

Monitoringgestützte Analyse von Schwingungsdämpfern in Turmbauwerken

Schlanke Bauwerke, wie Türme und Masten, zeigen oft ein unerwünschtes dynamisches Verhalten, wenn sie zeitlich veränderlichen Belastungen ausgesetzt sind. Eigenschwingungen höherer Ordnung sowie Resonanzphänomene zwischen den einwirkenden dynamischen Lasten und der Struktur können zu beträchtlichen Bauwerksschwingungen führen. Zur Reduzierung solcher Schwingungen werden häufig Schwingungsdämpfersysteme eingesetzt. Ein Schwingungsdämpfer ist ein Feder-Masse-Dämpfer-System, dessen dynamische Eigenschaften so auf das Bauwerk abgestimmt sind, dass die Trägheitskräfte den Bauwerksschwingungen durch einen Phasenversatz der Relativbewegung zwischen Bauwerk und Schwingungsdämpfer optimal entgegenwirken und diese reduzieren. Die Bemessung von Schwingungsdämpfern erfolgt entweder auf Grundlage numerischer Berechnungen oder durch Schwingungsversuche zur Ermittlung der dynamischen Eigenschaften des Bauwerks. Während der Lebensdauer eines Bauwerks können sich jedoch die dynamischen Eigenschaften, beispielsweise aufgrund von Alterungsprozessen, ändern, sodass die Wirksamkeit der Schwingungsdämpfer herabgesetzt wird. Im vorliegenden Beitrag wird eine Methode zur Beurteilung der Wirksamkeit von Schwingungsdämpfern unter Verwendung von Daten aus einem Structural-Health-Monitoring-(SHM-)System vorgestellt. Die Funktionalität des Schwingungsdämpfers wird durch Betrachtung des Phasenversatzes zwischen den Schwingungen des Bauwerks und des Dämpfers untersucht, wobei ein optimaler Dämpfungseffekt bei einer Phasenverschiebung von annähernd 90° zwischen diesen beiden Schwingungsantworten erwartet wird. Die vorgeschlagene Methode wird am Beispiel eines mit Schwingungsdämpfer und SHM-System versehenen Sendeturms validiert.

Keywords Schwingungsdämpfer; Bauwerke, schlanke; Bauwerksmonitoring

Monitoring-based performance analysis of tuned mass dampers in tower structures

Slender structures, such as towers and masts, frequently exhibit unfavourable responses when subjected to dynamic loads, characterized by the non-negligible contribution of higher modes of vibration as well as resonant phenomena between the loads and the structure. To mitigate such responses, tuned mass dampers (TMDs) have been employed in several slender structures. A TMD is a structural sub-system fixed to a structure and "tuned" to counteract a response frequency, which is anticipated to induce large oscillations to the structure, through its out-of-phase response. The design of tuned mass dampers is based on modelling assumptions and on sparse observations of the dynamic behaviour of structures, which changes due to structural ageing, thus rendering the regular performance assessment of TMDs is essential. In this paper, a methodology for assessing TMD performance using structural health monitoring (SHM) data is presented. Specifically, the TMD functionality is assessed upon obtaining the phase shift between the TMD response and the response of the structure, which, according to TMD theory, indicates favourable dampening effect when assuming values close to 90° . The proposed methodology is validated via a case study of a telecommunication tower equipped with a TMD and an SHM system, showcasing the ability of the methodology to assess TMD performance.

Keywords tuned mass dampers; slender structures; structural health monitoring

1 Einleitung

Sind in der Bemessungspraxis von Bauwerken dynamische Untersuchungen durchzuführen, so lässt sich das maßgebende dynamische Tragverhalten der betrachteten Struktur häufig durch eine begrenzte Anzahl von Eigenschwingungen hinreichend genau beschreiben.

Verschiedenste Umstände wie Einschränkungen durch den Betrieb und Platzbedarf oder auch ästhetische Anforderungen führen jedoch unter Umständen dazu, dass komplexere baulynamische Untersuchungen erforderlich werden. Insbesondere bei der Beschreibung des Schwingungsverhaltens von schlanken Bauwerken, wie Türmen, Masten oder schlanken Brückenbauwerken, kann es erforderlich sein, auch Eigenschwingungen höherer Ordnung in die Analysen einzubeziehen. Durch die Möglichkeit des Einsatzes moderner, hochfester Werkstoffe ist in den letzten Jahren ein fortschreitender Trend zu leichteren und schlankeren Konstruktionen zu beobachten. Die Reduzierung der Bauwerksmasse verringert Trägheits-

*) Corresponding author: Maria.steiner@uni-weimar.de
Submitted for review: 30 August 2017
Revised: 23 March 2018
Accepted for publication: 26 March 2018

kräfte, die einer übermäßigen Bauwerksschwingung entgegenwirken können. Wenn gleichzeitig die Dämpfung sehr niedrig ist und Resonanzerscheinungen bis hin zu „Lock-in-Effekten“ auftreten [1], ist es unerlässlich, schwingungsmindernde Maßnahmen zu ergreifen, um die Standsicherheit und Gebrauchstauglichkeit der betroffenen Bauwerke sicherzustellen.

Eine weitverbreitete Möglichkeit zur Erhöhung der Bauwerksdämpfung als schwingungsreduzierende Maßnahme ist der Einbau von Schwingungsdämpfersystemen (engl. Tuned Mass Damper, TMD). Schwingungsdämpfer sind selbst Einmassenschwinger, deren Eigenfrequenz auf die Frequenz einer entsprechenden Eigenschwingung der Struktur abgestimmt wird. Üblicherweise kann ein Schwingungsdämpfer immer nur für die Reduzierung einer einzigen Eigenschwingung ausgelegt werden. Das dynamische Verhalten des Hauptsystems kann daher bei der Auslegung des Schwingungsdämpfers als Einfreiheitsgradsystem beschrieben werden. Durch die Installation des Schwingungsdämpfers wird aus dem Einfreiheitsgradsystem ein Zweifreiheitsgradsystem, dessen Eigenfrequenzen für eine optimale Schwingungsreduzierung sehr eng beieinanderliegen müssen. Wird das Bauwerk, z. B. infolge einer Resonanz, in der entsprechenden Eigenfrequenz angeregt, bewegt sich die Masse des Schwingungsdämpfers mit einer gewissen Amplitude relativ und phasenverschoben zum Hauptsystem. Die so aktivierten Trägheitskräfte der Dämpfermasse wirken der Bauwerksschwingung entgegen. Teilweise werden Schwingungsdämpfer bereits in der Planungsphase vorgesehen. In anderen Fällen wird ihr Einbau erst nach Errichtung des Bauwerks in Erwägung gezogen. Bei bereits existierenden Bauwerken lassen sich die dynamischen Eigenschaften recht genau basierend auf Schwingungsmessungen identifizieren. Die dynamischen Struktureigenschaften eines Bauwerks können durch Methoden des Structural Health Monitoring (SHM) ermittelt werden, das sich zu einem zuverlässigen und kosteneffizienten Bereich in der zerstörungsfreien Prüfung entwickelt hat [2, 3]. Besonders wenn zu erwarten ist, dass sich die dynamischen Struktureigenschaften, beispielsweise durch Veränderung der Umwelteinflüsse oder Betriebszustände, ändern, kann durch SHM das Bauwerk über einen längeren Zeitraum beobachtet werden, um daraus Rückschlüsse für die optimalen Parameter eines Schwingungsdämpfers abzuleiten.

