Unterraumbasierte Detektion von Strukturschäden an Jacket-Gründungen von Offshore-Windenergieanlagen

vorgelegt von Dipl.-Ing. Falk Hille geb. in Bernburg

von der Fakultät VI - Planen Bauen Umwelt der Technischen Universität Berlin zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften - Dr.-Ing. -

genehmigte Dissertation

Promotionsausschuss:

Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Huhnt Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Yuri Petryna Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Werner Rücker

Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 19.10.2018

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM) in Berlin. Bei der Entstehung der Arbeit habe ich die Unterstützung durch zahlreiche Menschen erfahren, für die ich mich in diesem Rahmen ganz herzlich bedanke.

Außerordentlicher Dank gilt dabei Herrn Prof. Dr.-Ing. Yuri Petryna für die langjährige engagierte und interessierte Betreuung der Arbeit. Durch zahlreiche konstruktive Fachgespräche in stets freundlicher und offener Atmosphäre hat er entscheidend zum Gelingen der Arbeit beigetragen. Im gleichen Sinne gilt mein besonderer Dank Herrn Prof. Dr.-Ing. Werner Rücker für die Anregung und die Schaffung der Rahmenbedingungen zur Erstellung der Arbeit an der BAM. Für die Bereitschaft, das Zweitgutachten zu übernehmen, bin ich ihm gleichfalls sehr dankbar. Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Huhnt sei ausdrücklich für die Übernahme des Vorsitzes im Promotionsausschuss gedankt.

Allen Kolleginnen und Kollegen des Fachbereichs 7.2 Ingenieurbau der BAM danke ich für die stets gute Zusammenarbeit und die große fachliche Unterstützung. Dies gilt insbesondere auch für die Mechaniker und Ingenieure der Prüfhalle, die durch viele Hilfestellungen und Ratschläge den Erfolg der experimentellen Untersuchungen sicherstellten. Frau Eva Viefhues danke ich für den regen fachlichen Austausch und meinem Zimmerkollegen Herrn Dr.-Ing. Marc Thiele für die angenehme Zusammenarbeit und sein Diskussionsinteresse. Darüber hinaus danke ich Herrn Dr.-Ing. Matthias Baeßler dafür, nach Übernahme der Fachbereichsleitung den erforderlichen Freiraum zur Finalisierung der Arbeit bereitgestellt zu haben.

Ein ganz spezieller Dank gebührt Herrn Dr. Michael Döhler und Herrn Dr. Laurent Mevel vom I4S Forschungsteam des Instituts Inria Rennes - Bretagne Atlantique in Frankreich. Nicht nur für die zahlreichen fachlichen Gespräche in Bezug auf die Theorie des in der Arbeit propagierten Verfahrens, sondern auch für die großartige und fruchtbare Zusammenarbeit in verschiedenen Forschungskooperationen.

Mein größter Dank gilt jedoch meiner Familie für ihre stetige Unterstützung, ihren Zuspruch und ihre fortwährende Geduld.

Berlin, November 2018 Falk Hille

Kurzfassung

Die vorliegende Arbeit beschreibt die Entwicklung und Einführung eines globalen, schwingungsbasierten Verfahrens zur frühzeitigen Erkennung von Strukturschäden an Gründungsstrukturen offshore installierter Windenergieanlagen (OWEA). Damit soll es Betreibern von Offshore-Windparks ermöglicht werden, im Rahmen periodisch durchgeführter messtechnischer Überwachungsmaßnahmen mit einem gegenüber wiederkehrender Inspektionen wesentlich geringen Aufwand auftretende Schäden an der Struktur zuverlässig zu detektieren. Die zunehmende ökonomische als auch ökologische Bedeutung der Stromerzeugung aus Windenergie und die sich daraus ergebende derzeitige Entwicklung zahlreicher Offshore-Windenergie-Projekte macht es zwingend erforderlich, Verfahren zur automatisierten Überwachung von Tragsicherheit und Dauerhaftigkeit der Strukturen bzw. einzelner Komponenten anzuwenden. Dabei werden durch die besonderen, mit dem Betrieb der OWEA auf hoher See verbundenen, Umstände wesentlich komplexere Einsatzbedingungen definiert. Ziel der Arbeit war die Einführung eines Verfahrens, das unter diesen Bedingungen mit sinnvollem Aufwand eine zuverlässige Indikation von Schäden an den OWEA Tragstrukturen sicherzustellen in der Lage ist.

Das hier entwickelte Verfahren zur Erkennung von Strukturschäden an Jacket-Gründungen von OWEA basiert auf der Methode der stochastischen unterraumbasierten Schadensdetektion. Darin erfolgt eine statistische Analyse des wiederkehrend messtechnisch aufgenommenen dynamischen Antwortverhaltens des überwachten mechanischen Systems. Im Unterschied zu klassischen schwingungsbasierten Methoden erfolgt hier aber eine direkte Modell-Daten-Anpassung, womit eine wiederholte Identifikation des dynamischen Systems entfällt. Mittels statistischem Test werden abschließend signifikante Änderungen in der Eigenstruktur des Systems und damit Schäden detektiert.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden umfangreiche experimentelle als auch numerische Untersuchungen zur Sensitivität und Robustheit des beschriebenen Schadensindikators durchgeführt. Dazu sind zunächst an einem Labormodell, an dem künstlich und reversibel Schäden eingebracht werden konnten, grundlegende Analysen zu den Einflüssen einzelner, verfahrensinhärenter Kenngrößen auf das Detektionsergebnis vorgenommen worden. Untersuchungen zum Verhalten an einer OWEA-Gründungsstruktur erfolgten über numerische Simulationen. Dabei wurde die Validierung der Modellannahmen über eine numerische Nachrechnung der experimentellen Versuche an der Laborstruktur durchgeführt.

Mit den in dieser Arbeit beschriebenen Untersuchungen wird nachgewiesen, dass unter der Voraussetzung, dass sich die Windenergieanlage in der Parkposition befindet, eine Detektion von schon geringen Schäden an Gründungsstrukturen mit dem vorgestellten Verfahren, auch unter Einsatz weniger Messaufnehmer, zuverlässig möglich ist.

Abstract

The present work describes the development and introduction of a global, vibration-based procedure for an early detection of structural damage with the aim of an application on foundation-structures of offshore wind turbines (OWT). It is intended to enable operators of offshore wind farms to detect structural damage reliably by periodic measurement with an once installed monitoring system instead of costly as well as risky manual inspections. The growing economic as well as ecological importance of power generation from wind energy and the resulting current development of numerous offshore wind energy projects makes it imperative necessary to provide procedures for an automated monitoring to keep structural safety and durability of the structures on an excaptable level. Though, the specific circumstances associated with the operation of OWT on the open sea cause significantly more complex operating conditions. The aim of the work is to develope and introduce a procedure which, under those conditions, with reasonable effort could provide a reliable indication of structural damage at the OWT support structures.

The procedure developed for detection of structural damage on jacket foundations of OWT is based on the method of stochastic subspace-based damage detection. The method involves a statistical analysis of the periodically measured dynamic response behavior of the monitored mechanical system. In difference to classical vibration-based methods, here a direct model data adaptation takes place, which eliminates the need for repeated identification of the dynamic system. By means of a statistical test, significant changes in the eigenstructure of the dynamic system are verified and thus damage is finally detected.

Within the present work extensive experimental as well as numerical investigations on the sensitivity and robustness of the described damage indicator were conducted. For this purpose, first, analysis of the effects of individual process-inherent parameters on the detection result has been performed at a laboratory model structure where damage could be inserted artificially and reversibly. Analysis on the behavior of an OWT foundation structure was performed by numerical simulations. The validation of the model assumptions was based on numerical recalculation of the experimental tests on the laboratory structure.

With the described investigations it was possible to prove that, presuming that the wind turbine is in the parking position, the presented procedure is able to reliably detect even minor damage on foundation structures is possible, also with only a limited number of sensors.

Inhaltsverzeichnis

No	Nomenklatur xi				
1	Einle 1.1 1.2 1.3	eitung Gegen Motiva Einord 1.3.1	stand und Ziel der Arbeit	$ \begin{array}{c} 1 \\ 1 \\ 2 \\ 6 \\ 7 \end{array} $	
		$ 1.3.2 \\ 1.3.3 \\ 1.3.4 \\ 1.3.5 $	Schwingungsbasierte Verfahren zur Schadensdetektion Systemidentifikation und Analyse modaler Parameter Schadensdetektion auf Basis wiederholter Systemidentifikation . Schadensdetektion mit direkter Modellanpassung	10 12 14 16	
	1.4	Gliede	rung der Arbeit	19	
2	Phär 2.1	omenol OWEA 2.1.1	ogie zu Schädigungen von Offshore-Windenergieanlagen A-Gründungsstrukturen	21 21 24	
	2.2	Beansy 2.2.1 2.2.2 2.2.3	pruchungen von Gründungsstrukturen	25 26 27 30	
	2.3	Schäde 2.3.1 2.3.2 2.3.3	en an Tragstrukturen von OWEA	31 31 33 37	
3	Grun	Idlagen	der stochastischen Schwingungsanalyse	47	
	3.1	Dynan 3.1.1	nische Systeme - Beschreibung und Klassifizierung	$\begin{array}{c} 47\\ 48 \end{array}$	
	3.2	System 3.2.1 3.2.2 3.2.3	abeschreibung im Verschiebungsraum	49 49 50 52	
	3.3	System 3.3.1 3.3.2 3.3.3	abeschreibung im Zustandsraum	53 54 56 57	
	3.4	Realist 3.4.1 3.4.2 3.4.3	ierung dynamischer Systeme	59 60 60 62	

		3.4.4	Hankelmatrizen	65
		3.4.5	Singulärwertzerlegung	67
		3.4.6	Systemidentifikation	69
		3.4.7	Žusammenfassung	71
л	D:-	-+	kieska untermeteriseta Cakadanadataletian	70
4	Die	stochasi	tische unterraumbasierte Schädensdetektion	13
	4.1	Param	netrisierung des dynamischen Systems	73
	4.2	Das u	nterraumbasierte Residuum	74
		4.2.1	Die Bestimmung der Block-Hankelmatrix	76
		4.2.2	Der linke Null-Unterraum und seine Bedeutung als Referenzpa-	
			rameter	78
		4.2.3	Die Entwicklung eines Residuumsvektors	79
	4.3	Param	netrischer χ^2 -Test	80
		4.3.1	Sensitivität des Residuums	81
		4.3.2	Kovarianz des Residuums	82
		4.3.3	Verallgemeinerter Likelihood-Quotienten-Test	82
	4.4	Nichtp	parametrischer χ^2 -Test	83
	4.5	Schade	ensdetektionsalgorithmus	85
		4.5.1	Referenzphase	85
		4.5.2	Detektionsphase	87
		4.5.3	Gemittelte Block-Hankelmatrix in der Referenzphase	88
		4.5.4	Bestimmung der Systemordnung in der Referenzphase	88
		4.5.5	Berechnung der inversen Residuenkovarianzmatrix	89
		4.5.6	Projektionskanäle	91
Б	Eve	rimonto	lla Untercuchungen	03
J	5 1	Vorbo	morkungon	03
	5.2	Labor	atruktur und Vorsuchsaufhau	95 05
	0.2	591	Modellbildung der Laborstruktur	90
		5.2.1	Modellbildung reversibler Sebäden	90
		0.2.2 5.0.2	Dynamische Appequer	99 101
		0.2.0 5.9.4	Dynamische Amegung	101
		0.2.4 5.0.5	Megadoton on forgun g	103
	E 9	0.2.0 Ct		104
	0.3	System	Meentinkation der Laborstruktur	100
		0.3.1 5.2.0	Versuchsplanung und -durchlunrung	100
		5.3.2		108
	~ 4	5.3.3	Ergebnis der Systemidentifikation	110
	5.4	Exper	imentelle Untersuchung zur Schadensdetektion	111
		5.4.1	Algorithmus zur Berechnung des Schadensindikators	112
		5.4.2	Versuchsplanung und -durchfuhrung	113
		5.4.3	Darstellung und Diskussion der Ergebnisse	114
		5.4.4	Voruntersuchungen	115
		5.4.5	Untersuchungen zum Einfluss von signal- und verfahrensinhären-	
			ten Kenngrößen	117
		5.4.6	Schlussfolgerungen	125
		547	Dehnungsmessungen zur Schadensdetektion	125
		0.1.1		120

	5.5	Ermü	dungsversuche	131
		5.5.1	Einleitung	131
		5.5.2	Versuchsplanung und -vorbereitung	131
		5.5.3	Versuchsdurchführung	134
		5.5.4	Ergebnis des Ermüdungsversuchs	136
	5.6	Zusan	nmenfassung der experimentellen Untersuchungen	141
6	Num	nerische	Untersuchungen	143
	6.1	Grune	dlagen der numerischen Analyse im Zeitbereich	143
		6.1.1	Ansatz zum numerischen Funktionsnachweis des SSDD-Verfa	hrens143
		6.1.2	Die transiente dynamische Analyse mit ANSYS	146
	6.2	Mode	llbildung Labormodell	147
		6.2.1	Elementtypen	148
		6.2.2	Modellbildung der Dämpfungseinflüsse	148
		6.2.3	Modellbildung der Strukturschäden	150
		6.2.4	Modellüberprüfung	151
	6.3	Simul	ation der Schadensdetektion am Labormodell	152
		6.3.1	Schadensdetektion bei Schädigung durch das Lösen von Schra	uben152
		6.3.2	Schadensdetektion bei Ermüdungsschädigung	153
	6.4	Mode	llbildung Jacketstruktur	155
		6.4.1	Dimensionierung der Jacketstruktur	155
		6.4.2	Modellbildung der Auflagerung	157
		6.4.3	Modellbildung der Dämpfungseinflüsse	159
		6.4.4	Modellbildung der Trägheitseinflüsse	161
		6.4.5	Modellbildung der Strukturschäden	162
		646	Modellbildung der Einwirkung	165
	6.5	Simul	ation des dynamischen Verhaltens der Jacketstruktur	167
	0.0	651	Wahl der Zeitschrittweite	168
		652	Durchführung der transienten Berechnungen	170
		653	Berücksichtigung der Windrichtung	171
		654	Zusammenstellung aller berechneten Antwortdatensätze	
	66	Schad	lensdetektion und Analyse des Schadensindikators	
	0.0	6 6 1	Finloitung	172
		662	Untersuchungen zum Finfluss der Windstärke	
		6.6.2	Untersuchungen zum Einfluss der Sonsoranordnung	
		6.6.4	Untersuchungen zum Abtastfrequenz	170
	6.7	Schlus	ssbetrachtung zu den numerischen Untersuchungen	181
7	7			105
1	ZUSa 7 1	Zugon	assung und Ausblick	105
	1.1 7.0	Aushl	nmemassung	160
	(.2	Ausbi	ПСК	189
Lit	teratu	rverzeio	chnis	190
Ał	bildu	ngsverz	eichnis	203
Ta	beller	nverzeic	hnis	205
Αr	nhang			206
<i>.</i> u				200

А	Ergänzungen zu den Untersuchungen an der Laborstruktur		
	A.1	Ergebnis der experimentellen Modalanalyse an der Laborstruktur	207
	A.2	Abfolge im Ermüdungsversuch	210
В	Scha	dendetektion an der Jacket-Struktur	213
	B.1	Zusammenstellung der numerisch simulierten Antwortdatensätze und	
		Zuordnung der Windlastdateien	213

Nomenklatur

Operatoren

A^T	Transponierte der Matrix A	
A^{-1}	Inverse der Matrix A	
A^{-T}	Transponierte Inverse der Matrix A	
A^{\dagger}	Pseudoinverse der Matrix A	
	Definition	
$\operatorname{diag}(a_1,\ldots,a_n)$	Diagonal matrix mit a_1 bis a_n auf der Haupt diagonalen	
$\operatorname{rg}(A)$	Rang der Matrix A	
$\operatorname{vec}(A)$	Spaltenweise Vektorisierung der Matrix A	
$\operatorname{Hank}(A_i)$	Erstellung von Block-Hankelmatrizen mit Blöcken aus Matrizen ${\cal A}_i$	
Н	Statistische Hypothese	
\widehat{X}	Schätzwert der Variable X	
$\mathbf{E}(X)$	Erwartungswert der Variable X	
$X^{(proj)}$	Variable X unter Berücksichtigung von Projektionskanälen	
$\dim(A)$	Dimension der Matrix A	
Allgemeine Varia	ablen	
0	Nullmatrix	
I_n	Einheitsmatrix der Größe $n\times n$	
i	Imaginäreinheit $i^2 = -1$	

- iZählvariable der Zustandsvariable
n $i=1,2,\ldots,n$
- kZählvariable der (zeitdiskreten) Datenpunkt
e $k=1,2,\ldots,m$
- t

Zeit

δ	Einheitsimpulsfunktion (Kronecker Delta)
$\mathcal{N}(\mu,\sigma)$	Normal verteilung mit Mittelwert μ und Kovarian z σ
Variablen zur Sy	stembeschreibung im Verschiebungsraum
\bar{B}	Auswahlmatrix für Eingangsgrößen
\bar{C}	Dämpfungsmatrix
Κ	Steifigkeitsmatrix
L	Auswahlmatrix für Ausgangsgrößen
M	Massenmatrix
\bar{n}	Anzahl Systemfreiheitsgrade
q	Verschiebungsvektor
u_t	Eingangsgröße (zeitabhängig)
y_t	Ausgangsgröße (zeitabhängig)
Λ	Diagonalmatrix mit Eigenwerten
μ	Eigenwert des dynamischen Systems
ω	Eigenkreisfrequenz des dynamischen Systems
ψ	Eigenvektor des dynamischen Systems
Ψ	Matrix der Eigenvektoren
ξ	Dämpfungskoeffizient
Variablen zur Sy	stembeschreibung im Zustandsraum
A	Systemmatrix
В	Eingangsmatrix
C	Ausgangsmatrix, Messmatrix
D	Durchgangsmatrix
l	Anzahl der Eingänge
n	Dimension des Zustandsraums bzw. Ordnung des Systems
r	Anzahl der Ausgänge (Sensoren)

u_k	Eingangsvektor zum diskreten Zeitpunkt \boldsymbol{k}
v_k	Prozessrauschen zum diskreten Zeitpunkt \boldsymbol{k}
w_k	Messrauschen zum diskreten Zeitpunkt \boldsymbol{k}
x_k	Vektor des Systemzustands zum diskreten Zeitpunkt \boldsymbol{k}
y_k	Ausgangsvektor zum diskreten Zeitpunkt \boldsymbol{k}
Variablen zur Sy	stemrealisierung und für das SSDD-Verfahren
G	Zustands-Ausgangs-Kovarianzmatrix
${\cal H}$	Block-Hankelmatrix
${\mathcal J}$	Sensitivitätsmatrix
Ν	Anzahl Datenpunkte im Datensatz
\mathcal{O}	Beobachbarkeitsmatrix
p	Anzahl Blockzeilen der Block-Hankelmatrix
q	Anzahl Blockspalten der Block-Hankelmatrix
Q	Steuerbarkeitsmatrix
R	Wichtungssequenz, Ausgangs-Kovarianzmatrix
S	Linke Nullunterraummatrix
U	Matrix der linken Singulärvektoren bei der SVD
V	Matrix der rechten Singulärvektoren bei der SVD
Y	Markov-Parameter
\mathcal{Y}	Datenmatrix
Δ	Diagonalmatrix der Singulärwerte bei der SVD
$arphi_\lambda$	Eigenvektor der Systemmatrix
λ	Eigenwert der Systemmatrix
Σ	Residuums-Kovarianzmatrix
heta	Systemparametervektor
ζ	Residuumsvektor

Abkürzungen

AWZ	Ausschließliche Wirtschaftszone
BSH	Bundesamt für Seeschifffahrt und Hydrographie
CMS	Condition Monitoring System
DOF	Degree of Freedom
EEG	Erneuerbare-Energien-Gesetz
EMA	Experimental Modal Analysis
ERA	Eigensystem Realization Algorithm
FDD	Frequency Domain Decomposition
GLR	Generalized Likelihood Ratio Test
HWR	Hauptwindrichtung
LTI	Linear Time Invariant
MAC	Modal Assurance Criterion
MPC	<i>Modal Phase Collinearity parameter</i> engl. für Modale Phasen-Kollinearitätsparameter
NWR	Nebenwindrichtung
OMA	Operational Modal Analysis
OWEA	Offshore-Windenergieanlage
PCA	Principal Component Analysis
PP	Peak Picking
RCM	Residuenkovarianzmatrix
REF	Referenzmatrix
RGB	Rotor-Gondel-Baugruppe
SHM	Structural Health Monitoring
SSDD	Stochastic Subspace-based Damage Detection
SSI-COV	Stochastic Subspace-based System Identification - covarinace driven (engl. für Stochastische unterraumbasierte Systemidentifikation - kovarianzbasiert)

SVD	Singular Value Decomposition
TIK	Turbulenzintensitätsklasse
WKP	Wiederkehrende Prüfungen
ZfP	Zerstörungsfreie Prüfung

1 Einleitung

In diesem Kapitel wird einführend die zugrundeliegende Problematik und die sich daraus ableitende Fragestellung erläutert. Beginnend mit einer Darstellung der zunehmenden Bedeutung der Stromerzeugung aus Windenergie und der sich daraus ergebenden Planung von Offshore-Windenergieparks werden die verschiedenen Problematiken benannt, die zur Abminderung der Tragsicherheit bzw. der Dauerhaftigkeit der Tragstrukturen von Offshore-Windenergieanlagen führen können. Im weiteren Verlauf des Abschnitts wird die Bedeutung einer dauerhaften messtechnischen Überwachung der Tragstrukturen auf Schadensfreiheit hin aufgezeigt. Es werden die sich dabei gegebenen Schwierigkeiten einer zuverlässigen und robusten Schadensfrüherkennung abgeleitet. Nachfolgend werden Vor- und Nachteile lokaler und globaler Verfahren benannt und gewichtet und es wird ein schwingungsbasierter Schadensindikator propagiert. Zudem wird die Notwendigkeit der Bestimmung von Sensitivität, Zuverlässigkeit und Robustheit eines zu entwickelnden Schadensindikators erläutert. Einen wesentlichen Bestandteil der Einleitung bildet die Übersicht über den Stand der Forschung auf diesem Gebiet sowie die Einordnung der Arbeit in den Kontext vorhandener Verfahren zum schwingungsbasierten Structural Health Monitoring von Tragstrukturen des Ingenieurbaus. Am Ende des Kapitels wird die grundlegende Gliederung der Arbeit vorgestellt.

1.1 Gegenstand und Ziel der Arbeit

Gegenstand der vorgestellten Arbeit ist ein globales, schwingungsbasiertes Verfahren zur Detektion struktureller Veränderungen in dynamischen Systemen. Dieses, als *stochastische unterraumbasierte Schadensdetektion* (SSDD)¹ bezeichnete Verfahren beruht auf der statistischen Analyse der wiederholt messtechnisch aufgenommenen dynamischen Antwort eines zu überwachenden Systems im jeweiligen strukturellen Zustand sowie einem sich anschließenden statistischen Hypothesentest zur Indikation eines gegebenenfalls eingetretenen Schadens.

¹ SSDD ist die Abkürzung der Bezeichnung des Verfahrens im Englischen: *Stochastic Subspace-based Damage Detection*. Diese Abkürzung ist in der Fachliteratur verbreitet und wird hier nicht durch eine Abkürzung der deutschen Übersetzung ersetzt.

Ziel der vorgestellten Arbeit ist die Konditionierung, Optimierung und ggf. Modifizierung des SSDD-Verfahrens für eine langzeitlich zuverlässige Anwendung zur Erkennung von Strukturschäden an jacket-artigen Gründungsstrukturen von *Offshore-Windenergieanlagen* (OWEA).

1.2 Motivation und Aufgabenstellung

Motivation

Mit der Verabschiedung des Kyoto-Protokolls im Jahr 1997 wurden erstmals völkerrechtlich verbindliche Maßnahmen zur Begrenzung der CO_2 -Emissionen festgelegt. Klimaschutz und Nachhaltigkeit rücken seitdem insbesondere in der Bundesrepublik immer deutlicher in den gesellschaftlichen Fokus. Im Jahr 2000 wurden mit der Einführung des Erneuerbare-Energien-Gesetzes (EEG) politisch die Weichen für einen beschleunigten Ausbau des Anteils an erneuerbaren Energien in Deutschland gestellt. Die verheerenden Auswirkungen der Fukushima-Katastrophe im Jahr 2011 führten schließlich zu einer weiteren, politisch motivierten Beschleunigung des allgemein als Energiewende bezeichneten Ausstiegs aus der Energiegewinnung mittels nuklearer und fossiler Brennstoffe. Als derzeit aktuellster politischer Rahmen hat sich im Dezember 2015 die internationale Gemeinschaft in Paris auf einen Weltklimavertrag verständigt, der 2020 in Kraft tritt und das Ziel deklariert, die Erderwärmung auf weit unter zwei Grad Celsius zu begrenzen sowie die Anstrengungen zu erhöhen, den Temperaturanstieg bereits bei 1,5 Grad Celsius zu stoppen.



Abbildung 1.1: Anteil erneuerbarer Energien am Brutto-Stromverbrauch von 1990 bis 2014 und Ziele der Bundesregierung bis 2050; Quellen: [BMW15a; EEG14]

Abbildung 1.1 stellt die Entwicklung des Anteils erneuerbarer Energien am Bruttostromverbrauch von 1990 bis 2014 in der Bundesrepublik Deutschland dar. Entsprechend besteht bereits 2014 mehr als ein Viertel des Gesamtstromverbrauchs der Bundesrepublik aus erneuerbaren Energien. Für das Jahr 2015 wird ein Anteil von voraussichtlich auf 33 Prozent prognostiziert [BDE15]. Weiterhin zeigt Abbildung 1.1 entsprechend dem 2014 letztmalig novellierten Erneuerbare-Energien-Gesetzes (EEG) [EEG14] die in §1 "Zweck und Ziel des Gesetzes" festgeschriebenen Ziele der Energiewende bis ins Jahr 2050. Demnach wird von der Bundesregierung gesetzlich verankert angestrebt, den Anteil des aus erneuerbaren Energien erzeugten Stroms am Bruttostromverbrauch stetig und kosteneffizient auf mindestens 80% bis zum Jahr 2050 zu erhöhen. Hierzu soll dieser Anteil 40-45% bis zum Jahr 2025 sowie 55-60\% bis zum Jahr 2035 betragen. Zusätzlich soll der Anteil erneuerbarer Energien am gesamten Bruttoenergieverbrauch bis zum Jahr 2020 auf mindestens 18% erhöht werden.

