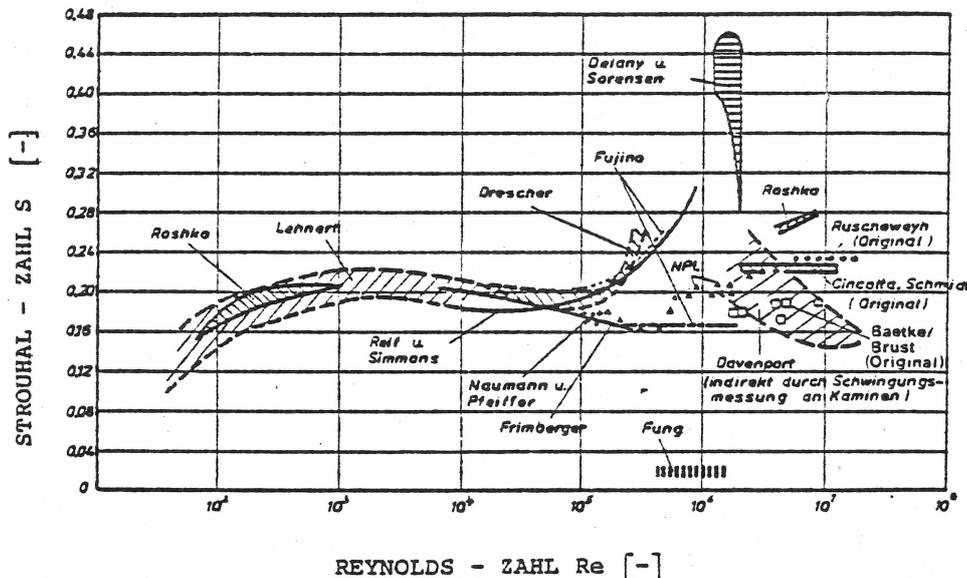


Abb. 4.3: Wirbelfrequenzen in Abhängigkeit von der Reynoldszahl nach /36/

im Rahmen der vorliegenden Untersuchungen für diesen Bereich ein Variationskoeffizient von 0.1 angesetzt. Für den überkritischen bzw. transkritischen Bereich wurden Variationskoeffizienten von 0.5 bzw. 0.2 angenommen. Es wurde also berücksichtigt, daß sich im transkritischen Bereich wieder eine quasi-deterministische Ablösefrequenz ausbildet. Als Verteilungstyp wurde die Lognormalverteilung gewählt.

4.1.2.3 Die im Fung'schen Spektrum des Quertriebs verwendete Konstante

Fung gibt für die im Spektrum des Quertriebs verwendete Konstante K einen Wert von 2.4 an /15/. Dieser Wert findet auch in verschiedenen anderen Arbeiten Verwendung (s. u.a. /8/, /16/, /17/). Aufgrund fehlender statistischer Daten ist der hier gewählte Variationskoeffizient von $V_K = 0.2$ vorerst nur als grober Schätzwert zu betrachten. Der Parameter wurde als normalverteilt angenommen.

4.1.2.4 Standardabweichung des Seitentriebbeiwertes

In /15/ werden σ_{c_s} -Werte für unterschiedliche Bedingungen angeführt. Die dort gezeigten Ergebnisse wurden zum einen im Versuch mit starren und zum anderen mit elastischen Versuchskörpern durchgeführt. Es sei hier erwähnt, daß Nakagawa /16/ in seinen Versuchen auf ähnliche Ergebnisse kommt. Eine statistische Auswertung der aus /15/ entnommenen Daten ergab einen Variationskoeffizienten von $V_{\sigma_{c_s}} = 0,15$. Mit diesem Wert wurden die Berechnungen durchgeführt. Als Verteilungstyp erschien die Normalverteilung die physikalischen Gegebenheiten am besten zu repräsentieren.

4.2 Struktureigenschaften

Im Rahmen der hier durchgeführten Untersuchungen sind neben den Streueigenschaften der aerodynamischen Parameter auch die Einflüsse der Streueigenschaften der Strukturparameter auf die resultierende Tragwerksreaktion von Interesse. Diese Streuungen sind u.a. durch Herstellungsungenauigkeiten, Ungenauigkeiten in der Idealisierung des Tragwerksystems sowie durch nicht exakt beschreibbares Werkstoffverhalten, etc. bestimmt.

4.2.1 Steifigkeit

Eine umfassende Literaturübersicht über die statisch bedingten Streueigenschaften von unterschiedlichen Tragwerken wurde in /31/ durchgeführt. Der daraus resultierende Variationskoeffizient von 0.22 stimmt mit dem bereits früher - vom Zweitverfasser/37/ - verwendeten Wert von 0.2 überein. Die Steifigkeitsverteilung wurde normalverteilt angenommen.

4.2.2 Masse

In /38/ wird für das Eigengewicht ein Variationskoeffizient von $V_M = 0,06$ angegeben. Im Gegensatz dazu wird in /31/ ein Wert von 0.12 vorgeschlagen. Für die vorliegende Untersuchung wurde ein $V_M = 0,1$ angesetzt. Die Abweichungen vom Mittelwert wurden als normalverteilt angenommen.

4.2.3 Dämpfung

In /31/ sind Daten aus 48 Messungen und Versuchen aufgetragen (s. Abb. 4.4) und im Rahmen einer Auswertung ein Variationskoeffizient von $V_\delta = 0,66$ berechnet. Aus den in /39/ angegebenen Werten für die Dämpfung von Gebäuden aus Beton wurde ein $V_\delta = 0,56$ und für die Gebäude aus Stahl ein $V_\delta = 0,38$ ermittelt. Weitere Auflistungen von an Gebäuden gemessenen Dämpfungswerten sind u.a. in /8/, /13/ zu finden. Für die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit wurde ein $V_\delta = 0,6$ angenommen. Der Dämpfungsparameter wurde als lognormalverteilt angenommen.

