

Vergleich der zwei Berechnungsverfahren für Querschwingungen im Eurocode EN 1991-1-4

Prof. Dr.-Ing. H. Ruscheweyh
Ruscheweyh Consult GmbH
Aachen

1. Einleitung

Über die Querschwingungsberechnung ist in der Fachliteratur in der Vergangenheit viel geschrieben worden. Für die praktische Anwendbarkeit limitieren sich allerdings diese Veröffentlichungen. Ausgehend von Vorschlägen von Vickery [1], Scruton [2], Langer [3] und Petersen [4] hat sich mit der Verfeinerung dieser Verfahren durch Ruscheweyh [5, 15, 19] ein praxisnahes Berechnungsverfahren ergeben, das seit mehr als 20 Jahren erfolgreich angewendet wird und Eingang in die Normung gefunden hat [6, 7, 8]. Daneben gibt es das Verfahren von Vickery/Basu [10] mit numerischer Auswertung von Daly [11], das in stark vereinfachter Form durch van Koten [12] für den CICIND Model Code [13] vorgeschlagen und dort aufgenommen wurde. Weiterhin wurde ein ähnliches Berechnungsmodell als „Verfahren 2“ in den Eurocode DIN EN 1991-1-4 [8] eingefügt. Somit stehen im Eurocode zwei Berechnungsverfahren zur Verfügung, die alternativ verwendet werden können. Leider differieren die Ergebnisse derart stark, dass sich der Anwender fragen muss, warum diese Verfahren nicht aufeinander abgestimmt wurden. Im Folgenden sollen diese beiden Verfahren gegenübergestellt und kritisch beurteilt werden.

2. Verfahren 1

Das Verfahren 1 im Eurocode wurde in zahlreichen Veröffentlichungen vorgestellt und deren Hintergründe erläutert. Beispiele sind in [14] bis [19] zu finden. Die Herleitung des Verfahrens soll daher hier nicht wiederholt werden. Es ergibt sich die Berechnungsgleichung (1) für die maximale Wirbelresonanzamplitude $y_{F,\max}$

$$\frac{y_{F,\max}}{b} = \frac{1}{St^2} \cdot \frac{1}{Sc} \cdot K \cdot K_w \cdot c_{lat} \quad (1)$$

wie sie in der DIN EN 1991-1-4 [8] enthalten ist. Während die Scrutonzahl Sc und der Beiwert der Schwingungsform K mechanische Größen sind und durch die Struktur bestimmt werden, sind die Strouhalzahl St , der Wirklängenfaktor K_W und der Erregerkraftbeiwert c_{lat} Größen, die von der Strömung abhängen. Der Wirklängenfaktor K_W erfasst die Synchronisation der Wirbelablösung mit der Schwingbewegung. Der Wert steigt mit größer werdender Schwingamplitude an und führt die anfängliche Fremderregung in eine Pseudo-Selbsterregung über. Während die Strouhalzahl St in vielen Fällen weitgehend konstant ist, hängt der Erregerkraftbeiwert c_{lat} von verschiedenen Einflussgrößen ab, was bei Kreiszyindern durch die Reynoldszahl-Abhängigkeit sehr deutlich zu Tage tritt. Die Größen St und c_{lat} müssen experimentell bestimmt werden.

Das Verfahren hat den Vorteil, dass es auf einer leicht nachvollziehbaren aerodynamischen Erregerkraft beruht und auf alle Strukturen und auch für höhere Schwingungsformen anwendbar ist. Somit können die wirbelerregten Schwingungen für Schornsteine, Türme, Masten, Anzeigetafeln, Antennen, Brücken, Seile, Brückenhänger, Fachwerkstäbe, Anzeigetafeln, chemische Kolonnen, sogar schlanke Hochhäuser und andere schwingungsanfällige Bauwerke und Bauteile bestimmt und damit eine Aussage über die Dauerhaltbarkeit gemacht werden.

Das Bild 1 zeigt Anwendungsbeispiele zur Berechnung der wirbelerregten Schwingung nach Verfahren 1. Die aerodynamische Erregerkraft ist immer am Ort der größten Verformung der Schwingungsform anzusetzen.

Die häufigste Anwendung zur wirbelerregten Schwingung findet man bei Schornsteinen und schlanken Türmen. Das Bild 2a zeigt eine Gegenüberstellung von berechneten und gemessenen wirbelerregten Schwingamplituden an der Spitze von Stahlschornsteinen. Die Amplituden sind in Abhängigkeit von der Scrutonzahl dargestellt und man erkennt eine gute Übereinstimmung. In der Regel sind die gerechneten Amplituden etwas größer als die gemessenen Werte, sodass die Rechenmethode offenbar auf der sicheren Seite liegt. Im Bild 2b ist ein Beispiel für einen Brückenhänger wiedergegeben [9]. Auch hier zeigt sich eine gute Übereinstimmung zwischen Berechnung und Messung.

Im Bild 2a ist weiterhin eine Messkurve eingetragen, die 1963 von B.J. Vickery/R.D. Watkins erstellt wurde [1]. Auch hier ist eine gute Übereinstimmung sowohl mit den Rechenwerten nach Verfahren 1 als auch mit den Messwerten festzustellen, die im Modellversuch nach Ruscheweyh und durch Originalmessungen gewonnen worden sind. Es sei angemerkt, dass die Schwingamplituden mit kleiner werdender Scrutonzahl stetig zunehmen und keine Begrenzung anzeigen. Darauf wird bei der Diskussion der Methode 2 noch näher eingegangen.