Die Nutzung der Windkraft zur Stromerzeugung stellt den wichtigsten Eckpfeiler der deutschen Klimaschutzpolitik dar. Nach Angaben des Bundesministeriums für Wirtschaft (BMWi) bildet die Windkraft mit 35,5% im Jahr 2014 den größten Anteil bei der Stromerzeugung durch erneuerbare Energien [BMW15a]. Weitere wesentliche Bestandteile sind Photovoltaik (21,8%), Wasserkraft (12,1%) und die verschiedenen Formen der biogenen Brennstoffe (zusammen 30,6%) sowie Geothermie (0,1%).

Der wesentliche Anteil der Stromerzeugung aus Windenergie erfolgt derzeit und auch zukünftig im Binnenland (onshore). Allerdings kommt der offshore genutzten Windenergie im Rahmen der Umsetzung der o.g. Zielsetzungen zur Energiewende eine zunehmende energiewirtschaftliche Bedeutung zu. Im Vergleich zu den Standorten an Land bietet sich auf See der Vorteil weitaus konstanterer und höherer Windgeschwindigkeiten und entsprechenden Windstromerträgen. Bei der Messstation Finow 1 in der Nordsee liegt die durchschnittliche Windgeschwindigkeit bei ca. 10 m/s [BMW15b]. Eine Studie des Fraunhofer Instituts für Windenergie und Energiesystemtechnik (IWES) zeigt, dass die Flexibilitätskosten in Szenarien mit hohem Anteil offshore erzeugten Stroms im Mix der erneuerbaren Energien (im Vergleich zu einem hohen Anteil an Stromerzeugung aus Photovoltaik) bis zu 5,6 Milliarden Euro niedriger ausfallen [IWE13]. Grund dafür sind die sehr guten, sogenannten Kraftwerkseigenschaften offshore betriebener Anlagen. Darunter ist zu verstehen, dass aufgrund des auf See nahezu ständig wehenden Windes Strom an rund 340 Tagen produziert werden kann. Außerdem variiert in 70% aller Betriebsstunden die Leistung um höchstens 10% der installierten Kapazität. Diese geringen Gradienten verringern den Bedarf an Regelleistungen zur Sicherstellung eines stabilen Stromnetzes und damit den Bedarf an erforderlichen Ausgleichskraftwerken. Zusätzlich ergeben sich Kostenvorteile der Offshore-Windenergie aus den kumulierten Stromerzeugungskosten. Gemäß der genannten Studie des IWES beläuft sich der Gesamtkosten-Nettoeffekt der Offshore-Windenergie auf 0,9 bis 6,1 Milliarden Euro pro Jahr.

Ersteller, Betreiber und zahlreiche Zulieferer bilden inzwischen einen eigenen Industriesektor. So wurden allein im Jahr 2014 1,44 GW neu installiert. Insgesamt betrug die offshore installierte Leistung zum Ende 2014 insgesamt 2,34 GW, bis Ende 2015 sind knapp 3 GW Einspeisung geplant[BMW15a]. Gemäß dem aktuellen EEG von 2014 ist es Ziel, bis zum Jahr 2020 6,5 GW und bis 2030 15 GW zu installieren. Die Studie des IWES geht von einer maximalen zur Verfügung stehenden Leistung von 54 GW im Jahre 2050 aus [IWE13].

Die Errichtung von Offshore-Windparks findet auf hoher See und damit in großen Entfernungen zur Küste statt. Wassertiefen von bis zu 50 m und zum Teil harsche Umweltbedingungen stellen besondere Anforderungen an die Technologie zur Errichtung als auch an die Technik der OWEA selbst, um einen dauerhaften Betrieb im Zeitraum der angestrebten Lebensdauer zu gewährleisten. Um die immensen Kosten für Erstellung und Betrieb von Offshore-Windparks im Verhältnis zur erzeugten Leistung zu senken, werden derzeit Entwicklungen neuer Anlagenklassen vorangetrieben. Während die überwiegende Anzahl der OWEA in der deutschen Nord- und Ostsee Leistungen von $3,6\,\mathrm{MW}$ bis $6\,\mathrm{MW}$ besitzen, werden derzeit Prototypen mit bis zu $10\,\mathrm{MW}$ Leistung getestet.

Tragstrukturen von OWEA sowie Rotorblätter sind starken zyklischen Beanspruchungen durch Wind, Wellen und Betrieb, der Triebstrang der Anlagen ist drehzahlabhängigen, mehr oder weniger gleichmäßigen Beanspruchungen ausgesetzt. Besonders Wind und Wellen, aber auch die umwelt- und betriebsbedingten Einflüsse streuen erheblich und machen wirtschaftliche Annahmen im Rahmen der Bemessung von Offshore-Tragwerken schwierig. Darüber hinaus gibt es aufgrund der Neuartigkeit der Technologie für diesen Anwendungsbereich bzgl. Entwurf und Bemessung vieler Details noch immer nur eingeschränkte Erfahrungen sowie einen Mangel an eindeutigen und normativ verankerten Bemessungsregeln.

Aufgrund der beschriebenen Unsicherheiten in Kombination mit den hohen Erstellungskosten für OWEA gibt es die konkrete im Standard Konstruktion des Bundesamt für Seeschifffahrt und Hydrographie (BSH) formulierte Forderung an die Genehmigungsinhaber, während der Lebenszeit der Offshore-Bauwerke die Strukturen und Komponenten regelmäßig nach Prüf- und Inspektionsplan bzw. in ereignisorientierten Abständen von einem unabhängigen Dritten im Rahmen sogenannter Wiederkehrender Prüfungen (WKP) zu inspizieren und zu prüfen. [BSH15]. Aufgrund der großen Schwierigkeiten seitens der Genehmigungsinhaber, die vormals im Standard Konstruktion des BSH [BSH07] geforderten 25 % eines Windparks jährlich einer WKP zu unterziehen, wurde bei der 1. Fortschreibung des Standards von 2015 zumindest für das Prüfen der Unversehrtheit von Schweiß- und Schraubverbindungen an der Tragstruktur auf festgeschriebene Forderungen hinsichtlich der Überwachungsintervalle verzichtet. Demzufolge existieren für die Tragstruktur von OWEA im Gegensatz zum Triebstrang (Hauptlager, Getriebe, Generator)² weder vorgeschriebene Intervalle für die zeitorientierte Instandhaltungsmaßnahme WKP nach [BSH15], noch die normativ verankerte Verpflichtung, eine zustandsorientierte Instandhaltungsmaßnahme in Form messtechnischer Überwachungen vorzuhalten. Diese Strategie basiert auf der Annahme, dass die der Bemessung zugrunde liegenden Lasten, Umwelteinflüsse sowie geometrische und materialbedingte Imperfektionen in der realen Anwendung nicht wesentlich überschritten werden und die reale Lebensdauer-Performanz der berechneten gleicht. Allerdings zeigt die Vergangenheit des Bauingenieurwesens, dass auch bei vergleichbaren neuartigen Technologien z.B. im Spannbetonbrückenbau Annahmen dieser Art getroffen wurden und sich im Laufe der Betriebsjahre als falsch herausstellten. Aufgabe der F & E - Bereiche für messungsbasierte Monitoring-Verfahren ist hier die Bereitstellung robuster, kostengünstig applizierbarer und zuverlässig arbeitender Technologie zur zustandsorientierten Überwachung.

Die bei der zeit- und ereignisorientierten Überwachung von Ingenieurbauwerken übliche und eingeführte Methodik der visuellen und zfP-unterstützten Inspektion bzw. Prüfung wird derzeit insbesondere aufgrund vorhandener normativer Grundlagen und Erfahrungen auch an Tragstrukturen von OWEA praktiziert. Der Aufwand dieser Art der

² Für den Triebstrang bzw. für die Rotor-Gondel-Baugruppe (RGB) sind sowohl WKP jährlich an 25 % der Anlagen eines Windparks nach [BSH15] als auch ein zertifiziertes CMS nach [GL07] verpflichtend vorgeschrieben.

Gewinnung von Informationen über den baulichen Zustand der Strukturen ist vor allem offshore gewaltig. Im Unterwasserbereich von OWEA besteht eine der Hauptaufgaben der WKP in der Schweißnahtprüfung, die visuell bzw. per Ultraschallmessgerät erfolgen kann. Weiterhin werden die Funktionalität des kathodischen Korrosionsschutzes, mariner Bewuchs, die Schadensfreiheit vorhandener Grout-Verbindungen sowie mögliche Kolkbildung am Meeresbodens überprüft.

Die enormen, regelmäßig anfallenden Kosten für wiederkehrende Inspektionstätigkeiten motivieren die verantwortlichen Betreiber, alternative, insbesondere messungsbasierte Verfahren zur Fernüberwachung des vorhandenen baulichen Zustands der Tragstrukturen inklusive der Gründungselemente zu fordern bzw. einzusetzen.

Angelehnt an den bereits eingeführten und zertifizierten Technologien zur zustandsorientierten Überwachung von Komponenten der Rotor-Gondel-Baugruppe mittels Condition Monitoring Systemen (CMS) besteht das Bestreben, auch zur Überwachung der Tragstruktur automatisiert aufzeichnende und bewertende Technologien einzusetzen, die nicht nur in der Lage sind, einzelne Schäden frühzeitig zu diagnostizieren, sondern auch Überwachungsergebnisse bezüglich Stand- und Betriebssicherheit sowie Restlebensdauer zu bewerten. Weiterentwickelt sollen komplexe Bewertungsalgorithmen künftig in der Lage sein, Informationen bzgl. des Zustandes der Tragstruktur, zusammengeführt mit Daten aus dem CMS der Rotor-Gondel-Baugruppe, in ein Windpark-Managementsystem einfließen zu lassen und so Inspektions-, Wartungs- und Instandsetzungsarbeiten in optimaler Weise zu organisieren und damit die Verfügbarkeit der Anlagen eines Windparks zu maximieren.

Aufgabenstellung

Die eingeschränkte Zugänglichkeit und die hohen dynamische Beanspruchungen von OWEA machen messungsbasierte zustandsabhängige Instandhaltungsmaßnahmen zum Mittel der Wahl. Diese können nur durch eine kontinuierliche oder periodische Aufnahme des aktuellen Zustandes der Struktur mittels geeigneter Sensortechnik sowie geeigneter Verfahren zur Datenanalyse erfolgen. Prinzipiell kann die Erfassung von strukturellen Schäden durch die messtechnische Überwachung des globalen und/oder lokalen Verhaltens erfolgen. Dabei verfügen lokale Verfahren zwar über eine grundsätzlich höhere Sensitivität gegenüber Schäden, allerdings ist die im Namen implizierte begrenzte Auflösung auf ein lokales Gebiet rund um den Sensor bzw. auf das Aktuator-Sensor-Paar begrenzt. Für vulnerable Strukturkomponenten aus der Luft- und Raumfahrt oder aus dem Maschinen- und Fahrzeugbau können solche lokalen Verfahren die ideale Technologie zur Zustandsüberwachung darstellen. Für Strukturen des Ingenieurbauwesens allgemein und für Strukturen von Windenergieanlagen auf hoher See insbesondere stellen aber lokale Verfahren einen kaum erfassbar hohen Aufwand für Applikation und Unterhaltung der Sensorik sowie für die Verarbeitung der anfallenden Messdaten dar. Unter der Annahme, dass die Lokalität, an der ein Schaden mit hoher Wahrscheinlichkeit eintritt, bekannt ist, können lokale Verfahren als praktikabel bzw. wirtschaftlich angenommen werden.

Im Unterschied dazu kommen globale Verfahren mit im Verhältnis deutlich weniger Sensorik aus und der Aufwand für deren Applikation ist signifikant geringer. Allerdings können Schäden mittels globaler Verfahren nur dann detektiert bzw. lokalisiert werden, wenn diese das Antwortverhalten der gesamten bzw. der mit Sensorik bestückten

Teilstruktur beeinflussen. Globale Verfahren werten in den meisten Fällen die Schwingungscharakteristik der zu überwachenden Struktur aus. Die eingeführten Methoden extrahieren und überwachen dabei in erster Linie modale Kenngrößen wie Eigenfrequenzen, Dämpfungsparameter oder Eigenformen der Struktur. Grundsätzlich sind Monitoring-Systeme zur Aufnahme von Belastungs- und Beanspruchungsverläufen nicht in der Lage, die Anforderungen, die an eine globale Schadensdetektion gestellt werden, zu erfüllen. Bis heute existieren für die Überwachung der strukturellen Integrität der Gründungselemente, der Gründungsstruktur (nur für OWEA), des Turms und teils auch der Rotorblätter von Windenergieanlagen nur wenige kommerziell eingeführte Monitoring-Systeme. Dies ist überwiegend auf die Schwierigkeiten beim Berücksichtigen variierender Umweltbedingungen sowie von Anlagenführungsprozessen während des Betriebes und der damit verbundenen Einschränkung bei der Zuverlässigkeit der Uberwachungssysteme zurückzuführen. Dies gilt vornehmlich auch für die o.g. modalen Parameter, deren zeitliches Verhalten oft im Rahmen von globalen Überwachungssystemen als Schadensindikator ausgewertet wird. Forschungsseitig existieren derzeit weltweit große Bemühungen, diese umwelt- und betriebsbedingten Einflüsse zu extrahieren, um so strukturelle Schäden in einem frühen Stadium zuverlässig diagnostizieren zu können.

Zur Erhöhung der Akzeptanz von Systemen zur Schadensüberwachung bedarf es deshalb der Untersuchung, Entwicklung und Anpassung alternativer Verfahren, die unter den schwierigen Bedingungen variierender Umwelt- und Betriebsbedingungen wie auch unter den harschen klimatischen Einsatzbedingungen offshore robust und zuverlässig im Rahmen akzeptabler Grenzen Schäden an der Tragstruktur zu detektieren in der Lage sind. Aufgabe der vorgestellten Arbeit ist daher die Analyse verschiedener Parameter hinsichtlich deren Einfluss auf die Erkennbarkeit eines Ermüdungsschadens im frühen Stadium an einer Gründungsstruktur einer OWEA. Dazu sollen sowohl experimentelle als auch numerische Analysemethoden zur Anwendung kommen.

1.3 Einordnung der Methodik und Stand der Forschung

An Ingenieurbauten erfolgt die Zustandsüberwachung derzeit überwiegend noch über regelmäßig wiederkehrende Sichtprüfungen. Durch den zumindest teilweise unvermeidlichen subjektiven Charakter dieser Art der Zustandserfassung können diese visuellen und manuellen Prüfungen nur bedingt Informationen über die strukturelle Integrität liefern. Die bekannten Unsicherheiten in den Inspektionsergebnissen können weiter zu einer entsprechend konservativen Risikobewertung und gegebenenfalls zu unnötigen und kostspieligen Interventionen führen. Stattdessen ist eine Technologie erforderlich, die objektiv frühe Anzeichen eines möglichen Schädigungsprozesses und seiner Folgen erkennt, um angemessen Risiken zu beurteilen und gegebenenfalls Reparaturaktivitäten zu einem optimalen Zeitpunkt einzuleiten.

Im Laufe der letzten ca. 30 Jahre wurden zahlreiche messungsbasierte Methoden und Verfahren entwickelt und zum Teil auch erfolgreich angewendet. Insbesondere der rasante Entwicklungsprozess in der Rechentechnik und die damit verbundenen Entwicklungen in der digitalen Datenverarbeitung trugen zu einer Fokussierung der Ingenieure auf messungsbasierte Verfahren zur Schadensdiagnostik bei. Besonders erfolgreich verlief diese Entwicklung für Anwendungen an Strukturen mit definierten bzw. determinierten Betriebs- und Umgebungsbedingungen. Als Beispiel dienen hier Überwachungsaufgaben für Strukturen und Systeme des Maschinen-, des Fahrzeug- und zum Teil auch des Luftund Raumfahrtbaus. Weitaus schwieriger war und ist die Anwendung messungsbasierter Verfahren für Strukturen bzw. Systeme des Ingenieurbauwesens. Nicht messbare aber stark variierende Lastgrößen, gleichfalls stark variierende Umweltbedingungen und nicht zuletzt das im Vergleich zum Maschinenbau oft nur geringe Verhältnis zwischen dem geometrischen Ausmaß eines bezüglich der Bauwerkssicherheit relevanten Schadens und dem geometrischen Ausmaß der betrachteten Gesamttragstruktur machen es schwierig, Schäden an Tragstrukturen des Ingenieurbaus in einem frühen Stadium messtechnisch zu erfassen.

In diesem Abschnitt werden die verschieden prinzipiellen Herangehensweisen und Methoden der schwingungsbasierten Schadenserkennung vorgestellt und klassifiziert. Basierend darauf erfolgt eine Einordnung des im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Verfahrens zur Schadensdetektion. Dabei wird ein besonderes Augenmerk auf die bisherige Anwendung an Strukturen des Bauingenieurwesens im Allgemeinen und an OWEA-Strukturen im Besonderen gelegt.

1.3.1 Schadensdetektion im Kontext von Structural Health Monitoring

Als *Structural Health Monitoring* (SHM) wird das Fachgebiet der Zustandsüberwachung mechanischer Systeme mittels Messtechnik bezeichnet. Es wird in den verschiedensten Ingenieursdisziplinen wie bspw. Maschinen- und Automobilbau, Flugzeug- und Raumfahrzeugbau, Bauingenieurwesen, etc. eingesetzt [GC09, S.45].

Ursprünglich für Anwendungen der Luft- und Raumfahrttechnik konzipiert, wurden Verfahren des SHM in den letzten zwei Jahrzehnten auch zunehmend für die Überwachung von Tragstrukturen des Bauingenieurwesens weiterentwickelt. Dabei spielten insbesondere die Entwicklungen in der Sensor- und Signalverarbeitungstechnik sowie der Rechentechnik eine übergeordnete Rolle, die einerseits die Datenerfassung, vor allem aber die Verarbeitung großer Datenmengen ermöglichten [BFG06]. Als Folge können große Instrumentierungen kritischer Strukturen speziell für schwingungsbasierte Langzeitüberwachungen durchgeführt werden.

Trotz der enormen Entwicklungen in SHM-bezogener Technologie und Methodik existiert bis jetzt keine einheitliche Beschreibung des Begriffs Structural Health Monitoring. In der Literatur werden von verschiedensten Autoren vielfältige Definitionen vorgeschlagen, u.a. in [Akt+00; BFG06; Bro07; CGB08; FW07].

Auch sind die Abgrenzungen des Fachgebiets in verschiedenen Ebenen nicht eindeutig festgelegt und das Spektrum zugehöriger Vorgehensweisen und Methodiken wird von verschiedenen Autoren unterschiedlich ausgelegt. So werden auf der konzeptionellen Ebene nicht prinzipiell und ausschließlich Verfahren der klassischen messtechnischen Überwachung mit fest installierten Sensor- bzw. Sensor-Aktuator-Netzwerken zugezählt, sondern gleichsam die zumeist manuellen und intermittierend angewendeten Verfahren der zerstörungsfreien Prüfung (zfP) wie bspw. radar-basierte, ultraschall-basierte oder radiographische Verfahren. Eine klare Abgrenzung zwischen den einzelnen Methodiken und klare differenzierende Bezeichnungen erscheinen möglich und sinnvoll, haben sich bis jetzt aber nicht durchgesetzt. Thematisch kann Structural Health Monitoring grundsätzlich in drei wesentliche Sparten unterteilt werden:

- > Sensor- und Datenerfassungstechnik
- › Verfahren zur Signalanalyse und zur Bestimmung von Schadensgrößen
- › Verfahren zur Bewertung von Schadensgrößen im Sinne der jeweiligen Aufgabenstellung

Das immens breite Spektrum an beteiligten Disziplinen der Forschung und Entwicklung macht eine einzige allumfassende und allen Gebieten gerecht werdende Definition des Begriffs "Structural Health Monitoring" sehr schwierig. AKTAN et al. in [Akt+00] und CATBAS et al. in [CGB08] definieren SHM sehr allgemein als die Messung des Betriebsund Belastungssystems sowie der Antworten einer Tragstruktur zur Erfassung und Bewertung von Symptomen betrieblicher Störungen, Anomalien und/oder Detoriation und Schäden bzw. Schadensindikatoren, die den Betrieb, die Gebrauchstauglichkeit oder die Tragsicherheit beeinflussen. FARRAR et al. hingegen beschreibt in [FW07] deutlich konkreter SHM als Prozess der Implementierung von Strategien zur Identifikation von Schäden in Tragstrukturen der Luft- und Raumfahrt, des Bauingenieurswesen und des Maschinenbaus, der die Überwachung der Struktur bzw. des mechanischen Systems über einen Zeitabschnitt mittels periodisch wiederkehrender Messungen, das Extrahieren schaden-sensitiver Kenngrößen aus diesen Messungen sowie eine statistische Analyse dieser Kenngrößen zur Bestimmung des aktuellen Systemzustands beinhaltet. In [Wor+07] werden sieben Axiome als Grundprinzipien des SHM postuliert, darunter die Forderung eines Vergleichs zweier Systemzustände sowie die Forderung einer Bestimmung charakteristischer Merkmale durch Verarbeitung und statistischer Analyse von Messsignalen.

Auf Grundlage der dem SHM zur Verfügung stehenden technologischen Entwicklungen entstand ein großes Potenzial für die Umsetzung von Konzepten zur automatisierten und online-arbeitenden Bewertung der Integrität von Tragstrukturen auf der Basis von Sensordaten [FW07]. Insbesondere für Strukturen mit schlechter Zugänglichkeit oder in Umgebungen mit hohem Risiko, wie Offshore-Bauwerke, große Ingenieurbauten oder Kernkraftwerke bieten automatisch arbeitende Überwachungstechnologien einen enormen Mehrwert, um Wartungsvorgänge zu optimieren und teure Ausfallzeiten auf ein Minimum zu reduzieren. Durch fortwährende Informationen über den Zustand der überwachten Struktur können so Unsicherheiten minimiert und damit die rechnerische Tragsicherung, die Betriebssicherheit bzw. Gebrauchstauglichkeit erhöht werden.

Aus Sicht der Schadensdetektion kann ein Schaden allgemein als lokale Änderung von Struktureigenschaften definiert werden, die den Zustand der betrachteten Struktur nachteilig beeinflusst [DFP98]. Auch wenn der Schädigungsprozess ein oft räumlich auftretendes Phänomen ist (z.B. Korrosion), sind die daraus folgenden Schäden (z.B. Ermüdungsrisse ausgehend von Korrosionsnarben) zumeist lokal begrenzt. Entsprechend komplex ist die bestehende Aufgabe der Erkennung eines Schadens auf der Basis von Messsignalen, insbesondere, wenn Art und Ort des erwarteten Schadens a priori nicht bekannt sind. Die Gesamtaufgabenstellung der Schadensdiagnostik lässt sich in fünf Stufen mit zunehmender Maßgeblichkeit bezüglich der Schadensbeschreibung aber auch mit zunehmendem Schwierigkeitsgrad unterteilen [Ryt93; FW07]. Diese Stufen sind im Einzelnen:

(1)	Schadensdetektion	(qualitative Indikation eines Schadens)
(2)	Schadenslokalisierung	(Bestimmung der Örtlichkeit des Schadens)
(3)	Schadensklassifizierung	(Bestimmung der Art des Schadens)
(4)	Schadensquantifizierung	(Bestimmung des Schadensausmaßes)
(5)	Prognose	(Abschätzung des weiteren Schadensverlaufs)

Dabei beziehen sich die Stufen (1) bis (4) auf die Erfassung und Beschreibung von Schäden mit Verfahren zunehmender Komplexität. Zusammengefasst werden sie als Schadensidentifikation bezeichnet.

Die Stufe (1) als einfachste Teilaufgabe der Schadensdiagnostik stellt im Bereich des Maschinen- und Fahrzeugbaus den Stand der Technik dar. Dies gilt auch für Condition Monitoring Systeme (CMS) zur zustandsbasierten Instandhaltung relevanter Komponenten des Triebstrangs von Windenergieanlagen. Auch das in der vorliegenden Arbeit beschriebene Verfahren der stochastischen unterraumbasierten Schadensdetektion ist der Stufe (1) der oben angegebenen Einteilung zuzuordnen.

Für die Stufen (2) bis (4) sind neben der Aufnahme und Auswertung von Messdaten zusätzliche Verfahren zur Beschreibung des detektierten Schadens unter Berücksichtigung gemessener Zeitverläufe erforderlich. Oft basieren diese Verfahren auf inversen Algorithmen, in denen die Strukturparameter in FE-Modellen auf Grundlage der gemessenen Verformungsgrößen angepasst werden [Bro+01; Fri07]. Der Einsatz solcher Verfahren an realen Strukturen des Bauingenieurwesens kann allerdings sehr aufwendig sein, da es jenseits definierter (Labor-) Umgebungsbedingungen äußerst komplex ist, die schlecht gestellten inversen Probleme effizient zu lösen.

Die Stufe (5) umfasst die Bewertung der ermittelten Schadensparameter bezüglich ihrer Auswirkung auf den zukünftigen Verlauf des baulichen Zustandes und der damit verbundenen Einschränkungen in der Trag- und Betriebssicherheit sowie der Gebrauchstauglichkeit und Dauerhaftigkeit des untersuchten Bauwerks. Stufe (5) muss nicht zwingend der Stufe (4) folgen, sondern kann prinzipiell nach jeder einzelnen der Stufen zur Erfassung und Beschreibung von Schäden durchgeführt werden. Dabei gilt es aber zu beachten, dass sich mit jeder zusätzlichen Information über Art, Örtlichkeit und Ausmaß des betrachteten Schadens die Unsicherheit in der in Stufe (5) durchgeführten Lebensdauerprognose reduziert.