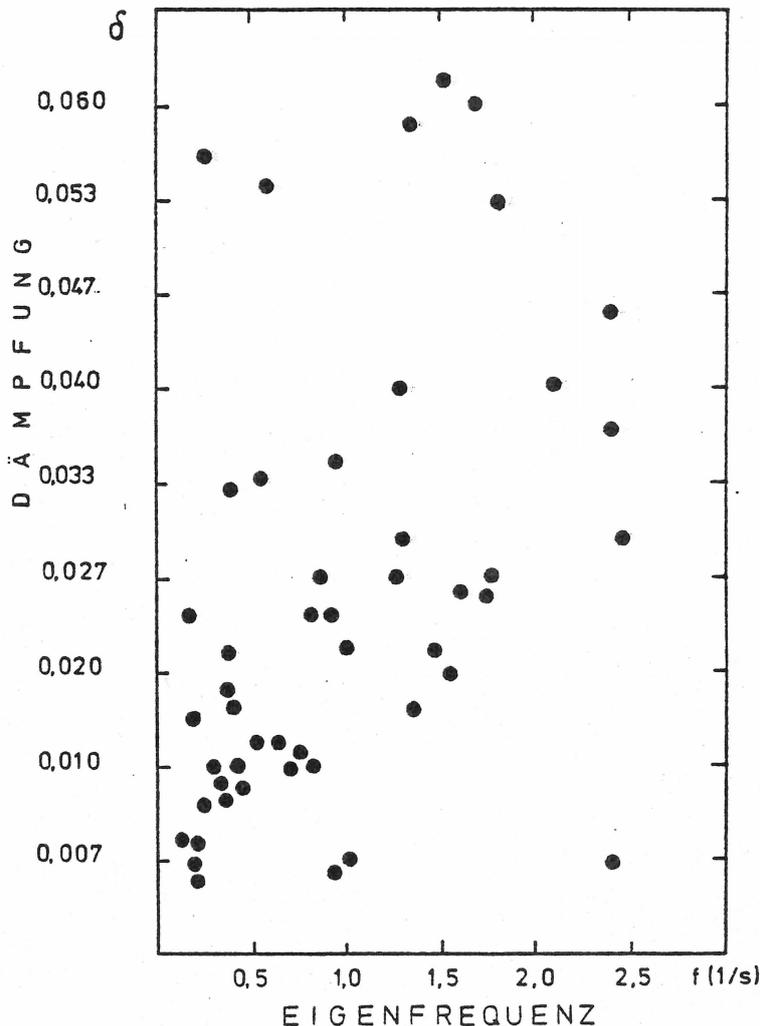


Abb. 4.4: Dämpfungswerte aus Messungen am Prototyp nach /31/

5. AUSWIRKUNGEN DER STREUUNGEN DER PARAMETER AUF DIE BERECHNETE REAKTION

5.1. Allgemeines

In diesem Abschnitt sollen die Ergebnisse der Tragwerksreaktionen diskutiert werden, die unter Berücksichtigung der Streueigenschaften der einzelnen Parameter erhalten wurden. Diese Resultate werden sodann mit den jeweiligen deterministischen Bemessungsgrößen verglichen, die sich nach der Neufassung der DIN 1055/4 ergeben. Starre sowie flexible, d.h. schwingungsanfällige Bauwerke werden behandelt.

5.2 Reaktion in Windrichtung

5.2.1 Starres Bauwerk

Als Beispiel für eine starre, nicht schwingungsanfällige Konstruktion wurde ein Hallenbinder gewählt (s. Abb. 5.1).

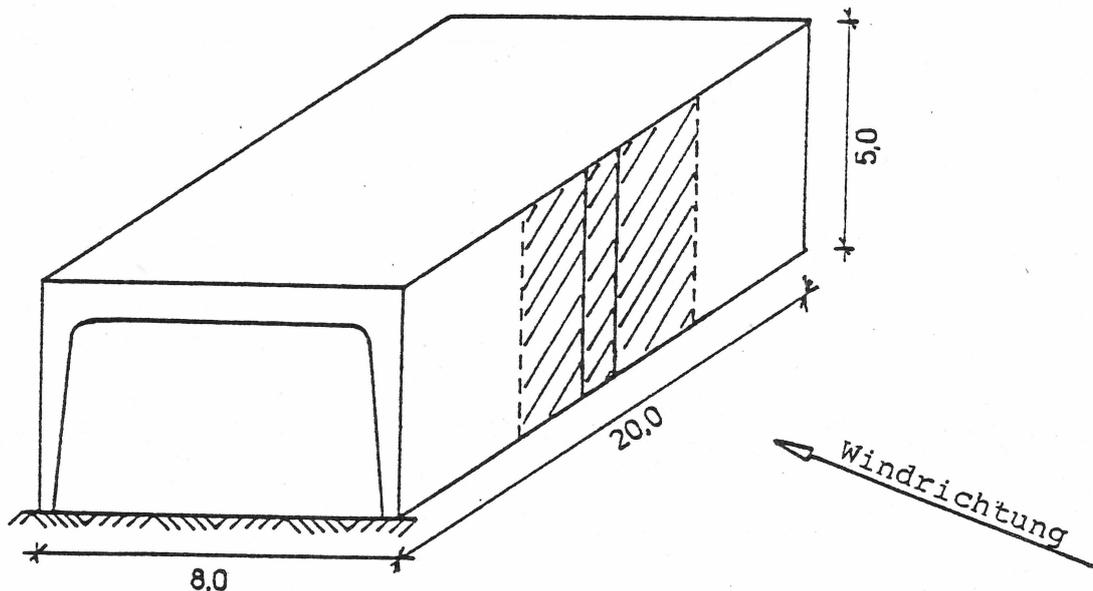


Abb. 5.1 Schematische Skizze des untersuchten starren Bauwerks

Steht das Bauwerk in der Windzone I ($v_{b,10} = 34,6 \text{ m/s}$), so ist nach DIN 1055/4 Abschnitt 4.3 die Nennbögeschwindigkeit in 5 m Höhe wegen

$$\frac{v_{b,5'}}{v_{b,10}} = \left(\frac{5}{10} \right)^{0.11} = 0,926 \leq 0,93 \quad (5.1)$$

mit 32,3 m/s anzusetzen. Damit ist die Belastung pro Flächeneinheit

$$q_m = \frac{v^2}{1600} = \frac{32,3^2}{1600} = 0,65 \text{ kN/m}^2 \quad (5.2)$$

und die gesamte Belastung

$$Q = c_w \cdot q_m \cdot A = 1,2 \cdot 0,65 \cdot 50 = 39,0 \text{ kN} \quad (5.3)$$

Nimmt man nun an, daß es sich bei den DIN-Werten $v_b = 32,3 \text{ m/s}$ und $c_w = 1,2$ um 84 %-Fraktile von Normalverteilungen handelt, und zwar mit den Verteilungsparametern $m_v = 26,8 \text{ m/s}$ und $\sigma_v = 5,4 \text{ m/s}$ bzw. $m_{c_w} = 1,1$ und $\sigma_{c_w} = 0,1$, so kann mit der in Abschn. 3.3 beschriebenen Vorgehensweise der Einfluß der Streueigenschaften eines Parameters verdeutlicht werden. Um diesen Einfluß klar herauszustellen, wurden die Berechnungen mit unterschiedlichen Kombinationen der einzelnen Streuungen durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Tabelle 5.1 gelistet.