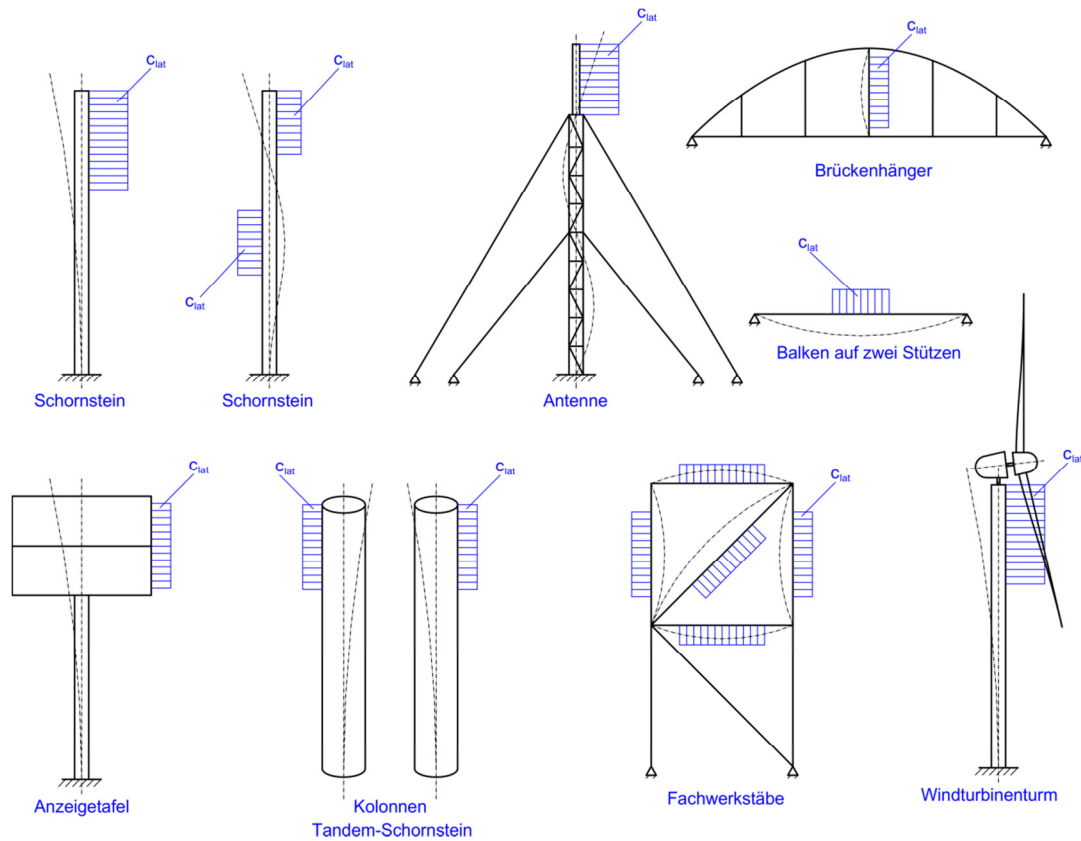


Bild 1: Anwendungsbeispiele zur wirbelerregten Schwingung nach Verfahren 1

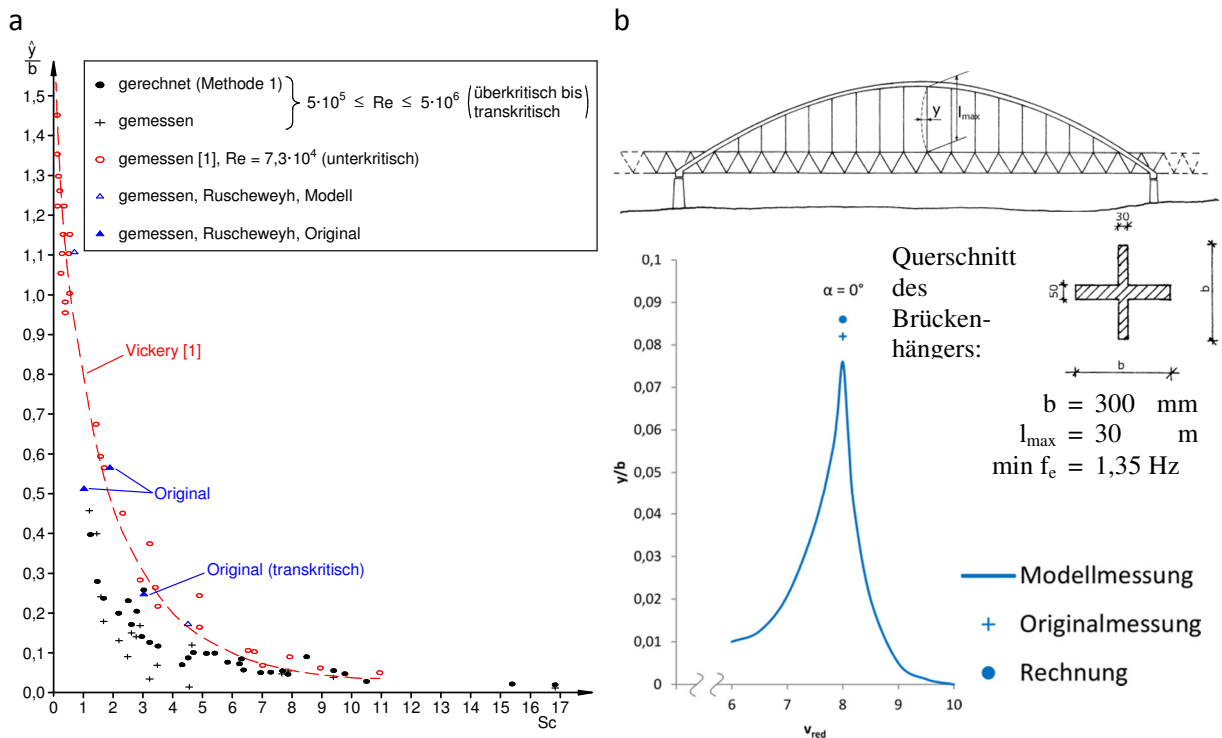


Bild 2: a: Nach Verfahren 1 gerechnete und gemessene wirbelerregte Schwingamplitude y_0/b in Abhängigkeit von der Scrutonzahl Sc und Modellversuchsergebnisse nach Vickery/Watkins [1]

b: Gerechnete und am Originalbrückenhänger gemessene Querschwingungsamplitude [9]

3. Verfahren 2

Das Verfahren 2 fußt auf den Arbeiten von B.J.Vickery/R.Basu [10]. Es geht von einer stochastischen Betrachtung der Wirbelerregung aus und ist dem Charakter nach auf Beton-schornsteine zugeschnitten. Die aerodynamische Erregerkraft wird in Form einer aerodynamischen Dämpfung eingeführt und geht auf einen Ansatz von C. Scruton zurück. Er hatte die Hoffnung, mit diesem Ansatz eine einfache Berechnungsformel entwickeln zu können, die auf einer konstanten aerodynamischen Dämpfung beruhen würde. Leider haben die Versuche gezeigt, dass diese aerodynamische Größe nicht konstant ist und von vielen Parametern abhängt, insbesondere von der Schwingamplitude. Eine einfache Lösung war somit nicht in Aussicht. In einem persönlichen Gespräch mit dem Autor hat C. Scruton bekannt, dass er diesen Ansatz nicht weiter verfolgen wolle. Er löste die Frage nach der Wirbelresonanzschwingung mit Hilfe graphischer Darstellungen von aerodynamischer Dämpfung und Strukturdämpfung.

Trotzdem wurde der Ansatz mit der aerodynamischen Dämpfung von einigen Autoren aufgegriffen, um eine Berechnungsgleichung abzuleiten. Die Gleichung von Vickery wurde von A. F. Daly [11] für eine Analyse der aerodynamischen Kennwerte verwendet. Die Ausgangsgleichung lautet:

$$\frac{y}{d} = \frac{\frac{gC_L \psi(h)}{8\pi^2 St^2} \cdot \frac{\rho d^2}{m_o} \cdot \left[\frac{\sqrt{\pi} l}{2(\lambda + 2)} \right]^{\frac{1}{2}} \cdot \Phi(B, k)}{\left[\frac{1}{h} \int_0^h \psi^2(z) dz \right]^{\frac{1}{2}} [\beta_s - \beta_a]^{\frac{1}{2}}} \quad (2)$$

Ohne auf die einzelnen Größen einzugehen, ist der Ausdruck $[\beta_s - \beta_a]^{\frac{1}{2}}$ von besonderer Bedeutung. Er ist die Wurzel aus der Differenz der Strukturdämpfung β_s und der aerodynamischen Dämpfung β_a . Hier sieht man sofort die Problematik: Ist der Wert β_a größer als β_s , gibt es keine Lösung.

Die aerodynamische Dämpfung ist bei Daly wie folgt definiert:

$$\beta_a = \frac{\rho d^2}{m_o} K_a \quad (3)$$

Mit

$$K_a = K_{a_0} \left[1 - \left(\frac{y}{y_L} \right)^2 \right] \quad (4)$$

K_{a0} = negative aerodynamischer Dämpfungsparameter

y = Standardabweichung der Schwingamplitude an der Kaminspitze

y_L = Begrenzende Amplitude der Schwingung (limiting amplitude, rms)

Die Gleichung (4) soll die sehr komplizierten Verläufe der aerodynamischen Dämpfung darstellen. Das Bild 3 zeigt aus der Arbeit von L.R. Wooton [20] ein Beispiel des Verlaufs der aerodynamischen Dämpfung über der normierten Schwingamplitude $\eta = y/b$. Die Dämpfung nimmt mit zunehmender Reynoldszahl ab, bei $Re = 1,39 \cdot 10^6$ verändert sich sogar der Typ des Verlaufs der Kurve. In dieses Bild ist der Kurvenverlauf nach Gleichung (4) für die Reynoldszahl $Re = 5 \cdot 10^5$ eingetragen. Die Umrechnung auf die im Bild 3 verwendeten Größen wurde mit den Gleichungen (5) durchgeführt:

$$\frac{2m\delta_a}{\rho b^2} = 4 \cdot \pi \cdot K_{a0} \left[1 - \left(\frac{y}{y_L} \right)^2 \right]; \quad \frac{y}{y_L} = \frac{\eta}{a_L} = 2,5 \cdot \eta \quad (5)$$

Mit $K_{a0} = 0,5$ und $a_L = 0,4$ (nach DIN EN 1991-1-4, Verfahren 2)