Eine prinzipielle Klassifizierung von Methodiken zum SHM unterscheidet *lokale und globale Verfahren*. Lokale Monitoringverfahren analysieren die aufgenommenen Messwerte für einen lokal abgegrenzten Bereich. Sie benötigen somit Vorabkenntnisse über Art, Ort und ggf. Ausdehnung des zu erwarteten Schadens und/oder einen hohen Aufwand für die Applikation und Unterhaltung vieler Sensoren sowie für die Verarbeitung der Messdaten. Ein weiterer, gelegentlich relevanter Nachteil ist der erforderliche Zugang zu dem zu überwachenden Bauteil bzw. Bereich. Für die Überwachung von OWEA-Gründungsstrukturen würde dies Messstellen u.a. in allen Unterwasser-Hotspots

bedeuten. Zerstörungsfreie Prüfverfahren, sofern sie als Monitoringverfahren betrachtet werden, sind gleichfalls den lokalen Verfahren zuzuordnen. Der wesentliche Vorteil lokaler Verfahren ist die hohe Sensitivität gegenüber Schäden bzw. die Zuverlässigkeit der Verfahren - robuste Messtechnik vorausgesetzt. Typischer Vertreter lokaler SHM-Verfahren ist die langzeitliche Messung von Dehnungs-Zeitverläufen zur Bestimmung der Ermüdungsbeanspruchung bzw. -schädigung in einem sog. Hotspot. Die Messungen erfolgen zumeist über auf der Oberfläche der Struktur applizierte elektrisch oder faseroptisch arbeitende Dehnungsmesstechnik. Globale Monitoringverfahren nehmen auf der anderen Seite mit verhältnismäßig wenigen Sensoren das Verhalten der gesamten überwachten Struktur auf und leiten aus den Messdaten bei verändertem Verhalten einen möglichen Schaden ab. Nachteil dieser Methodik ist die gegenüber lokalen Verfahren verminderte Sensitivität bzgl. lokaler Schäden, insbesondere, wenn der Schaden nur geringe Auswirkungen auf das globale Strukturverhalten hat. Schwingungsbasierte Schadensdiagnoseverfahren sind typische Vertreter globalen Monitorings, die das Schwingantwortverhalten dynamischer Systeme zur Bestimmung struktureller Veränderungen nutzen.

1.3.2 Schwingungsbasierte Verfahren zur Schadensdetektion - Einleitung

Grundlegend ist das Schwingverhalten einer Struktur von den strukturmechanischen Parametern *Steifigkeit, Masse* und *Dämpfung* abhängig. Schwingungsbasierte bzw. dynamische Verfahren zur Schadensdetektion basieren entsprechend darauf, dass Schäden im Sinn reduzierter Steifigkeit das Eigenschwingverhalten der betrachteten Struktur verändern. Abgebildet werden können diese Veränderungen dann in dynamischen Kenngrößen wie bspw. Systemeigenwerten und -eigenvektoren oder vor allem auch in modalen Größen (Eigenfrequenz, modales Dämpfungsmaß, Modalform). Auf dieser Grundlage werden im Rahmen schwingungsbasierter Verfahren die dynamischen Antwortverläufe der Strukturen als Zeitverläufe von Bewegungsgrößen der untersuchten Struktur messtechnisch aufgenommen und entsprechend eines gewählten Algorithmus hinsichtlich Änderungen, die auf Schäden schließen lassen, untersucht.

Dabei kann die Struktur sowohl künstlich z.B. durch einen dynamischen Shaker oder ein Fallgewicht als auch natürlich durch Quellen aus der Umgebung (ambient), bspw. aus Straßenverkehr, Wind, Wellen oder auch aus mikroseismischen Erschütterungen, angeregt werden. Künstliche Anregungen werden teils definiert eingetragen und der Zeitverlauf des Anregungsparameters dann für eine mögliche Berücksichtigung im Algorithmus zur Schadensdiagnose messtechnisch aufgezeichnet. Eine Besonderheit schwingungsbasierter Schadensdiagnoseverfahren für eine Anwendung an Strukturen des Bauingenieurwesens ist der Umstand, dass, anders als bei verschiedenen Anwendungen des Maschinen-, Fahrzeug- und Luft- und Raumfahrzeugbaus die Anregungen des dynamischen Systems nicht gemessen und bei der Analyse der gemessenen Ausgangsgrößen nicht berücksichtigt werden können. Diese Gruppe dynamischer Diagnoseverfahren wird als *Output-Only-Verfahren* bezeichnet [PDR99].

Dynamische Kenngrößen zur Zustandsüberwachung von Strukturen und Komponenten wurden ursprünglich zur Überwachung rotierender Maschinenbauteile entwickelt und als Condition Monitoring Systeme bezeichnet [FW07]. Die Anfänge der Überwachung von Tragwerken des Bauingenieurwesens gehen auf die späten 70er, frühen 80er Jahre des vergangenen Jahrhunderts zurück, als zunehmend Anstrengungen in Forschung zur Entwicklung sensorbasierter Verfahren zur Überwachung von Öl- und Gasplattformen investiert wurden [DFP98; CF04]. Dabei rücken insbesondere globale, schwingungsbasierte Verfahren in den Fokus der Entwickler. Grund dafür sind die großen räumlichen Ausdehnungen der Strukturen und die damit verbundene Schwierigkeit, lokale Überwachungsmethoden mit dem dafür erforderlichen großen Aufwand für die Applikation und Wartung der erforderlichen Sensorik einzusetzen. Allerdings waren die entwickelten Verfahren nur mäßig erfolgreich, da sie hauptsächlich auf der Auswertung von Eigenfrequenzen basierten und nicht in der Lage waren, Störungen durch umweltbedingte Einflüsse und veränderliche Massen z.B. durch marinen Bewuchs oder aufgrund variierender Füllstände von Speichertanks adäquat zu berücksichtigen.

Anfang der 90er Jahre konnte ein sprunghafter Anstieg der internationalen Forschungsaktivitäten zur Entwicklung von Verfahren und Algorithmen zur schwingungsbasierten Detektion von Schäden mit dem Ziel geplanter Anwendungen an Brückentragwerken festgestellt werden [Bro+11]. Grund war einerseits der zunehmend besorgniserregende Zustand von Brückentragwerken sowohl in den USA als auch in Europa, von denen eine Mehrzahl ihre Bemessungslebensdauer erreicht hatten. Außerdem war die Rechentechnik inzwischen soweit fortgeschritten, dass Algorithmen zur Messdatenanalyse auch zahlreicher Kanäle mit hohen Abtastfrequenzen problemlos verarbeitet werden konnten.

Eine experimentelle Verifizierung der Funktionalität sowie der Sensitivität der entwickelten Verfahren zur Schadensdiagnose fand und findet aus nachvollziehbaren Gründen in erster Linie an Laborstrukturen statt. Nur in wenigen Ausnahmen konnten verschiedene theoretische Ansätze zur Schadensidentifikation in Anwendungen an realen Strukturen untersucht und verglichen werden. Eine erste sehr ausgedehnte experimentelle Testserie zur Untersuchung von Verfahren zur Detektion künstlich eingebrachter Schäden wurde in [FJ94; Far+94] beschrieben. Dabei wurden sowohl ambiente als auch künstliche Anregungen hinsichtlich der Güte der Schadensdetektion untersucht. Die Signale wurden in der Form verarbeitet, dass die statistischen Verteilungsparameter der ermittelten modalen Größen bestimmt und entsprechend dem Schadensbild bewertet wurden. Bereits hier weisen die Autoren auf eine nur eingeschränkte Sensitivität von Eigenfrequenzen für eine Erkennung lokaler Schäden hin. Zwei weitere Beispiele für Untersuchungen in der Vergangenheit, bei denen Brückentragwerke für vergleichende experimentelle Analysen von Schadensdiagnoseverfahren künstlich geschädigt wurden, sind die Brücken Z24 in der Schweiz [MDR03] und S101 in Österreich [Döh+14].

Weiterhin wurden im Laufe der letzten 30 Jahre zur Verifizierung und Anwendung der vielfältigen entwickelten schwingungsbasierten Techniken und Algorithmen zur Schadensfrüherkennung zahlreiche im Betrieb befindliche Brücken instrumentiert und durch wiederholt durchgeführte Messkampagnen und/oder aber durch langzeitlich angebrachte Monitoringsysteme überwacht. Stellvertretend für zahlreiche Anwendungen seien hier [Rüc+95; WP05; Won10; Bro+10] genannt. Eine ausführlichere Aufzählung und detaillierte Beschreibung derartiger Projekte ist in [Bro+11] zu finden.

1.3.3 Systemidentifikation und Analyse modaler Parameter

Systemidentifikation kann allgemein als der Prozess der Anpassung von Rechenmodellen an am realen System aufgezeichneten Messdaten definiert werden [Nat83; WS89]. Als Modell ist die qualitative Beschreibung der Beziehung von Eingangsgrößen (Ursache) auf die Ausgangsgrößen (Wirkung) eines dynamischen Systems zu verstehen. Dazu werden für gewöhnlich mathematische Beschreibungen (Modelle) genutzt. Messdaten beschreiben in diesem Kontext das Verhalten des realen dynamischen Systems, das identifiziert werden soll. In Bezug auf die Aufgabenstellung des SHM besteht die Zielstellung der Systemidentifikation im Rahmen der Schadensdiagnose zumeist in der Bestimmung der modalen Parameter Eigenfrequenzen, Eigenschwingformen sowie der modalen Dämpfungswerte des zu untersuchenden Baukörpers.

Prinzipiell kann die Modellbildung und -anpassung über theoretische Systemanalysen auf Basis physikalischer Gesetzmäßigkeiten oder über experimentelle Systemanalyse auf Basis des realen, experimentell ermittelten, Strukturverhaltens erfolgen [Ise88]. Im Rahmen der theoretischen Systemanalyse, auch als theoretische Modellbildung bezeichnet, werden die physikalischen Gesetzmäßigkeiten allgemein mathematisch in Form von Differenzialgleichungssystemen ausgedrückt. Im Fall mechanischer Systeme beschreiben die Gesetzte die erforderlichen Gleichgewichts- und Verträglichkeitsbedingungen sowie das Materialverhalten. Ein solches Modell ist durch charakteristische physikalische Parameter, im Fall mechanischer Systeme durch die Strukturparameter Steifigkeit, Masse und Dämpfung definiert und wird daher als Strukturmodell bzw. als parametrisches Modell bezeichnet. Die Lösung des Differenzialgleichungssystems erfolgt zumeist in Form von Finite-Element-Analysen (FEA). Die FE-Modellierung basiert auf Geometrie- und Materialkenngrößen der mechanischen Struktur, den Rand- bzw. Übergangsbedingungen sowie den gewählten Ansatzfunktionen der finiten Elemente. Diese Parameter sind allgemein nur näherungsweise bekannt. Außerdem stellt die FE-Modellierung eine mehr oder weniger signifikante Vereinfachung des realen Systems dar. Im Rahmen der Aufgabenstellung einer Systemidentifikation werden die Strukturparameter an experimentell ermittelte Kenngrößen so angepasst, dass das Modell das gemessene Systemverhalten mit ausreichender Genauigkeit wiedergibt. Diese Form der Identifikation wird entsprechend als Modellanpassung (engl. *model updating*) bezeichnet. Das Verfahren beruht auf einer Minimierung der oben beschriebenen Unterschiede (Residuen) zwischen dem FE-Modell und den experimentellen Ergebnissen. Dabei verwendete Kenngrößen sind typischerweise modale Größen wie Eigenfrequenzen oder Modalformen. Zur Minimierung der Residuen sind in der Vergangenheit verschiedene Algorithmen entwickelt worden, Übersichten finden sich in [MF93; Lin98; TMDR02].

Bei der experimentellen Systemanalyse basiert das mathematische Modell auf dem direkt gemessenen realen Verhalten des mechanischen Systems. Das mathematische Modell beschreibt dementsprechend den Zusammenhang zwischen Ein- und Ausgangssignal. In Abhängigkeit der gewählten Vorgehensweise kann das mathematische Modell zahlreiche Formen annehmen. Umfassende Zusammenstellungen von in der Vergangenheit entwickelten Modellformen und den abgeleiteten Verfahren zur Systemidentifikation finden sich in zahlreichen Veröffentlichungen, als Beispiel seien hier [Lju99] und [Rey12] erwähnt.

Die Verfahren zur Identifikation dynamischer Systeme lassen sich nach unterschiedlichen

Kriterien klassifizieren. Bezüglich der Berücksichtigung bzw. Nichtberücksichtigung des physikalischen Systemverhaltens im Modell unterscheidet man zwischen parametrischen und nichtparametrischen Verfahren. Den parametrischen Verfahren liegt dabei ein physikalisches Strukturmodell zugrunde, dessen Parameter die Beziehung zwischen Ein- und Ausgangsgrößen definieren. Dem entgegen erfolgt bei nichtparametrischen Verfahren eine rein funktionale Beschreibung des Übertragungsverhalten von Ein- und Ausgangsgrößen, ohne dass die dazu genutzten Kenngrößen physikalisch interpretierbar sind.

Weiterhin lassen sich Verfahren der Systemidentifikation nach dem Abbildungsraum, in dem die Messsignale analysiert werden, in Zeitbereichs- bzw. Frequenzbereichsverfahren klassifizieren. Dabei werden, wie aus der Namensgebung erkennbar, im Zeitbereich die Charakteristik des Signalverlaufs im Bezug zur Zeit direkt analysiert und ausgewertet. Als Beispiele seien hier das Verfahren der Impuls Response Function (IRF) auf der Basis von Ubertragungsfunktionen und das Verfahren der Stochastic Subspace-based Identification (SSI) auf der Basis der Bewegungsgleichung linearer zeitinvarianter Systeme genannt. Frequenzbereichsverfahren basieren auf einer Transformation des Signals in den Frequenzraum mittels Fourier-, Laplace-oder z-Transformation. Als Folge erhält man eine Gruppe von Sinusschwingungen der jeweils im Zeitsignal enthaltenen Frequenzen, die allgemein in einem komplexwertigen Frequenzspektrum (z.B. als Leistungsdichtespektrum) dargestellt werden. Vertreter der in der Systemidentifikation häufig verwendeten Frequenzbereichsverfahren sind das *Peak Picking* (PP) aus den Frequenzspektren oder das Verfahren der Frequency Domain Decomposition (FDD), das auf der Zerlegung einer Matrix aus an mehreren Stellen gemessenen Frequenzspektren beruht. Sowohl für den Zeitbereich als auch für den Frequenzbereich sind in der Vergangenheit zahlreiche Verfahren zur Systemidentifikation im Sinne der Bestimmung der modalen Kenngrößen entwickelt worden. Zusammenstellungen finden sich unter anderem in [Lju99] und [Rev12].

Eine dritte Möglichkeit der Klassifizierung bezieht sich auf die Berücksichtigung der Anzahl an Signalen sowohl eingangs- wie auch ausgangsseitig, die in der Systemidentifikation berücksichtigt werden. Die klassische, in erster Linie im Maschinen- und Fahrzeugbau sowie in der Luft- und Raumfahrttechnik entwickelte Systemidentifikation unterscheidet zwischen Verfahren mit einem Eingang und einem Ausgang (SISO), einem Eingang und mehreren Ausgängen (SIMO) sowie mehreren Ein- und Ausgängen (MIMO)³ [BZ08]. Im Gegensatz zu den in den o.g. Sparten des Ingenieurwesens typischen labor-gestützten Untersuchungen ist für Anwendungen im Bauingenieurwesen das Eintragen definierter Anregungen oft schwierig realisierbar. Grund dafür ist vor allem die hohe erforderliche Energie, die entweder als Impuls oder über einen teils sehr breiten Frequenzbereich zur Verfügung gestellt werden muss. In einzelnen Anwendungen zur Untersuchung von Brückenstrukturen kamen dabei mobile elektrodynamische oder servo-hydraulische Schwingungserreger zum Einsatz, z.B. [Rüc+95]. Aufgrund der genannten Schwierigkeiten bei der Untersuchung großer Strukturen sind in den letzten 15 Jahren Verfahren entwickelt bzw. weiterentwickelt worden, mit denen die modalen Kenngrößen ausschließlich aus Messungen der Systemantwort bestimmt werden

³ SISO \Rightarrow Single Input - Single Output; SIMO \Rightarrow Single Input - Multiple Output; MIMO \Rightarrow Multiple Input - Multiple Output

können. Diesen, als *output-only* bezeichneten Verfahren, liegt als Theorie zugrunde, dass das zu identifizierende System ausschließlich durch GAUSS'sches Weißes Rauschen angeregt wird. In den realen in situ Untersuchungen werden dazu vorhandenes, als ambient bezeichnetes, Rauschen aus Verkehr, Wind und mikroseismischen Anregungen genutzt. Aufgrund dessen, dass die Einwirkung auf das System durch die Annahme der Realisierung eines stochastischen Prozesses in Form weißen Rauschens ersetzt wird, werden die betreffenden Algorithmen auch als Stochastische Systemidentifikation bezeichnet. Typische Vertreter sind die SSI als Zeitbereichsverfahren [Pee00] und die FDD als Verfahren im Frequenzbereich [BZA00]. In wissenschaftlichen Veröffentlichungen der letzten Jahre wird die *output-only* basierte Identifikation modaler Kenngrößen zur Abgrenzung zu den Verfahren mit definierten Eingängen, die auch als *Experimental Modal Analysis* (EMA) bezeichnet werden, alternativ als *Operational Modal Analysis* (OMA) genannt [RF10; MC11; Rey12].

1.3.4 Schadensdetektion auf Basis wiederholter Systemidentifikation

Das Grundprinzip zur schwingungsbasierten Schadensdetektion basiert auf dem Zusammenhang von schadensbezogenen Änderungen in den physikalischen Eigenschaften der untersuchten Struktur Steifigkeit, Masse und Dämpfung und den identifizierbaren Änderungen in den modalen Parametern Eigenfrequenz, Eigenschwingform und modales Dämpfungsmaß. Entsprechend werden insbesondere Eigenfrequenzen und Eigenschwingformen in der überwiegenden Anzahl entwickelter schwingungsbasierter Verfahren zur Schadensidentifikation als Schadensmerkmal (engl.: *feature*) eingesetzt. Die Verwendung von Dämpfungsmaßen als Schadensmerkmal gilt dagegen als schwierig. Für eine Schadensidentifikation wird das System sowohl im Referenzzustand als auch im Rahmen jeder durchgeführten Untersuchung bezüglich des gegebenenfalls geschädigten Zustands identifiziert, d.h. die modalen Parameter bestimmt. Die Schadensdiagnose erfolgt dann mit einer Analyse der direkten modalen Größen oder daraus abgeleiteter Schadensmerkmale wie bspw. der modalen Formänderungsenergie oder Nachgiebigkeitsmatrizen.

Ausführliche Zusammenstellungen und Klassifizierungen der verschiedenen entwickelten Verfahren zur Identifikation von Schäden an Strukturen des Bauingenieurwesens, die auf Veränderungen im Antwortverhalten des dynamischen Systems beruhen, finden sich in [Doe+96] und aktualisiert in [Soh+03] sowie in [Sal97]. Spätere Literaturauswertungen zur Zustandsüberwachung bzw. zur Schadensidentifikation erfolgten durch [CF04] und [FQ11], wobei letzterer explizit Verfahren zur Schadenslokalisierung und -quantifizierung berücksichtigte.

Aufgrund der starken Präsenz der auf den modalen Systemeigenschaften beruhenden Schadensmerkmale in den gegenwärtig praktizierten Verfahren zur Schadensdiagnose an Strukturen des Bauingenieurwesens werden in diesem Abschnitt deren wichtigste Vertreter vorgestellt.

Eigenfrequenzen: Wegen des geringen Aufwands für Signalanalyse und Bewertung sind die Eigenfrequenzen (*Natural Frequencies*) die in der Vergangenheit am häufigsten verwendete modale Kenngröße zur Detektion von Schäden im Sinne eines Verlustes an Steifigkeiten [CF04]. Als Schadenskriterium dient hierbei die absolute Differenz des Frequenzbetrages, bezogen auf die einzelnen Schadenszustände. Bereits mit wenigen können.

Messaufnehmern ist es möglich, den Verlauf von Frequenzen globaler Moden zu erfassen. Beeinflusst ein lokaler Schaden nicht das globale Schwingverhalten, also die Moden mit den niedrigen Eigenfrequenzen, ist für die Erfassung solcher lokaler Schäden die Anregung der Moden erforderlich, auf die sich der Steifigkeitsverlust auswirkt. Für die praktische Anwendung im Bauingenieurwesen bedeutet dies die Eintragung eines energiereichen Impulses oder das Durchfahren eines Sinus-Sweeps, wobei insbesondere die letztgenannte Anregungsart für große Strukturen nur schwer realisierbar ist. Die zumeist verwendete ambiente Anregung aus Wind, Verkehr und Mikroseismik ist oft sowohl vom Frequenz- als auch vom Energieinhalt ausreichend, um lokale Schäden mit ausreichender Zuverlässigkeit zu detektieren [Far+94]. Zusätzlich können die Eigenfrequenzen stark von veränderlichen Umgebungseinflüssen, insbesondere von der Temperatur, beeinflusst werden. Hier ist es erforderlich, zuverlässig Veränderungen im Zeitverlauf der bestimmten Eigenfrequenzen, die auf Schäden zurückzuführen sind, von denen zu trennen, die auf veränderlichen Umgebungseinflüssen basieren. Typische Verfahren zur Bestimmung der Eigenfrequenzen sind das bereits oben erwähnte Peak Picking aus einem Frequenzspektrum sowie die Stochastic Subspacebased Identification, bei dem zur Ergebnisdarstellung zumeist ein Stabilitätsdiagramm benutzt wird. Dabei hat ein Stabilitätsdiagramm gegenüber einem Frequenzspektrum den großen Vorteil, dass sehr nahe beieinander liegende Eigenfrequenzen eindeutig separiert werden

Eigenschwingformen: Änderungen in den Eigenschwingformen (*Mode Shapes*) lassen im Vergleich zu den Eigenfrequenzen zusätzlich zur prinzipiellen Detektion von Schäden auch zur Lokalisierung derer verwenden. Als Schadenskriterium sind in der Vergangenheit zahlreiche Größen entwickelt und eingesetzt worden. Als eines der am häufigsten zur Detektion von Schäden verwendeten gilt dabei das MAC Kriterium (*Modal Assurance Criterion*) und das daraus weiterentwickelte COMAC Kriterium (Coordinate Modal Assurance Criterion) [All02]. Beide Größen basieren auf der Bildung von Korrelationen der gemessenen Formänderungen in den zu vergleichenden Zuständen. Die Bestimmung von Eigenschwingformen setzt ein umfängliches Netz von Sensorpunkten voraus. Für Strukturen des Bauingenieurswesens werden deshalb Multi-Setup Messungen durchgeführt. Dabei wird nacheinander in mehreren Sensorkonfigurationen (*Setups*) das Antwortverhalten der untersuchten Struktur aufgenommen und nachträglich werden über die Berücksichtigung von in allen Setups in ihrer Lage unveränderten Referenzsensoren die einzelnen Messungen zusammengefügt [PDR99].

Allerdings ist die Verwendung der direkten Verschiebungsgrößen in den Eigenschwingformen nur begrenzt sensitiv gegenüber kleinen Schäden [Hut+05; FQ11]. Als Alternative mit erhöhter Sensitivität ist anstelle dessen die zweite Ableitung der Verschiebung, die Krümmung der Eigenschwingform (*Mode Shape Curvature*) entwickelt worden[PBS91]. Dabei wird berücksichtigt, dass jede Form von Steifigkeitsverlust zu einem Anstieg der Krümmung des entsprechenden Bauteils führt, wobei der größte Anstieg der Krümmung an der Stelle des Schadens auftritt. Damit ist neben der Detektion die Lokalisierung eines Schadens möglich. Als Schadenskriterium wurde neben der von [PBS91] definierten absoluten Differenz der Krümmungen von [HE00] die absolute Differenz der Quadrate der Krümmungen (*Mode Shape Curvature Square*) entwickelt. Gleich der Verschiebungen in den Eigenschwingformen ist auch hier ein dichtes Netz an Sensorpunkten unumgänglich. Direkt verbunden mit den Krümmungen der modalen Schwingformen ist die auch als Schadensmerkmal nutzbare modale Dehnungsenergie (*Modal Strain Energy*). Dabei wird zur Identifikation eines Schadens in einem Mode das Verhältnis der Dehnungsenergie einer diskreten Strukturkomponente vor und nach der Schädigung als partielle Änderung der Elementsteifigkeitsmatrix bestimmt. In der Literatur lassen sich verschiedene entwickelte Schadenskriterien finden, unter anderen die *Damage Index Method* von [KS95], die *Direct Stiffness Calculation Method* [MDR99] sowie die *Element Modal Strain Energy Method* [SLZ98].

Als ein weiteres, auf Eigenschwingformen basierendes Schadenskriterium wurde von [PB94] die Verwendung von dynamisch bestimmten Nachgiebigkeitsmatrizen zur Detektion sowie Lokalisierung von Schäden vorgeschlagen. Die Nachgiebigkeitsmatrix einer Struktur ist die Inverse der Steifigkeitsmatrix und kann "dynamisch" aus der Matrix der gemessenen Eigenschwingformen und der Diagonalmatrix der zugehörigen Eigenfrequenzen bestimmt werden. In [PB94] konnte nachgewiesen werden, dass die Bestimmung der Nachgiebigkeitsmatrix aus den wenigen unteren Schwingungsmoden einer Struktur in ausreichender Genauigkeit möglich ist. In [Ber02] wurden Veränderungen in modalen Nachgiebigkeitsmatrizen berücksichtigt, um mittels Schadenslokalisierungs-Vektoren (*Damage Locating Vector*) den Ort eines strukturellen Schadens zu bestimmen.