No.	m_{v_b} m/s	v_{v_b}	m_{c_w}	v_{c_w}	Q Angepaßte Verteilung (AV) Typ	Modalwert der AV m_Q	Streuung der AV v_Q	Überschreitens- wahrsch. des DIN-Wertes Q
1	26,8	0,2	1,1	0	EX-I	20,08	0,132	$8,0 \cdot 10^{-2}$
2	26,8	0,2	1,1	0,1	EX-I	20,87	0,121	$1,1 \cdot 10^{-1}$
3	26,8	0	1,1	0,1	NV	24,50	2,452	$2,7 \cdot 10^{-9}$
4	26,8	0,2	1,2	0	EX-I	22,81	0,118	$1,4 \cdot 10^{-1}$
5	32,2	0	1,1	0,1	NV	35,83	3,485	$8,1 \cdot 10^{-1}$

EX-I ... Extremwertverteilung (Typ Gumbel)

NV Normalverteilung

Tabelle 5.1 Ergebnisse des numerischen Beispiels für starres Tragwerk

Beim letzten Fall (No. 5) wurde angenommen, daß es sich bei dem DIN-Wert $v_{b10} = 32,2$ m/s um den Mittelwert m_v handelt. Vergleicht man diesen mit dem Fall No. 3, so stellt man wie erwartet ein sprunghaftes Ansteigen der Überschreitenswahrscheinlichkeiten des DIN-Wertes fest. Es soll hier noch darauf hingewiesen werden, daß anhand der Ergebnisse (Fall No. 1 und Fall No.3) deutlich wird, daß die Streuung der Windgeschwindigkeit einen größeren Einfluß hat als die Streuung des Widerstandsbeiwertes, was nicht überrascht, da die Windgeschwindigkeit in Gl. (3.6) quadratisch eingeht.

5.2.2 In Windrichtung böenerregt schwingende Bauwerke

Als Beispiel diene hier ein Hochhaus, das bereits in /4/ auf Windlast bemessen wurde (s. Abb. 5.2).

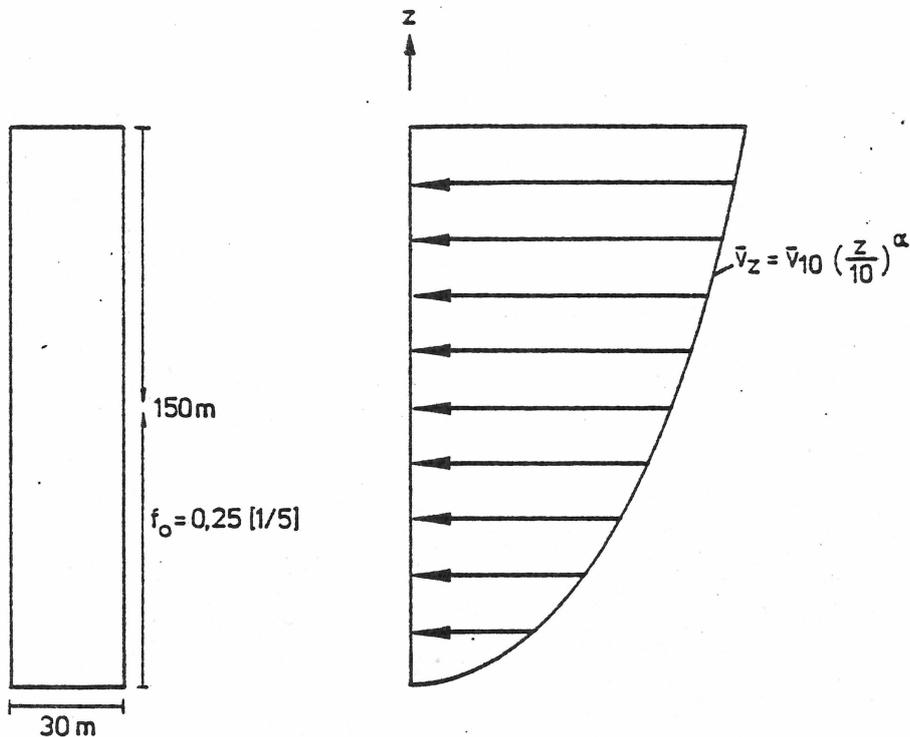


Abb. 5.2 Auf Windlast bemessenes Hochhaus

Vorerst wurde der Einfluß der Streuungen der einzelnen Parameter bestimmt. Dazu wurde aus den jeweils erhaltenen Ergebnissen für den Böereaktionsfaktor der Mittelwert und die Standardabweichung bestimmt. Diese Größen sind lediglich als ein Indikator für die Auswirkungen der einzelnen Parameterstreuungen gedacht. Es wurde in diesen Fällen keine Anpassung durchgeführt, da mit den Ergebnissen vorerst keine wahrscheinlichkeits-

theoretischen Aussagen gemacht werden sollten. Die Ergebnisse der Untersuchung sind in Tabelle 5.2 gelistet.

Größe	Variationskoeffizient	Verteilung	Ergebnisse	
			m_{BRF}	V_{BRF}
σ_v	0.2	NV	2.09	0.220
L	0.28	NV	2.09	0.066
\bar{v}_{10}	0.2	NV	2.09	0.060
c_w	0.15	LNV	2.08	0.000
K	0.2	NV	2.10	0.091
M	0.1	NV	2.08	0.042
δ	0.6	LNV	2.19	0.269
c_H	0.2	NV	2.09	0.061
c_v	0.2	NV	2.09	0.076
α	0.2	NV	2.08	0.021

Tabelle 5.2 Simulationsergebnisse einzelner Parameter (NV = Normalverteilung; LNV = Lognormalverteilung)

Man erkennt deutlich, daß die Streuung der Standardabweichung der Windgeschwindigkeit und die Streuung der Dämpfung einen entscheidenden Einfluß auf den Böreaktionsfaktor, bzw. dessen Variationskoeffizienten haben. Die Streuung der Größe σ_v hat diesen signifikanten Einfluß, da sie durch die Spektralmethode eine lineare Transformation erfährt. Auch der Einfluß der Dämpfung auf die Streuung des Böreaktionsfaktors ist bei einem relativ hohen Variationskoeffizienten von 0,6 nicht überraschend. Die Verschiebung des Mittelwertes des BRF ergibt sich aus der Übertragungsfunktion. Das Quadrat der Dämpfung steht dort als Teil einer Summe im Nenner. Daher ist die Transformation der Verteilung der Dämpfung nicht mittelwertstreu.

Sodann wurden die Eingangsparameter in drei Gruppen eingeteilt, um Aufschluß zu erhalten, ob innerhalb dieser Gruppen die Auswirkungen der Parameterstreuungen sich gegenseitig verstärken oder abschwächen.

Die Parameter wurden eingeteilt in

a) Größen des Davenport'schen Spektrums

$$\sigma_V, L, \bar{v}$$

b) Bauwerkseigenschaften

$$K, M, \delta$$

c) aerodynamische Parameter und Windprofilbeiwert

$$c_w, c_H, c_V, \alpha$$

Die Ergebnisse sind in Tabelle 5.3 festgehalten

	m_{BRF}	σ_{BRF}
a	2.10	0.243
b	2.20	0.342
c	2.10	0.099

Tabelle 5.3 Simulationsergebnisse mit Gruppeneinteilung

Man erkennt, daß die Gruppeneinteilung eine geringfügige Auswirkung auf die Streuungen des Böreaktionsfaktors hat. Die Gruppen a und b zeigen in der Tendenz ein ähnliches Ergebnis wie die Einzelergebnisse, die aus der Streuung der Standardabweichung der Windgeschwindigkeit bzw. der Streuung der Dämpfung erhalten wurden. Die Streuungen der Parameter der Gruppe c haben kaum Einfluß auf das Resultat.