SHM wird zunehmend zur Beurteilung von Bauwerkszuständen und zur Bestimmung von Bauwerkseigenschaften, wie z. B. des Schwingverhaltens, eingesetzt [4, 5]. Bei der Verwendung von SHM werden dynamische Strukturantworten, wie z. B. Beschleunigungen, Verschiebungen und Beanspruchungen, durch Algorithmen verarbeitet. Die Algorithmen befinden sich entweder eingebettet in Sensorknoten oder offline auf zentralen Servern, wobei Methoden zur Systemidentifikation implementiert sind, um Informationen über das Strukturverhalten zu gewinnen [6–8]. Da das Schwingungsverhalten von Bauwerken aufgrund von Umwelteinflüssen, durch Alterung und/oder bauliche Schädigung variieren kann, kann es dazu

kommen, dass die Wirksamkeit eines Schwingungsdämpfers nicht immer optimal ist.

Bei leichter Zugänglichkeit und nicht übermäßig großen Bauwerken lässt sich die Wirksamkeit eines Schwingungsdämpfers durch relativ einfache Ausschwingversuche überprüfen. Ist die Durchführung solcher Versuche nicht möglich, muss die Wirksamkeit von Schwingungsdämpfern anhand von Messdaten unter Betriebsbedingungen, wie sie im Rahmen eines Bauwerksmonitorings aufgezeichnet werden, überprüft werden. Gegebenenfalls können dann die Abstimmparameter des Dämpfersystems an den Ist-Zustand des Bauwerks angepasst werden.

Das Verhalten von Schwingungsdämpfern ist bereits seit vielen Jahren Gegenstand umfangreicher Forschungsarbeiten. Die Bestimmung optimaler Parameter eines Schwingungsdämpfers wurde erstmals von DEN HARTOG (1956) [9] vorgenommen. Aufbauend auf dem Ansatz von DEN HARTOG wurden von FUJINO und ABÉ (1993) sowie RANA und SOONG (1998) Studien zur Gestaltung von Schwingungsdämpfern durchgeführt [10, 11]. Über den Einsatz von Schwingungsdämpfern wurde aus verschiedenen technischen Bereichen berichtet, z. B. aus der Erdbebentechnik (SADEK et al., 1997) [12]. PINKAEW und FUJINO (2001) und DEMETRIOU et al. (2016) schlagen für die Leistungsbewertung von semiaktiven Dämpfersystemen die Verwendung von numerischen Simulationen vor [13, 14], während TUAN und SHANG (2014) die Kombination von numerischen Simulationen mit Messdaten aus Feldversuchen und Windkanaltests zur Beurteilung der Effizienz von passiven Schwingungsdämpfern vorstellen [15]. Die Beurteilung der Wirksamkeit von Schwingungsdämpfern bei windinduzierten Schwingungen wurde von KWOK und SAMALI (1995) betrachtet [16], während das Verhalten von Schwingungsdämpfern bei seismischen Anregungen beispielsweise von MATTÀ (2013) untersucht wurde [17]. WEBER und FELTRIN (2010) verwendeten Methoden der Systemidentifikation für die langfristige Bewertung der Wirksamkeit eines Schwingungsdämpfers [18]. Indikatoren zur Beurteilung der Wirksamkeit von Schwingungsdämpfern unter Verwendung von Amplitudenverhältnissen der Relativbewegungen zwischen dem Bauwerk und dem der Dämpfermasse wurden von HAZRA und SADHU (2013) vorgeschlagen [19]. Schließlich ermittelten CAETANO et al. (2010) in einer Studie über das Schwingungsverhalten einer Fußgängerbrücke durch Überwachung der Änderungen der Dämpferkraft sowie der Dämpfung der Bauwerksschwingungen das notwendige Niveau der Bauwerksschwingungen zur Aktivierung eines Schwingungsdämpfers [20].

Trotz der umfangreichen Forschungsarbeiten zur Beurteilung der Wirksamkeit von Schwingungsdämpfern ist die Entwicklung von geeigneten Methoden unter Nutzung von Messdaten aus einem Langzeitmonitoring noch nicht abgeschlossen. In diesem Beitrag wird eine Methodik zur Untersuchung der Wirksamkeit von Schwingungsdämpfern vorgestellt, bei der ebenfalls die Relativbewegungen

zwischen dem Bauwerk und der Dämpfermasse im Rahmen eines Langzeitmonitorings messtechnisch erfasst werden. Die Wirksamkeit des Schwingungsdämpfers wird dabei mithilfe der Phasenverschiebung zwischen den Bewegungen des Hauptsystems und der Dämpfermasse eingeschätzt. Die Methode wird mithilfe eines Simulationsbeispiels entwickelt und unter Verwendung von an einem Sendeturm aufgezeichneten Messdaten validiert.

Zunächst werden die theoretischen Grundlagen der Wirkungsweise eines Schwingungsdämpfers erläutert. Danach wird die Methode zur Beurteilung der Wirksamkeit von Schwingungsdämpfern durch Simulationen an einem einfachen Beispiel angewendet. Anschließend wird über eine Fallstudie zum Nachweis der vorgestellten Vorgehensweise berichtet. Der Beitrag schließt mit einer Zusammenfassung der Methode und einem Ausblick auf die zukünftige Forschung.

2 Grundlagen der Theorie der Schwingungsdämpfer

Die folgenden Ausführungen befassen sich mit den Grundlagen der Theorie von Schwingungsdämpfern, wie sie beispielsweise von CONNOR (2002) anhand eines vereinfachten Beispiels [21] beschrieben wird. Diese Ansätze bilden den mathematischen Hintergrund der später vorgestellten Methode zur Beurteilung der Wirksamkeit eines Schwingungsdämpfers. Zunächst wird das Hauptsystem vereinfacht als Einmassenschwinger, bestehend aus einer Hauptmasse m , einer Feder mit Steifigkeit k und einem viskosen Dämpfer, dessen Dämpfungskonstante c die Systemdämpfung beschreibt, dargestellt. An die Masse des Hauptsystems ist der Schwingungsdämpfer (TMD) mit der Steifigkeit k_d und der Dämpfung c_d gekoppelt (Bild 1).