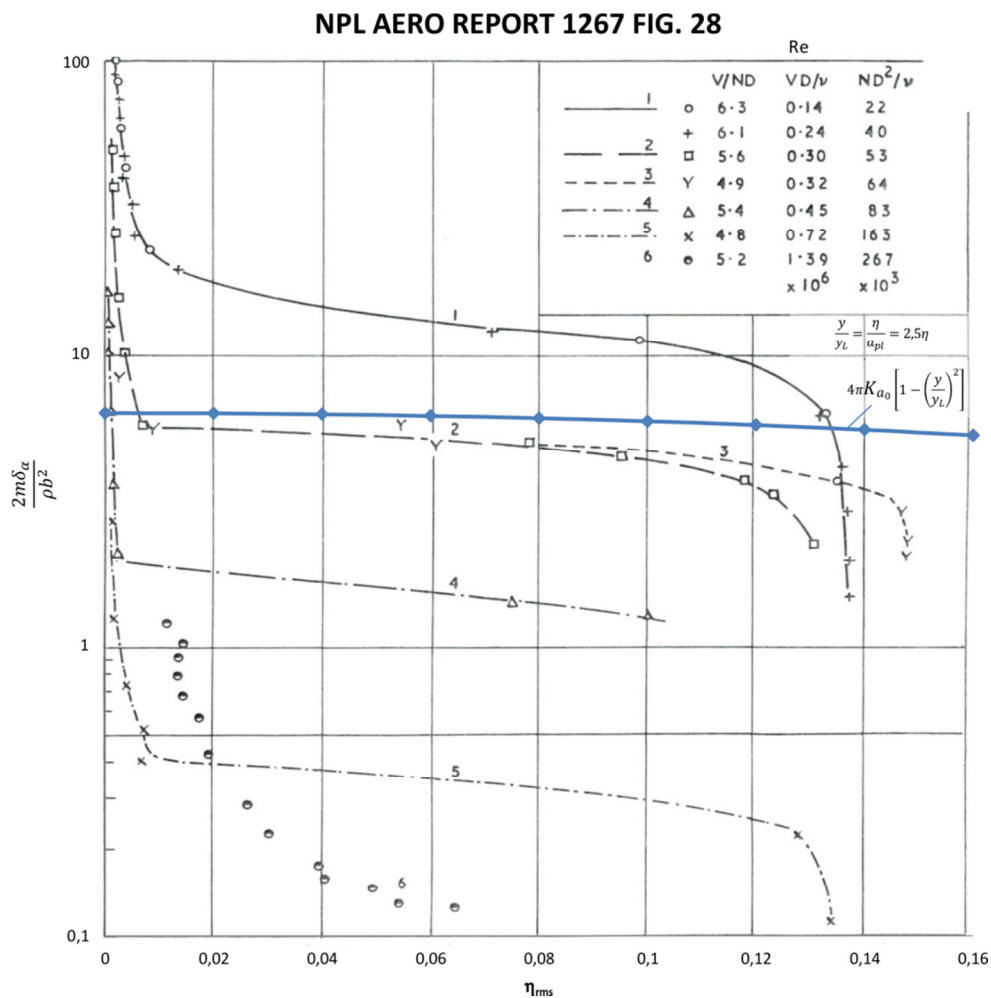
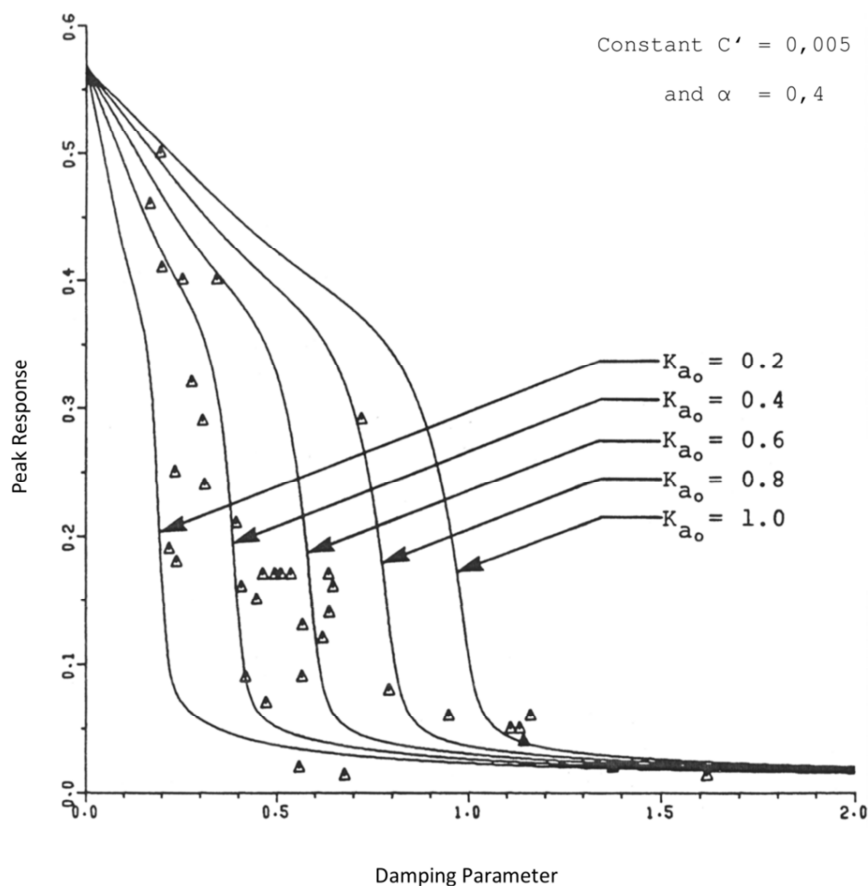