Schließlich wurden alle Eingangsgrößen gleichzeitig als Zufallsvariable betrachtet (s. Tab. 5.4). Im Fall (a) wurden die in der DIN 1055/4 angegebenen, d.h. bestimmten Parameter als Mittelwerte ihrer jeweiligen Verteilung angenommen. Diese Rechnung wurde durchgeführt, um den Einfluß der Parameterstreuungen auf Mittelwert und Standardabweichung des Böreaktionsfaktors zu verdeutlichen. Im Fall (b) wurde von der in / 2 / empfohlenen

Parameter	Verteilungstyp	Fall (a)		Fall (b)	
		m	V	m	V
σ_V	NV	2.78	0.2	2.11	0.2
L	NV	1200	0.28	1200	0.28
\bar{v}_{10}	NV	25.3	0.2	19.04*	0.2
c_w	LNV	1.29	0.15	1.02*	0.15
K	NV	990	0.2	990	0.2
M	NV	399	0.1	399	0.1
δ	LNV	0.026	0.6	0.075*	0.6
c_H	NV	10.0	0.2	10.0	0.2
c_V	NV	8.0	0.2	8.0	0.2
α	NV	0.16	0.2	0.16	0.2
Ergebnisse	m_{BRF}	2.24		1.48	
	V_{BRF}	0.43		0.14	

Tabelle 5.4 Streuparameter der Eingangswerte für schwingungs-
erregte Tragwerke sowie resultierende BRF

(Die Größe m ist je nach Verteilung der Mittel- oder Modalwert. Bei den mit * gekennzeichneten Größen sind die in der DIN angegebenen Werte als 95 %- bzw. 5 %-Fraktilen aufgefaßt)

Vorgehensweise ausgegangen und zwar wurden dabei die die Belastung erhöhenden Parameter als 95 %-Fraktile und die die Belastung reduzierenden Größen als 5 %-Fraktile der jeweiligen Verteilung angenommen. Demzufolge wählt man für die mittlere Windgeschwindigkeit und den Widerstandsbeiwert den Mittelwert der Verteilung in der Art, daß der DIN-Wert bei vorgegebenem Variationskoeffizienten den 95 %-Fraktilen entspricht. Diese Werte spielen bei der Bestimmung des Böreaktionsfaktors zwar keine große Rolle (s. Tab. 5.2), sind jedoch für die Bestimmung der Größe des mittleren Momentes signifikant (s. Abschn. 5.2.1). Für die Dämpfung wurde der in DIN empfohlene Wert von $\delta = 0,03$ für Stahlkonstruktionen mit geschraubten Verbindungen als 5 %-Fraktile der Verteilung festgelegt. Der Wert der DIN 1055/4 für die Intensität ($I = \sigma_y / \bar{y}$) bzw. die Standardabweichung der

Windgeschwindigkeit wurde als Mittelwert angenommen, da die in /17/ dokumentierten Messungen der Intensität am Münchner Fernsehurm in der Höhe von 150 m zeigen, daß eine Intensität von 0,11 als Mittelwert der Verteilung aufzufassen ist.

Im Fall (a) ist bemerkenswert, daß sich der Mittelwert des Böreaktionsfaktors um ca. 10 % auf 2,24 erhöht. Ein Anpassungstest ergab in beiden Fällen als beste Anpassung für den Böreaktionsfaktor eine Lognormalverteilung, was bei Beachtung des Grenzwertsatzes für die Multiplikation von verteilten Größen nicht überrascht. Mit Kenntnis dieser Verteilung ist es nun möglich, dem mit deterministischen Eingangsgrößen bestimmten BRF nach DIN eine Überschreitenswahrscheinlichkeit zuzuordnen. Mit dem Mittelwert 1,48 und dem Variationskoeffizienten von 0,14 ergibt sich eine Überschreitenswahrscheinlichkeit zu

$$\begin{aligned} P[\text{BRF}_{\text{DIN}} \leq \text{BRF}] &= \\ &= 1 - \Phi \left(\frac{\ln(2,09/1,465)}{0,14} \right) = 6,5 \cdot 10^{-3} \end{aligned} \quad (5.4)$$

Die Größe 1,465 ist dabei der sich aus dem Mittelwert 1,48 und der Standardabweichung 0,14 ergebende Modalwert der Lognormalverteilung (s. Anhang).

Der BRF nach DIN 1055 Bl. 4 ist also die 99,35 %-Fraktile der mit Hilfe der Gl. (3.26) bestimmten Verteilung und entspricht damit dem in /2/ festgelegten Fraktilewert für veränderliche Lasteinwirkung von 99 %.

Es ist also festzuhalten, daß die statistischen Unsicherheiten bei der Festlegung der Dämpfung und der Standardabweichung der Windgeschwindigkeit den mit Abstand größten Einfluß auf die Streuungen des BRF nach dem Davenport'schen Konzept haben, und daß eine bessere Kenntnis dieser Größen einen günstigeren dynamischen Überhöhungsfaktor zulassen würde.

Bei der Ermittlung der Verteilung des Bemessungsmomentes nach Gl. (3.28) und (3.29) - wobei als Bemessungsmoment das Einspannmoment betrachtet wurde - ergab sich eine Überschreitenswahrscheinlichkeit des DIN-Wertes ($M_{\text{DIN}}^* = 752.2 \text{ MNm}$) von

$$P[M_{\text{DIN}}^* < M_B] = 1,69 \cdot 10^{-3} \quad (5.5)$$

* Mit M_{DIN}^* sind diejenigen Bemessungs- bzw. Belastungsgrößen bezeichnet, die sich bei Anwendung der DIN 1055/4 ergeben.

wobei die in der DIN angegebenen Werte wieder teilweise (s.o.) als Fraktilwerte ihrer Verteilungen angesetzt wurden. Erwähnenswert ist dabei, daß die statistischen Unsicherheiten im Rahmen der Bestimmung des BRF von den Unsicherheiten des mittleren Momentes (abhängig von \bar{v} , c_w , α) in ihrer Auswirkung auf das Bemessungsmoment übertroffen werden.

Abschließend seien hier nochmals die Parameter erwähnt, deren Streuung in ihrem Einfluß auf die Bestimmung des Bemessungsmomentes nicht zu vernachlässigen sind. Als erstes ist natürlich die mittlere Windgeschwindigkeit \bar{v} zu nennen, die quadratisch in die Windlastberechnung eingeht und daher als dominante Größe zu betrachten ist. Der nächste Parameter von Einfluß ist der Profilbeiwert α , der die Höhenabhängigkeit der mittleren Windgeschwindigkeit beschreibt und aus dieser Tatsache heraus von Bedeutung für die mittlere Belastung ist. Der Widerstandsbeiwert c_w und die Standardabweichung σ_v der Windgeschwindigkeit gehen jeweils linear in die Gleichung des Bemessungsmomentes ein. Von den Struktureigenschaften muß auf den Streueinfluß der Dämpfung besonders hingewiesen werden. Dieser Parameter beeinflusst die Größe bzw. die Streuung des BRF ganz entscheidend.