Unter der Annahme, dass die Hauptmasse durch eine harmonische Kraft $P(t)$ mit der Amplitude p_o und der Kreisfrequenz Ω angeregt wird, erhält man die in Gl. (1) angegebenen Gleichgewichtsbeziehungen.

$$\begin{aligned} m \cdot \ddot{x} + c \cdot \dot{x} + k \cdot x &= P(t) - m_d \cdot (\ddot{x}_d + \dot{x}_d) \\ m_d \cdot (\ddot{x}_d + \dot{x}_d) + c_d \cdot \dot{x}_d + k_d \cdot x_d &= 0 \\ P(t) &= p_o \sin(\Omega \cdot t) \end{aligned} \quad (1)$$

Wie in [21] gezeigt, liegen die Eigenfrequenzen des Hauptsystems und des Schwingungsdämpfers bei optimaler Auslegung sehr eng beieinander. Der nahezu optimale Fall für die Auswahl der Dämpfungsparameter entspricht dementsprechend Folgendem:

$$\omega_d = \sqrt{\frac{k_d}{m_d}} \cong \omega = \sqrt{\frac{k}{m}}. \quad (2)$$

In Gl. (2) bezeichnet ω die Eigenfrequenz des Hauptsystems, während ω_d für die Eigenfrequenz des Schwingungsdämpfers steht. Die Systemantwort für den ungünstigen Resonanzfall ($\omega = \Omega$) ergibt sich aus der Theo-

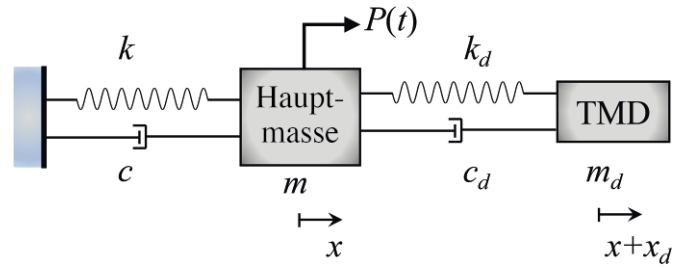


Bild 1 Einmassenschwinger mit Schwingungsdämpfer
Single degree-of-freedom system with a tuned mass damper attached

rie der erzwungenen Schwingung, wie in Gl. (3) dargestellt.

$$\begin{aligned} x &= A \sin(\Omega \cdot t + \phi) \\ x_d &= A_d \sin(\Omega \cdot t + \phi + \theta) \end{aligned} \quad (3)$$

In Gl. (3) entspricht ϕ dem Anfangsphasenwinkel der Antwort der Hauptmasse, θ ist die Phasendifferenz zwischen der Masse des Schwingungsdämpfers m_d und der Hauptmasse m . A und A_d sind die Verschiebungsamplituden der Hauptmasse bzw. der Masse des Schwingungsdämpfers. Bei harmonischer Anregung ergeben sich ϕ und θ aus Gl. (4).

$$\begin{aligned} \phi &= \arctan \left[- \left(\frac{2\xi m}{m_d} + \frac{1}{2\xi_d} \right) \right] \\ \theta &= \arctan \left(\frac{\pi}{2} \right) \end{aligned} \quad (4)$$

In Gl. (4) sind ξ und ξ_d die Lehr'schen Dämpfungsmaße des Hauptsystems bzw. des Schwingungsdämpfers. Es ist ersichtlich, dass die max. schwingungsreduzierende Wirkung des Schwingungsdämpfers bei einer Phasendifferenz von $\pi/2$ (90°) erzielt wird. Bei Systemen mit mehreren Freiheitsgraden wird die Analyse zur Auslegung eines Schwingungsdämpfers in der Regel auf eine bestimmte Eigenfrequenz reduziert. Die entsprechenden Gleichungen für das Einfreiheitsgradsystem erhält man durch die Transformation des Systems der Bewegungsgleichungen in den modalen Raum.

3 Methodik zur Beurteilung der Wirksamkeit von Schwingungsdämpfern

In diesem Abschnitt wird die Methodik zur Beurteilung der Wirksamkeit von Schwingungsdämpfern auf Grundlage von gemessenen Schwingungsantworten vorgestellt. Die vorgeschlagene Methode basiert auf der Ermittlung der Phasenverschiebung zwischen der Antwort der Dämpfermasse und der Antwort des Bauwerks. In den folgenden Abschnitten werden die mathematischen Grundlagen des Algorithmus formuliert und ein Simulationsbeispiel eines mit einem Schwingungsdämpfer ausgestatteten Fünfreiheitsgradsystems vorgestellt, um das Konzept der Methodik darzustellen.

3.1 Mathematische Grundlagen

Zunächst werden die gemessenen Beschleunigungszeitreihen der Dämpfermasse und des Bauwerks integriert, um die entsprechenden Zeitreihen der Verschiebungen zu erhalten. Für die Integration wird in dieser Studie der Newmark- β -Algorithmus verwendet (Gl. (5), [22]).

$$\begin{aligned}\dot{x}_{n+1} &= \dot{x}_n + (1 - \gamma) \cdot \Delta t \cdot \ddot{x}_n + \gamma \cdot \Delta t \cdot \ddot{x}_{n+1} \\ x_{n+1} &= x_n + \dot{x}_n \cdot \Delta t + \frac{1}{2} \cdot (\Delta t)^2 \cdot \left[(1 - 2\beta) \cdot \ddot{x}_n + 2\beta \cdot \ddot{x}_{n+1} \right]\end{aligned}\quad (5)$$

In Gl. (5) entsprechen \ddot{x} , \dot{x} und x Werten der Beschleunigung, Geschwindigkeit und Verschiebungen. Das Integrationsintervall ist durch Δt bezeichnet, während γ und β für die Newmark-Integrationskoeffizienten stehen, die typischerweise den Werten $\gamma = 0,5$ und $\beta = 0,25$ entsprechen, welche auch in dieser Studie angenommen werden. Nach der Integration werden die Verschiebungszeitreihen durch Anwendung der schnellen Fourier-Transformation (FFT) [23] in den Frequenzbereich transformiert, wie in Gl. (6) dargestellt.

$$X_j = \sum_{n=0}^{N-1} x_n \cdot e^{-2\pi i j \frac{n}{N}} \quad j \in [0, N) \quad N \in \mathbb{N} \quad j = \omega(N \cdot \Delta t) \quad (6)$$

In Gl. (6) bezeichnet X_j den komplexen j -ten Fourierkoeffizienten der aus N Werten bestehenden Verschiebungszeitreihe. Er lässt sich der Kreisfrequenz $\omega_j = j/(N \Delta t)$ zuordnen. Der Betrag von X_j gibt die Amplitude A der Antwort der Verschiebung bei Frequenz ω_j an, während das Argument von X_j dem Phasenwinkel θ entspricht, wie in Gl. (7) dargestellt.

$$\begin{aligned}A(\omega_j) &= |X_j| = \sqrt{\operatorname{Re}(X_j)^2 + \operatorname{Im}(X_j)^2} \\ \theta(\omega_j) &= \arg(X_j) = \arctan\left(\frac{\operatorname{Im}(X_j)}{\operatorname{Re}(X_j)}\right) \quad j = \omega_j \cdot \Delta t \cdot N\end{aligned}\quad (7)$$

Zur Ermittlung des Phasenwinkels θ zwischen der Dämpfermasse und dem Bauwerk wird das Kreuzleistungsspektrum aus den Fouriertransformierten der entsprechenden Zeitreihen gebildet [24]. Das Kreuzleistungsspektrum G_{XY} lässt sich aus zwei Fouriertransformierten X und Y nach Gl. (8) berechnen:

$$G_{XY} = X \cdot Y^* \quad (8)$$

In Gl. (8) bezeichnet das hochgestellte „*“ die entsprechende konjugiert komplexe Größe. Schließlich wird die Phasenverschiebung zwischen der Masse des Schwingungsdämpfers und dem Bauwerk als der entsprechende Phasenwinkel des Kreuzspektrums bei einer bestimmten Frequenz ermittelt. Die betrachteten Frequenzen sollten den entsprechenden Eigenfrequenzen des Hauptsystems entsprechen. In vereinfachender Näherung können die zu Spitzen im Amplitudenspektrum gehörigen Frequen-

zen gewählt werden. Die Wirksamkeit des Schwingungsdämpfers wird anhand der Abweichung der Phasenverschiebung von $\pi/2$ beurteilt.