Bild 3: Im Windkanal gemessene aerodynamische Dämpfungen in Abhängigkeit von der Schwingamplitude $\eta = y/b$ [20]. Vergleich mit der Näherung nach Gleichung (5)

Man erkennt, dass die Näherung nur die Kurven 2 und 3 in einem begrenzten Bereich ungefähr trifft, die Kurven 4 und 5, die der Reynoldszahl $5 \cdot 10^5$ am nächsten liegen, jedoch nicht. Wesentlich ist, dass die Näherung bei größeren Schwingamplituden viel zu große Werte anzeigt, während die Messkurven steil nach unten zeigen. Das bedeutet, dass die Berechnung für schwachgedämpfte Systeme, wie z.B. bei Stahlschornsteinen und Antennen wesentlich zu große Amplituden ergibt. Der Anstieg der Messkurven bei kleinen η -Werten wird ebenfalls nicht erfasst, hat aber für die Praxis geringere Bedeutung, da dort die Schwingamplituden klein sind.

Der negative aerodynamische Dämpfungsparameter K_{a0} muss experimentell bestimmt werden. Da die Originalschornsteine und Maste große Reynoldszahlen aufweisen, die in den herkömmlichen Windkanälen nicht zu erreichen sind, müssen Originalmessungen zur Skalierung herangezogen werden.

Es wurde daher von Daly [11] eine Liste von 64 Originalschornsteinen ausgewertet, die R. Pritchard [21] veröffentlicht hatte. Das Ergebnis war eine große Streubreite der K_{a0} – Werte. Daly hat daraus einhüllende Maximalwerte herausgelesen und als Berechnungsvorschlag präsentiert. Das Bild 4 zeigt ein Beispiel für überkritische Reynoldszahlen.



Predicted peak response for various values of the K_{a0} for supercritical flow

Bild 4: Streubreite der K_{ao} - Werte nach Auswertung von Daly [11] für zylindrische Schornsteine im überkritischen Reynoldszahlenbereich.

Die große Streubreite der Daten war Anlass für den Autor, die Liste von Pritchard [21] auf Ihre Verlässlichkeit hin zu überprüfen. Es wurden alle angegebenen Literaturstellen beschafft und die darin angegebenen Daten entnommen. Es stellte sich heraus, dass die aufgelisteten Werte unvollständig und teilweise falsch interpretiert waren:

- 22 Schornsteine wurden nach der Veröffentlichung durch Herrn Pritchard selbst (Brief Pritchard) aus der Liste gestrichen, weil er die Daten als unsicher ansah.
- Weitere 28 Schornsteine standen in Reihe oder in einer Gruppenanordnung. Hier spielt der Interferenzeffekt eine wesentliche Rolle. Diese Schornsteine waren nicht für eine Skalierung geeignet.
- Drei Schornsteine hatten aerodynamische Maßnahmen. Sie dürfen ebenfalls nicht für die Skalierung verwendet werden
- Bei einem Schornstein wurde die Abklingkurve, die zur Dämpfungsmessung erstellt worden war, fälschlicherweise als wirbelerregte Schwingung interpretiert.

Es blieben also von den ursprünglichen 64 Schornsteinen nur 10 Schornsteine übrig, die einer genaueren Prüfung zu unterziehen waren. Sie wurden in zwei Klassen eingeteilt:

A: Schornsteine, deren Daten vollständig und verlässlich bekannt sind. Dies sind die Werte Eigenfrequenz, gemessene Dämpfung, Masseverteilung, gemessene Schwingamplitude.

B: Schornsteine, bei denen nur Teile der Daten verlässlich bekannt sind, z.B. Eigenfrequenz gemessen oder berechnet, Dämpfung geschätzt, Masseverteilung nicht genau bekannt und somit nur geschätzt, Schwingamplitude nur beobachtet (wobei Beobachtungen erfahrungsgemäß die Amplituden weit überschätzen).

Ergebnis: Keine Schornsteine fielen in die Gruppe A. In der Gruppe B war bei sechs Schornsteinen die Dämpfung nicht bekannt, bei einem Schornstein war die Schwingamplitude nur durch Augenzeugenbericht angegeben. Somit sind nur drei Schornsteine vorhanden, die zur Analyse verwendet werden konnten, wobei deren Masseverteilung geschätzt werden musste. Eine Skalierung des K_{ao} -Wertes war also mit diesen Daten nicht möglich. Trotzdem wurde die Analyse von Daly kritiklos übernommen und in einen Berechnungsvorschlag eingeführt. Da die K_{ao} -Werte wesentlich zu hoch angesetzt werden, sind die berechneten Amplituden entsprechend zu hoch.

Im Eurocode und damit auch in der deutschen Fassung DIN EN 1991-1-4 wurde eine etwas veränderte Darstellung des Vickery-Verfahrens als Verfahren 2 aufgenommen. Die Gleichung lautet:

$$\frac{\sigma_y}{b} = \frac{1}{St^2} \cdot \frac{C_c}{\sqrt{\frac{Sc}{4 \cdot \pi} - K_a \cdot \left(1 - \left(\frac{\sigma_y}{b \cdot a_L}\right)^2\right)}} \cdot \sqrt{\frac{\rho \cdot b^2}{m_e}} \cdot \sqrt{\frac{b}{h}} \quad (6)$$