5.3 Reaktion quer zur Windrichtung

Der Einfluß der Streuungen einzelner Größen, mit denen die Reaktion quer zur Windrichtung beschrieben wird, wurde für zwei unterschiedliche Strukturen untersucht (s. Abb. 5.3).

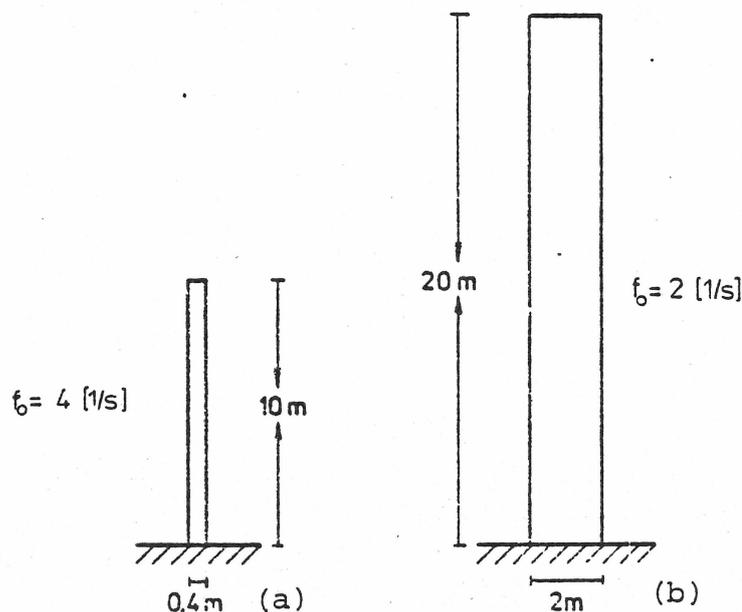


Abb. 5.3: Untersuchte turmartige Strukturen mit kreisförmigem Querschnitt

Die Struktur (a) ist ein Turm, der eine kritische Windgeschwindigkeit nach DIN 1055/4 von 8 m/s hat, wobei sich die Reynoldszahl im unterkritischen Bereich befindet. Im Gegensatz dazu liegt die Reynoldszahl der Struktur (b) bei einer kritischen Windgeschwindigkeit von 20 m/s im überkritischen Bereich. Die Bemessungslast für den Turm (b) wurde unter Berücksichtigung der stochastischen Eigenschaften der Eingangsgrößen sowohl mit dem in der DIN beschriebenen Verfahren als auch mit der Spektralmethode bestimmt (s. Abschn. 3.3).

In Tab. 5.4 sind die Simulationsergebnisse für den Turm (a) zusammengefaßt. Es wurde in diesem Fall davon ausgegangen, daß es sich bei dem Wert 0.03 für die Dämpfung um die 5 %-Fraktile der Verteilung der Dämpfung handelt. Der Mittel- bzw. Modalwert für den Seitentriebsbeiwert c_s im unterkritischen Bereich wurde aus Abb. 4.2 mit $m_{c_s} = 0.508$ ermittelt.

	c_s	S	K[kN/m]	M[kg]	δ	M_B [kNm]
Vert.						
Parameter	LNV	LNV	NV	NV	LNV	
1) m_x	0.508	0.2	30.319	0.048	0.025	9.436
v_x	-	-	-	-	0.6	0.59
2) m_x	0.499	0.2	30.319	0.48	0.029	7.019
v_x	0.196	-	-	-	-	0.196
3) m_x	0.508	0.199	30.319	0.048	0.029	7.215
v_x	-	0.1	-	-	-	0.202
4) m_x	0.508	0.2	30.319	0.048	0.029	7.052
v_x	-	-	0.2	0.1	-	0.231
5) m_x	0.499	0.199	30.319	0.048	0.025	9.875
v_x	0.196	0.1	0.2	0.1	0.6	0.715

Tabelle 5.4: Simulationsergebnisse für Struktur (a)

Aus den gleichen Gründen wie beim Beispiel in Abschn. 5.2.2 wurde hier nur im Fall 5 eine Anpassung durchgeführt, welche zur Annahme einer Lognormalverteilung für das Bemessungsmoment führt. Die Bemessung nach DIN 1055/4 ergibt ein Moment von $M_{DIN} = 28,0$ kNm. Berechnet man die Struktur (a) deterministisch und zwar mit den oben angegebenen Mittelwerten, so erhält man das Moment zu $M_B = 7,01$ kNm. Die Zeile 1 in Tabelle 5.4 verdeutlicht, daß auch bei dieser Berechnungsmethode die statistische Unsicherheit bei der Angabe der Dämpfung das Ergebnis ganz wesentlich beeinflusst. Der Mittelwert erhöht sich um 35 %, und der Variationskoeffizient der Dämpfung schlägt sich fast unverändert auf die Streuung des Bemessungsmomentes nieder. Auffallend in Tab. 5.4 ist noch Zeile 3, bei der klar wird, daß sich die stochastischen Eigenschaften der Strouhalzahl überproportional auf das Ergebnis (Bemessungsmoment) niederschlagen. Diese Tatsache erklärt sich aus Gl. (3.25)

$$v_{kr} = \frac{f_o D}{S} \quad (3.25)$$

in der die Strouhalzahl im Nenner steht und so die kritische Windgeschwindigkeit bestimmt, die später zur Ermittlung des Winddruckes noch quadriert wird. Mit dem Ergebnis der Zeile 5 ($m_{M_B} = 9,875$ kNm und $V_{M_B} = 0,715$) und der Lognormalverteilung als angepaßter Verteilung kann nun dem DIN-Wert von $M_{DIN} = 28$ kNm eine bestimmte Unterschreitenswahrscheinlichkeit zugeordnet werden:

$$\begin{aligned} P[M_{DIN} \geq M_B] &= \Phi \left[\frac{\ln(28/8.03)}{0.643} \right] = \Phi[1.942] \quad (5.6) \\ &= 0.974 \end{aligned}$$

Mit den hier gemachten Annahmen bzw. den stochastischen Eigenschaften der Eingangsgrößen deckt also dies Bemessungsmoment nach DIN 1055/4 97,4 % aller möglichen Fälle ab.