3.2 Simulationsbeispiel

Das folgende Simulationsbeispiel dient dazu, die Anwendung der vorgeschlagenen Methode zu demonstrieren. Die in der praktischen Anwendung gemessenen Systemantworten werden hier durch eine numerische Simulation generiert. Das in dieser Studie untersuchte System ist ein einseitig eingespanntes Fünffreiheitsgradsystem, an dessen freiem Ende ein Schwingungsdämpfer angeschlossen ist. Es wird angenommen, dass die erste Eigenschwingung zu dämpfen ist (Bild 2). Die Berechnungen in diesem Teilabschnitt konzentrieren sich deshalb auf die erste Eigenschwingung. Als Anregung wird eine Zufallsgröße, die einer dynamischen Windlast nahekommen soll, gewählt. Die Zeitreihen der Anregung werden unter Annahme einer Normalverteilung simuliert [25]. Für die Lastverteilung über die Höhe wird das Profil für Windlasten nach Eurocode 1 [26] übernommen. Die Berechnungsschritte werden nachfolgend beschrieben:

1. Die Massen des Kragträgers werden, wie in Bild 2 gezeigt, auf die fünf Freiheitsgrade konzentriert angenommen. Der Einfachheit halber werden nur Freiheitsgrade in Richtung der Windanregung (x-Richtung) berücksichtigt.
2. Das Belastungsprofil aufgrund von Windlasten wird nach Eurocode 1, für die Geländekategorie I mit einer Grundwindgeschwindigkeit $v_b = 35$ m/s, der Luftdichte $\rho = 1,25$ kg/m³ und einem Topografiebeiwert $c_o = 1$ berechnet.
3. Die erste Eigenfrequenz f_1 des Hauptsystems und die entsprechende kinetisch äquivalente Masse m_1 werden mit der Massenmatrix sowie der ersten Eigenform berechnet.
4. Nach Festlegung eines Verhältnisses μ zwischen der Dämpfermasse m_d und der kinetisch äquivalenten Masse des Hauptsystems m_1 werden die optimalen Parameter des Schwingungsdämpfers κ_{opt} und $\xi_{d,opt}$ nach [4] bestimmt.
5. Für die im zweiten Schritt definierte Anregung wird die Antwort der Struktur durch eine lineare Zeitschrittintegration unter Verwendung des Newmark- β -Verfahrens ermittelt. Zur Beschreibung der Dämpfung des Hauptsystems wird das Modell der Rayleigh-Dämpfung [27] verwendet.
6. Aus den Verschiebungsantworten am freien Ende sowie der Dämpfermasse werden die Kreuzleistungsspektren mithilfe von Gl. (6) und Gl. (8) berechnet.
7. Anschließend werden die Phasenwinkel der Kreuzleistungsspektren nach Gl. (7) bestimmt.
8. Um unplanmäßige Abweichungen der Parameter des Schwingungsdämpfers von den optimalen Werten zu simulieren, werden die Berechnungen anschließend mit modifizierten Massen und Steifigkeiten bzw. den sich daraus ergebenden Eigenkreisfrequenzen ω_d des Schwingungsdämpfers wiederholt. Dadurch ergibt

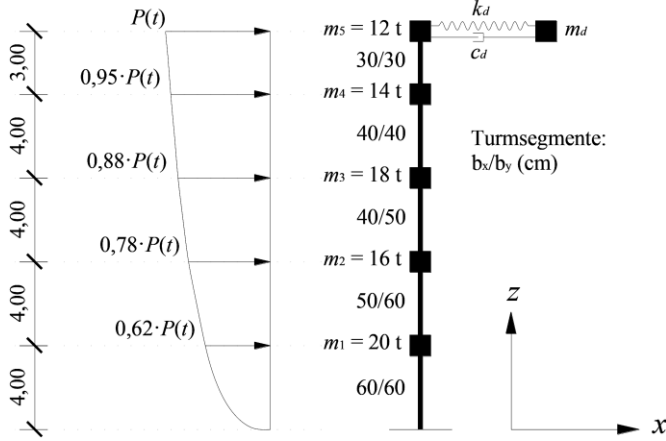


Bild 2 Simulation des Hauptsystems mit fünf Freiheitsgraden mit dynamischer Windanregung
Simulation of the 5-DOF oscillator subject to wind loads

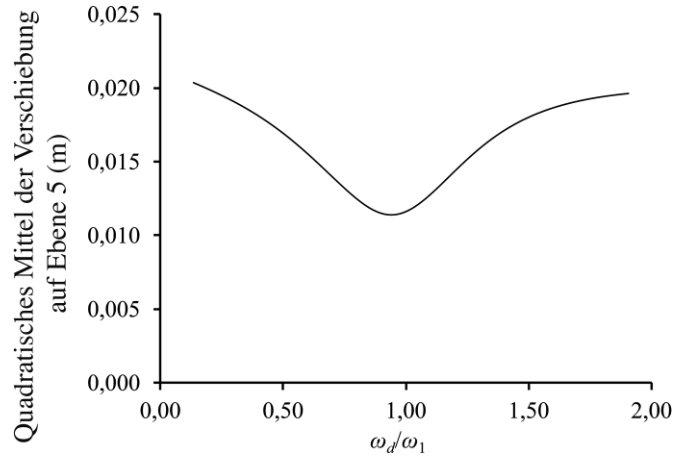


Bild 3 Dämpfungseffekt des Schwingungsdämpfers, dargestellt mit der Verschiebung an der obersten Ebene der Struktur
Dampening effects of TMD reflected on the displacement on the uppermost DOF on the structure

sich für jede betrachtete Frequenz eine Schar von Phasenwinkeln θ für verschiedene Werte von $\kappa = \omega_d/\omega_1$.

Die erste Eigenfrequenz des Hauptsystems wurde mit $f_1 = 2,13$ Hz und die entsprechende kinetisch äquivalente Masse mit $m_1 = 12,76$ t berechnet. Zur Ermittlung der optimalen Parameter des Schwingungsdämpfers nach [9], die als Ausgangswerte verwendet werden, wird ein Verhältnis zwischen der Dämpfermasse und m_1 von $\mu = 4\%$ gewählt. Daraus ergibt sich:

$$\mu = \frac{m_d}{m_1} = 0,04 \Leftrightarrow \xi_{d,opt} = \sqrt{\frac{3\mu}{8(1+\mu)}} \approx 12\%, \quad (9)$$

$$\kappa_{opt} = \frac{\omega_d}{\omega_1} = \frac{1}{1+\mu} \approx 0,9615$$

$$m_d \approx 0,5 \text{ t}$$

$$\omega_d = 2,13 \cdot 2\pi \cdot 0,9615 \Leftrightarrow k_{d,opt} = \omega_d^2 \cdot m_d \approx 85 \text{ kN/m.}$$

Zur Veranschaulichung der Auswirkungen einer Abweichung der Parameter des Schwingungsdämpfers von den optimalen Werten ist in Bild 3 der quadratische Mittelwert der Verschiebungen am freien Kragarmende mit Bezug zum Frequenzverhältnis $\kappa = \omega_d/\omega_1$ dargestellt.