Die maximale Querschwingungsamplitude wird mit dem Spitzenfaktor k_p zu

$$\max y = k_p \cdot \sigma_y \quad (7)$$

$$k_p = \sqrt{2 \cdot \left\{ 1 + \arctan \left(0,75 \cdot \frac{Sc}{4 \cdot \pi \cdot K_a} \right)^4 \right\}} \quad (8)$$

In den Gleichungen (6) und (8) sind mit K_a der aerodynamische Dämpfungsparameter und mit a_L die normierte Grenzamplitude wieder enthalten. Eine Grenzamplitude konnte in Modellversuchen nicht bestätigt werden, im Gegenteil, die Amplituden steigen mit kleiner werdender Scrutonzahl weiter an, wie dies aus Bild 2a zu sehen ist. Somit treffen die Werte K_{a0} und a_L nicht die Wirklichkeit und müssen demnach als willkürlich angesehen werden. Ein Berechnungsverfahren, das auf willkürlichen Daten beruht, kann keine realistischen Ergebnisse liefern.

Da die Strukturdämpfung in der Scrutonzahl enthalten ist, steht in der Wurzel unter dem Bruchstrich in Gleichung (6) wieder die Differenz der Strukturdämpfung minus aerodynamischer Dämpfung, so dass bei kleiner Strukturdämpfung extrem große Schwingamplituden errechnet werden.

Die Gleichung (6) führt zu einer Gleichung zweiten Grades. Im Eurocode wird folgende Lösung angegeben:

$$\left(\frac{\sigma_y}{b}\right)^2 = c_1 \pm \sqrt{c_1^2 + c_2} \quad (9)$$

$$c_1 = \frac{a_L^2}{2} \cdot \left(1 - \frac{Sc}{4 \cdot \pi \cdot K_a}\right); \quad c_2 = \frac{\rho \cdot b^2}{m_e} \cdot \frac{a_L^2}{K_a} \cdot \frac{C_c^2}{St^4} \cdot \frac{b}{h} \quad (10)$$

Wie praktische Berechnungen zeigen, ergibt das Berechnungsverfahren 2 im Vergleich zum Verfahren 1 wesentlich höhere Schwingamplituden, teilweise in einer Höhe, die weit außerhalb praktischer Erfahrung liegt. Die Tabelle 1 zeigt die Ergebnisse, die mit den Gleichungen (1) bzw. (9) und (10) errechnet wurden.

Es ist weiterhin anzumerken, dass im Verfahren 2 keine Limitierung der kritischen Windgeschwindigkeit angegeben ist. Das Verfahren kann zudem nur für Kragsysteme und nur für deren Grundschwingung verwendet werden.

Schornstein	Höhe	Breite	Strukturdämpfung	reduzierte Masse	Scrutonzahl	Strouhalzahl	Eigenfrequenz	kritische Geschwindigkeit	Reynoldszahl	aerodynamischer Erregerkraftbeiwert	aerodynamischer Dämpfungsparameter	Grenzamplitude	Konstante	Konstante	Konstante	Spitzenbeiwert	Amplitude nach Verfahren 1		Amplitude nach Verfahren 2		Vergleich Verfahren 2 / 1
	h	b	δ_s	m_a	Sc	St	f_e	v_{crit}	Re	C_{lat}	K_d	a_L	C_c	c_1	c_2	K_p	y_1	y_1/b	y_2	y_2/b	y_2/y_1
	[m]	[m]	[-]	[kg/m]	[-]	[-]	[Hz]	[m/s]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[m]	[-]	[m]	[-]	[-]
Linz	36,9	1,22	0,020	255,5	5,49	0,180	0,83	5,60	4,552x10 ⁵	0,29	0,587	0,4	0,034	0,02	7,3E-5	2,790	0,154	0,126	0,703	0,576	4,6
Essen (a/d = 5,7)	24,0	0,96	0,020	185,2	6,43	0,173	1,6	8,87	5,678x10 ⁵	0,3	0,592	0,4	0,006	0,01	2,6E-6	3,025	0,115	0,120	0,429	0,446	3,7
Bomlitz	36,0	1,42	0,020	459,4	7,29	0,180	0,87	6,85	6,488x10 ⁵	0,2	0,688	0,4	0,007	0,01	2,3E-6	2,976	0,092	0,065	0,670	0,472	7,3
B-Gouvry	35,0	1,42	0,020	445,5	7,07	0,180	0,93	7,36	6,968x10 ⁵	0,2	0,739	0,4	0,007	0,02	2,6E-6	2,817	0,095	0,067	0,783	0,552	8,2
Ungarn (a/d = 4,8)	40,0	3,00	0,050	964,8	8,58	0,158	1,49	28,38	5,676x10 ⁶	0,29	1,000	0,4	0,010	0,03	2,2E-5	2,706	0,315	0,105	1,837	0,612	5,8
Stendal	25,3	1,60	0,040	396,1	9,90	0,180	1,66	14,76	1,574x10 ⁶	0,2	1,000	0,4	0,010	0,02	7,8E-6	2,864	0,077	0,048	0,847	0,529	11,1
Memmingen	55,0	1,42	0,014	362,2	4,02	0,180	0,5	3,97	3,759x10 ⁵	0,48	1,000	0,4	0,032	0,05	2,9E-5	2,510	0,401	0,282	1,177	0,829	2,9
Ingelheim	27,0	1,02	0,014	204,8	4,44	0,180	1,24	6,97	4,719x10 ⁵	0,2	0,554	0,4	0,034	0,03	7,7E-5	2,658	0,108	0,107	0,657	0,646	6,1
Dürrlauingen	30,0	1,90	0,020	565,6	5,01	0,180	1,74	18,41	2,331x10 ⁶	0,2	1,000	0,4	0,010	0,05	7,7E-6	2,524	0,180	0,095	1,488	0,783	8,3
Lichterfelde	38,0	2,00	0,030	490,2	5,88	0,180	1,25	13,91	1,854x10 ⁶	0,2	1,000	0,4	0,010	0,04	8,2E-6	2,546	0,161	0,081	1,486	0,743	9,2
Bruckmühl	30,0	1,60	0,028	350,3	6,13	0,180	1,68	14,92	1,591x10 ⁶	0,2	1,000	0,4	0,010	0,04	7,4E-6	2,554	0,124	0,077	1,170	0,731	9,5