Die Ergebnisse für die Struktur (b), die mit dem gleichen Verfahren ermittelt wurden, sollen hier nur kurz angesprochen werden, da sie prinzipiell von der gleichen Art sind wie die der Struktur (a). Es gelten sinngemäß bezüglich des Seitentrieb-

beiwertes c_S und der Dämpfung die oben für das Tragwerk (a) gemachten Aussagen. In Tab. 5.5 ist das Ergebnis für den Fall aufgezeigt, daß alle Eingangsparameter als Zufallsvariablen aufgefaßt werden:

Parameter	c_S	S	K[kN/m]	M[kg]	δ	M_B [kNm]
Vert.typ	LNV	LNV	NV	NV	LNV	
m_X	0.092	0.179	50.059	0.317	0.025	466,0
v_X	0.46	0.5	0.2	0.1	0.6	1,85

Tabelle 5.5: Simulationsergebnis für Struktur (b)

Betrachtet man die Mittelwerte als deterministische Größen, so ergibt die Berechnung ein Bemessungsmoment von $M_B = 174,14$ kNm. Man erkennt, daß sich durch die großen Variationskoeffizienten des Seitentriebbeiwerts, der Strouhalzahl und der Dämpfung eine sehr hohe Mittelwertsverschiebung ergibt und die Realisationen des Bemessungsmomentes sehr stark streuen, was der Variationskoeffizient von 1,85 anzeigt. Wiederum erbrachte der Anpassungstest die Lognormalverteilung als beste Anpassung. Mit diesen Werten errechnet sich die Nichtüberschreitenswahrscheinlichkeit des DIN-Wertes von $M_{DIN} = 1000$ kNm zu

$$\begin{aligned}
 P[M_{DIN} \geq M_B] &= \Phi \left[\frac{\ln(1000/221.7)}{1,219} \right] = \Phi[1.235] & (5.7) \\
 &= 0,889
 \end{aligned}$$

Dieses Rechenbeispiel verdeutlicht, daß die Bemessung nach DIN 1055/4 im über- bzw. transkritischen Reynoldszahlbereich nicht den physikalischen Hintergrund erfaßt und die aufgrund dieser Tatsache großen Variationskoeffizienten eine sinnvolle wahrscheinlichkeitstheoretische Untersuchung sehr erschweren.

Die Erweiterung der Spektralmethode für Querschwingungen im über- bzw. transkritischen Bereich auf stochastische Eingangs-

größen führte jedoch zu anderen Ergebnissen. Es wurde aber schon im Abschn. 3.3 begründet, daß die Ergebnisse dieser beiden Methoden kaum vergleichbar sind. Die Resultate (s. Tab. 5.6) entsprechen den in Abschn. 5.2.2 beschriebenen Auswertungen. Auch hier zeigt sich, daß die Standardabweichung des Seitentriebbeiwertes (Zeile 1) - die als Skalierungsfaktor eingeht - und die Dämpfung (Zeile 6) den größten Einfluß auf die Standardabweichung bzw. den Mittelwert des Reaktionsmomentes haben.

Parameter	Vert.	σ_{c_s}	K_1	K[kN/m] M[kg]		δ	M_B [kNm]
		NV	NV	NV	NV	LNV	
1) m_{V_X}		0.14	2.48	50.059	0.317	0.029	116.1
		0.2	-	-	-	-	0.200
2) m_{V_X}		0.14	2.48	50.059	0.317	0.029	116.6
		-	0.2	-	-	-	0.053
3) m_{V_X}		0.14	2.48	50.059	0.317	0.029	116.6
		-	-	0.2	-	-	0.029
4) m_{V_X}		0.14	2.48	50.059	0.317	0.029	116.3
		-	-	-	0.1	-	0.015
5) m_{V_X}		0.14	2.48	50.059	0.317	0.025	129.5
		-	-	-	-	0.6	0.270
6) m_{V_X}		0.14	2.48	50.059	0.317	0.025	129.8
		0.2	0.2	0.2	0.1	0.6	0.336

Tabelle 5.6: Ergebnis für Struktur (b) mit Hilfe der Spektralmethode

Für die Realisationen des Bemessungsmomentes der Zeile 6 erbrachte die Lognormalverteilung die besten Anpassungsergebnisse. Dem DIN-Wert von $M_{DIN} = 1000$ kNm läßt sich damit folgende Überschreitenswahrscheinlichkeit zuordnen

$$\begin{aligned}
 P[M_{DIN} < M_B] &= \Phi \left[\frac{\ln(1000/123.05)}{0.327} \right] \cdot g = \Phi[6.411] \cdot 10^{-4} \\
 &= 1 \cdot 10^{-14}
 \end{aligned}
 \tag{5.8}$$

wobei der Wert 10^{-4} durch den Faktor g (s. Gl. 3.29) bestimmt ist, durch den bei der Spektralmethode ein gewünschtes Sicherheitsniveau beschrieben wird (s. Abschn. 3.2). Das Ergebnis (Gl. (5.8)) verdeutlicht noch einmal die Tatsache, daß die beiden erwähnten Methoden zu nicht vergleichbaren Bemessungsgrößen führen.

Abschließend soll hier noch einmal auf die große Bedeutung der Dämpfung bzw. der Unsicherheit ihrer Vorherbestimmung hingewiesen werden. Es hat sich in allen vorgestellten Beispielen gezeigt, daß ihr in dynamischen Problemen eine entscheidende Rolle bei der Bestimmung der maximalen Reaktion einer Struktur zukommt und daher eine bessere, d.h. genauere, mathematische Beschreibung bzw. Vorhersage wünschenswert wäre als bisher üblich.

6. ZUVERLÄSSIGKEITSBEURTEILUNG FÜR DIE BEMESSUNG IN WINDRICHTUNG

In diesem Abschnitt soll beispielhaft die Zuverlässigkeitsbeurteilung für das in Abschn. 5.2.2 aufgeführte Beispiel für die Belastung in Windrichtung - anhand des Konzeptes, das in Abschnitt 2 vorgestellt wurde - durchgeführt werden. Als Verteilung der maximalen jährlichen Windgeschwindigkeiten wurde die Gumbel-Verteilung gewählt, deren Parameter $u = 19$ m/s und $\alpha = 0.62$ aus dem Entwurf der DIN 1055/4 entnommen wurden. Die Belastbarkeit des Systems wurde so gewählt, daß dies Bemessungsmoment $M_{DIN} = 752.2$ kNm der 5 % Fraktile der Verteilung der Beanspruchbarkeit entsprach, wobei die Verteilung der Beanspruchbarkeit als Lognormalverteilung mit einem Variationskoeffizienten von 0.2 angenommen wurde. Damit ergibt sich ein Medianwert der Beanspruchbarkeit von $\tilde{m}_R = 1045,2$ kNm. Das Faltungsintegral (Gl. 2.4) läßt sich nun in einfacher Weise für eine bestimmte Windgeschwindigkeit auswerten, da die Belastung auch als lognormal ermittelt worden war (s. Abschn. 5.2.1). Unter der Bedingung, daß die Windgeschwindigkeit v_i eintritt, ergibt sich die Versagenswahrscheinlichkeit zu

$$P_{f_i} | v_i = \Phi \left[\frac{\ln(\tilde{m}_R / \tilde{m}_S | v_i)}{\sigma_{\ln Z} | v_i} \right] \quad (6.1)$$

mit $\sigma_{\ln Z} | v_i = \sqrt{\sigma_{\ln R}^2 + \sigma_{\ln S}^2 | v_i}$ (6.2)