Aus Bild 3 ist ersichtlich, wie die Wirksamkeit des Schwingungsdämpfers abnimmt, je weiter das Frequenzverhältnis $\kappa = \omega_d/\omega_1$ von dem in Gl. (9) angegebenen optimalen Wert κ_{opt} abweicht. Die in Bild 3 ablesbare Verringerung der Verschiebungsamplitude bei Gewährleistung optimaler Dämpferparameter bezieht sich auf Simulationsergebnisse mit identischen Anregungsfunktionen. In der Realität ist ein solcher Vergleich nicht möglich, da sich Versuche an einem Bauwerk mit identischen Windlasten nicht wiederholen lassen. Allerdings kann die beschriebene Vorgehensweise unter Verwendung der Phasenwinkel entsprechender Kreuzleistungsspektren, die sich einfach aus gemessenen Zeitreihen bestimmen lassen, angewendet werden. Der entsprechende

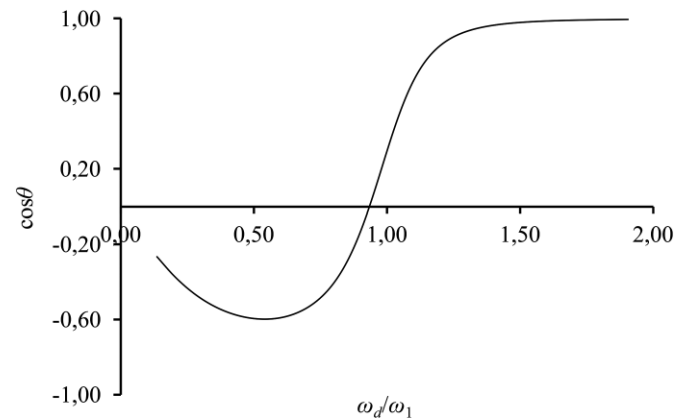


Bild 4 Phasengang des Kreuzspektrums zwischen den Verschiebungen der Dämpfermasse und dem Hauptsystem bei der ersten Eigenfrequenz des Hauptsystems
Phase shift of the cross spectrum between the structure and the TMD at the fundamental mode of vibration

Phasengang zwischen Dämpfermasse und Bauwerk ist in Bild 4 dargestellt.

Es ist sehr gut zu erkennen, dass die Phasenverschiebung θ bei optimalen Parametern des Schwingungsdämpfers $\pi/2$ beträgt ($\cos\theta \approx 0$). Abweichungen von den optimalen Parametern führen zu Phasenverschiebungen von 0 oder π ($\cos\theta \approx 1$ bzw. $\cos\theta \approx -1$), was dazu führt, dass die Trägheitskräfte der Dämpfermasse nicht mehr optimal der Bewegung des Hauptsystems entgegenwirken.

4 Fallstudie: Beurteilung der Wirksamkeit eines in einem Sendeturm installierten Schwingungsdämpfers

Zur Validierung der vorgestellten Bewertungsmethode wird eine Fallstudie durchgeführt, in der die Wirksamkeit eines Schwingungsdämpfers auf Grundlage von mit einem Monitoringsystem aufgezeichneten Daten unter-

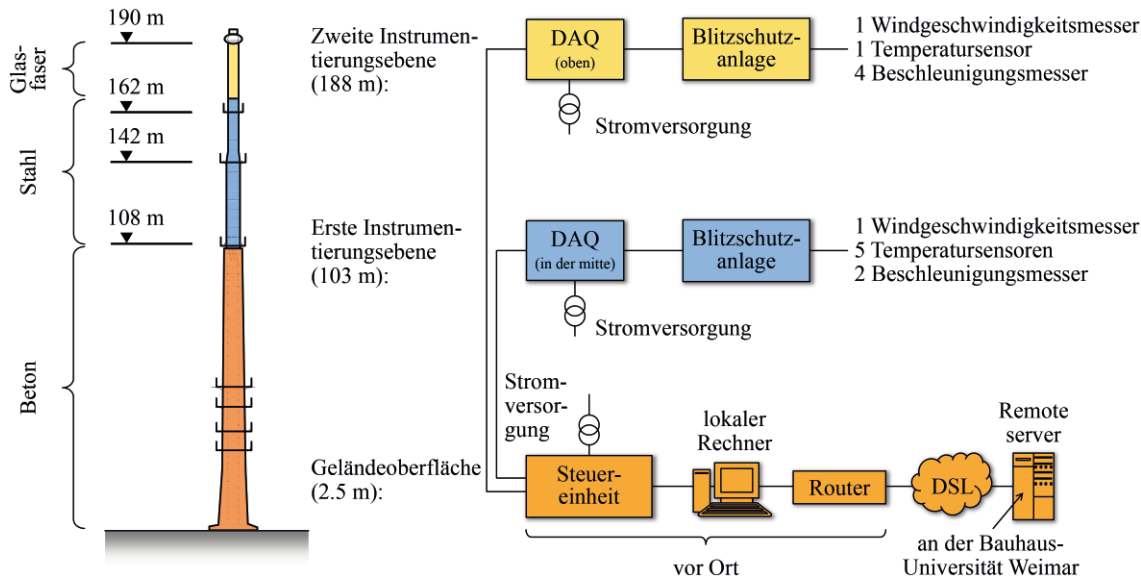


Bild 5 Instrumentierung des Funkturms mit SHM-System
Instrumentation overview of the radio tower

sucht wird. Nach einer kurzen Beschreibung des Bauwerks und des Monitoringsystems werden die Untersuchungsergebnisse präsentiert.

4.1 Beschreibung des Sendeturms und des Monitoringsystems

Der untersuchte Sendeturm hat eine Höhe von ca. 190 m und besteht aus drei Tragwerksabschnitten, wie in Bild 5 dargestellt: (i) einem unteren, 108 m hohen Stahlbetonturm, (ii) einem mittleren, 60 m hohen Stahlschaft und (iii) einem oberen, 22 m hohen Hohlzylinder aus glasfaserverstärktem Kunststoff (GFK). Die drei Hauptsegmente sind an den Schnittstellen durch Schraubverbindungen miteinander gekoppelt. Das Betonsegment hat einen sich nach oben verjüngenden, runden Hohlquerschnitt mit sich verändernder Wandstärke (450 mm am Turmfuß und 270 mm am Übergang zum Stahlsegment). Der Außendurchmesser des Stahlbetonschafts beträgt 8,6 m am Fuß und 4,8 m am oberen Ende. Der Stahlschaft besteht aus drei Abschnitten mit gleichmäßigen runden Rohrquerschnitten und einer konstanten Wandstärke von 20 mm. Die Außendurchmesser der drei Abschnitte betragen, von unten nach oben, 3,0 m, 2,0 m und 1,8 m, wobei die Durchmesseränderungen zwischen den Segmenten durch kurze konische Übergangsstücke erreicht werden. Der GFK-Zylinder hat einen gleichmäßigen runden Hohlquerschnitt mit einem Außendurchmesser von 1,6 m sowie einer Wandstärke von 25 mm. Am oberen Ende des GFK-Zylinders, also an der Turmspitze, befindet sich ein Schwingungsdämpfer. Die Dämpfermasse besteht aus einem Stahlbetonring, der pendelnd an der Turmkonstruktion aufgehängt und über Feder-Dämpfer-Elemente mit dem Turm gekoppelt ist.