Tabelle 1: Berechnete wirbelerregte Querschwingungen von 11 ausgeführten Stahl-Schornsteinen mit Verfahren 1 und Verfahren 2 nach DIN EN 1991-1-4

4. Modifikation der Eingangsdaten zum Verfahren 1

Die Strouhalzahl am Zylinder hängt von verschiedenen Parametern ab; gemessene Werte für die Strouhalzahl streuen in einem größeren Bereich. Verwiebe [24] kam Ende der 1990er Jahre bei der Durchführung von Originalmessungen – auch an Brückenhängern – und bei der Analyse von Schadensfällen an schlanken Stahlschornsteinen zu dem Ergebnis, dass die zunächst in DIN 4133:1991-11 festgelegte Strouhalzahl von $St = 0,2$ zu Berechnungsergebnissen führen kann, die nicht auf der sicheren Seite liegen. Dies gilt insbesondere für schlanke Schornsteine, die eine häufig auftretende, eher geringe kritische Windgeschwindigkeit haben. Bei Brückenhängern mit kreisförmigem Querschnitt wurde beobachtet, dass die größten Amplituden bei kritischen Windgeschwindigkeiten auftreten, die auf Strouhalzahlen von 0,16 bis 0,18 schließen lassen. Daher empfahl Verwiebe, für eine konservative Bemessung von Schornsteinen mit einer Strouhalzahl von $St = 0,16$ zu rechnen. Jedoch gibt er zu bedenken, dass eine größere rechnerische kritische Windgeschwindigkeit zu einer kleineren rechnerischen Lastspielzahl führen kann. Im Eurocode und in DIN 1055-4 wurde dann 2005 die Strouhalzahl für die Berechnung mit $St = 0,18$ anstelle von zuvor 0,2 festgeschrieben.

Nach einer Studie von Clobes et al. [26] erfasst das Verfahren 1 die häufig auftretende wirbelerregte Querschwingung zutreffend. Auch sie schlagen vor, für seltene Bemessungssituationen mit $St = 0,16$ zu rechnen.

Bei bestimmten Wettersituationen, z. B. bei tiefen Temperaturen und turbulenzarmer Windanströmung, können kurzzeitig größere Querschwingungsamplituden auftreten [24], [25]. Diese Schwingungen fallen in den Bereich des „low-cycle fatigue“. Um diesen Bereich rechnerisch zu erfassen, schlagen Clobes et al. [26] vor, den K_W -Wert in der Berechnung mit 0,95 anzusetzen (*Anmerkung: $K_W = 0,95$ ist physikalisch nicht möglich, da Störungen an der Kaminspitze und in Bodennähe die regelmäßige Wirbelablösung verhindern*) und die maximale Korrelationslänge für große Schwingamplituden $y/b > 0,2$ auf $L/b = 30$ (*Anmerkung: Auch dies ist ein fiktiver Rechenwert*) zu erhöhen. Weiterhin solle bei sehr tiefen Temperaturen die rechnerische Luftdichte auf $\rho = 1,40 \text{ kg/m}^3$ erhöht und die kinematische Zähigkeit der Luft auf $1,15 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ vermindert werden. Dieser Ansatz wäre zu prüfen, ist aber nur für den „low-cycle“ Fall anzuwenden und als zusätzliche Kontrolle für die Dauerfestigkeit zu betrachten.

5. Zusammenfassung und Schlussfolgerung

In einer Vergleichsstudie wurden die rechnerischen Ergebnisse für die wirbelerregte Querschwingung nach Verfahren 1 und Verfahren 2 im Eurocode EN 1991-1-4 verglichen und bewertet. Es zeigte sich, dass die errechneten Schwingungsamplituden beim Verfahren 2 bis zu einem Faktor 11 größer sind als die aus dem Verfahren 1. Es werden Schwingamplituden angezeigt, die in vielen Fällen weit außerhalb der Erfahrung liegen. Grund für die Diskrepanz ist einmal die Näherungsgleichung für die aerodynamische Dämpfung in der Gleichung des Verfahrens 2 und die überbewertete Auswertung der Tabelle von Pritchard. Das Verfahren 1 liefert verlässliche Werte für die „häufig auftretende“ wirbelerregte Resonanzschwingung, allerdings werden die selten beobachteten Extremwerte offensichtlich unterbewertet. Diese selten auftretenden Extrema werden der „low-cycle“-Beanspruchung zugeordnet und müssen gesondert behandelt werden. Dazu gibt es Überlegungen von Verwiebe und Clobes et. al., einzelne Parameter des Verfahrens 1 in Richtung eines sichereren Berechnungsergebnisses anzupassen.