1.3.5 Schadensdetektion auf Basis statistischer Verfahren mit direkter Modellanpassung

Alle bislang vorgestellten Verfahren zur Schadensdetektion basieren auf dem Grundprinzip der wiederholten Systemidentifikation. Das besagt, dass sowohl für den Referenzzustand als auch für jeden weiteren Zustand im Zeitverlauf der Monitoringaufgabe das System neu identifiziert wird, um anschließend die modalen Kenngrößen bzw. gegebenenfalls alternative Schadensmerkmale auf Änderungen hin zu analysieren.

In Abgrenzung dazu bilden die Verfahren mit direkter Modell-Daten-Anpassung eine eigene Gruppe, die auf dem Grundprinzip beruhen, dass nur eine einmalige Identifikation des dynamischen Systems zur Anpassung eines beschreibenden Modells im ungeschädigten (Referenz-)Zustand erforderlich ist. Veränderungen im dynamischen System, die gegebenenfalls in Schäden begründet sind, werden in anschließenden wiederholenden Zustandsuntersuchungen lediglich durch eine direkte Anpassung des Modells durch Messdaten bestimmt. Eine zusätzliche zum Teil aufwendige Identifikation des aktuellen dynamischen Systems ist demzufolge hier nicht erforderlich.

Grundlage dieser Form der Analyse zur Schadensdetektion bzw. Schadensidentifikation ist die Berücksichtigung des statistischen Charakters der Messdaten. Diese besitzen generell mehr oder weniger ausgeprägte Rauschanteile, die aus dem Messobjekt selbst, aber auch aus der Messkette herrühren. Dem entsprechend führt die Einbeziehung des Rauschens in die Methodik der Schadensdetektion durch Verfahren, die auf statistikbasierten Vergleichen der verschiedenen Datensätze beruhen, zu einer Abnahme der Unsicherheit und damit zu präziseren Ergebnissen. In diesem Verständnis basieren die Algorithmen dieser Gruppe Detektionsverfahren auf den mathematischen Bestimmungen der multivariaten Statistik. Diese statistischen Verfahren mit direkter Modell-Daten-Anpassung können sowohl parametrische als auch nicht-parametrische Formen bezüglich der Detektion von Veränderungen in dynamischen Systemen annehmen. Typische Vertreter sowohl der parametrischen als auch der nicht-parametrischen Form sind *Novelty Detection* Verfahren, deren Funktion ist zu erkennen, wenn Messdaten eines Tests in bestimmter Art und Weise von den Daten abweichen, die während einer Referenz- bzw. Trainingsphase aufgenommen wurden [Pim+14]. Verfahren zur *Novelty Detection* können in den unterschiedlichsten Anwendungen, die auf statistisch analysierten Datensätzen basieren, vorkommen und werden in Abhängigkeit von der verwendeten Detektionsmethode in verschiedene Kategorien eingeordnet. In [WGF00] wird ein Algorithmus auf der Basis der nicht-parametrischen *Novelty Detection* für eine Anwendung im SHM vorgestellt und an simulierten sowie experimentell ermittelten Daten getestet. Als *Novelty Index*, also die Kennzahl der detektierten Veränderungen im dynamischen System wird dabei das

Quadrat der Mahalanobis-Distanz verwendet. In [DBG03] erfolgt die Bestimmung des Residuums als Schadensmerkmal über die Hauptkomponentenanalyse (PCA⁴). Dabei stellt der durch die Projektion der Messdaten im durch die Hauptachsen aufgespannten Unterraum entstandene Fehler das Residuum dar. In [YDBG04] erfolgt die Bestimmung des residualen Fehlers mittels Kalman-Filter-basierten Vorhersagemodells. Als Novelty Index wird in beiden Arbeiten sowohl die Euclidische Distanz als auch die Mahalanobis-Distanz vorgeschlagen.

Eine andere Form von Verfahren mit direkter Modell-Daten-Anpassung wird in [Ber13] vorgestellt. Das Residuum bildet die Weißheit des stochastischen Prozesses, dessen Realisierungen die mittels Kalman Filter vorhergesagten Zeitreihen darstellen. Zur Feststellung, ob die Änderung des Systems und damit ggf. ein Schaden vorliegt, erfolgt ein Hypothesentest sowie die Bestimmung eines α -fehlerbasierten Grenzwertes.

Eine weitere Methode der Verfahrensgruppe mit direkter Modell-Daten-Anpassung basiert auf dem in [BBM87] eingeführten statistischen Local Approach⁵ zur Detektion von "Fehlern" in dynamischen Systemen. Dabei wird ein statistischer Test zur Detektion von Veränderungen in den Systemparametern abgeleitet, ohne die Parameter selbst im aktuellen, veränderten System bestimmen zu müssen. In [BAB00] wird diese Strategie aufgegriffen und an das Verfahren der unterraumbasierten Identifikation linearer dynamischer Systeme nach [Vib95; VODM96] angepasst. Es wird ein unterraumbasiertes Residuum als Linearkombination von Ausgangskovarianzen definiert und ein χ^2 -basierter statistischer Hypothesentest zur Identifikation der Änderungen im gewählten Parametersatz des betrachteten Systems eingeführt. Die im Rahmen der vorgestellten Arbeit verwendeten Algorithmen zur parametrischen und nicht-parametrischen Schadensdetektion an OWEA-Tragstrukturen beziehen sich in ihrer grundlegenden Struktur auf diese theoretischen Zusammenhänge.

Eine ausführliche Beschreibung der als stochastische unterraumbasierte Schadensdetektion bezeichneten Methodik insbesondere bzgl. Messunsicherheiten und Parametersensitivität sowie eine Erweiterung der Methodik bzgl. der Lokalisierung von Schäden erfolgt in [BMG04].

⁴ PCA \Rightarrow Principal Component Analysis (engl. für Hauptkomponentenanalyse)

^{5 &}quot;Lokaler Ansatz" - der Begriff leitet sich aus der "lokalen Hypothese" ab, d.h. unter Berücksichtigung eines asymptotisch GAUSS-verteilten Likelihood-Quotienten, beschrieben bspw. in [LC60].

In [Bal+08] wird der Einfluss der Temperatur auf die Eigenstruktur des verwendeten dynamischen Systems untersucht und die Methodik der unterraumbasierten Schadensdetektion insofern angepasst, dass Änderungen aus Temperaturvariation von denen aus Schädigung unterschieden und entsprechend diskutiert werden können. Weiterhin wird in [Bal+08] ein nicht-parametrischer χ^2 -Test vorgestellt, der eine Anwendung in Aufgaben zur Schadensdetektion erlaubt, in denen nicht a priori Art und Örtlichkeit des erwarteten Schadens und damit die betroffenen Moden bekannt sind. Zusätzlich wird in [Bal+08] ein Algorithmus beschrieben, der die Zusammensetzung von Messreihen, aufgezeichnet mit mehreren Sensor-Setups bei unterschiedlichen Lastzuständen erlaubt.

Die störenden Auswirkungen der Variation in den nicht messbaren ambienten Anregungen zu den jeweiligen Untersuchungszeitpunkten auf das Ergebnis der unterraumbasierten Schadensdetektion wurden in [DMH14] berücksichtigt und damit die Robustheit des Verfahrens signifikant erhöht. Dazu werden für jeden Test die Residuen stabil in Bezug auf die veränderlichen Anregungskovarianzen bestimmt und entsprechend bei der Berechnung der statistischen Testwerte einbezogen.

Eine Möglichkeit der Datenreduktion bei Anwendung der unterraumbasierten Schadensdetektion wird in [Hil+11] mit der Einführung von Projektionskanälen vorgestellt. Sie basieren auf den in [PDR99] beschriebenen Referenzausgängen in Bezug auf die unterraumbasierte Systemidentifikation.

Mehrere, auf der nicht-parametrischen Variante der in [BAB00] vorgestellten unterraumbasierten Schadensdetektion basierenden, Strategien wurden in [YG06] vorgestellt. Dabei wurden für die Beschreibung des Residuums verschiedene Null-Unterräume, die mittels sowohl kovarianz- als auch datenbasierter Hankelmatrizen der Systemantwort bestimmt wurden, genutzt.

Ein Nachweis der Funktionalität des beschriebenen Verfahrens sowie Untersuchungen zur Sensitivität des Schadensindikators erfolgte erstmals in [MHVDA99] an einem simulierten Kragträger sowie an einer simulierten Fahrzeugstruktur. Weiterführend wurde in [MBG03] die Anwendung an einer großmaßstäblichen Laborstruktur beschrieben. Eine erste versuchsweise Anwendung der stochastischen unterraumbasierten Schadensdetektion an einer Tragstruktur des Bauingenieurwesens erfolgte an der mit Z24 bezeichneten Spannbetonbrücke, die im Rahmen eines Verbundforschungsprojektes sukzessive geschädigt wurde. Die Ergebnisse der Versuche zur Bestimmung der Zuverlässigkeit und Sensitivität des Schadensindikators sind in [MGB03] beschrieben.

In [ZR09] sind ausführliche Vergleichsuntersuchungen zwischen SSDD-basierten und modalen Schadensindikatoren beschrieben. Dazu wurde ein Ermüdungsversuch an einer Laborstruktur aus verschweißten Stahlrohrquerschnitten durchgeführt und die Schwingungsmessdaten in verschiedenen Schadenszuständen aufgezeichnet. Es konnte gezeigt werden, dass insbesondere im Bereich der beginnenden Schädigung der auf dem SSDD-Verfahren beruhende Indikatorwert wesentlich stabiler eine Änderung im dynamischen System anzeigte, als die zum Vergleich herangezogenen Eigenfrequenzen und auch Eigenformen der Laborstruktur.

Eine weitere Untersuchung zur Zuverlässigkeit und Sensitivität des SSDD-basierten Schadensindikators bei Anwendung an einer Spannbetonbrücke findet sich in [Döh+14]. Dabei wurden im Rahmen eines europäischen Forschungsverbundprojektes künstlich
Schäden an der dreifeldrigen Plattenbalkenbrücke S101 in Österreich eingebracht und währenddessen das Schwingverhalten der Struktur aufgezeichnet. Bei den Schäden handelt es sich um eine künstlich eingebrachte Durchtrennung und Absenkung einer der Stützen sowie um Spannkabeldurchtrennungen. Als Ergebnis der Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass die globale Schädigung des Systems durch die Durchtrennung der Stütze gut detektiert werden konnte. Die Durchtrennung weniger Spannkabel konnte hingegen nicht angezeigt werden, was daran lag, dass die verbleibende Spannkraft den Querschnitt weiterhin überdrückte und damit keine Änderung im dynamischen System vorhanden war.

1.4 Gliederung der Arbeit

Die Arbeit ist formal wie folgt gegliedert:

Auf diese Einleitung folgt mit der Phänomenologie in Kapitel 2 eine Beschreibung relevanter Zusammenhänge in den Themen, die keinen direkten Bezug zur Grundfragestellung der Arbeit besitzen, deren Darstellung im gesamtheitlichen Kontext der Arbeit aber zwingend erforderlich ist. Dies betrifft eine Beschreibung der konstruktiven Besonderheiten von OWEA, insbesondere deren Gründungsstrukturen. Weiterhin werden die für OWEA relevanten Last- und Einflussgrößen sowie deren charakteristische Kenngrößen zusammengestellt und erläutert. Darüber hinaus werden im Rahmen der Phänomenologie alle offshore-relevanten Schädigungsprozesse dargestellt und dabei explizit die Materialermüdung als signifikanter Schädigungsprozess im Betrieb von OWEA berücksichtigt.

In Kapitel 3 werden die für die Darstellung der unterraumbasierten Schadensdetektion erforderlichen schwingungstheoretischen Grundlagen zusammengestellt. Dabei erfolgt die Beschreibung und Einordnung dynamischer Systeme sowohl für den Verschiebungs- als auch für den Zustandsraum. In einem weiteren Abschnitt werden dann die Grundlagen der Eigensystemrealisierung dynamischer Systeme aufgezeigt und die Anwendung dieser Theorie zur Systemidentifikation beschrieben.

Die theoretischen Zusammenhänge des dieser Arbeit zugrundeliegenden Verfahrens der stochastischen unterraumbasierten Schadensdetektion werden in Kapitel 4 ausführlich hergeleitet. Dabei werden im Rahmen der parametrischen Variante der Schadensdetektion die einzelnen Schritte zur Entwicklung des Residuums sowie zur Anwendung des statistischen χ^2 -basierten Hypothesentests erläutert. In dem sich anschließenden Abschnitt wird daraus die vereinfachte, nichtparametrische Schadensdetektion als Grundlage einer Anwendung im Rahmen von Dauerüberwachungsaufgaben abgeleitet. Anschließend wird die Umsetzung der theoretischen Beschreibungen in einem implementierbaren Algorithmus beschrieben und dabei gleichfalls die Verwendung von Projektionskanälen dargelegt.

In Kapitel 5 werden die zur Verifizierung der Funktionalität sowie zur Validierung der einzelnen verfahrensinhärenten Parameter durchgeführten experimentellen Untersuchungen vorgestellt und deren Ergebnisse diskutiert. Dazu wird die explizit dafür entwickelte Laborstruktur und die zur Identifikation des Systems durchgeführte experimentelle Modalanalyse beschrieben. Zusätzlich zur Bestimmung eines optimalen Parametersatzes zur Schadensdetektion unter Berücksichtigung von Schäden definierten Ausmaßes erfolgte ein Ermüdungsversuch, um die Sensitivität des Schadendetektionsverfahrens unter den Bedingungen einer realen Schadensbildung zu untersuchen.

Kapitel 6 beinhaltet die Beschreibung der numerischen Analysen, die im Rahmen der Untersuchung zum unterraumbasierten Schadensindikator an OWEA-Gründungsstrukturen durchgeführt wurden. Dazu werden in einem ersten Abschnitt die Grundlagen der Modellbildung zusammengestellt und erläutert. Danach erfolgt eine numerische Nachrechnung der zuvor beschriebenen Laborversuche mit dem Ziel einer Validierung der gewählten Modellannahmen.

Abschließend werden in Kapitel 7 die Erkenntnisse der Arbeit zusammengefasst und diskutiert sowie basierend darauf ein Ausblick auf die möglichen und erforderlichen Forschungs- und Entwicklungsaktivitäten gegeben, um den Erfolg einer Anwendung von Verfahren zur Schadensidentifikation im Allgemeinen und der SSDD im speziellen zu vergrößern.

Im Anhang A sind ergänzende Angaben zu den experimentellen Untersuchungen an der Laborstruktur aufgeführt. Darin enthalten sind erstens eine ausführliche Auflistung und Erläuterung der Ergebnisse der an der Laborstruktur durchgeführten Modalanalyse und zweitens die Abfolge der Belastungs- und Messserien während des Ermüdungsversuchs an der Laborstruktur. Der Anhang B enthält ergänzende Angaben zu den numerischen Untersuchungen, konkret die Zuordnung der bei der Berechnung von Antwortdatensätzen entsprechend verwendeten Windlastdatensätze.

2 Phänomenologie zu Schädigungen von Offshore-Windenergieanlagen

Die Weiterleitung der am Turmfuß von OWEA resultierenden Lastgrößen in den Seeboden erfolgt über sogenannte Gründungsstrukturen. Die verschiedenen in der Vergangenheit entwickelten Typen von Gründungsstrukturen werden vorgestellt. Dabei wird, aufgrund deren Verwendung in der vorliegenden Arbeit zum Nachweis der Anwendbarkeit der vorgestellten Methodik, die Jacket-Gründungsstruktur ausführlich beschrieben.

Für OWEA resultieren die schädigungsrelevanten Beanspruchungen der Tragstrukturkomponenten in erster Linie aus Wind- und Wellenlasten. Beide Lastarten können aufgrund ihrer natürlichen Charakteristik als stochastische Prozesse in definierten Frequenzbändern (Spektren) beschrieben werden. In einem Abschnitt dieses Kapitels erfolgt die Zusammenstellung der grundlegenden Wind- und Wellenlastbeschreibung. Zusätzliche, insbesondere betriebsbedingte Lasten werden nur kurz vorgestellt.

Aufgrund ihrer schlanken Bauform sowie aufgrund der zyklischen und dynamischen Beanspruchungen aus Wind und Wellen ist Materialermüdung der design- und dimensionierungsbestimmende Schädigungsprozess. In diesem Abschnitt werden die Grundlagen der Beschreibung struktureller Schädigungen an OWEA beschrieben. Daran anschließend werden die für OWEA-Tragstrukturen typischen Schadensszenarien zusammengestellt. Dabei wurde aufgrund ihrer Relevanz ein besonderes Augenmerk auf die Ermüdungsschädigung gelegt.

2.1 OWEA-Gründungsstrukturen

Offshore fest installierte Windenergieanlagen müssen im Vergleich zu Onshore-Anlagen die am Turmfuß auftretenden Schnittkräfte zusätzlich über die Wassertiefe in den Seeboden hinein ableiten. Dies erfolgt über als "Gründungsstrukturen" bezeichnete Konstruktionen, die den Turm mit den eigentlichen Gründungselementen verbinden. Als Gründungselemente werden dabei überwiegend mittels Impuls-Rammung eingebrachte Stahlpfähle verwendet. Seltener kommen Schwergewichtsgründungen aus Stahlbeton bzw. Spannbeton zum Einsatz [Wie05]. Als Alternative zu den Stahlpfählen wird derzeit im Rahmen von Forschungs- und Pilotprojekten die Einführung so genannter Saugglocken-Fundamente (*Suction Buckets*) untersucht, bei denen der becherförmige Gründungskörper durch die Aktivierung von Unterdruck auch Zugkräfte aufnehmen kann [IB04]. Neben den feststehenden OWEA werden für große Wassertiefen auch schwimmende Strukturen in Erwägung gezogen, deren Auftriebskörper über meist vertikale Stahlseile am Meeresboden verankert sind [GT05].

Insbesondere für große Wassertiefen und hohe Leistungsklassen werden die Gründungsstrukturen zur Sicherstellung einer erforderlichen Steifigkeit der Gesamtanlage als aufgelöste Strukturen ausgeführt. In Abhängigkeit vom Grad der Aufgelöstheit besteht dadurch eine mehr oder weniger große Anzahl geometrischer Unstetigkeiten (Knotenpunkte), die nicht nur einen erhöhten Aufwand bei der Herstellung bedeuten, sondern die insbesondere auch potentielle Orte für Materialermüdung darstellen.

Im Bereich der pfahlbasierten Gründungsstrukturen wurden verschiedenartige Konzepte entwickelt, die entsprechend den vorherrschenden Umgebungsbedingungen und der zu erzielenden Anlagenleistung umgesetzt werden. Zu diesen Bedingungen gehören Wassertiefe, Bodenverhältnisse, Meeres- und Wettereinflüsse, Zugänglichkeit, verfügbare Bauzeit, einsetzbares Großgerät sowie nicht zuletzt die kalkulierten Kosten für Herstellung und Installation [Ehl06]. Unter Meereseinflüssen sind die hydrostatischen und hydrodynamischen Beanspruchungen zu verstehen, die direkt von der Wassertiefe abhängen. Zusätzlich und nicht zuletzt sind der Platzbedarf beim Transport auf See sowie der Aufwand der Installation ein nicht zu unterschätzender Kostenfaktor, der bei der Wahl der Gründungsstruktur eine bedeutende Rolle spielt. Beispielsweise sind 3beinige Gründungsstrukturen bzgl. des Platzbedarfs von Vorteil, da eine größere Anzahl Strukturen je Shuttle-Fahrt transportiert werden kann. Vergleichende Berechnungen haben jedoch gezeigt, dass sich die Tonnagen bei einem 3-beinigen gegenüber einen 4-beinigen Jacket und deren Einzelpfähle derart vergrößern, dass sich die Anforderungen an die Hebe- und Transportkapazitäten signifikant erhöhen [LK12]. Diese Aufzählung beeinflussender Faktoren soll allgemein die Komplexität der Wahl und Bemessung von OWEA-Gründungsstrukturen verdeutlichen. Da die Gründung etwa ein Viertel der Investition ausmacht, ist neben der Standsicherheit auch die Kostenoptimierung von Bedeutung. Es darf dabei nicht unberücksichtigt bleiben, dass sich dieser Prozess durch einen ständig erweiterten Erfahrungs- und Erkenntnisschatz, durch neue Rechen- und Nachweisverfahren, durch neue Herstellungsmethoden und neuartige Transport- sowie Installationstechnologie fortwährend entwickelt und u.U. einige der in diesem Abschnitt getätigten Aussagen schon bald obsolet sein können.

Bis zu Wassertiefen von 25-30 m sind bei den heutigen technischen Möglichkeiten Monopile-Gründungen eine technisch und wirtschaftlich sinnvolle Lösung und allgemein anerkannter Stand der Technik. Monopiles bestehen aus einem einzelnen, gebohrten oder gerammten Pfahl mit 6-8 m Durchmesser, auf dem über der Wasserlinie über eine angeflanschte oder per Grout verbundene Übergangskonstruktion (*Transition Piece*) der Turm montiert ist. Die damit erzielte Klarheit der Struktur gilt als großer Vorteil, insbesondere auch bzgl. Wartung, Inspektion sowie Schadensanfälligkeit im Allgemeinen. Aufgrund der Entwicklungen im Bereich von Herstellung und Installation von Monopiles hin zu deutlich größeren Dimensionen gibt es seit einigen Jahren auch Bestrebungen, Monopiles in Wassertiefen bis 40 m einzusetzen. Aufgrund der systembedingt geringen relativen Steifigkeit von Tragstrukturen mit Monopile-Gründungen können aber erheblich größere Durchmesser und Wanddicken erforderlich werden, was einen ggf. wesentlich höheren Materialeinsatz zur Folge hat. Ein wirtschaftlicher Einsatz von Monopiles ist deshalb unter Umständen vom Stahlpreis abhängig [Sei12].

Bei größeren Wassertiefen und ggf. in Verbindung mit größeren Nennleistungen der Anlagen wird es mit Monopile-Gründungen immer schwieriger, die Steifigkeit der Tragstruktur und die damit verbundene Annäherung der 1. Eigenfrequenz an die Anregungsfrequenz durch die einfache Rotorumdrehung (1P-Anregung) auf ein sicheres Maß zu begrenzen. Unter diesen Umständen ist es dann erforderlich, die am Turmfuß wirkenden Schnittkräfte über steife, aufgelöste Gründungsstrukturen abzutragen, die ihrerseits mittels hauptsächlich axial abtragenden Pfählen in den Eckpunkten im Seeboden verankert sind. Aufgrund der in küstenfernen Bereichen der deutschen AWZ in der Nordsee allgemein vorherrschenden Seetiefen zwischen 20 m und 45 m, die in 95% der für die Offshore-Windenergie-Nutzung ausgewiesenen Flächen vorhanden sind, sind aufgelöste Gründungsstrukturen in Verbindung mit Mehrpfahlgründungen das gegenwärtig am weitesten verbreite Gründungskonzept. Dabei sind Tripod- und Jacketgründungen die in Deutschland am häufigsten ausgeführten Arten aufgelöster Strukturen. Während Tripods die Lasten stativ-gleich über wenige Komponenten in die Pfähle abtragen, sind Jackets Fachwerkstrukturen, die gewöhnlich aus 4, mitunter aber auch aus 3 oder auch 6 Eckstielen bestehen. Diese werden im Gegensatz zum Tripod entscheidend durch ein verbindendes Gitterwerk aus Stahlrohrkomponenten ausgesteift. Ein weiteres, in Deutschland im begrenzten Umfang ausgeführtes Mehrpfahlkonzept ist der Tripile, bei dem drei Pfähle parallel bis über die Wasserlinie geführt werden und dort über eine massive Übergangskonstruktion miteinander und mit dem Turm verbunden sind. Tripile-Gründungsstrukturen wurden für OWEA-Strukturen der BARD Engineering GmbH entwickelt, konnten sich in der Praxis aber nicht nachhaltig durchsetzen [Sei14].



Abbildung 2.1: Formen von Gründungstrukturen für OWEA

Bei geringen Wassertiefen bis ca. 20 m können neben Monopiles auch Schwerkraftgründungen aus Stahlbeton oder Spannbeton zum Einsatz kommen. Diese sind in der Herstellung und Installation eine kostengünstige Alternative, zumal auch Erfahrungen aus der Offshore-Öl- und Gasförderindustrie existieren. Bei Wassertiefen jenseits ca. 60 m sind hingegen schwimmende Strukturen eine Alternative. Diese großen Wassertiefen sind allerdings in deutschen Offshore-Gebieten nicht anzutreffen. Aufgrund der sehr hohen Kosten sind sie aber auch in Ländern ohne Flachwasserbereiche derzeit nur vereinzelt anzutreffen. Abbildung 2.1 zeigt die verschiedenen oben beschriebenen Formen von Gründungsstrukturen.

2.1.1 Jacket-Gründungsstrukturen

Jacket-artige Gründungsstrukturen werden seit langem erfolgreich in der Offshore-Ölund Gasförderindustrie eingesetzt, so dass von Anfang an auf einen bestehenden Erfahrungsschatz aufgebaut werden konnte. Allerdings sind die dort entwickelten Konzepte nur bedingt auf Offshore-WEA übertragbar, da im Bereich der Öl- und Gasförderung einerseits die Wassertiefen oft wesentlich größer sind (bis zu 400m Wassertiefe) vor allem aber die zyklische Beanspruchung aus Wind im Gegensatz zu OWEA's eine nur geringe Relevanz für Design und Bemessung besitzt.

Jackets erfordern trotz der deutlich größeren Anzahl von Komponenten einen geringeren Materialeinsatz und besitzen damit gegenüber Tripodstrukturen und Monopile-Gründungen auch ein geringeres Gewicht [Sei12]. Hingegen ist die Herstellung von Jackets aufgrund der zahlreichen zu realisierenden Fachwerkknoten erheblich aufwendiger als die anderer Gründungsstrukturen.