Die Sensorik des im Sendeturm installierten Monitoringsystems (Bild 5) besteht aus Beschleunigungsaufnehmern,

Temperatursensoren und Anemometern, die auf zwei Instrumentierungsebenen angeordnet sind, eine am Übergang zwischen dem Beton- und dem Stahlschaft in 108 m Höhe sowie eine an der Turmspitze in einer Höhe von 190 m. Die analogen Messdaten werden auf den jeweiligen Instrumentierungsebenen digitalisiert und von dort zum zentralen Controller am Turmfuß übertragen. In der hier vorgestellten Studie wird der Schwerpunkt auf die an der Turmspitze aufgezeichneten Messdaten gelegt. Dort sind zwei Paare von seismischen Beschleunigungssensoren installiert, von denen das eine die Beschleunigungsantwort des Turms und das andere die Bewegungen des Schwingungsdämpfers aufzeichnet. Die Beschleunigungsaufnehmer in jedem Paar stehen senkrecht zueinander, sodass an den beiden benachbarten Messpunkten jeweils ein Sensor in Nord-Süd-Richtung und der andere in Ost-West-Richtung ausgerichtet ist. Die Schwingbeschleunigungen werden mit einer Abtastrate von 100 Hz aufgezeichnet. Das Ultraschall-Anemometer ist auf der Turmspitze platziert, um den Einfluss des Bauwerks auf die Windströmung zu minimieren. Die Erfassung der Windgeschwindigkeit erfolgt ebenfalls mit einer Abtastrate von 100 Hz, simultan zur Aufzeichnung der Strukturantworten.

4.2 Bewertung der Wirksamkeit des Schwingungsdämpfers

Die Beurteilung der Wirksamkeit des Schwingungsdämpfers erfolgt auf Grundlage der an der Turmspitze gemessenen Beschleunigungszeitreihen. Hier werden die Beschreibungen auf die Auswertung der in Ost-West-Richtung gemessenen Zeitreihen beschränkt. Die Ergebnisse der Analyse der Daten, die in N-S-Richtung aufgezeichnet wurden, sind prinzipiell ähnlich. Im Rahmen der Datenanalyse sind die nachfolgend aufgeführten Schritte durchgeführt worden.

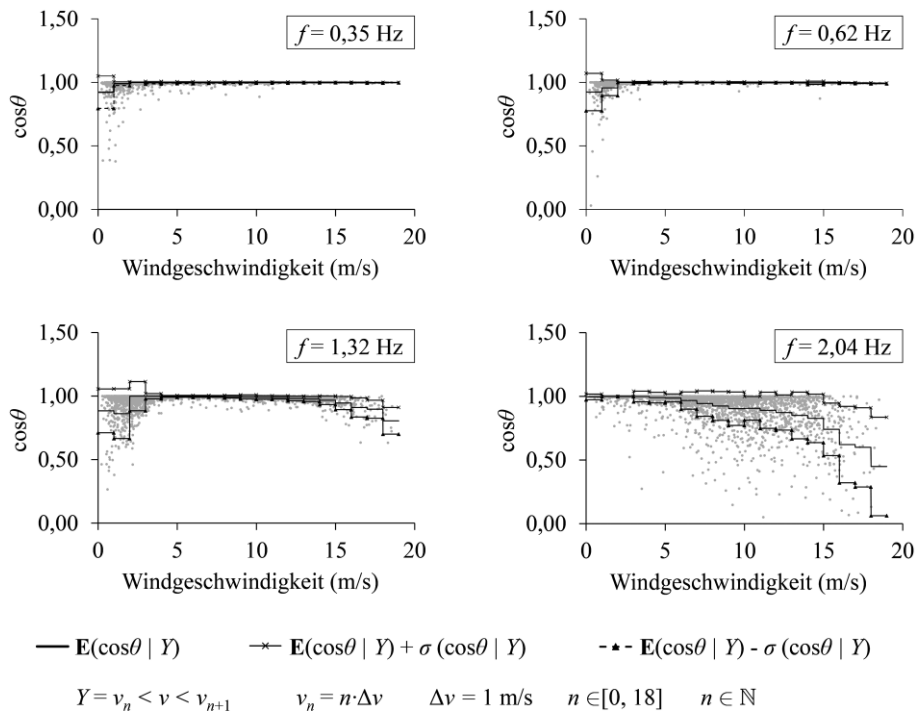


Bild 6 Kosinus der Phasenwinkel der vier identifizierten Eigenschwingungen, abhängig von der Windgeschwindigkeit
Cosine of the phase angles at the modal peaks depending on the wind speed

1. Es wurden die kontinuierlich über einen Zeitraum von sechs Monaten aufgezeichneten Messdaten betrachtet. Aus den aufgezeichneten Beschleunigungszeitreihen wurden durch numerische Integration die entsprechenden Verschiebungsantworten generiert.
2. Aus den Zeitreihen der Verschiebungen sind jeweils für Intervalle von 10 min gemittelte Kreuzleistungsspektren berechnet worden. Für die gleichen Zeitintervalle wurden ebenfalls die mittleren Windgeschwindigkeiten bestimmt, um so später einen Bezug zwischen den Ergebnissen aus der Analyse der Strukturantworten und den gleichzeitig vorherrschenden Windgeschwindigkeiten herstellen zu können.
3. In einem Frequenzbereich bis zu etwa 2,2 Hz ließen sich vier jeweils paarweise orthogonale Eigenschwingungen identifizieren. Aus den Kreuzleistungsspektren sind zu den Frequenzen dieser vier Eigenschwingungen, die im Amplitudenspektrum durch Spitzen gekennzeichnet sind, die jeweiligen Phasenwinkel zwischen dem Bauwerk und der Dämpfermasse ermittelt worden.
4. Aus den Phasenwinkeln wurden die jeweiligen Kosinuswerte berechnet und über der zugehörigen Windgeschwindigkeit aufgetragen.

Die Ergebnisse dieser Analyse sind in Bild 6 grafisch dargestellt. In den Diagrammen ist zusätzlich der gleitende Durchschnitt des Phasenwinkel-Kosinus in Windgeschwindigkeitsintervallen von 1 m/s mit den entsprechenden Standardabweichungen eingezeichnet.

Aus den Diagrammen in Bild 6 lässt sich ablesen, dass im Bereich der Frequenzen der ersten drei paarweise auftretenden Eigenschwingungen über den gesamten

Bereich der Windgeschwindigkeiten kaum eine Phasenverschiebung zwischen der Dämpfermasse und dem Bauwerk auftritt, da $E(\cos\theta) \approx 1$ und somit $\theta \approx 0$ oder $\theta \approx 2\pi$. Das heißt, bezüglich dieser Eigenschwingungen bewegt sich die Dämpfermasse in Phase mit dem Turm, sodass keine Trägheitskräfte generiert werden können, die der Turmschwingung in den zugehörigen Eigenformen entgegenwirkt. Im Bereich von Windgeschwindigkeiten unterhalb von etwa 4 m/s sind einige Abweichungen des Phasenwinkel-Kosinus von 1 zu verzeichnen. Aufgrund der bei niedrigen Windgeschwindigkeiten deutlich kleineren Schwingungsamplituden wirken sich hier die Einflüsse aus Signalrauschen sowie Störungen, die sich aus dem Sendebetrieb der benachbarten Antennen ergeben, nachteilig auf das Signal-Rausch-Verhältnis in den gemessenen Zeitreihen aus, woraus höhere Unsicherheiten in den Ergebnissen resultieren. Aus diesem Grund und weil die Strukturantworten bei einem niedrigen Anregungsniveau ohnehin nicht von relevantem Ausmaß sind, können die Ergebnisse, die mit Windgeschwindigkeiten von unter 4 m/s korrespondieren, von weiteren Betrachtungen ausgeschlossen werden.