Da das Verfahren 2 zu hohe dynamische Belastungen anzeigt, stellt sich die Frage, ob es nicht aus der Norm gestrichen werden könnte oder sollte. Aus dem Umfeld des Normenausschusses wird aber im Gegenteil berichtet, das darüber diskutiert wird, das Verfahren 1 aus der Norm zu streichen, das seit mehr als 25 Jahren erfolgreich in der Ingenieurpraxis in Gebrauch ist und zu keiner Beanstandung geführt hat. Auf der Basis der vorgestellten Zusammenhänge sollte dies, auch im Sinne der Planungssicherheit für Bestandsbauten, unbedingt verhindert werden.

6. Literatur:

- [1] Vickery, B.J., Watkins, R.D.: Flow-induced Vibrations of cylindrical Structures, Proc. 1st Australian Conf. on Hydraulics and Fluid Mechanics, 1962, Pergamon, London, 1963
-

-
- [2] Scruton, C.: On the Wind-excited Oscillation of Stacks, Towers and Masts, Proc. of the Conf. Wind Effects on Buildings and Structures, Teddington, UK, 1963, pp. 798-836
 - [3] Langer, W.: Querschwingungen hoher, schlanker Bauwerke mit kreisförmigem Querschnitt, 394. IfL-Mitteilungen 8, Dresden 1969, Heft 5
 - [4] Petersen, C.: Nachweis zylindrischer Bauwerke, insbesondere stählerne Kamine, gegen Kármánsche Querschwingungen, Die Bautechnik, Heft 4, April 1973, 50. Jahrgang
 - [5] Ruscheweyh, H.: Ein verfeinertes, praxisnahes Berechnungsverfahren wirbelerregter Schwingungen von schlanken Baukonstruktionen im Wind. Beiträge zur Anwendung der Aeroelastik im Bauwesen, Heft 20, Innsbruck/Lausanne 1986
 - [6] DIN 4133: Schornsteine aus Stahl, 1991
 - [7] DIN 4131: Antennentragwerke aus Stahl, 1991
 - [8] DIN EN 1991-1-4: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-4: Allgemeine Einwirkungen – Windlasten
 - [9] Ruscheweyh, H.: Practical Experiences with Wind-Induced Vibrations, Proc. of Bluff Body Aerodynamics and its Applications, Kyoto, 1988, Elsevier Publ. 1990
 - [10] Vickery, B.J., Basu, R.: The Development of a codified Approach to the Determination of Wind Loads on Chimneys, Oct. 1980, ACI Committee 307, US
 - [11] Daly, A.F.: Evaluation of Methods of Predicting the Across-Wind Response of Chimneys, University of Western Ontario, London, Canada, prepared for CICIND, Dec. 1985
 - [12] van Koten, H., Speet, L.J.J.: Cross-Wind Vibrations of Chimneys, Proc. of the 2nd Europe and African Conference on Wind Engineering, Genova, 1997, pp. 1321-1328
 - [13] Model Code for Steel Stacks, CICIND 2010, Rev. 2
 - [14] Ruscheweyh, H.: Dynamische Windwirkung an Bauwerken, Band 2, Bauverlag Wiesbaden, 1982 (nur noch beim Autor erhältlich)
 - [15] Ruscheweyh, H.: Codification of Vortex-Excited Vibrations. Recent Advances in Wind Engineering, Vol 1, Proc. of the 2nd ASIA-Pacific Symposium on Wind Engineering, Beijing, 1989, Pergamon Press
 - [16] Ruscheweyh, H.: Experience with Vortex-Induced Vibrations. CICIND Report, Vol 26, No.2, July 2010, 73th Technical Meeting in Barcelona
 - [17] Ruscheweyh, H., Sedlacek, G.: Crosswind Vibrations of Steel Stacks – Critical Comparison between recently proposed Codes, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 30 (1988), pp. 173-183, Elsevier Science Publ., Amsterdam
 - [18] Ruscheweyh, H.: Practical Experiences with Wind-Induced Vibrations, Internat. Colloquium on Bluff Body Aerodynamics and its Application, Kyoto, 1988, J. of Wind Engineering, no. 37, pp. 211-218, Oct. 1988
 - [19] Ruscheweyh, H.: Vortex Excited Vibrations, in: Wind-Excited Vibrations of Structures, CISM Courses and Lectures No. 335, Springer Verlag, 1994
 - [20] Wootton, L.R.: The Oscillation of Model circular Stacks due to Vortex Shedding at Reynolds Numbers 10^5 to $3 \cdot 10^6$, NPL Report 1267, 1968
 - [21] Pritchard, B.N.: Oscillation of Steel Chimneys, A new Design Parameter, CICIND Report, Proc. of the CICIND Colloquium Essen 1984
 - [22] Ruscheweyh, H.: Vergleichsberechnung wirbelerregter Querschwingungen von Stahlschornsteinen, Industrie-Verband Stahlschornsteine (IVS), Referatstag II, 1998,
 - [23] Ruscheweyh, H.: Straked in-line Steel Stacks with low Mass-Damping Parameter, J. of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 8 (1981), pp. 203-210
 - [24] Verwiebe, C.: Neue Erkenntnisse aus Schadensfällen an schlanken Stahlschornsteinen
-

der 90er Jahre, WtG-Berichte Nr. 7, 2001

[25] Dyrbye, C., S.O. Hansen: Windloads on Structures, Wiley & Sons, 1996

[26] Clobes, M., Willeke, A., Peil, U.: Vortex Excitation of Steel Chimneys: Two ultimate Limit States, Proc. 13th Intern. Conference on Wind Engineering, Amsterdam, 2011