Trotz der relativ aufwendigen Herstellung wurden und werden Jackets insbesondere für größere Wassertiefen verwendet, da sich mit ihnen eine gegenüber Tripods und Monopiles wesentlich höhere Steifigkeit der Gesamttragstruktur realisieren lässt und vor allem auch, weil sie aufgrund der geringen Bauteildurchmesser eine deutlich höhere hydraulische Transparenz besitzen. Daraus ergibt sich eine wesentlich geringere Beanspruchung durch Wellen und während sowohl bei Monopile- als auch bei Tripod-Gründungen im Ermüdungslastzustand die Wellenbeanspruchung dominiert, ist bei Jackets die Ermüdungsbeanspruchung aus Wind maßgebend [Sei14]. Ein weiterer Vorteil der Jackets ist der gegenüber Monopiles geringe Einfluss der Parameter Bodensteifigkeit und Bodendämpfung auf die Ermüdungsbeanspruchung des Jacket.



Abbildung 2.2: Jacket-basierte OWEA-Gründungsstrukturen

2.2 Beanspruchungen von Gründungsstrukturen

Die Beanspruchung der Tragstrukturen von OWEA erfolgt primär zyklisch und bewirkt damit im Nutzungszeitraum eine permanente Ermüdungsschädigung aller beanspruchten tragenden Komponenten der Struktur. Dabei können sich im Verlauf des Bemessungszeitraums von 25 Jahren aus Wellen und Wind bis zu 2×10^8 Lastwechsel aufsummieren [SK02]. Die zyklischen Beanspruchungen sind in diesem Zusammenhang einerseits von den einwirkenden Lasten, andererseits auch von den Zustandsveränderungen abhängig, die das dynamische Verhalten der Struktur signifikant beeinflussen können. *Wind und Wellen* sind für OWEA die Belastungsformen, die zu den bemessungsrelevanten statischen und dynamischen Beanspruchungen der Tragstruktur führen. *Meeresströmungen* hingegen erzeugen nur geringe statische Belastungen, haben aber einen signifikanten Einfluss auf die Wellensteilheit und die Belastungen im Wellenkamm [KA07]. Zusätzliche Lasten ergeben sich aus Anlagenbetrieb, insbesondere aus Start- und Stoppvorgängen. Außerdem können in der Ostsee erhebliche Beanspruchungen aus Eislasten erfolgen.

Die Beanspruchungskollektive der Ermüdungslasten ergeben sich aus dem dynamischen Antwortverhalten der Gesamtstruktur bei Kombination der o.g. Lasten und werden im Rahmen einer gesamtdynamischen Simulation im Zeitbereich ermittelt. Dabei wird die Tragstruktur so ausgelegt, dass die durch die genannten Lasten angeregte Struktur in ihrer Grundeigenfrequenz mit ausreichender Sicherheit nicht in den Anregungsfrequenzen des Rotorumlaufs (1P) und des Blattdurchgangs (3P) bzw. einzelne Komponenten der Anlage in höheren Harmonischen der Umlauf- bzw. der Blattdurchgangsfrequenz schwingt. Die gesamtdynamische Auslegung einer offshore betriebenen Anlage wird durch die folgenden Faktoren signifikant beeinflusst:

- > Seegebiet (Wellencharakteristik),
- > Wassertiefe,
- > Form der Gründungsstruktur (hydraulische Transparenz),
- > Rotordurchmesser (Windkraft, aerodynamische Dämpfung),
- > Kopfmasse (Trägheitskraft),
- > Bodencharakteristik (Steifigkeit, Dämpfung),
- > Betriebsvorgänge,
- > Nachlaufeffekte in Windparks.

Weiterhin ist bei Auslegung und Bemessung, aber auch bei Zustandsüberprüfungen im Betrieb zu berücksichtigen, dass sich Randbedingungen temporär oder dauerhaft ändern können und sich die Ermüdungsbeanspruchung dadurch wesentlich erhöhen kann. Unter anderem sind dabei

- > Strömung, Gezeiten und Windstau (veränderliche hydrodynamische Dämpfung),
- > mariner Bewuchs (veränderliche Massen),
- › Bodenveränderungen nach Starkwindereignissen sowie durch zyklische Beanspruchung (veränderte Auflagersteifigkeiten und Bodendämpfung),

- > Kolkbildung und Erosion (veränderliche freie Länge),
- > Eisbildung an den Rotoren (veränderliche Masse),
- > Rotorblatt- und Maschinenschäden (Unwuchten) sowie
- > schadhafte Grout-Verbindungen

zu bedenken. Einen Überblick über die beiden wichtigsten ermüdungsrelevanten Einwirkungen Wind und Wellen geben die beiden folgenden Abschnitte.

2.2.1 Wind

Die Ausführungen dieses Abschnitts beruhen vorrangig auf [GT05; Tem06].

Die Windeinwirkung stellt neben der Welleneinwirkung das signifikanteste Einwirkungselement für OWEA dar. Im Unterschied zu allen seegangsbedingten Einwirkungen wird durch Wind, auch in Kombination mit betriebsbedingten Einwirkungen, die komplette Tragstruktur direkt oder indirekt beansprucht. Direkt werden in erster Linie Rotorblätter belastet, aber auch Gondel, Turm und der obere Teil der Gründungsstruktur; indirekt durch Weiterleitung der Kräfte in den Seeboden dann Maschine, Gründungsstruktur und Gründungselemente (Pfähle, Saugglocken) sowie sämtliche Verbindungselemente zwischen Rotor und Gründungselementen (bspw. Maschinenlager, Flanschverbindungen oder Groutverbindungen).

Die Intensität der Windeinwirkung ist allgemein durch die Geschwindigkeit und die Turbulenz des Windes definiert. Die Windgeschwindigkeit wird statistisch durch Mittelwert und Standardabweichung beschrieben, üblicherweise kann ihre Häufigkeitsverteilung angenähert durch eine Weibull-Kurve beschrieben werden [GT05]. Während onshore mittlere Windgeschwindigkeiten in Nabenhöhe von ca. 7 m/s auftreten, können offshore in Abhängigkeit vom Standort (Nordsee, Ostsee) jährlich durchschnittliche Windgeschwindigkeiten zwischen 8,5 m/s und 9,8 m/s nachgewiesen werden [IWE15]. Derzeit offshore installierte Turbinen der 6 MW Klasse schalten sich bei Windgeschwindigkeiten zwischen 3-4 m/s ein und bei 25-30 m/s wieder ab.

Das Phänomen der kurzzeitigen Schwankungen der Windströmungen wird als Turbulenz bezeichnet. Durch die Turbulenz des Windes können schwingungsanfällige Tragwerke von OWEA, ggf. überlagert mit Impulsen aus Start- und Stoppvorgängen, zu erheblichen Schwingungen mit ermüdungsrelevanten Beanspruchungen angeregt werden. Beschrieben wird die Turbulenz durch die Turbulenzintensität T_i , die sich aus dem Quotient der Standardabweichung σ_v und dem Mittelwert der Windgeschwindigkeit \bar{v} ergibt

$$T_i = \frac{\sigma_{\overline{v}}}{\overline{v}}.$$
(2.1)

Die Schichtung der Windgeschwindigkeit über die Höhe einer OWEA wird mit einem Windprofil beschrieben. Abbildung 2.3 zeigt schematisch ein momentanes sowie das zugehörige gemittelte Höhenprofil des Windes [Tem06]. Qualitativ unterscheiden sich onshore und offshore Windprofile wenig, allerdings hat die Abnahme der Windgeschwindigkeit mit geringer werdender Höhe unterschiedliche Ursachen. Während die Form des Windprofils onshore in erster Linie durch die Geländerauigkeit bestimmt wird, erfolgt



Abbildung 2.3: Momentanes Windprofil [Tem06]

dies offshore durch die thermische Schichtung über der Meeresoberfläche. Dabei spielt die Temperaturdifferenz zwischen Luft und Meer eine entscheidende Rolle. Über dem Meer entstehen Gradienten der Windgeschwindigkeit über die Höhe nämlich genau dann, wenn die Lufttemperatur höher ist als die Temperatur der Meeresoberfläche. Und da die Meeresoberflächentemperatur wesentlich langsamer variiert als die Lufttemperatur, wird das Windprofil in erster Linie durch die Temperatur der Luftströmungen bestimmt. Als weiterer Unterschied zwischen Onshore- und Offshore-Windprofilen soll erwähnt sein, dass mit Onshore-Windprofilen mit großem Gradienten gleichzeitig eine hohe Turbulenzintensität einhergeht. Offshore hingegen verursacht kalte Luft über dem im Verhältnis wärmeren Meer starke aufwärtsgerichtete Wärmeflüsse und daraus folgend starke turbulente Impulsflüsse, was zu hohen Turbulenzen führen kann. Entsprechend führen Wettersituationen, in denen gegenüber der Meeresoberflächentemperatur niedrigere Lufttemperaturen vorherrschen, zu höheren Ermüdungsbeanspruchungen.

Ein weiterer windbezogener Faktor für die Ermüdungsbeanspruchung ist die Windrichtung. Dies ist insbesondere dann relevant, wenn einerseits Windrichtung und Ausrichtung der Turbine abweichen sowie andererseits, wenn Wind- und Wellenrichtung voneinander abweichen. Ursache für die Ermüdungsbeanspruchung ist dann, dass die Gesamtanlage zwar quer zur Rotorausrichtung durch Wind oder Wellen angeregt wird, in dieser Richtung aber die aerodynamische Dämpfung vernachlässigbar ist.

2.2.2 Wellen

Neben den auch onshore wirkenden Beanspruchungen aus Wind- und betriebsbedingten Einwirkungen erfolgt offshore aus der Wellenbeanspruchung eine zusätzliche dynamische Anregung der Gesamtanlagenstruktur. In Abhängigkeit von der Art der Gründungsstruktur und dessen damit verbundener hydraulischer Durchlässigkeit kann die Wellenbeanspruchung für den Nachweis der Ermüdungssicherheit maßgeblich sein. Die Ausführungen dieses Abschnitts beruhen vorrangig auf [SK02; Hap90].

Seegangsbeschreibung: Wellen entstehen vorrangig durch Windeinwirkung. Infolge der Reibungswirkung zwischen Luft und der obersten Wasserschicht kommt es zu einer Wellenanfachung mit niedrigen, kurzen Wellen. Die aus dem Gleichgewicht gebrachten Wasserpartikel erfahren aufgrund der rückstellenden Schwerewirkung kreisförmige, schwingende Bewegungen um den Ruhewasserspiegel. Im Fortgang kommt es bei anhaltendem Wind zur Vergrößerung dieser Wellen durch erhöhte Reibwirkung bei aufgerauter Wasseroberfläche sowie zu Überlagerungen mit neu entstandenen Wellen. Im Idealfall stellt die Bewegung der Wasseroberfläche durch windangefachte Schwerewellen eine harmonische Schwingung dar, die man als an der Oberfläche fortschreitende Welle beobachten kann.

Neben den vor Ort durch unmittelbaren Einfluss des Windes entstandenen Windwellen können auch langperiodische Flutwellen sowie kurzperiodische Kapillar- oder Kräuselwellen vorkommen. Erstere entstehen außerhalb des Betrachtungsgebiets (z.B. durch Seebeben), zweitere vor Ort aufgrund der Oberflächenspannung des Wassers. Beide Wellenarten spielen für die Ermüdungsbetrachtung von OWEA Tragstrukturen keine Rolle. Als Seegang bezeichnet man schließlich die Überlagerung von Wellen unterschiedlicher Höhe, Periode bzw. Frequenz und Richtung. Natürlicher, unregelmäßiger Seegang ist ein stochastischer Prozess. Seegangsbeobachtungen haben eine GAUSS'sche Verteilung für Wellenerhebung weitgehend bestätigt.

Die Gesamtheit der Wellen kann durch Spektren beschrieben werden, die in ihrer allgemeinsten Form den Energieinhalt des gesamten Seegang als Funktion der Frequenz und Richtung angibt. Abbildung 2.4 zeigt die Einteilung ozeanischer Oberflächenwellen mit einer Einschätzung des relativen Energieinhalts des *Shore Protection Manual der US Army* [U.S84]. Die für die Ermüdungsbeanspruchung von OWEA-Struktruen rele-



Abbildung 2.4: Geschätzter relativer Energieinhalt ozeanischer Oberflächenwellen nach [U.S84] aus [Aus07]

vanten ausgereiften Seegänge aus Schwerewellen enthalten nach [Hap90] vorherrschend Wellenkomponenten, deren Wellenfrequenzen im Bereich von $\omega = 0.3 \frac{1}{s}$ bis $\omega = 2.5 \frac{1}{s}$ liegen. Für Zeiträume von wenigen Stunden lassen sich die Eigenschaften des Seegangs durch Kurzzeitseegangsspektren beschreiben. Dabei werden aus den Aufzeichnungen der Wellenerhebungen die einzelnen Wellenhöhen und -perioden bestimmt. Die sich ergebenden Wellenspektren verwenden als Eingangswerte dann die signifikante Wellenhöhe H_s und die Wellenpeakperiode T_p . Dabei ist die signifikante Wellenhöhe H_s der Wert, der bei visueller Beobachtung des Seegangs als Wellenhöhe geschätzt wird, ist aber als Mittelwert der 33 % höchsten Wellen definiert [Hap90].

Zur Berechnung von Offshore-Strukturen sind zwei unterschiedliche Seegangsspektren gebräuchlich, das PIERSON-MOSKOWITZ-Spektrum sowie das JONSWAP-Spektrum. Beide unterscheiden sich in erster Linie dadurch, dass das Pierson-Moskowitz-Spektrum für rein voll ausgebildete Seegangszustände entwickelt wurde, während das JONSWAP-Spektrum nicht ausgereifte Seegangszustände besser beschreibt [SK02]. Grundlegende Parameter beider Spektren sind Wellenhöhe und Periode. Das JONSWAP-Spektrum ist um den Parameter γ erweitert, der eine Überhöhung des Spektrums gegenüber dem PIERSON-MOSKOWITZ-Spektrum beschreibt. Mit $\gamma = 3,3$ wird das für das JONSWAP-Spektrum zumeist für die Nordsee verwendet. In Abbildung 2.5 sind die beiden Spektren für gleiche Werte der Wellenhöhe und der Periode dargestellt.



Abbildung 2.5: Vergleichende Darstellung der Wellenenergiespektren für $H_s = 8 m/s$ und $T_p = 8 s$ nach PIERSON-MOSKOWITZ und JONSWAP ($\gamma = 3.3$)

Die für die Ermüdungsbeanspruchung relevante Häufigkeit des Auftretens verschiedener Seegangszustände in einem Seegebiet wird mithilfe von Wellenverteilungsdiagrammen (*wave scatter diagrams*) erfasst. Darin liegen die signifikanten Wellenhöhen h_s und die mittlere Wellenperioden T_0 für alle Windrichtungen klassifiziert vor und die Häufigkeiten aller Klassenkombinationen ist in Form einer Matrix dargestellt[Hap90].

Weiterhin ist es zur Abschätzung der Ermüdungsbeanspruchung notwendig, einen Zusammenhang zwischen der Höhe der Beanspruchungen in der Struktur und ihrer Häufigkeit herzuleiten. Dies kann für vereinfachte Nachweise, die mit der deterministischen Lebensdaueranalyse geführt werden, mit Hilfe eines Wellenhöhenüberschreitungsdiagramms geschehen [SK02]. Es enthält Aussagen zum langzeitstatistischen Verhalten des Seegangs und gibt Auskunft darüber, wie groß die statistisch erwartete Anzahl von Wellen innerhalb einer Zeitspanne T ist, die unter Berücksichtigung sämtlicher auftretender Kurzzeitseegangszustände ein bestimmtes Höhenniveau h überschreiten [Hap90].

Um daraus die Reaktionen der Tragstruktur zu bestimmen, muss eine Verbindung zwischen der Seegangsbeanspruchung und der Tragstruktur hergestellt werden. Dazu werden die Wellentheorien wie bspw. die Airy Wellentheorie verwendet, die einen mathematischen Zusammenhang zwischen den charakteristischen Werten der Welle (Wellenhöhe und Periode) und der Kinematik der Wasserteilchen beschreiben [Hap90]. Mit Hilfe der Morison-Formel können dann die Belastungen ermittelt werden, die auf die Gründungsstruktur der OWEA wirken.

2.2.3 Ermittlung der dynamischen Beanspruchung

In den vorangegangenen Abschnitten wurde die Charakteristik des turbulenten Winds und des irregulären Seegangs beschrieben. Beide Lastkomponenten für sich als auch kombiniert leisten den signifikanten Anteil an der ermüdungsrelevanten Schädigung von OWEA Tragstrukturen. Wind und Seegang sind stochastische Prozesse, die nicht zwangsläufig miteinander korrelieren. Seegang kann bspw. durch einen Sturm außerhalb eines Windparks entstehen und trotz Windflaute vorherrschen. Auch können Wind und Seegang aus unterschiedlichen Richtung kommend vorliegen. In diesen genannten Fällen muss dann auch die eingeschränkte Wirkung der schädigungsmindernden aerodynamischen Dämpfung betrachtet werden.

Die Bestimmung der Beanspruchungen schwingender OWEA-Tragstruktur unter Anregung aus Wind, Wellen, Anlagenbetrieb und ggf. Eislasten erfolgt im Allgemeinen durch eine gesamtdynamische Zeitverlaufsberechnung (Simulation). Dabei werden die Strukturantworten im Zeitbereich aus Anregungs-Zeitverläufen unter Berücksichtigung normativer Vorgaben zur anzusetzenden Windturbulenz als auch zum Seegangsspektrum ermittelt. Neben den aero- und hydroelastischen Wechselwirkungen zwischen den umgebenden Medien (Luft, Wasser) und der Tragstruktur bzw. dem sich bewegenden Rotor müssen dabei auch die vorhandenen Seeboden-Pfahl-Interaktionen im Modell erfasst werden. Unter Umständen ist es zusätzlich erforderlich, auch das dynamische Verhalten von Triebstrang und Generator zu modellieren, um die zum Teil signifikanten Belastungen aus Betriebsmanövern und Notstops berücksichtigen zu können.

Unter den zwei Annahmen, dass erstens Seegangszustände vereinfacht als stationäre Prozesse beschrieben werden und zweitens die OWEA als lineares System modelliert wird, können Beanspruchungen aus Wellen auch im Frequenzbereich bestimmt werden [Küh01]. Turbulenter Wind und Manöver der Turbine stellen aber hochgradig instationäre Prozesse dar. Außerdem ist das dynamische Verhalten der Gesamt-OWEA stark nichtlinear. Für eine realistische Erfassung des Systemverhaltens und der daraus resultierenden Beanspruchung der Tragstruktur ist die Simulation im Zeitbereich die einzige Möglichkeit.

Die aus verschiedenen Windgeschwindigkeits- und Turbulenzklassen sowie Seegangszuständen rechnerisch bestimmten Zeitreihen der Strukturantwort werden weiter dazu benutzt, Zeitreihen der maßgeblichen Spannungsschwingbreiten an den relevanten Hotspots zu bestimmen. Mittels Zählverfahren (z.B. Rainflow-Zählung) werden daraus Lastkollektive für die Ermüdungsberechnung gebildet, die nachfolgend die Eingangsgröße für den Nachweis der Ermüdungssicherheit bilden. Eine ausführliche Beschreibung des Phänomens der Ermüdungsschädigung sowie eine Einführung in die Grundlagen des für OWEA-Strukturen erforderlichen Nachweises der Sicherheit gegen Materialermüdung erfolgen im nächsten Abschnitt

2.3 Schäden an Tragstrukturen von OWEA

Im Rahmen dieses Abschnittes werden die Grundlagen der Beschreibung der verschiedenen an OWEA Strukturen im Normbereich liegenden Schäden zusammengestellt. Nach einer allgemeinen Beschreibung von Schädigungen bzw. Schäden folgt eine phänomenologische Betrachtung verschiedener Schädigungen. Im Anschluss werden verschiedene mögliche Schadensdefinitionen aufgeführt und erläutert.

2.3.1 Grundlagen der Schädigungsbeschreibung

Schädigung und Schaden

Die Begriffe Schädigung und Schaden (engl: damage) werden in der deutschsprachigen Fachliteratur nicht eindeutig differenziert verwendet. In der vorliegenden Arbeit wird zur Beschreibung mechanischer Defekte auf der Material- und Bauteilebene der Begriff Schädigung und im Kontext der Zustandserfassung an Tragwerken und der Bewertung ihrer Resttragfähigkeit der Begriff Schaden genutzt. Entsprechend werden im Rahmen von Strutural Health Monitoring die Vorgänge Detektion, Lokalisierung und Quantifizierung mechanischer Defekte auf der Systemebene (theoretisch) sowie generell auf der Tragkonstruktionsebene (praktisch) auf Schäden bezogen. Zu diesen Vorgängen zählt auch die in dieser Arbeit an OWEA-Jacketstrukturen angewendete stochastische unterraumbasierte Schadensdetektion.

Als Schädigung werden nach [Pet04] verschiedene last- oder umweltbedingte Phänomene in Werkstoffen bezeichnet, die eine progressive physikalische Materialschwächung zur Folge haben. Nach [FW07] können Schädigungen allgemein als zumeist unbeabsichtigte Änderungen der Material- oder geometrischen Eigenschaften eines mechanischen Systems definiert werden. Darin eingeschlossen sind alle mögliche Änderungen in den Randbedingungen, die die aktuelle oder zukünftige Leistung dieses Tragsystems nachteilig beeinflussen. Bezogen auf Tragwerke des Ingenieurbaus als betrachtete mechanische Systeme wird nach [KMP03] eine Schädigung bzw. ein Schaden als *Degradation* des Tragwiderstands definiert. Beispielsweise resultiert ein sich in einem Bauteil bildender Riss in einer Änderung der Geometrie, die damit auch die Steifigkeitseigenschaften dieses Bauteils verändert. Abhängig von der Art, Größe und der Position des Schadens sowie von den auf das System einwirkenden Lasten können die nachteiligen Auswirkungen eines Schadens entweder unmittelbar sein oder es kann einige Zeit in Anspruch nehmen, bis sich die Verringerung der Systemleistung einstellt. Diese Art und Weise der Betrachtung von Schäden impliziert grundsätzlich den Ansatz, dass die Beschreibung von Schäden immer auf einem Vergleich zweier verschiedener Systemzustände basiert. Dabei wird der ursprüngliche bzw. der als erstes betrachtete und in den Vergleich als "ungeschädigt" angenommene Zustand als Ausgangs- bzw. Referenzzustand und die folgenden, veränderten Zustände als Schadenszustände bezeichnet. Die erforderlichen Informationen über Referenz- und Schadenszustände hängen dann bezüglich ihrer Art und Größe vom eingesetzten Verfahren zur Schadensdetektion ab.

Schädigungsprozesse

Unabhängig von der Größen- und Zeitskala wird der Prozess der Degradation des Tragwiderstands einer Tragstruktur allgemein als Schädigungsprozess bezeichnet. In Bezug auf die Größenskala beginnen mechanische Schädigungen im mikroskopischen Bereich auf der Materialebene und schreiten dann unter geeigneten Last- bzw. Beanspruchungsbedingungen zu makroskopischen Schäden auf Komponenten- und Systemebene fort. Dabei erfolgt die Entwicklung gegebenenfalls in unterschiedlichen Fortschrittsraten. In Bezug auf die Zeitskala können sich Schädigungen über lange Zeiträume inkrementell entwickeln, wie beispielsweise durch Ermüdung oder Korrosion verursachte Schäden. Diese langzeitlichen Prozesse werden allgemein als Deterioration bezeichnet. Schäden können aber auch auf wesentlich kürzeren Zeitskalen als Ergebnis diskreter Ereignisse auftreten, wie beispielsweise bei einem Anprall eines Versorgungs- oder Reparaturschiffs an einer OWEA-Gründungsstruktur [FW07]. Grundsätzlich beeinflussen Schädigungen lokal die Steifigkeit der betrachteten Strukturkomponenten, damit aber gleichzeitig auch die Gesamtsteifigkeit und das davon abhängige Schwingungsverhalten der gesamten Tragstruktur.

Verringert sich infolge von Schädigungsprozessen der Tragwiderstand eines Bauteils bzw. eines Tragwerks, wird dies als *Degradation* bezeichnet. Die zeitabhängigen physikalischen, chemischen und ggf. auch biologischen Prozesse, die zu einer sukzessiven Degradation der Tragsicherheit durch Materialschwächung oder durch andere Prozesse wie Erhöhung der Strukturmasse führen, werden allgemein als *Deterioration* bezeichnet. Die Beschreibung von deteriorierenden Schädigungsprozessen erfolgt in Stoffgesetzen. So kann beispielsweise die zeitabhängige Korrosionsrate an Bauteilen aus Baustahl, der sukzessiv zunehmende Ermüdungsschaden bei zyklischer oder dynamischer Beanspruchung oder auch der Bewuchs des Unterwasserbereichs von Offshore-Strukturen über entsprechende Gesetze beschrieben werden.

Grundlage der überwiegenden Anzahl an Verfahren zur Schadenserkennung sind die Beschreibung der Schäden als Änderungen der Steifigkeits- und Massenverteilung sowie der Dämpfungs- und damit Energiedissipationseigenschaften eines mechanischen Systems bzw. einer Tragstruktur. Diese drei Systemeigenschaften bestimmen zusammen mit der äußeren Last das zeitabhängige Verformungsverhalten eines Systems, das in der Bewegungsgleichung verankert ist. Für den Fall linearer zeitinvarianter dynamischer Systeme wird die Bewegungsgleichung als Matrix-Differenzialgleichung 2. Ordnung ausführlich in Abschnitt 3.2.1 erläutert.

Klassifizierung

Schädigungen werden nach verschiedenen Kriterien klassifiziert, insbesondere in Bezug auf ihre zeitliche Entwicklung, in Bezug auf die Art der dem Schädigungsprozess zugrundeliegenden Deterioration sowie der wirkenden mikromechanischen Schädigungsmechanismen.