Aus den Diagrammen, die mit den ersten beiden Eigenschwingungen korrespondieren, sind kaum deutliche Abweichungen des Phasenwinkel-Kosinus von 1 zu entnehmen. In den Ergebnissen der dritten paarweisen Eigenschwingung werden bei hohen Windgeschwindigkeiten einige Abweichungen vom Eigenfrequenzkreis beobachtet. Da jedoch der mittlere Phasenwinkel-Kosinus für den Großteil der Ergebnisse über 0,85–0,90 bleibt, ist kein eindeutiger Hinweis darauf vorhanden, dass der Schwingungsdämpfer deutlich zur Reduzierung von Anteilen der

dritten paarweisen Eigenschwingungen zur Bauwerksantwort beiträgt.

Im vierten Diagramm in Bild 6 sind bei Windgeschwindigkeiten von über etwas 5 m/s deutliche Phasenverschiebungen zwischen den Schwingungen der Dämpfermasse und des Turms zu verzeichnen. Die Kosinuswerte der Phasenwinkel liegen zwischen 0,45 und 0,80. Daraus kann gefolgert werden, dass der Schwingungsdämpfer vermutlich auf die vierte paarweise Eigenschwingung, deren Eigenfrequenz etwas über 2 Hz liegt, abgestimmt wurde.

Auch wenn sich die Wirksamkeit des Schwingungsdämpfers für die Reduzierung von Bauwerksschwingungen in der vierten paarweisen Eigenform aus den Ergebnissen zeigen lässt, ist zu bemerken, dass die Streuungen des Phasenwinkels mit zunehmender Geschwindigkeit größer werden und dass auch der Mittelwert nicht zu einem Wert konvergiert. Dies wird auf verschiedene Gründe zurückgeführt. Zum einen sind die Bauwerksbewegungen infolge windinduzierter Schwingungen sehr unregelmäßig und komplex, da verschiedene Anregungsmechanismen wie die Böenwirkung und Wirbelablösungen gleichzeitig wirken können. Andererseits ist nicht auszuschließen, dass sich die Eigenschaften der Feder-Dämpfer-Elemente in Abhängigkeit von der Amplitude der Relativbewegungen zwischen Turm und Dämpfermasse ändern, es sich also um ein nichtlineares System handelt.

Für den in dieser Studie betrachteten Schwingungsdämpfer lagen keine Informationen über dessen Auslegung vor. Aufgrund der außerordentlich eingeschränkten Zugänglichkeit waren übliche Untersuchungen wie Ausschwingversuche mit aktiviertem und festgestelltem Schwingungsdämpfer nicht möglich. Mithilfe der vorgestellten Methode ist es gelungen, herauszufinden, in welchem Frequenzbereich und ab welchen Windgeschwindigkeiten die Wirksamkeit des Schwingungsdämpfers aktiv wird. Diese Informationen waren vorher nicht bekannt.

Wie hoch die zusätzliche Dämpfung tatsächlich ist, lässt sich noch nicht eindeutig feststellen, da möglicherweise auch aerodynamische Effekte sowie nichtlineare Dämpfungseigenschaften der Struktur selbst bei höheren Schwingungsamplituden zu einer insgesamt höheren Dämpfung beitragen. Um dazu genauere Aussagen treffen zu können, sind weiterführende Untersuchungen erforderlich.

5 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

Insbesondere durch die Möglichkeit der Verwendung hochfester Materialien werden zunehmend schlankere und leichtere Konstruktionen gebaut. In einigen Fällen führt dies zu einer höheren Schwingungsanfälligkeit. Dadurch können beispielsweise höhere Ermüdungsbeanspruchungen oder Einschränkungen der Gebrauchstauglichkeit entstehen.

Um übermäßige Bauwerksschwingungen zu vermeiden, werden häufig passive Schwingungsdämpfersysteme installiert. Passive Schwingungsdämpfer sind sehr wirkungsvoll, haben allerdings die Einschränkung, dass sie nur auf einen sehr engen Frequenzbereich abgestimmt sind.

Üblicherweise wird die Wirksamkeit von Schwingungsdämpfern nach der Installation experimentell überprüft und dokumentiert. Leider sind die Dokumentationen nicht in jedem Fall nach mehreren Jahren noch verfügbar. Weiterhin kann der Zugang zu einem Schwingungsdämpfer aus unterschiedlichen Gründen nur sehr eingeschränkt möglich sein. In solchen Situationen kann ein Monitoring gemeinsam mit einer entsprechenden Auswertemethode ein geeigneter Lösungsweg sein, um dennoch Kenntnis über die Eigenschaften und die Wirksamkeit eines Schwingungsdämpfers zu erlangen oder zu überprüfen, ob ein Schwingungsdämpfer auch langfristig in der Weise funktioniert wie unmittelbar nach der Installation.

Der hier vorgestellte Ansatz basiert darauf, dass der Phasenwinkel zwischen den Verschiebungen der Dämpfermasse und dem Bauwerk aus gemessenen Beschleunigungssignalen ermittelt wird. Die theoretischen Zusammenhänge wurden dargestellt. Die Anwendung wurde anhand eines Simulationsbeispiels demonstriert. Anschließend ist der vorgestellte Algorithmus auf mit einem Monitoringsystem aufgezeichnete Signale angewendet worden. Am Beispiel eines in einem Sendeturm installierten Schwingungsdämpfers konnte gezeigt werden, dass man mithilfe der vorgeschlagenen Methode identifizieren kann, in welchem Frequenzspektrum und bei welchen Amplituden der Schwingungsdämpfer effektiv wirksam ist. In diesem Fall konnte gezeigt werden, dass sich die Wirksamkeit des Schwingungsdämpfers auf einen Frequenzbereich beschränkt, in dem Eigenfrequenzen höherer Ordnung liegen. Die Ergebnisse weisen weiterhin auf eine Amplitudenabhängigkeit der Wirksamkeit hin.

Zukünftige Arbeiten werden darauf ausgerichtet sein, die Wirksamkeit von Schwingungsdämpfern über ein breiteres Frequenzband zu analysieren, um präzisere Aussagen über die Abstimmparameter des Schwingungsdämpfers treffen zu können. Darüber hinaus wird der Einfluss komplexerer Zusammenhänge windinduzierter Schwingungen im Zusammenspiel mit der Funktion eines Schwingungsdämpfers Berücksichtigung finden.

Dank

Die Autoren danken der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) für die finanzielle Unterstützung im Rahmen des Graduiertenkollegs GRK 1462 („Bewertung gekoppelter numerischer und experimenteller Partialmodelle im Konstruktiven Ingenieurbau“).