Die Integration über alle Windgeschwindigkeiten (Gl. 2.9) wurde numerisch durchgeführt, d.h. von jeder Stützstelle der Integration wurde die Gl. (6.1) ausgewertet und als Faktor berücksichtigt. Bei der Auswertung von Gl. (6.1) wurden die in Abschnitt 5.2.2 dokumentierten Annahmen bezüglich der Fraktilwerte einzelner Parameter beibehalten. Allerdings wurde die Windgeschwindigkeit selbst als jeweils deterministische Größe betrachtet, da sonst eine weitere Integration über die jeweilige Windgeschwindigkeit v_i als Zufallsvariable hätte durchgeführt werden müssen, was zu einer zusätzlichen Komplizierung geführt hätte. Die Auswertung der Gleichung (2.9) ergab eine jährliche Versagenswahrscheinlichkeit von

$$F_1(t) = 3.1683 \cdot 10^{-4} \cdot 4.84 \cdot 10^{-4} = 1.53 \cdot 10^{-7} \quad (6.3)$$

wobei der Faktor $4.84 \cdot 10^{-4}$ wiederum bedingt ist durch die Größe $g = 3.3$ des Davenport'schen Konzeptes (s. Abschn. 3.2) ($\Phi(3.3) = 4.84 \cdot 10^{-4}$). Mit Kenntnis dieser jährlichen Versagenswahrscheinlichkeit kann nun die Zuverlässigkeit für eine projektierte Nutzungsdauer angegeben werden. Nimmt man z.B. als Nutzungsdauer 50 Jahre an, so führt die Auswertung von Gl. (2.11) zu einer Zuverlässigkeit von

$$L_{50}(t) = (1 - 1.53 \cdot 10^{-7})^{50} = 0.9^{523} \quad (6.4)$$

und einer Versagenswahrscheinlichkeit von

$$F_{50}(t) = 1 - L_{50}(t) = 7.65 \cdot 10^{-6} \quad (6.5)$$

Diese Ergebnisse (Gln. (6.4) u. (6.5)) verdeutlichen, daß die Bemessung von böenerregten in Windrichtung dynamisch beanspruchten Bauwerken unter den hier getroffenen realistischen Annahmen eine als ausreichend zu betrachtende Zuverlässigkeit aufweist.

Ein interessanter Aspekt bei der Durchführung der numerischen Integration (Gl. (2.9)) ist der, daß der Wert des Integranden an der Stelle der Bemessungswindgeschwindigkeit $v = 25,3$ m/s sich zu

$$f_V(25,3) \int_0^{\infty} F_R(s) ds = 1.904 \cdot 10^{-5} \quad (6.6)$$

ergibt und damit fast dem maximalen Wert

$$f_V(29,3) \int_0^{\infty} F_R(s) ds = 3.741 \cdot 10^{-5} \quad (6.7)$$

entspricht, d.h. mit der Bemessungswindgeschwindigkeit $v = 25,3$ m/s wird in der DIN 1055/4 ungefähr die Windgeschwindigkeit angegeben, die den höchsten Beitrag zur jährlichen Versagenswahrscheinlichkeit der Struktur erbringt.

7. SCHLUSSFOLGERUNGEN

Zur Beschreibung der Windlast im Rahmen eines probabilistischen Sicherheitskonzeptes wurden die Streuungen der die Windlast bestimmenden Parameter anhand einer Literaturübersicht ermittelt. An den durchgerechneten Beispielen konnte anhand einer Sensitivitätsanalyse der Einfluß der Streuungen der einzelnen Parameter aufgezeigt werden. Die Untersuchung wurde für starre, d.h. nicht schwingungsanfällige sowie schwingungsanfällige Bauwerke - in Windrichtung und quer zur Windrichtung - durchgeführt. Es stellte sich heraus, daß für die statische Windlast einer Struktur die möglichst realistische Angabe einer Bemessungswindgeschwindigkeit von größter Bedeutung ist. Die Größe des dynamischen Überhöhungsfaktors für in Windrichtung angefachte Schwingungen von Bauwerken wird hauptsächlich durch die angesetzte Dämpfung bestimmt. Die große Unsicherheit in der Angabe des Dämpfungswertes ist die primäre Ursache der Streuung des Böreaktionsfaktors. Diese Aussage gilt auch für die Bemessung einer quer zur Windrichtung schwingenden Struktur. Auch hier war die Streuung der Dämpfung der bestimmende Parameter.

Eine größere Konfidenz in die Angabe von Bemessungswindgeschwindigkeit und Dämpfung würde eine deutliche Verminderung der Bemessungswindlast ermöglichen.

In Abschnitt 6 konnte gezeigt werden, daß mit den getroffenen Annahmen die Bemessung einer in Windrichtung schwingungsanfälligen Struktur gegen Windbeanspruchung nach dem Entwurf der DIN 1055/4, Stand Nov. 1980, zu durchaus vertretbaren Versagenswahrscheinlichkeiten führt.

LITERATUR

- [1] SCHUELLER, G.I.: Einführung in die Sicherheit und Zuverlässigkeit von Tragwerken, W. Ernst u. Sohn-Verlag, Berlin, 1981
- [2] NABAU-Ausschuß: Grundlagen zur Festlegung von Sicherheitsanforderungen für bauliche Anlagen, Entwurf Juli 1980
- [3] GRIMMELT, M.J. u. G.I. SCHUELLER: Benchmark Study on Methods to Determine Collapse Failure Probabilities of Redundant Structures, Berichte zur Zuverlässigkeitstheorie der Bauwerke, Heft 51, Tech. Univ. München, 1981
- [4] DAVENPORT, A.G.: Gust Loading Factors, Proc. ASCE, J. Struct. Div., Vol. 93, No. ST3, June 1967
- [5] DAVENPORT, A.G.: The Response of Slender, Line-like Structures to Gusty Wind, Proc. Inst. Civ. Eng., Vol. 23, 1961/62
- [6] DAVENPORT, A.G.: The Relationship of Wind Structure to Wind Loading, Proc. of the Symp.: Wind Effects on Buildings and Structures, Teddington, Middlesex, 1963
- [7] DAVENPORT, A.G.: The Buffeting of Structures by Gusts, Proc. of the Symp.: Wind Ef. on Build. and Struc., Teddington, Middlesex, 1963
- [8] PETERSEN, C.: Aerodynamische und seismische Einflüsse auf die Schwingungen insbesondere schlanker Bauwerke, Fortschrittsberichte der VDI-Reihe 11, No. 11, 1972
- [9] LIN, Y.K.: Probabilistic Theory of Structural Dynamics, McGraw-Hill, 1967
- [10] MELZER, H.J. u. SCHUELLER, G.I.: Realistische Wahrscheinlichkeitsverteilungen bei wind- und erdbebenerregten Schwingungen von Bauwerken, VDI-Bericht Nr. 419, S. 179-191, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1981
- [11] SCHERER, R.J. u. SCHUELLER, G.I.: Die Genauigkeit und Leistungsfähigkeit der Spektralmethode, LKI-Berichte, Heft 60, Techn. Univ. München, 1981, S. 44