Bei der kontinuumsmechanischen Betrachtung von Schädigungen auf der Mikroebene als Folge mechanischer Beanspruchung kann nach [Pet04] eine Klassifizierung in:

- > spröde Schädigung,
- > duktile Schädigung,
- > Kriechschädigung und
- > Ermüdungsschädigung

erfolgen. Zusätzlich zu den lastabhängigen können auch lastunabhängige Schädigungen auftreten, die dann auf zumeist umweltbedingte Einflüsse zurückzuführen sind. Aus ihnen resultiert allgemein eine Deterioration auf der Material-, der Bauteil- oder der Strukturebene. Diese Schädigungen können in:

- > physikalische Schädigungsprozesse (Frostschädigung, Brandschädigung, Erosionsprozesse im Gründungsbereich, etc.),
- > chemische Schädigungsprozesse (Korrosionsschädigung),
- > biologische Schädigungsprozesse (mariner Bewuchs)

unterteilt werden. Eine Zuordnung von Schäden auf alleinige ursächliche Schädigungsprozesse ist oft nicht zielführend, da sich final detektierte Schäden auch aus einer Kombination von primären und sekundären schädigenden Prozessen ergeben können. So führt beispielsweise Stahlkorrosion zu einer Verringerung der Querschnittsfläche und damit ggf. zu einer Initiierung von Ermüdungsrissen. Auch resultiert die Kolkbildung in einer Verringerung der Einbindetiefe, was in der Folge zu einer Veränderung des dynamischen Systems der Gesamt-OWEA führt. Dies kann einerseits erhöhte Schwingungsamplituden bewirken und andererseits zu einer Annäherung der Eigenfrequenz an die Anregungsfrequenz des Rotors und damit zu Resonanzschwingungen führen. In allen Fällen erhöht sich durch die Kolkbildung die Ermüdungsbeanspruchung. Gleichermaßen kann eine oben beschriebene Verschiebung der Eigenfrequenz mit den benannten Folgen durch eine Veränderung der Massenverteilung bei marinem Bewuchs erfolgen.

2.3.2 Berücksichtigung von Schädigungen bei der Modellbildung

Schädigungen bzw. Schäden sind im Allgemeinen unvermeidlich. Das liegt insbesondere für Tragstrukturen des Ingenieurbaus an den vielfältigen betriebs- und umweltbedingten Belastungen und Einflüssen, die zum wesentlichen Teil nicht vollumfänglich prognostiziert und bei der Bemessung der Tragstrukturen berücksichtigt werden können. Das eingeführte ingenieurmäßige Vorgehen, die vorhandene Unsicherheit bezüglich der Einwirkungen als auch bezüglich der Parameter, die die Widerstandsfähigkeit der Tragstruktur beeinflussen über Sicherheitsaufschläge im Bemessungsprozess zu berücksichtigen, ist nur bis zu einem gewissen Grad der Bauwerkssicherheit ökonomisch sinnvoll. Daher ist es zumeist zielführend, strukturelle Schäden zu akzeptieren und durch Maßnahmen zur Erkennung, Lokalisierung und Quantifizierung zeitnah zu identifizieren und bzgl. der Tragsicherheit, der Gebrauchs- und Verkehrssicherheit sowie der Dauerhaftigkeit hin zu bewerten.

Im Zusammenhang mit der analytischen Betrachtung der vergangenen als auch der zu erwartenden Entwicklung von Schäden in Tragsystemen ist es unabdingbar, diese in einem Modell zu beschreiben. In Abhängigkeit von der Ebene der Betrachtung kommen verschiedene Modell- und Analyseformen zur Anwendung [Pet04]. Auf der Materialebene wird die Schädigungsevolution als Reduktion der Steifigkeit bzw. Festigkeit mit Hilfe der Kontinuumsmechanik beschrieben [Lem96]. Bezogen auf Bauteile erfolgt die Schadensbeschreibung durch Formulierung von Steifigkeitsabminderungen auf der Querschnittsebene. Auf der Tragwerksebene bezieht sich die Schadensbeschreibung auf das globale zustandsabhängige Verhalten des Tragwerks und modelliert eine Schädigung über Abminderung der globalen Steifigkeit.

Im Rahmen dieser Arbeit wird ein Schadendetektionsverfahren angewendet, das auf Veränderungen des globalen dynamischen Antwortverhaltens einer Tragstruktur beruht. Dem entsprechend bezieht sich das Verfahren auf eine globale Beschreibung der Schäden. Dies wird über die Einführung von Schädigungsparametern in der das globale Systemverhalten beschreibenden Bewegungsgleichung berücksichtigt [KMP03; Fri06]. Ausgangspunkt ist die nichtlineare Bewegungsgleichung in Form einer Matrix-Differenzialgleichung zweiter Ordnung:

$$M(d,t)\ddot{q} + G(d,t,\dot{q},q) = F(t) \tag{2.2}$$

Der erste Term des Kräftegleichgewichts beschreibt die Systemträgheitskräfte, die sich als Produkt der in der Massenmatrix M abgelegten Knotenmassen und der zugehörigen Knotenbeschleunigungen \ddot{q} ergeben. Es sei in diesem Zusammenhang erwähnt, dass sich auch an OWEA Strukturen unter bestimmten Gegebenheiten wie bspw. marinem Bewuchs die Massenverteilung variieren kann. G beschreibt den Komponentenvektor der Widerstandskraft als Funktion der Knotenverschiebungen q sowie der Dämpfungskraft als Funktion der Knotengeschwindigkeiten \dot{q} . F ist der Vektor der sich aus der Anregung ergebenden äußeren Knotenkräfte, die auf das System wirken. Der \bar{n} -dimensionale zeitabhängige Schädigungsparametervektor d beschreibt für jeden Knoten die materielle, geometrische und ggf. auch umweltbedingte Deterioration. Die gewöhnlich nichtlineare Entwicklung des Schädigungsparameters d kann durch eine nichtlineare Differentialgleichung der Form

$$\dot{d} = f(q, \dot{q}, t, d, F) \tag{2.3}$$

beschrieben werden. Dabei wird d als Schädigungsevolutionsvektor bezeichnet. Dieser ist neben der Zeit von den internen (verschiebungs- und geschwindigkeitsbezogenen) Zuständen des Systems, den materiellen, geometrischen und umweltbedingten Schädigungsparametern sowie der kumulativen Lastgeschichte abhängig. In Bezug auf OWEA-Gründungsstrukturen beschreibt er bspw. mögliche Ermüdungsrissentwicklungen oder den Korrosionsfortschritt, aber auch Auskolkung des Seebodens oder marinen Bewuchs an der Gründungsstruktur. Der Zusammenhang zwischen den systeminhärenten Antwortgrößen und den gemessenen Größen y(t) wird in einer Messgleichung wie folgt definiert:

$$y(t) = h(q, \dot{q}, t, d)$$
 (2.4)

Prinzipiell sind zeitabhängige Prozesse an mechanisch beanspruchten Strukturen zwei zeitlichen Kategorien zuordenbar. Neben den dynamischen, last- bzw. anregungsabhängigen Prozessen im Zeitbereich weniger Sekunden, die in der dynamischen Strukturantwort resultieren, liegen mit Deteriorationsvorgängen Prozesse vor, in denen sich die strukturellen Veränderungen in wesentlich geringerer Geschwindigkeit, also im Zeitbereich von Jahren, vollziehen. Im Rahmen der Schadensdiagnostik wird bezüglich der Kategorie der Deteriorationen aufgrund derer äußerst geringen Geschwindigkeit für die Betrachtungen einzelner (zeitlich diskreter) Schädigungszustände eines Tragsystems die Schädigungsevolution auf Null gesetzt (d = 0) und damit der Schädigungsparameter d als konstant betrachtet.

Unter der zusätzlich angenommenen Voraussetzung eines linearen zeitinvarianten Verhaltens des Systems erhält man als Berechnungsgrundlage der dynamischen Betrachtungen aus Gleichung (2.2) die klassische Bewegungsgleichung des dynamischen Systems:

$$M\ddot{q}(t) + C\dot{q}(t) + Kq(t) = F(t)$$

$$(2.5)$$

Eine ausführliche Beschreibung des linearen zeitinvarianten Systems als Basis der Modellbildung für die schwingungsbasierte Schadensdiagnose erfolgt im Abschnitt 3.1.

Im Rahmen schwingungsbasierter Verfahren zur Schadensdetektion werden Schädigungen als Änderungen insbesondere der Steifigkeitsmatrix (ΔK) und der Dämpfungsmatrix (ΔC) modelliert. Ausnahmen bilden die Fälle, in denen sich die Verteilung der Masse in einem System über die Zeit verändert (z.B. Eisanlagerungen, mariner Bewuchs). Hier wird auch die Massenmatrix (ΔM) zur Modellierung von Schädigungsprozessen hinzugezogen.

Die sich daraus ergebenden statischen Schädigungsmodelle erleichtern die Interpretation der Messdaten y(t), indem sie die Veränderungen geometrischer und materieller Eigenschaften der Tragstruktur, die auf Schädigungsprozesse zurückzuführen sind, beschreiben. Die Variation der dynamischen Antwortgrößen Verschiebung q, Geschwindigkeit \dot{q} und Beschleunigung \ddot{q} einer geschädigten Tragstruktur im Verhältnis zum Antwortverhalten der ungeschädigten Struktur kann dementsprechend zur Diagnose von Schäden genutzt werden. Im Rahmen dieser Arbeit ist auf dieser Basis ein globaler stochastischer, dynamischer und nicht-parametrischer Schadensindikator weiterentwickelt und angewendet worden, der das Eintreten struktureller Schäden an OWEA-Gründungsstrukturen anzeigt.

Schadensindikatoren

Schäden anzeigende und in ihrer Entwicklung charakterisierende physikalische Kenngrößen eines Tragsystems werden als *Schadensindikator* bezeichnet. Gewöhnlich erfolgt die monotone Änderung des Werts des Schadensindikators proportional zur Änderung eines Schadens. Die quantitative Beschreibung des Schadens kann auf der Material-, der Bauteil- oder der Tragwerksebene erfolgen [Pet04]. Auf der Materialebene wird die Schädigung als eine Verminderung der Steifigkeits- bzw. Festigkeitseigenschaften des Materials definiert (z.B. E-Modul). Auf der Bauteilebene stellt sich die Schädigung als eine Verminderung der Steifigkeitseigenschaften des Bauteils dar und kann bspw. mit einer Reduktion von geometrie-basierten Querschnittsparametern beschrieben werden. Auf der Ebene des Gesamttragwerks stellt sich eine Schädigung als Verminderung der globalen Steifigkeit des Tragwerks dar. Entsprechend können charakteristische Steifigkeitskenngrößen als Schadensindikator definiert werden.

Die Steifigkeitsmatrix K (Dimension $\bar{n} \cdot \bar{n}$) eines dynamischen Tragsystems ist entsprechend die wesentliche Informationsquelle bzgl. der Ausprägung von Schäden. Demzufolge bildet der Verlauf der \bar{n} reellen Eigenwerte λ_i ($i = 1 \dots \bar{n}$) der Steifigkeitsmatrix K als dessen kondensierte Form den Schadensfortschritt ab. Die Eigenwerte und die zugehörigen Eigenvektoren erhält man durch den Abbildungsprozess von K auf eine $\bar{n} \cdot \bar{n}$ große Identitätsmatrix I:

$$(K(q,d) - \lambda_i I) * \Phi = 0 \tag{2.6}$$

Für die intakte Tragstruktur ist K stets positiv definit und alle Eigenwerte $\lambda_i > 0$. Im Verlauf der Schadensevolution verringern sich die Eigenwerte. Im Versagensfall wird K dann singulär und mindestens ein Eigenwert strebt gegen den Wert Null. Die \bar{n} Eigenwerte λ_i der Steifigkeitsmatrix K können dementsprechend auch zur Bestimmung des unten definierten Schadensmaßes nach Gleichung (2.9) genutzt werden.

Im Versagensfall ergibt sich aufgrund der Singularität der Steifigkeitsmatrix K dessen Determinante zu Null (det K = 0). Daraus folgernd eignet sich der Wert der Determinante der Steifigkeitsmatrix det K gleichfalls als Schadensindikator.

Auf den der Steifigkeitsmatrizen immanenten Schädigungsinformationen basieren weitere Schadensindikatoren, die sich mittels linear-algebraischer Operationen aus der Steifigkeitsmatrix ergeben. So können bspw. die einzelnen Komponenten wie auch die Determinante von Diagonalmatrizen, die sich bei Faktorisierung der Steifigkeitsmatrix K sowohl mittels Cholesky-Zerlegung als auch mittels Singulärwertzerlegung ergeben, für eine Indikation von Strukturschäden verwendet werden. Details zu diesen Schadensindikatoren finden sich u.a. in [Len94] und [Pet04], für die Vorgehensweise sei auf [GVL96] verwiesen.

Ein weiteres, mit den Eigenwerten der Steifigkeitsmatrix vergleichbares, Muster zur Schadensidentifikation liefern die Eigenfrequenzen und Eigenschwingungsformen des dynamischen Systems, die sich aus dem verallgemeinerten Eigenwertproblem

$$(K(q,d) - \omega_i^2 M) * \Phi^* = 0 \tag{2.7}$$

ergeben. Dabei wird ein Abbildungsprozess der Steifigkeitsmatrix K auf die Massenmatrix M beschrieben. Sowohl die Eigenfrequenzen ω_i als auch Eigenformen in Φ^* bilden als Schadensindikatoren eine direkte Verbindung zu den zahlreichen auf modalen Kenngrößen basierenden Verfahren der experimentellen Modalanalyse. Siehe dazu auch die erläuternde Zusammenstellung von schwingungsbasierten Schadendetektionsverfahren in Abschnitt 1.3. Bei der Bewertung von Eigenschwingungsformen ist es oft sinnvoll Veränderungen durch den MAC-Wert (Modal Assurance Criterion) zu erfassen. Der MAC-Wert normiert den Grad der Proportionalität zwischen zwei Eigenschwingformen über Korrelationskoeffizienten. Detailierte Angaben zum MAC-Wert finden sich in Abschnitt 6.2.4.

Schadensmaße

Bereits mit den Arbeiten von Palmgren, Langer und Miner [Pal24; Lan37; Min45] zur linearen Akkumulation von Ermüdungsschäden wurde ein Schadensmaß eingeführt, dass im Neuzustand des Tragwerks den Wert "0" und bei Verlust der Tragfähigkeit den Wert "1" annimmt. Unter diesen Annahmen ergibt sich für den teilgeschädigten Zustand des Tragwerks ein Schadensmaß D von 0 < D < 1 an.

Eine solche Normierung kann für Vergleichsanalysen zur Bewertung von Schäden für jede beliebige, den Schadenszustand eines Tragwerks beschreibende Kenngröße durchgeführt werden. Dazu wird der Bezugswert des Differenzbetrages des auch als Schadensindikator bezeichneten Parameters zwischen ungeschädigtem und aktuell geschädigtem Zustand auf den Differenzbetrag des Schadensindikators zwischen ungeschädigtem Neuzustand und Versagenszustand gebildet:

$$D = \frac{\theta_0 - \theta_d}{\theta_0 - \theta_f} \tag{2.8}$$

Dabei bezeichnen θ_0 den Schadensindikator im ungeschädigten Zustand, θ_d im aktuell geschädigten Zustand und θ_f im Versagenszustand .

Für Schadensindikatoren, die bei zunehmendem Schaden abnehmen und im Versagenszustand den Wert "0" annehmen, vereinfacht sich Gleichung 2.8 zu:

$$D = \frac{\theta_0 - \theta_d}{\theta_0} = 1 - \frac{\theta_d}{\theta_0} \tag{2.9}$$

Das Schadensmaß kann damit auch entsprechend den oben beschriebenen Regeln als normierter Schadensindikator bezeichnet werden.

2.3.3 OWEA-relevante Schädigungen und Schadensszenarien

Offshore installierte Windenergieanlagen besitzen eine auf andere Ingenieurbauwerke bezogene hohe Vulnerabilität für Schäden. Im Verlauf der Bemessungs-Lebensdauer werden diese Tragstrukturen rechnerisch mit 2×10^8 Lastwechseln beansprucht. Neben extremen Wind- und Wellenlastereignissen können Schiffsanprall, aber auch Korrosion zu Vorschädigungen führen, die im Laufe der Lebenszeit zu erhöhten Beanspruchungen in einzelnen Bauteilbereichen führen und damit Schädigungsprozesse initialisieren oder beschleunigen. Weiterhin können Veränderungen in den Gründungsbedingungen, bspw. durch Auskolkung oder nach Extremwindereignissen zu Verschiebungen von Resonanzfrequenzen führen, die dann im Betriebszustand angeregt werden und zu erhöhter Wechselbeanspruchung führen. Offshore-Windenergieanlagen sind relativ neuartige Trag- und Anlagensysteme, für deren langzeitliches Tragverhalten nur ein begrenzter Wissensumfang vorliegt. Erfahrungen aus der Offshore-Öl- und Gasindustrie sind nicht direkt übertragbar. In diesem Abschnitt sind einige, für OWEA wesentliche, Schadenszenarien zusammengestellt und beschrieben. Es wird außerdem darauf eingegangen, inwiefern diese durch Maßnahmen des Structural Health Monitoring, insbesondere durch die Anwendung des stochastischen unterraumbasierten Schadensdetektionsverfahrens erkannt und identifiziert werden können.

Ermüdungsschädigung

Der Prozess der Schädigung von Werkstoffen unter zeitlich veränderlicher, häufig wiederholter Beanspruchung durch Rissbildung und Rissausweitung bis hin zum Versagen des entsprechenden Bauteils bzw. der Struktur wird allgemein als Materialermüdung bezeichnet. Die einzelnen Amplituden der Wechselbeanspruchung liegen dabei unterhalb der statischen Festigkeit des Materials.

Für Tragstrukturen von OWEA ist die Ermüdungsbeanspruchung die bemessungsrelevante Beanspruchungsform. Dies liegt einerseits an den typischen, durch die schlanke Bauform und die Windanregung verursachten Wechselbeanspruchungen, andererseits, insbesondere bei räumlich aufgelösten Gründungsstrukturen wie Jackets, an den zahlreichen Orten, an denen sich lokal Beanspruchungsspitzen ergeben und entsprechend eine Ermüdungsgefährdung vorliegt. Dies gilt insbesondere für die Schweißnähte der Stahlbauteile. Aufgrund der durch den Schweißvorgang eingeprägten kleinen Defekte und Kerben, aufgrund der geometrischen Imperfektionen an Schweißnahtübergängen sowie aufgrund der thermisch verursachten Eigenspannungen sind Schweißverbindungen prinzipiell besonders ermüdungsgefährdete Bauteilbereiche [RV07].

Beschreibung des Schädigungsprozesses: Ermüdung kann als Gesamtheit aller Spannungswechsel infolge wiederholter veränderlicher Beanspruchung bis zum Bauteil- bzw. Tragwerksversagen beschrieben werden. Dabei wird der Schädigungsprozess von zahlreichen Parametern auf der Last- und auf der Widerstandsseite beeinflusst, insbesondere aber von Anzahl, Amplituden bzw. Schwingbreiten sowie zeitlicher Reihenfolge der Spannungswechsel. Weitere Einflussgrößen auf den Verlauf der Schädigung ergeben sich aus dem Werkstoff (Gefügestruktur, Korngrößen), der Oberflächenbeschaffenheit (Rauhigkeit, Mikrodefekte, Mikrokerben), Vorschädigungen (Schweißnähte), Eigenspannungen (z.B. aus dem Schweißprozess), Mehrachsigkeit der Beanspruchung sowie Größe des betrachteten Bauteils .

Bei Betrachtung des Schädigungsprozesses als Rissgeschichte wird dieser allgemein in drei Phasen eingeteilt (z.B. [Sur94; NG06; RV07]):

- > Phase A: Rissentstehung
- > Phase B: stabiles Risswachstum
- > Phase C: instabiles Risswachstum und Restbruch

Der gesamte, aus allen drei genannten Phasen bestehende Schädigungsprozess der Ermüdung eines Bauteils wird auch als dessen Lebensdauer aufgefasst und bezeichnet. Vernachlässigt man die sehr kurze Phase des instabilen Risswachstums und Restbruchs (Phase C), setzt sich die Gesamtlebensdauer eines ermüdungsbeanspruchten Bauteils aus der Summe der Beanspruchungszyklen während der Rissentstehung N_A sowie des stabilen Risswachstums N_B zusammen ($N_F = N_A + N_B$).

Maßgeblich für die Entstehung eines Anrisses durch zyklische Beanspruchung gilt die Bildung von Ex- und Intrusionen an der Materialoberfläche [RV07]. Dabei bildet sich bei Überschreitung einer kritischen Spannung an der Oberfläche eine anfänglich reversible Stufe. Aufgrund von Verfestigungen der vorhergehenden Gleitebenen bilden sich Versetzungen in parallel liegenden Gleitebenen, die zusammen sogenannte Gleitbänder formen. Der Verformungsprozess ist dann irreversibel. Bei äußeren Spannungskonzentrationen können bereits bei elastischer Beanspruchung Gleitbänder entstehen, bevorzugt an Stellen örtlicher Spannungserhöhung, d.h. an Kerben, Werkstoffimperfektionen und Einschlüssen. Bei fortgesetzter zyklischer Beanspruchung erfolgt dann entlang eines Gleitbandes am Übergang zur Matrix beginnend an der Oberfläche die Werkstofftrennung, d.h. die Entstehung eines Risskeims [Sur94]. An der anschließenden Korngrenze des kristallinen Gefüges ändert der Anriss seine Richtung und wächst von da an als Mikroriss lotrecht zur Richtung der Beanspruchung.

Beim Übergang der Phase A in Phase B, also nach Abschluss der Bildung von Mikrorissen haben diese eine Tiefe a_0 im Korngrößenbereich des Werkstoffs, in Stahlbauteilen also im Bereich zwischen 0,01 mm und 0,1 mm [LR06]. In dieser Phase des Prozesses ist das Risswachstum stabil, in seiner Ausprägung aber stark von den gegebenen Gefügeeigenschaften abhängig. Die den Schädigungsprozess beschreibenden Kenngrößen besitzen daher eine stark ausgeprägte statistische Streuung. Erst nach dem Entstehen eines singulären Makrorisses, ggf. durch Zusammenschluss mehrerer Mikrorisse, wird dieser ingenieurmäßig beschreibbar. Dieser Risszustand wird dann auch als technischer Anriss bezeichnet [RV07].

Die Ursache für das stabile Wachsen eines Ermüdungsrisses liegt in den Spannungszuständen während der fortgesetzten zyklischen Beanspruchung. Während des Risswachstums kommt es bereits bei elastischen Beanspruchungen lokal am Kerbgrund zum Überschreiten der Fließgrenze. Dabei bildet sich bei zyklischer Beanspruchung, auch wenn reine Zugschwellbelastung vorliegt, an der Rissspitze ein wechselnd plastisch verformter Bereich aus [Sur94].

Bruchmechanische Beschreibung: Die theoretische Beschreibung des stabilen Risswachstums makroskopischer Oberflächenanrisse bis hin zum Eintritt des instabilen Risswachstums erfolgt durch die technische Bruchmechanik. Für die Beschreibung von Ermüdungsrissen wird ein überwiegend elastisches Materialverhalten zugrunde gelegt, aufgrund dessen hier die Sonderform der linear-elastischen Bruchmechanik herangezogen werden kann. Voraussetzung dafür ist, dass lediglich vor den Rissspitzen plastische Zonen auftreten, die bezogen auf die Risslänge hinreichend klein sein müssen (vgl. dazu auch Abbildung 2.7) [RV07; Sur94]. Der im Kerbgrund vorherrschende Beanspruchungszustand lässt sich in drei Beanspruchungsmodi mit den zugehörigen Rissöffnungsformen einteilen. In Abbildung 2.6 sind die Rissöffnungsformen für Zugbeanspruchung (Modus I) sowie für Schubbeanspruchung sowohl lotrecht (Modus II) als auch parallel zur Rissspitze (Modus III) dargestellt.

In der linear-elastischen Bruchmechanik wird die Höhe der Beanspruchung im Nahbereich der Rissspitze durch das von G. IRWIN in [Irw57] eingeführte Konzept mit Spannungsintensitätsfaktoren K_I , K_{II} und K_{III} für die entsprechenden Modi beschrieben. Der maßgebliche Spannungsintensitätsfaktor ist dabei K_I , der die Beanspruchung in der Rissspitze bei Zugbeanspruchung senkrecht zur Rissebene definiert. K_I ist von der äußeren Zugspannung σ , der Risslänge *a* sowie der Rissgeometrie in Form des



Abbildung 2.6: Rissöffnungsformen der drei Beanspruchungsmodi [RV07]

Geometriefaktors Y abhängig und ergibt sich:

$$K_I = \sigma \cdot \sqrt{\pi a} \cdot Y \tag{2.10}$$

Überschreitet der Spannungsintensitätsfaktor einen kritischen Wert K_C , folgt instabiles Risswachstum und ein spontaner Bruch des Restquerschnitts. K_C wird als Bruchzähigkeit bezeichnet (vgl. hierzu auch Abbildung 2.8).

Die vor der Riss
spitze wirksame lokale Spannung σ_y wird durch den Spannung
sintensitätsfaktor K_I nach

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \tag{2.11}$$

definiert. Dabei beschreibt r die Größe der Zone der lokalen Spannung vor der Rissspitze.