Literatur

- [1] BELVER, A. V.; IBAN, A. L.; ROSSI, R. (2012) *Lock-in and drag amplification effects in slender line-like structures through CFD* in: *Wind and Structures* 15, No. 3, pp. 189–208.
- [2] LAW, K. H.; SMARSLY, K.; WANG, Y. (2014) *Sensor Data Management Technologies for Infrastructure Asset Management* in: WANG, M. L.; LYNCH, J. P.; SOHN, H. [eds.] *Sensor Technologies for Civil Infrastructures*. Sawston, UK: Woodhead Publishing, Ltd., pp. 3–32.
- [3] SMARSLY, K.; LAW, K. H.; HARTMANN, D. (2013) *A Cyber-infrastructure for Integrated Monitoring and Life-Cycle Management of Wind Turbines* in: *Proceedings of the 20th International Workshop on Intelligent Computing in Engineering*. Vienna, Austria, 1. July 2013.
- [4] SMARSLY, K.; HARTMANN, D.; LAW, K. H. (2012) *Towards life-cycle management of wind turbines based on structural health monitoring* in: *Proceedings of the First International Conference on Performance-Based Life-Cycle Structural Engineering*. Hong Kong, China, 12. May 2012.
- [5] SMARSLY, K.; HARTMANN, D.; LAW, K. H. (2013) *An Integrated Monitoring System for Life-Cycle Management of Wind Turbines* in: *International Journal of Smart Structures and Systems* 12, No. 2, pp. 209–233.
- [6] DRAGOS, K.; SMARSLY, K. (2015) *A comparative review of wireless sensor nodes for structural health monitoring* in: *Proceedings of the 7th International Conference on Structural Health Monitoring of Intelligent Infrastructure*. Turin, Italy, 1. July 2015.
- [7] DRAGOS, K.; SMARSLY, K. (2016) *A hybrid system identification methodology for wireless structural health monitoring systems based on dynamic substructuring* in: *Proceedings of the SPIE Smart Structures/NDE Conference: Sensors and Smart Structures Technologies for Civil, Mechanical and Aerospace Systems*. Las Vegas, NV, USA, 24. March 2016.
- [8] DRAGOS, K.; SMARSLY, K. (2017) *Decentralized infrastructure health monitoring using embedded computing in wireless sensor networks* in: SEXTOS, A.; MANOLIS, G. D. [eds.] *Dynamic Response of Infrastructure to Environmentally Induced Loads*. Cham, Switzerland: Springer International Publishing AG, pp. 183–201.
- [9] DEN HARTOG, J. P. (1985) *Mechanical vibrations*. Mineola, NY, USA: Dover Publications.
- [10] FUJINO, Y.; ABÉ, M. (1993) *Design formulas for tuned mass dampers based on a perturbation technique* in: *Earthquake Engineering Structural Dynamics* 22, No. 10, pp. 833–854.
- [11] RANA, R.; SOONG, T. T. (1998) *Parametric study and simplified design of tuned mass dampers* in: *Engineering Structures* 20, No. 3, pp. 193–204.
- [12] SADEK, F.; MOHRAZ, B.; TAYLOR, A. W.; CHUNG, R. M. (1997) *A method of estimating the parameters of tuned mass dampers for seismic applications* in: *Earthquake Engineering Structural Dynamics* 26, No. 6, pp. 617–635.
- [13] PINKAEW, T.; FUJINO, Y. (2001) *Effectiveness of semi-active tuned mass dampers under harmonic excitation* in: *Engineering Structures* 23, No. 7, pp. 850–856.
- [14] DEMETRIOU, D.; NIKITAS, N.; TSAVDARIDIS, K. D. (2016) *Performance of fixed-parameter control algorithms on high-rise structures equipped with semi-active tuned mass dampers* in: *The Structural Design of Tall and Special Buildings* 25, No. 7, pp. 340–354.
- [15] TUAN, A. Y.; SHANG, G. Q. (2014) *Vibration control of a 101-storey building using a tuned mass damper* in: *Journal of Applied Science and Engineering* 17, No. 2, pp. 141–156.
- [16] KWOK, K. C. S.; SAMALI, B. (1995) *Performance of tuned mass dampers under wind loads* in: *Engineering Structures* 17, No. 9, pp. 655–667.
- [17] MATTA, E. (2013) *Effectiveness of tuned mass dampers against ground motion pulses* in: *ASCE Journal of Structural Engineering* 139, No. 2, pp. 188–198.
- [18] WEBER, B.; FELTRIN, G. (2010) *Assessment of long-term behavior of tuned mass dampers by system identification* in: *Engineering Structures* 32, No. 11, pp. 3670–3682.
- [19] HAZRA, B.; SADHU, A. (2013) *Output-only de-tuning assessment of tuned mass dampers* in: *Journal of Civil and Structural Health Monitoring* 3, No. 1, pp. 33–48.
- [20] CAETANO, E.; CUHNA, Á.; MOUTINHO, C.; MAGALHÃES, F. (2010) *Studies for controlling human-induced vibration of the Pedro e Inês footbridge, Portugal. Part 2: Implementation of tuned mass dampers* in: *Engineering Structures* 32, No. 4, pp. 1082–1091.
- [21] CONNOR, J. J. (2002) *Introduction to Structural Motion Control*. Upper Saddle River, NJ, USA: Prentice Hall Inc.
- [22] NEWMARK, N. M. (1959) *A method of computation for structural dynamics* in: *ASCE Journal of Engineering Mechanics* 85, No. 3, pp. 67–94.
- [23] COOLEY, J. W.; TUKEY, J. W. (1965) *An algorithm for the machine calculation of complex Fourier series* in: *Mathematics of Computation* 19, No. 90, pp. 297–301.
- [24] STOICA, P.; MOSES, R. (2005) *Spectral analysis of signals*. Upper Saddle River, NJ, USA: Prentice Hall Inc.
- [25] WAGNER, G. B.; FOINY, D.; SAMPAIO, R.; LIMA, R. (2017) *Operational modal analysis under wind load using stochastic sub-space identification* in: *Proceedings of the XVII Symposium on Dynamic Problems of Mechanics*. São Sebastião, Brazil.
- [26] STN EN-1991-1-4 (2010) *Eurocode 2: Actions on structures. Part 1–4 General Actions – Wind actions*. Brussels, Belgium: Europäisches Institut für Normung (CEN).
- [27] STRUTT, J. W. (BARON RAYLEIGH) (1877) *The theory of sound*. London, UK: McMillan and Co.

Autoren

Dipl.-Ing. Kosmas Dragos, M.Sc.
Bauhaus-Universität Weimar
Professur Informatik im Bauwesen
Coudraystr. 7
99423 Weimar
kosmas.dragos@uni-weimar.de

Maria Steiner, M.Sc.
Bauhaus-Universität Weimar
Professur Informatik im Bauwesen
Coudraystraße 7
99423 Weimar
maria.steiner@uni-weimar.de

Dr.-Ing. Volkmar Zabel
Bauhaus-Universität Weimar
Institut für Strukturmechanik
Marienstraße 15
99423 Weimar
volkmar.zabel@uni-weimar.de

Prof. Dr.-Ing. Kay Smarsly
Bauhaus-Universität Weimar
Professur Informatik im Bauwesen
Coudraystraße 7
99423 Weimar
kay.smarsly@uni-weimar.de