- [12] DAVENPORT, A.G.: The Spectrum of Horizontal Gustiness Near The Ground In High Winds, Quart. Journal of the Royal Met. Soc., Vol. 87, 1961
- [13] RUSCHEWEYH, H.: Dynamische Windwirkungen an Ingenieurbauwerken, Vorlesung, TH Aachen, unveröffentlicht
- [14] FRIMBERGER, R. u. SCHUELLER, G.I. (Hrsg.): Bauwerke unter aerodynamischer Belastung - Diskussion neuerer Erkenntnisse im Hinblick auf die Neufassung der DIN1055/Blatt 4, Beiträge zur Anwendung der Aeroelastik im Bauwesen (BAAB), Heft 13, Techn. Universität München, Mai 1979, S. 157
- [15] FUNG, Y.C.: Fluctuating Lift and Drag Acting on a Cylinder in a Flow at Supercritical Reynolds-Number, Journ. of the Aerospace Sciences, 27, 1960
- [16] NAKAGAWA, K.: An Experimental Study of Aerodynamic Devices for Reducing Wind-Induced Oscillatory Tendencies of Stacks, Proc. Wind Effects on Buildings and Structures, Int. Res. Seminar, Her Maj's Stationary Office, London, England, 1965
- [17] PANGGABEAN, H.: Schwingungsverhalten von turmartigen Tragwerken unter aerodynamischer Belastung, Beiträge zur Anwendung der Aeroelastik im Bauwesen, Heft 10, München, 1978
- [18] SIMIU, E. u. SCANLAN, R.H.: Wind Effects On Structures, An Introduction to Wind Engineering, Wiley & Sons, New York, 1978
- [19] MELBOURNE, W.H.: Cross-Wind Response of Structures to Wind Action, 4th Int. Conf. of Wind Effects on Buildings and Structures, London, 1975
- [20] SCHUELLER, G.I. u. PANGGABEAN, H.: Ermittlung der Bemessungsgeschwindigkeit unter Zugrundelegung eines Zuverlässigkeitskonzeptes, Beiträge zur Anwendung der Aeroelastik im Bauwesen, Heft 2, München, März 1975
- [21] MAYNE, J.R.: The Estimation of Extreme Winds, BRE-Reprint R3/79 from Journ. of Industrial Aerodynamics, 5, 1979
- [22] SHELLAND, H.C.: The Estimation of Design Wind Speeds, Proc. of the Symp.: Wind Effects on Buildings and Structures, Teddington, Middlesex, 1963
- [23] VICKERY, B.J.: Load Fluctuations in Turbulent Flow, Proc. ASCE, Vol. 94, No. EM1, Feb., 1968
- [24] Wind Forces on Structures, Transactions of ASCE, Vol. 126, 1961

- [25] ROSEMEIER, G.: Winddruckprobleme bei Bauwerken, Springer-Verlag, Berlin, 1976
- [26] Entwurf DIN1055, Teil 4, Stand: Nov. 1980
- [27] DAVENPORT, A.G.: The Application of Statistical Concepts to the Wind Loadings of Structures, Proc. Inst. Civ. Eng., Vol. 19, 1960/61
- [28] DIN 1055, Ausgabe Juli 1978
- [29] GERHARDT, H.J., KRAMER, C., GOWDA, B.H.L., JANSEN, H.: Untersuchungen zur Windbelastung schlanker, prismatischer Körper, Beitr. z. 3. Berichtskoll. des Schwerpunktprogr. der DFG; Bauwerke unter aerodynamischer Belastung, Univ. Karlsruhe, 1978
- [30] SCRUTON, C. u. ROGERS, E.W.E.: Steady and Unsteady Wind Loading of Buildings and Structures, Phil. Transactions Roy. Soc. London, A. 269, 1970/71
- [31] ROJIANI, K.B.: Evaluation of Reliability of Steel Buildings to Wind Loadings, Ph. D. Thesis, University of Illinois at Urbana-Champaign, USA, 1978
- [32] DAVENPORT, A.G.: Rational for Determining Design Wind Velocities, Proc. ASCE, Journ. of Struct. Div., Vol. 86, May 1960
- [33] TACKE, U., SCHNEIDER, F.X., SCHNEIDER, H.: Vergleich der Ergebnisse der Wind- und Betonspannungsmessungen von den Fernsehtürmen München, Brotjacklriegel, Hornisgrinde, Schriftl. Vorbericht für DFG-Kolloquium
- [34] VICKERY, B.J., KAO, K.H.: Drag or Along Wind Response of Slender Structures, Proc. ASCE, J.Str. Div., Vol 98, Jan. 1972
- [35] RUSCHEWEYH, H.: Schwingungen von Bauwerken im Wind, VDI-Sem.: Regeln zur Erfassung der Windwirkungen auf Bauwerke, Ratingen, Nov. 1980
- [36] RUSCHEWEYH, H.: Beitrag zur Windbelastung hoher kreiszylinder-ähnlicher schlanker Bauwerke im natürlichen Wind bei Reynolds-zahlen bis $Re = 1.4 \times 10^7$, Diss. TH Aachen, Juni 1974

- [37] KNAPPE, O.W., SCHUELLER, G.I. u. WITTMANN, F.H.: On the Probability of Failure of a Reinforced Concrete Beam, Proc., 2nd Int.Conf. on Appl. Stat. Prob. in Soil Struct. Engr., ICASP, Aachen, Germany, pp. 153-170, Sept., 1975
- [38] ELLINGWOOD, B.R., ANG, A.H.-S.: Risk Based Evaluation of Design Criteria, Proc. ASCE, Vol. 100, No. ST9, Sept. 1974
- [39] HART, G.C.: VASUDEVAN: Earthquake Design of Buildings: Damping, Proc. ASCE, Vol. 101, No. ST1, Jan. 1975

ANHANG

Beschreibung der im Text verwendeten Wahrscheinlichkeitsverteilungen*

1. Normal- oder Gauß'sche Verteilung (NV)

$$f(x) = \frac{1}{\sigma_x \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{x - m_x}{\sigma_x} \right)^2 \right] \quad -\infty < x < \infty$$

m_x Mittelwert; σ_x Standardabweichung

2. Lognormalverteilung (LNV)

Wenn $x = \ln y$ ist, d.h. wenn $\ln y$ normalverteilt ist, dann ist

$$f(y) = \frac{1}{y \sqrt{2\pi} \sigma_{\ln y}} \exp \left\{ -\frac{1}{2} \left[\frac{1}{\sigma_{\ln y}} \ln \left(\frac{y}{\tilde{m}_y} \right) \right]^2 \right\} \quad y > 0$$

$$\tilde{m}_y = m_y \exp \left(-\frac{1}{2} \sigma_{\ln y}^2 \right) = \text{Medianwert}$$

$$\sigma_{\ln y}^2 = \ln (V_y^2 + 1) \quad V_y \dots \text{Variationskoeffizient}$$

3. Extremwertverteilung Typ Gumbel (EX-I)

$$f(y) = \alpha \exp \left[-\alpha(y-u) - e^{-\alpha(y-u)} \right] \quad -\infty < y < \infty$$

$$m_y = u + \frac{\gamma}{\alpha}, \quad \sigma_y = \frac{\pi}{\sqrt{6}\alpha}$$

u Modalwert; α Form- bzw. Streuparameter

γ Eulerkonstante ($\gamma = 0,5772156$)

* Eine ausführlichere Dokumentation über diese und andere Verteilungen und ihre Anwendbarkeit ist in /1/ gegeben.