Unterhalb eines bestimmten Wertes von r spiegelt die lineare Elastizitätstheorie die tatsächlichen Gegebenheiten nicht mehr korrekt wieder. In der Realität erträgt der Werkstoff nicht die unendlich hohen Spannungen, die sich theoretisch aus den Singularitäten an der Rissspitze ergeben. Auch die sich daraus ergebenden singulären Dehnungen widersprächen den für eine Anwendung der Elastizitätstheorie vorausgesetzten kleinen Dehnungen. In Wirklichkeit weicht der Werkstoff den Spannungssingularitäten an der Rissspitze durch plastische Verformung aus. G. IRWIN schlägt in [Irw57] ein Modell vor, das kleine plastische Zonen im Nahrissbereich berücksichtigt. Dabei wird die elastische Spannungsverteilung durch eine elastisch-idealplastische Spannungsverteilung ersetzt. Dies bedeutet, dass in dem Bereich, in dem die theoretischen Spannungen die Streckgrenze überschreiten, diese den Wert der Streckgrenze annehmen. Die Ausdehnung der plastischen Zone r_{pl} ergibt sich entsprechend [Sur94] zu

$$r_{pl} = \frac{1}{n \cdot \pi} \cdot \left(\frac{K_I}{\sigma_y}\right)^2,\tag{2.12}$$

wobei *n* für die Materialoberfläche den Wert 1 annimmt (ebener Spannungszustand) und für das Materialinnere den Wert $2\sqrt{2}$ (ebener Dehnungszustand). In Abbildung 2.7 wird die sich im Nahbereich der Rissspitze ausgebildete plastische Zone und die sich daraus ergebende Spannungsverteilung schematisch dargestellt.



Abbildung 2.7: Plastische Zone im Nahbereich der Ermüdungsrissspitze/Sur94]

Risswachstumsmodell nach PARIS et.al: Wächst ein Riss bei zyklischer Beanspruchung mit konstanter Schwingbreite $\sigma_{\text{max}} - \sigma_{\text{min}}$, nimmt auch die sich ergebende zyklische Spannungsintensität entsprechend Gleichung (2.10) mit

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min} = (\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) \cdot Y \cdot \sqrt{\pi a}$$
(2.13)

und damit die Ausdehnung der plastischen Zone zu. Der Widerstand des Werkstoffs gegen das Risswachstum kann dabei als funktionaler Zusammenhang der Rissverlängerung pro Lastwechsel da/dN bezogen auf die zyklische Spannungsintensität ΔK beschrieben werden¹. Die empirische Beziehung

$$\frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}N} = C \cdot \left(\Delta K\right)^m \tag{2.14}$$

wurde von P. PARIS et.al in [PGA61; PE63] durch die Auswertung von Experimenten nachgewiesen und findet als Modell für die Charakterisierung von Risswachstum für die Berechnung der Restlebensdauer ermüdungsbeanspruchter Strukturen in allen Ingenieurgebieten eine breite Anwendung. Die Größen C und m in Gleichung (2.14) sind empirische Konstanten, die die Materialeigenschaften und Mikrostruktur, die Frequenz der zyklischen Beanspruchung, den Beanspruchungszustand inklusive der Mittelspannung bzw. des Lastfaktors

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} = \frac{K_{\min}}{K_{\max}}$$
(2.15)

sowie Einflüsse aus Umwelt und Temperatur berücksichtigen [Sur94].

Das Risswachstum unter zyklischer Beanspruchung unter Einbeziehung PARIS' Modells wird in Risswachstumskurven dargestellt. Abbildung 2.8 zeigt schematisch den in einem doppel-logarithmischen Diagramm typischerweise s-förmigen Verlauf einer Risswachstumskurve. Das Diagramm kann dabei in drei separate Bereiche entsprechend der oben

¹ Für Zugbeanspruchung beschreibt ΔK die zyklische Spannungsintensität für den Modus I in Abbildung 2.6. In gleicher Weise gelten die vorgestellten Zusammenhänge zur Charakterisierung des Risswachstums für die Beanspruchungsmodi II und III. Im weiteren Verlauf wird auf die Indizierung der Kenngrößen zur Beschreibung der Beanspruchungsmodi verzichtet.



Abbildung 2.8: Risswachstumskurve

beschriebenen Schädigungsphasen A, B und C aufgeteilt werden. Phase A umfasst das beginnende Risswachstum am Grenzwert des Spannungsintensitätsfaktors ΔK_0 mit anfänglich starkem Anstieg in da/dN. Dabei beschreibt ΔK_0 den Wert, unter dem Risse entweder ruhend sind oder mit nur unerkennbaren Raten wachsen. Innerhalb der Phase B kann das Risswachstum mit dem Modell nach PARIS in Gleichung (2.14) beschrieben werden. In Phase C wächst der Riss dann mit zunehmender Rate bis zum Bruch, wobei ΔK mit $K_{max} = K_c$ beschrieben ist [Sur94].

Korrosion

Der Begriff der Korrosion ist in der DIN EN ISO 8044 [DIN15] wie folgt definiert: "Korrosion ist die Reaktion eines metallischen Werkstoffs mit seiner Umgebung, die eine messbare Veränderung des Werkstoffs bewirkt und zu einer Beeinträchtigung der Funktion eines mechanischen Bauteiles oder eines ganzen Systems führen kann. In den meisten Fällen ist diese Reaktion elektrochemischer Natur, in einigen Fällen kann sie jedoch auch chemischer oder metallphysikalischer Natur sein."

Für OWEA-Gründungsstrukturen stellt Korrosion einen signifikanten Schädigungsprozess dar. Dies liegt einerseits an der aggressiven elektrochemischen Beanspruchung durch die salzhaltige Luft und Wasserumgebung in Verbindung mit einer zusätzlichen mechanischen Beanspruchung durch Wellen und ggf. Eis sowie durch UV-Licht und Kondensation im Inneren der Bauteile. Außerdem kommt aufgrund der Abgelegenheit und des hohen Aufwandes für Inspektionen hinzu, dass Korrosion oft nicht frühzeitig erkannt werden kann.

Entsprechend DIN EN ISO 12944-2 [DIN16] werden Stahlbauten im Wasser, zu denen OWEA gehören, in verschiedene Zonen unterteilt:

> Unterwasserzone,

- > Wasserwechselzone,
- > Spritzwasserzone.

Die Unterwasserzone ist der Bereich, der ständig dem Wasser ausgesetzt ist. Die Wasserwechselzone ist der Bereich, in dem sich der Wasserspiegel durch Wellengang und Gezeiten ändert und in dem sich durch die gemeinsame Einwirkung von Wasser und Luft verstärkte Korrosion ergibt. Die Spritzwasserzone ist der Bereich, der periodisch durch Wellenschlag und Spritzer benetzt wird und in dem sich auch durch die mechanische Beanspruchung eine besonders hohe korrosive Beanspruchung ergibt. Die Spritzwasserzone ist die Zone mit der größten Korrosionsrate. In [Aul06] werden die in Tabelle 2.1 aufgezeigten Korrosionsraten für Offshore-Strukturen der Ölindustrie genannt. Allerdings ist die Korrosionsrate auch stark von der geographischen Lage der Anlagen abhängig. So wurden in [SBW02] für Standorte in der Nordsee (England, Niederlande) für die Spritzwasserzone 0.18 mm/a bis 0.195 mm/a und für den Pazifik (Bucht von Tokyo) 0.5 mm/a genannt.

Tabelle 2.1: Korrosionsraten für Tragstrukturen der Öl- und Gasförderindustrie nach

[21000]		
Zone	Korrosionsrate pro Jahr	
Spritzwasserzone Wasserwechselzone Unterwasserzone Erdreich	$0.40{ m mm}$ $0.25{ m mm}$ $0.20{ m mm}$ $0.08{ m mm}$	

Zur Beschreibung von Korrosion wurde die Verwendung verschiedener statischer Schädigungsmodelle untersucht. Die elektrochemische Natur der Korrosion legt nahe, dass sie unter Verwendung elektrochemischer Energieverfahren, wie etwa Variationen des spezifischen elektrischen Widerstands genutzt werden kann. Tatsächlich wird Korrosion am häufigsten als Massenverlust oder geometrische Veränderung (Reduktion der Querschnittsdimension) modelliert [Mom11].

Mariner Bewuchs

Pflanzen- Tier- und Bakterienleben auf See kann zu einem anhaftenden "marinen" Bewuchs von Strukturkomponenten in den oben beschriebenen Unterwasser- und Wasserwechselzonen der Offshore-Strukturen führen. Diese sind oft nur kurze Zeit nach der Installation mit marinem Bewuchs bedeckt. Mariner Bewuchs erhöht im Allgemeinen die geometrischen Dimensionen und damit die hydrodynamische Belastung der Struktur durch Strömung und Wellen. Zusätzlich erhöht sich die Rauigkeit der Strukturoberfläche, was gleichfalls einen ungünstigen Einfluss auf die hydrodynamische Beanspruchung hat. Ein weiterer Betrachtungspunkt betrifft das zusätzliche Gewicht durch den marinen Bewuchs. Dies gilt insbesondere für dynamisch sensitive Tragwerke. Hier kann eine Veränderung der Masseverteilung zu einer Reduktion der unteren Eigenfrequenzen führen, die dann ggf. durch äußere Einflüsse aus Wind und Wellen angeregt. Auch für Korrosion und die Langlebigkeit von Korrosionsschutzsystemen kann sich mariner Bewuchs nachteilig auswirken. Eine allgemeine Annahme für das marine Wachstum für das Design in der Nordsee ist in [GL 12a] angegeben. Demzufolge werden rechnerisch die in Tabelle 2.2 angegebenen Werte berücksichtigt. Außerdem ist in [GL 12a] als Richtwert eine Dichte des marinen Bewuchses von $\rho = 1400 \text{ kg/m}^3$ angegeben.

	5 5 [
Zone bezogen auf den Meeresspiegel	Dicke des Bewuchses
"uber + 1.5 m	$0\mathrm{mm}$
$+1.5\mathrm{m}$ bis $-4.0\mathrm{m}$	$160\mathrm{mm}$
$-4.0\mathrm{m}$ bis $-15.0\mathrm{m}$	$100\mathrm{mm}$
unter $-15.0\mathrm{m}$	$50\mathrm{mm}$

Tabelle 2.2: Rechnerische Annahmen für marinen Bewuchs gemäß [GL 12a]

Kolkbildung

Als Kolkbildung werden allmähliche erosive Veränderungen der Topographie des Meeresbodens im Bereich der Gründung von OWEA bezeichnet. Darunter ist in erster Linie ein zeitabhängiger Abtrag von Bodenpartikeln durch lokale Turbulenzen in der Meeresströmung zu verstehen, die durch Unterbrechungen des natürlichen Fließregimes des Wassers in Meeresbodennähe durch die Gründungselemente verursacht werden.

Entsprechend [GL 12b] kann Kolkbildung als eine Kombination der folgenden Phänomene charakterisiert werden:

- > lokale Auskolkung: steilwandige Kolkgruben um Gründungselemente
- > globale Auskolkung: flach ausgespülte Becken in großem Umfang um eine Struktur herum, möglicherweise aufgrund von strukturellen Gesamtwirkungen, multipler Strukturwechselwirkungen oder Wellen-Boden-Struktur-Wechselwirkungen
- > Seebettbewegungen von Sandbänken, Sandwellen, Graten und Untiefen, die auch bei fehlender Struktur auftreten würden. Die Zugabe von künstlichen Strukturen verändert häufig das lokale Sedimenttransportregime in einer Weise, die Erosion verstärken oder Akkumulation verursachen kann

Für Tiefgründungen von jacketartigen Gründungsstrukturen folgt daraus einerseits eine Abminderung der Einbindetiefe der Gründung und andererseits eine Erhöhung der freien Länge der gesamten OWEA-Struktur und damit eine negative Veränderung der statischen und vor allem auch dynamischen Eigenschaften der Struktur.

Die verminderte Einbindetiefe von Pfahlgründungen und die gleichzeitig erhöhte freie Länge können bei Extremlastereignissen zu einer Überschreitung der Traglast und damit zu einem teilweisen oder vollständigen Versagen der OWEA-Tragstruktur führen. Auch während des Anlagenbetriebes führt die erhöhte freie Länge zu höheren Ermüdungsbeanspruchungen im Bereich der Gründungsstrukturen und damit zu einer Reduzierung der Lebensdauer.

Zusätzlich führt die Veränderung des dynamischen Systems durch die erhöhte freie Länge zu tieferen Eigenfrequenzen der ersten Biege- und Torsionsschwingmoden. Die in der Bemessung der Struktur berücksichtigte Abstand zwischen Systemeigenfrequenzen und Anregungsfrequenzen kann sich dadurch signifikant reduzieren und es entsteht die Gefahr von Resonanzschwingungen. Diese können aufgrund der deutlich höheren Ermüdungsbeanspruchung in den Hotspots im Anlagenbetrieb zu einer verringerten Lebensdauer führen.

Kann Kolkbildung nicht ausgeschlossen werden, ist sie bei der Planung von OWEA zu berücksichtigen. Dabei birgt die Vorhersage von Auskolkung hinsichtlich der Entwurfskriterien wie bspw. die Kolkempfindlichkeit des Bauwerks oder die vorherrschenden bodenmechanischen und hydrodynamischen Bedingungen im Baugebiet viele Unsicherheiten. Ggf. sind Informationen aus der Installationsphase nachträglich zu berücksichtigen und eine Neubewertung der Gefährdung von Auskolkung durchzuführen. Diesen Einschätzungen entsprechend ist es dann erforderlich, geeignete Maßnahmen zum Schutz gegen Kolkbildung treffen. Neben einem robusten Design ist ggf. ein planmäßiger Kolkschutz zu wählen. Unter robustem Design ist die rechnerische Berücksichtigung einer definierten Auskolkung in der Bemessung zu verstehen. So schlägt [GL 12b] eine Abschätzung der Kolktiefe bei Pfahlgründungen mit dem 2,5-fachen des Pfahldurchmessers d vor. Als Kolkschutzmaßnahmen kann die Anordnung einer Schicht aus großformatigen natürlichen, vor allem aber künstlichen Gesteinen in der gefährdeten Zone angesehen werden, die einen erosiven Abtrag des Meeresbodens verhindern. Der Kolkschutz kann entsprechend seiner planmäßigen Wirksamkeit als permanent oder als zeitweise ausgelegt werden. In allen Fällen wird eine regelmäßige messtechnische Überwachung des Auskolkungszustandes erforderlich, die im Rahmen vorgeschriebener Uberwachungs- und Inspektionsmaßnahmen durchgeführt werden sollte.

Kriechschädigung

Als Kriechen wird eine zeitabhängige Verzerrung bezeichnet, die auftritt, wenn sich ein Bauteil unter anhaltender statischer Belastung weiter verformt. Bei Entlastung erfolgt eine nicht vollständige Rückverformung in den Ausgangszustand (elastischer Anteil an der Gesamtverformung). Die nach Entlastung verbleibende Verformung in Bezug zum Ausgangszustand ist der Anteil inelastischer Verformung an der Gesamtverformung. Diese kann permanent sein, oder aber das Bauteil kehrt nach einer weiteren Zeitperiode im unbelasteten Zustand graduell in seinen ursprünglichen Verformungszustand zurück.

Kriechschädigung tritt dann ein, wenn durch den Kriechprozess Mikrorisse im Material entstehen. In Bauteilen aus zementgebundenen Baustoffen wie Stahlbeton und Spannbeton treten Kriechschäden insbesondere bei jungen Betonen in den ersten Wochen nach Herstellung und in Zuständen hoher Beanspruchung auf. Kriechschäden können prinzipiell auch in anderen Materialien wie Polymerwerkstoffen oder auch in Metallen auftreten.

In Bezug auf OWEA ist die Berücksichtigung von Kriechschädigung vor allem bei der Planung und Ausführung von Grout-Verbindungen zur Verbindung einzelner Komponenten wie Gründungspfähle - Gründungsstruktur und Gründungsstruktur - Turm von Bedeutung. Dabei werden die zu verbindenden Rohrquerschnitte ineinander gesteckt und der vorhandene Ringspalt mit einem zementbasierten Spezialmörtel (Grout) gefüllt. Im Betrieb der OWEA trägt dann der erhärtete Mörtel über komplexe Tragmechanismen die Lasten von einem rohrartigen Bauteil auf das andere ab. Kriechschädigung im Groutmaterial auf Mikrorissebene kann sich unter Umständen zu makroskopischen Schaden im Groutgefüge weiterentwickeln. Die Traglast der konstruktiven Verbindung kann in diesem Fall signifikant abfallen mit der Folge eines möglichen Totalversagen der OWEA-Tragstruktur.

Schädigung durch lokales Stabilitätsversagen

Beulen bzw. Knicken (Stabilitätsversagen) tritt als Versagensmodus ausschließlich in schlanken Bauteilen auf, die druckbeansprucht werden. In einem solchen Belastungsfall kann sich eine Instabilität entwickeln, die zu seitlichen Auslenkungen führt und damit eine zusätzliche Biegebeanspruchung verursacht (Theorie II. Ordnung). Treten diese Stabilitätsversagen kurzzeitig lokal mit Wiedererlangung des Gleichgewichtszustandes auf, führen die sich daraus ergebenden lokalen Veränderungen der Geometrie in Form von Beulen und Ausknickungen zu einer Verminderung der Tragfähigkeit. Dies kann dann als Schädigung durch lokales Stabilitätsversagen bezeichnet werden. Wird der Gleichgewichtszustand nicht wiedererlangt, folgt ein Totalversagen des betroffenen Bauteils bzw. der gesamten Tragstruktur.

Beulen/Knicken ist ein bemessungsrelevanter Versagensmodus für dünne, druckbeanspruchte Tragwerke, wie dies auch OWEA-Türme und Gründungsstrukturen (z.B. Monopiles) sowie einzelne Komponenten von Gründungsstrukturen (z.B. Jacketstreben und -eckstiele) sind. Imperfektionen, insbesondere hervorgerufen durch Ungenauigkeiten im Herstellungsprozess können zu Abweichungen zwischen rechnerisch berücksichtigten und real vorhandenen Traglasten führen. Dies sind vor allem Defekte oder Störungen der geometrischen Form der Turm- und/oder Gründungsstruktursegmente. Durch Schiffsanprall können sich gleichfalls signifikante Defekte der geometrischen Form bilden und damit die Eintrittswahrscheinlichkeit von Schädigungen durch lokales Stabilitätsversagen, z.B. während eines Extremwindereignisses wesentlich erhöhen.

Die messtechnische Detektion und Überwachung von Schäden aufgrund lokalen Stabilitätsversagens im Zusammenhang mit Maßnahmen des Structural Health Monitoring ist mit den derzeit eingeführten Schadensdetektionsverfahren nur dann möglich, wenn die lokal veränderte Geometrie eine signifikante Abminderung der Steifigkeitskenngrößen zur Folge haben.

3 Grundlagen der stochastischen Schwingungsanalyse

Als Basis für die Herleitung der unterraumbasierten Schadenserkennung werden in diesem Kapitel die erforderlichen theoretischen Grundlagen der stochastischen Schwingungsanalyse zusammengestellt. Zunächst wird die allgemeine Beschreibung linearer zeitinvarianter dynamischer Systeme aufgezeigt und die theoretischen Grundlagen der Modellierung für ungedämpfte und gedämpfte multivariate dynamische Systeme dargestellt. Danach wird die Zustandsraummodellierung für kontinuierliche und diskrete, deterministische und stochastische Systeme beschrieben.

Die folgend zusammengestellten theoretischen Grundlagen basieren auf der prinzipiellen Annahme eines linearen und zeitinvarianten Verhaltens der betrachteten OWEA-Strukturen. Die entsprechenden Definitionen der Beziehung zwischen Eingangs- und Ausgangssignalen in linearen und zeitinvarianten dynamischen Systemen (LTI-Systeme) werden aufgezeigt. Weiter wird die mathematische Formulierung von Schwingungsvorgängen an LTI-Systemen dargestellt und die Beziehung zwischen der Lösung der Bewegungsgleichungen zu den Eigenwerten und Eigenvektoren des Systems herausgearbeitet. Während die klassische Methodik der Systemtheorie Systeme im komplexen Frequenzbereich analysiert, der durch Transformationen erreicht wird, erfolgt in der modernen Methodik der Systemtheorie die Modellierung von Systemen durch spezielle Zustandsraum-Gleichungssysteme. Anders als bei den klassischen Systembeschreibungen im Frequenzbereich (Ubertragungsmatrizen) wird die Systemanalyse hier ausschlie β lich im Zeitbereich durchgeführt. Das Zustandsvariablen-Modell ist in der Lage, eine große Anzahl von Systemen zu beschreiben, auch solche Systeme, die nicht adäquat über eine Transformation in den Frequenzbereich beschrieben werden können. Im zweiten Teil des Kapitels wird die Zustandsraumdarstellung hergeleitet.

3.1 Dynamische Systeme - Beschreibung und Klassifizierung

Im Rahmen dieser Arbeit werden zur Detektion von Strukturschäden messtechnisch aufgezeichnete Bewegungs-Zeitverläufe mittels Schwingungsanalyse untersucht. Dies bedeutet, dass die charakterisierenden Eigenschaften des dynamischen Antwortverhaltens eines zu untersuchenden dynamischen Systems in parametrisierter oder nicht-parametrisierter Form herangezogen werden, um sie hinsichtlich signifikanter struktureller Veränderungen im untersuchten System zu analysieren und zu bewerten.

Der theoretische Kontext, der im Rahmen dieser Arbeit entwickelt und als Basis für die praktische Anwendung bemüht wird, basiert auf der allgemeinen Annahme, dass die untersuchten Systeme mit ausreichend guter Annäherung lineare und zeitinvariante dynamische Systeme, sogenannte LTI-Systeme darstellen. Dies ist in der Praxis zwar quasi nie vorhanden, für die Gültigkeit der schwingungsanalytischen Gesetzmäßigkeiten und für die mathematische Modellierung des Systemverhaltens ist diese Annahme zwingend notwendig.

Alle Definitionen der Beschreibung der Beziehung zwischen Eingangs- und Ausgangssignalen in linearen und zeitinvarianten Systemen werden im ersten Teilabschnitt zusammengestellt. Weiterhin beschreiben wir die mathematische Formulierung des Problems der Schwingungen und zeigen, wie die Lösungen der Bewegungsgleichungen für das Problem der Eigenwerte und Eigenvektoren verwandt sind.

3.1.1 Lineare zeitinvariante dynamische Systeme

Prinzipiell können bautechnische Strukturen als elasto-mechanische Systeme betrachtet werden. Als System werden dabei Konstruktionen bezeichnet, deren Charakteristik es ist, einen Eingang einzunehmen und einen Ausgang zu produzieren. Der Ausgang ist über ein bestimmtes Verhältnis auf den Eingang bezogen, das als Systemantwort bezeichnet wird. Diese Systemantwort als Verhältnis zwischen Ein- und Ausgang kann üblicherweise über ein mathematisches Modell beschrieben werden.

Ein System heißt dynamisch, wenn sein Ausgangssignal auch von vergangenen Werten des Eingangssignals abhängt. Das System muss somit mindestens ein Speicherelement enthalten. Bei gedächtnislosen (statischen) Systemen hängt das Ausgangssignal nur vom momentanen Wert des Eingangssignals ab.

Im Allgemeinen werden bautechnische Strukturen in ausreichender Näherung als lineare zeitinvariante dynamische Systeme modelliert. Bei der Nutzung von LTI-Modellen muss grundsätzlich bedacht werden, dass sich Tragsysteme des Bauingenieurwesens in einem gewissen Grad immer auch nichtlinear und instationär verhalten und dies zu mehr oder weniger relevanten Abweichungen zwischen dem realen Systemverhalten und dem Modellverhalten führen kann.

Linearität:

Ein System heißt linear, wenn dessen Verhalten von den Eingangssignalen linear abhängig ist. Ein System gilt als linear, wenn es additiv und homogen ist.

Additiv bedeutet dabei, dass eine Summe von Eingängen u_t eine Summe von Ausgängen y_t zur Folge hat, also $\sum u_t \Rightarrow \sum y_t$ gilt. Ein System heißt dementsprechend additiv, wenn es von addierten Signalen durchquert wird, ohne dass diese interagieren.

Homogen bedeutet, dass die Skalierung eines Eingangs durch einen Faktor zu einer Skalierung des Ausgangs durch den gleichen Faktor folgt, also $cu_t \Rightarrow cy_t$ gilt. Ein

System heißt dementsprechend homogen, wenn eine Änderung der Amplitude des Eingangssignals, eine identische Änderung der Amplitude im Ausgangssignal bewirkt.

Die Voraussetzungen Additivität und Homogenität werden auch als Superposition bezeichnet. Es gilt $c \sum u_t \Rightarrow c \sum y_t$. Ein System ist demnach genau dann linear, wenn es die Voraussetzung der Superposition erfüllt. Dem folgt, dass eine Linearkombination von Eingängen eine Linearkombination von Ausgängen zur Folge hat.

Zeitinvarianz:

Ein System heißt zeitinvariant, wenn der funktionale Zusammenhang zwischen Eingangsund Ausgangssignalen über einen Zeitabstand nicht veränderlich ist, wenn also $x(t - \tau) \Rightarrow y(t - \tau)$ gilt, wobei $(t - \tau)$ den Zeitabstand darstellt. Daraus folgt, dass die Koeffizienten der ein System beschreibenden Differenzialgleichung, also die Masse-, Dämpfungs- und Steifigkeitsmatrix aus Abschnitt 3.2 bzw. die Systemmatrix aus Abschnitt 3.3 von der Zeit unabhängig sind.

3.2 Systembeschreibung im Verschiebungsraum

In der klassischen Strukturdynamik werden die behandelten Systeme für gewöhnlich mit Modellen beschrieben, die auf einem System linearer Differenzialgleichungen zweiter Ordnung beruhen [CP93; Nat83; WS89]. Die Darstellung erfolgt dabei in Abhängigkeit des zeitlichen Verlaufs der Verschiebungen und dessen Ableitungen an den betrachteten Knoten des Systems. Mittels Modaltransformation ist gleichfalls eine Beschreibung in modalen Koordinaten möglich. Ausgehend von der Bewegungsgleichung linearer mechanischer Systeme wird im Anschluss die Darstellung in Knotenkoordinaten als Basis der Finite-Element-Modellierung sowie die Beschreibung der Eigenstruktur bei geschwindigkeitsproportionaler Dämpfung erörtert.

3.2.1 Die Bewegungsgleichung und Finite-Element-Modelle

Das dynamische Verhalten eines diskretisierten linearen dynamischen Systems mit \bar{n} Freiheitsgraden (DOF) wird in einem System linearer, zeitinvarianter gekoppelter Differentialgleichungen zweiter Ordnung, der sogenannten *Bewegungsgleichung* beschrieben:

$$M\ddot{q}(t) + \bar{C}\,\dot{q}(t) + Kq(t) = \bar{B}\,u(t)$$
(3.1)

Dabei stellen $M = M^T > 0$ die Massenmatrix, $\overline{C} = \overline{C}^T \ge 0$ die Dämpfungsmatrix und $K = K^T \ge 0$ Steifigkeitsmatrix mit M, \overline{C} und $K \in \mathbb{R}^{\overline{n} \times \overline{n}}$ dar. Mit $q(t), \dot{q}(t)$ und $\ddot{q}(t) \in \mathbb{R}^{\overline{n}}$ werden die Vektoren der Verschiebungen, Geschwindigkeiten und Beschleunigungen in den Knotenpunkten in Abhängigkeit von der Zeit bezeichnet. Der Term auf der rechten Seite der Bewegungsgleichung beschreibt die Kraftgrößen aus der externen Anregung in Abhängigkeit von der Zeit. $\overline{B} \in \mathbb{R}^{\overline{n} \times l}$ ist dabei eine Auswahlmatrix, die die Orte der Eintragung der externen Kräfte spezifiziert und $u(t) \in \mathbb{R}^l$ ist der Kräftevektor mit Beträgen größer Null in allen l Elementen $(u_i(t) \neq 0)$. Massen- und Steifigkeitsmatrix enthalten alle Informationen bezüglich der geometrischen, materialund massebezogenen Eigenschaften der Struktur. Die Dämpfungsmatrix enthält die Parameter, die das Abklingen der Schwingungen beschreiben. Allerdings ist es nicht möglich, die Zusammensetzung der Dämpfungsmatrix in der gleichen Weise vorzunehmen, wie dies mit der Massen- und Steifigkeitsmatrix erfolgen kann, da die Dämpfung ein komplexes Phänomen ist, das nicht allein über messbare Material- bzw. Strukturkonstanten beschrieben werden kann.

Für den Fall stochastischer Anregung, wie beispielsweise aus Verkehr oder Wind werden die Elemente des Kraftvektors als GAUSS'sches Weißes Rauschen modelliert.

Gleichung (3.1) kann aus dem zweiten Newtonschen Hauptsatz hergeleitet werden und beschreibt das dynamische Verhalten von sowohl diskreten Systemen mit lokal wirkenden Massen. Federn und Dämpfern als auch von kontinuierlichen Strukturen nach Diskretisierung in finite Elemente durch Approximation von (a) Knotenverformungen (nodal characteristics) oder (b) Eigenmoden (modal characteristics). Die Finite-Element-Methode (FEM) ist ein geläufiges Werkzeug zur Approximation numerischer Lösungen physikalischer Probleme und die dabei zu generierenden *Finite-Element*-Modelle zur Beschreibung komplexer mechanischer Strukturen obligat. Bei der FEM wird prinzipiell als erstes das physikalische Problem mathematisch durch Differentialgleichungen beschrieben (z.B. durch Gl. (3.1)) und anschließend das mechanische System in finite Elemente zerlegt. Zusätzlich müssen die physikalischen Parameter, die einen direkten Einfluss auf das strukturelle Verhalten haben, wie Last- und Auflagerbedingungen, berücksichtigt werden. Die das System beschreibenden Parameter werden in Systemmatrizen gespeichert und das aufgestellte Gleichungssystem muss abschließend numerisch gelöst werden. Damit kann das Strukturverhalten unter den gegebenen Randbedingungen in Abhängigkeit von verschiedenen Einflussparametern realitätsnah bestimmt werden.

3.2.2 Die Eigenstruktur ungedämpfter Systeme

Als Eigenstruktur eines dynamischen Systems wird der Satz von Eigenwerten und zugehörigen Eigenvektoren bezeichnet, der das Schwingverhalten des Systems allumfassend mit modalen Parametern beschreibt. Die folgenden grundlegenden theoretischen Zusammenhänge können in zahlreichen Lehrbüchern gefunden werden wie beispielsweise [CP93; Ewi00; MS97]. Die Zusammenstellung in dieser Arbeit basiert auf [Pee00].

Zur Beschreibung der modalen Struktur mechanischer Systeme eignen sich insbesondere konservative Systeme. Damit werden dynamische Systeme bezeichnet, die Energie weder aufnehmen noch dissipieren, auf denen entsprechend weder externe Anregungen noch Dämpfungskräfte wirken. Betrachtet man ein solches konservatives dynamisches System mit \bar{n} Freiheitsgraden, folgt dessen Beschreibung über die homogene Bewegungsgleichung:

$$M\ddot{q}(t) + Kq(t) = 0 \tag{3.2}$$

Durch Einsetzen des Lösungsansatzes:

$$q(t) = \psi \,\mathrm{e}^{\mu t} \tag{3.3}$$

in Gleichung (3.2), mit:

$$\mu = \underbrace{\delta}_{0} + i\omega = i\omega, \qquad (3.4)$$

wobei δ die Dämpfungszahl darstellt und für ungedämpfte Systeme 0 ergibt, ω die Eigenkreisfrequenz und i die imaginäre Einheit mit i² = -1 darstellen; erhält man das *verallgemeinerte Eigenwertproblem*, dessen Lösung die Eigenmoden des Systems ergeben:

$$(\mu^2 M + K)\psi = 0$$
 bzw. $(K - \omega^2 M)\psi = 0$ (3.5)

Mit

$$\det(\mu^2 M + K) = 0 \tag{3.6}$$

werden die Eigenwerte μ_i $(i = 1, 2, ..., \bar{n})$ bestimmt, aus denen sich nach Gleichung 3.4 die reellen Eigenkreisfrequenzen ergeben. Außerdem ergibt sich zu jedem der \bar{n} Eigenwerte μ_i ein zugehöriger Eigenvektor ψ_i , der das lineare Gleichungssystem

$$(\mu_i^2 M + K) \,\psi_i = 0 \tag{3.7}$$

erfüllt. Werden alle \bar{n} Eigenwertprobleme gemäß Gl. (3.5) in einer Matrix zusammengefasst, führt dies zu

$$M\Psi_{\mu}\Lambda_{\mu} + K\Psi_{\mu} = 0, \tag{3.8}$$

in der $\Lambda_{\mu} := \text{diag}(\mu_1^2, \mu_2^2, \dots, \mu_{\bar{n}}^2)$ eine Diagonalmatrix der Eigenwerte darstellt und respektive $\Psi_{\mu} := (\psi_1, \psi_2, \dots, \psi_{\bar{n}})$ die Matrix der zugehörigen Spalten-Eigenvektoren. Die auch als *modale Verformung* bezeichnete Matrix Ψ_{μ} erfüllt die Orthogonalitätsbedingungen von Massen- und Steifigkeitsmatrix:

$$\Psi_{\mu}^{T} M \Psi_{\mu} = \begin{bmatrix} \ddots & & \\ & m_{i} & \\ & & \ddots \end{bmatrix}, \quad \Psi_{\mu}^{T} K \Psi_{\mu} = \begin{bmatrix} \ddots & & \\ & k_{i} & \\ & & \ddots \end{bmatrix}$$
(3.9)

wobei m_i die modalen Massen und k_i die modalen Steifigkeiten beschreiben, die zur Entkopplung der Differenzialgleichungen genutzt werden können. Der Index T bezeichnet die Transponierte einer Matrix. Einsetzen der Gleichungen (3.9) in (3.8) führt zu

$$\omega_i^2 = \frac{k_i}{m_i}.\tag{3.10}$$

Da die Eigenvektoren bezogene Größen beinhalten, ist es erforderlich, sie zu skalieren. Üblicherweise wird dabei nach der Masse normiert, wobei man aus den Gleichungen (3.9) entsprechend (3.10) die Gleichungen (3.11) erhält.

$$\Psi_{\mu}^{T} M \Psi_{\mu} = I_{\bar{n}}
\Psi_{\mu}^{T} K \Psi_{\mu} = \Lambda_{\mu}$$
(3.11)

Dabei ist $I_{\bar{n}}$ die Einheitsmatrix mit $\dim(I_{\bar{n}}) = \bar{n}^2$.

3.2.3 Berücksichtigung proportionaler Dämpfung

In der Realität ist jedes dynamische System gedämpft, d.h. Schwingungsenergie dissipiert z.B. durch Reibung. Für gewöhnliche Strukturen des Bauingenieurwesens ohne diskrete Dämpfungselemente ist die sich aus Material- und Strukturdämpfungsanteile ergebene Gesamtdämpfung gering und kann als proportional angesehen werden.

Durch Linksmultiplikation mit der transponierten modalen Matrix Ψ^T_{μ} und Einführung der Transformation in modale Koordinaten mit $q(t) = \Psi_{\mu}q_m(t)$ sowie unter Berücksichtigung der Gleichungen (3.11) wird die Bewegungsgleichung (3.1) in

$$I \ddot{q}_{m}(t) + \Psi_{\mu}^{T} \bar{C} \Psi_{\mu} \dot{q}_{m}(t) + \Lambda q_{m}(t) = \Psi_{\mu}^{T} \bar{B} u(t)$$
(3.12)

transformiert. Der Vektor $q_m \in \mathbb{R}^{\bar{n}}$ beinhaltet die sogenannten modalen Verschiebungen.

Bei der proportionalen Dämpfung wird die Dämpfungsmatrix \overline{C} ebenfalls durch die Eigenvektoren diagonalisiert. Mit der Einführung eines Dämpfungskoeffizienten ξ_i und mit $c_i = 2\xi_i\omega_i$ folgt die modale Dämpfungsmatrix \overline{C}_m :

$$\bar{C}_m = \Psi^T_\mu \bar{C} \Psi_\mu = \begin{bmatrix} \ddots & & \\ & \ddots & \\ & & \ddots \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \ddots & & \\ & 2\xi_i \omega_i & \\ & & \ddots \end{bmatrix}.$$
(3.13)

Der dimensionslose modale Dämpfungskoeffizient ξ beschreibt die Abnahme der Amplitude der gedämpften Schwingung über die Zeit. Bleibt die Anregung unberücksichtigt, hat der Dämpfungskoeffizient ξ einen signifikanten Einfluss auf die Lösung des generellen Eigenwertproblems. Die Lösung für $\xi < 1$ ist eine abnehmende Schwingung, für $\xi = 1$ ist das System kritisch gedämpft, was bedeutet, dass das System so schnell wie möglich in den Gleichgewichtszustand zurückgeht, und für $\xi > 1$ geht das System ohne Oszillation in den Ausgangszustand zurück, benötigt dafür aber eine längere Zeit als das kritisch gedämpfte System.

Rayleigh-Dämpfung

Eine besondere Form der proportionalen Dämpfung ist die sogenannte Rayleigh-Dämpfung. Dabei wird die Dämpfungsmatrix proportional zu Masse und Steifigkeit des Systems als Linearkombination der Massenmatrix M und der Steifigkeitsmatrix Kdefiniert:

$$\bar{C} = \alpha M + \beta K \tag{3.14}$$

Die Proportionalitätsfaktoren α und β werden in der Regel gewählt bzw. aus den Dämpfungskoeffizienten zweier repräsentativer Eigenschwingungen (Moden) bestimmt. Gleichung (3.14) charakterisiert die Dämpfung in gleicher Weise verteilt wie die Masse und die Steifigkeit einer Struktur. Dabei erfüllt der Ansatz die Orthogonalitätsbedingungen, d.h. die gedämpften Schwingformen entsprechen den ungedämpften.

Die Rayleigh-Dämpfung stellt eine Vereinfachung ohne physikalische Grundlage dar, die aber insbesondere bei der Modellierung von komplexen dynamischen Systemen eine praktikable Alternative darstellt. Sie wird hauptsächlich bei diskreten Systemen mit mehreren Freiheitsgraden angewendet, wie sie für FEM-Analysen typisch sind. Für gewöhnliche Tragwerke des Bauingenieurwesens, deren Dämpfungseigenschaften aufgrund der Größe und Komplexität der Systeme nur ungefähr bestimmbar sind, bietet der Rayleigh-Dämpfungsansatz eine ausreichende Genauigkeit.

3.3 Systembeschreibung im Zustandsraum

In der klassischen systemtheoretischen Methodik wurden bzw. werden dynamische Systeme im (komplexen) Frequenzbereich beschrieben und analysiert. Dabei werden die im Zeitbereich vorliegenden Signale mittels Fourier- bzw. Laplacetransformation in sinusförmige Elementarsignale zerlegt. Auch und insbesondere in der Baudynamik basiert bis in die heutige Zeit hinein die Bestimmung des System-Übertragungsverhaltens sowie modaler Kenngrößen überwiegend auf den Frequenzbereich betrachtende Verfahren.

Die Theorie der Zustandsraumbeschreibung wurde von dem ungarisch-amerikanischen Mathematiker und Stanford-Universitätslehrer RUDOLF EMIL KÁLMÁN entwickelt und 1960 in Zusammenhang mit dem nach ihm benannten KALMAN-Filter veröffentlicht [Kal60]. In den darauffolgenden Jahren und Jahrzehnten wurde die Zustandsraumbeschreibung im Bereich der Regelungstheorie vorangetrieben und galt bereits in der Vergangenheit als wesentlicher technologischer Impuls für die Luft- und Raumfahrt, da das auf ihr basierende KALMAN-Filter bereits 1967 von der NASA zur Schätzung der Trajektorien im Apollo-Programm erprobt und letztendlich zur Navigation und Steuerung der Apollo-Raumkapseln eingesetzt wurde [GA10]. Seit ca. zwei Jahrzehnten bildet die Modellbeschreibung im Zustandsraum im zunehmenden Maße auch die Grundlage baudynamischer Berechnungen. Dies gilt insbesondere dann, wenn der stochastische Charakter untersuchter Prozesse bzw. gemessener Zeitverläufe berücksichtigt wird.

Der zeitliche Verlauf der internen Zustände eines dynamischen Systems kann mittels Zustandsraumdarstellung beschrieben werden. Die Zustandsraumdarstellung hat den großen Vorteil, dass die Bewegungsgleichung als DGL zweiter Ordnung in einen Satz Differenzengleichungen erster Ordnung transformiert wird. Den Zustand x eines dynamischen Systems zum Zeitpunkt t_0 kann man sich als "Speicher" für die gesamte Vergangenheit vorstellen. Er ist entsprechend eine Informationsquantität, die zusammen mit der Eingangsfunktion u für $t \ge t_0$ ausreicht, um die zukünftigen Zustände für $t \ge t_0$ sowie die Ausgangsfunktion y des Systems für $t \ge t_0$ zu bestimmen. Entsprechend beschreiben die Zustände das "Eigenverhalten" eines Systems. Im Zustandsvektor xwerden die einzelnen "Speichereinheiten" eines Zustandes als Zustandsvariablen x_i zusammengefasst. Die Zeitabhängigkeit des n-dimensionalen Zustandsvektors x kann als die Bewegung eines Punktes in einem n-dimensionalen Vektorraum \mathbb{R}^n abgebildet werden. Dieser Vektorraum wird als Zustandsraum bezeichnet. Die Zustandsraumdarstellung ist gut erweiterbar auf zeitvariante und nichtlineare Systeme. In den folgenden Abschnitten wird die Zustandsraumdarstellung für einem kontinuierlichen Zeitverlauf hergeleitet, nachfolgend zur Beschreibung bei diskreten Zeitverläufen adaptiert sowie abschließend zur Berücksichtigung von Einwirkungen und Messsignalen mit stochastischer Natur angepasst. Die hierbei benutzte Notation basiert auf den Arbeiten von [Jua94] und [Döh11].

3.3.1 Kontinuierliche Zustandsraumbeschreibung

Zustandsgleichung (Systemgleichung):

Grundlage und Ausgang der Formulierung des Zustandsraummodells ist das System der Bewegungsgleichungen 2. Ordnung gemäß Gl. (3.1).

Nach Einführung der Terme

$$x(t) = \begin{bmatrix} q(t) \\ \dot{q}(t) \end{bmatrix}, \qquad P = \begin{bmatrix} \bar{C} & M \\ M & 0 \end{bmatrix} \qquad \text{und} \quad Q = \begin{bmatrix} K & 0 \\ 0 & -M \end{bmatrix}$$
(3.15)

kann die Bewegungsgleichung (3.1) umgeschrieben werden und man erhält eine Differenzialgleichung 1. Ordnung

$$P\dot{x}(t) = Qx(t) + \begin{bmatrix} \bar{B} \\ 0 \end{bmatrix} u(t).$$
(3.16)

Nach Linksmultiplikation von Gl. (3.16) mit

$$P^{-1} = \begin{bmatrix} 0 & M^{-1} \\ M^{-1} & -M^{-1}\bar{C}M^{-1} \end{bmatrix}$$
(3.17)

erhält man folgend die Zustandsgleichung bzw. Systemgleichung für den kontinuierlichen Zeitbereich

$$\dot{x}(t) = A_c x(t) + B_c u(t)$$
 (3.18)

Damit ist der Zustandsvektor $x(t) \in \mathbb{R}^n$ eingeführt, wobei n die Anzahl der berücksichtigten Zustandsvariablen x_i und damit die Systemordnung angibt. Weiterhin wird mit $A_c \in \mathbb{R}^{n \times n}$ die sogenannte Zustandsübergangsmatrix oder Systemmatrix sowie mit $B_c \in \mathbb{R}^{n \times l}$ die Eingangsmatrix eingeführt. Der Index c steht dabei für die Betrachtung im kontinuierlichen Zeitbereich.

Die Systemmatrix A_c beinhaltet die Koeffizienten der Zustandsvariablen x_i . Sie charakterisiert das Eigenverhalten eines Systems und ergibt sich zu

$$A_c = -P^{-1}Q = \begin{bmatrix} 0 & I \\ -M^{-1}K & -M^{-1}\bar{C} \end{bmatrix}.$$
 (3.19)
Die Eingangsmatrix B_c repräsentiert die lineare Abbildung der Erregung auf den nächsten Zustand durch deterministische Eingangsvariablen (Steuerbarkeit). Sie ergibt sich zu

$$B_c = P^{-1} \begin{bmatrix} \bar{B} \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ -M^{-1}\bar{B} \end{bmatrix}.$$
(3.20)

Ausgangsgleichung (Messgleichung):

Werden die an r Stellen in verschiedenen Bewegungsgrößen (verschiedene Sensorarten) gemessenen Systemantworten in einem Ausgangsvektor $y(t) \in \mathbb{R}^r$ abgelegt, folgt die Formulierung der Ausgangsgleichung entsprechend

$$y(t) = \begin{bmatrix} L_a \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \ddot{q}(t) + \begin{bmatrix} 0 \\ L_v \\ 0 \end{bmatrix} \dot{q}(t) + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ L_d \end{bmatrix} q(t),$$
(3.21)

wobei $L_a \in \mathbb{R}^{r_a \times \bar{n}}$, $L_v \in \mathbb{R}^{r_v \times \bar{n}}$ und $L_d \in \mathbb{R}^{r_d \times \bar{n}}$ die Auswahlmatrizen darstellen, die die Orte der gemessenen Beschleunigung an r_a Stellen, Schwinggeschwindigkeit an r_v Stellen und Verformung (zumeist Dehnungen) an r_d Stellen spezifizieren.

Mit der sich aus Umformung der Bewegungsgleichung (3.1) ergebenden Formulierung

$$\ddot{q}(t) = -M^{-1}\bar{C}\,\dot{q}(t) - M^{-1}K\,q(t) + M^{-1}\bar{B}\,u(t)$$
(3.22)

sowie unter Berücksichtigung der linken Gleichung in (3.15) folgt aus Gleichung (3.21)

$$y(t) = \begin{bmatrix} -L_a M^{-1} K & -L_a M^{-1} \bar{C} \\ 0 & L_v \\ L_d & 0 \end{bmatrix} x(t) + \begin{bmatrix} L_a M^{-1} \bar{B} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} u(t).$$
(3.23)

Dabei wird die Koeffizientenmatrix des ersten Summanden der Gl. (3.23) als generelle Ausgangsmatrix $C \in \mathbb{R}^{r \times n}$ zusammengefasst. Sie repräsentiert die lineare Abbildung der internen Zustände nach außen (Beobachtbarkeit). Die Koeffizientenmatrix des zweiten Summanden wird als Durchgangsmatrix $D \in \mathbb{R}^{r \times l}$ bezeichnet und berücksichtigt die Eingangsgrößen, die direkt nach außen übertragen ("durchgeschleift") werden.

Damit folgt aus den Gleichungen (3.21) bzw. (3.23) die Ausgangsgleichung oder Messgleichung des Zustandsraummodells für kontinuierliche Systeme

$$y(t) = Cx(t) + Du(t).$$
 (3.24)

Zusammenstellung des Zustandsraummodells:

Zusammengefasst wird ein lineares dynamisches System im Zustandsraum und im kontinuierlichen Zeitbereich allgemein durch das folgende Differenzialgleichungssystem 1.Ordnung beschrieben

$$\dot{x}(t) = A_c x(t) + B_c u(t) \qquad \text{Zustands- bzw. Systemgleichung} y(t) = C x(t) + D u(t) \qquad \text{Ausgangs- bzw. Messgleichung}.$$
(3.25)

Die Ordnung des Zustandsraummodells (Systemordnung) ist als Dimension n des Zustandsvektors x(t) definiert und ergibt sich aus der 2-fachen Anzahl der Freiheitsgrade des betrachteten Systems \bar{n} . Die Bewegungsgleichungen sind damit in Zustandsraumformulierung überführt und können für die Analyse der dynamischen Antwort y(t) einer Struktur, die durch den Eingang u(t) angeregt wird, genutzt werden.

3.3.2 Zeitdiskrete Zustandsraumbeschreibung

Bei im Rahmen von SHM durchgeführten Schwingungsmessungen an Tragwerken werden die Messgrößen digital erfasst und anstatt einer analogen kontinuierlichen Signalfolge erhält man eine Zeitreihe mit Einträgen in äquidistanten Zeitabständen Δt (zeitsynchron). Entsprechend erfolgt die Systembeschreibung nicht mehr im kontinuierlichen, sondern im diskreten Zeitbereich. Die Ableitung des zeitdiskreten Zustandsraummodells aus dem kontinuierlichen erfolgt nach [Jua94].

Ist der Zustandsvektor zum Zeitpunkt $t_0 x(0)$ bekannt, kann die Lösung der Systemgleichung (3.18) in folgender Form geschrieben werden

$$x(t) = e^{A_c(t-t_0)} x(t_0) + \int_{t_0}^t e^{A_c(t-\tau)} B_c u(\tau) d\tau.$$
(3.26)

Nach Diskretisierung der Gleichung (3.26) durch die Umlage der kontinuierlichen Zeit tin k + 1 konstante Zeitintervalle Δt und Substitution von $t_k = (k + 1)\Delta t$ folgt

$$\underbrace{x\left[(k+1)\,\Delta t\right]}_{x_{k+1}} = \underbrace{e^{A_c\Delta t}}_{A} \underbrace{x\left(k\Delta t\right)}_{x_k} + \underbrace{\int_{t_0}^t e^{A_c(t-\tau')}d\tau' B_c}_{B} \underbrace{u\left(k\Delta t\right)}_{u_k},\tag{3.27}$$

wobei k in der zeitdiskreten Zustandsraumbeschreibung die Nummer des Zeitschritts bezeichnet.

Nach Definition des Zustandsvektors x_k bzw. x_{k+1} , des Eingangsvektors u_k , der Systemmatrix A und der Eingangsmatrix B entsprechend Gl. (3.27) ergibt sich aus dem Differenzialgleichungssystem in Gl. (3.25) für die zeitdiskrete Modellierung das Differenzengleichungssystem:

$$\begin{aligned}
 x_{k+1} &= A \, x_k + B \, u_k \\
 y_k &= C \, x_k + D \, u_k,
 \end{aligned}
 (3.28)$$

wobei entsprechend Abschnitt 3.3.1 Gl. (3.28) oben als Systemgleichung und Gl. (3.28) unten als Messgleichung bezeichnet wird.

3.3.3 Zustandsraumbeschreibung für stochastische Prozesse

In der Anwendung an realen mechanischen Strukturen werden im allgemeinen Eingangsund Ausgangssignale durch stochastische Rauschanteile beeinflusst. Zur Beschreibung des dynamischen Antwortverhaltens von mechanischen Systemen müssen sie daher zwingend berücksichtigt werden. Diese Rauschanteile können sowohl Bestandteil der äußeren Anregung sein (Verkehr, Wind, Wellen), als auch im eigentlichen Messprozess entstehen.

Die für die im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführten Zeitreihenanalysen an OWEA-Tragstrukturen signifikanten stochastischen Prozesse werden durch die Annahme von *Stationarität* und *Ergodizität* definiert. Ein stationärer Prozess ist dadurch gekennzeichnet, dass die (mehrdimensionale) Wahrscheinlichkeitsverteilung über ein Zeitreihenensemble nicht vom Zeitpunkt der Betrachtung abhängt, was bedeutet, dass Mittelwert und Varianz zeitinvariant sind. Als lediglich schwach stationär wird ein Prozess bezeichnet, wenn nur wenige Signale des betrachteten Ensembles zeitinvariante Mittelwerte und Varianzen besitzen. Ein stochastischer stationärer Prozess wird zusätzlich als ergodisch bezeichnet, wenn Mittelwertbildung über das Ensemble zu einem Zeitpunkt und Zeit-Mittelwertbildung aller einzelnen Signale im gleichen Wert resultieren [New93].

Stochastische nicht messbare Eingangsgrößen

Lastverläufe bzw. Anregungen von Tragstrukturen des Bauingenieurwesens sind in der Regel nicht bzw. nicht vollumfänglich messbar. Dies gilt auch und insbesondere für OWEA. Die Tragstrukturen werden überwiegend durch *Wind- und Wasserdruck- bzw. geschwindigkeitsverläufe* belastet, die als turbulent charakterisiert werden. Dies bedeutet, die REYNOLDS-Zahlen sind so hoch, dass die einen Fluss beschreibende NAVIER-STOKES-Gleichung, zu chaotischen Lösungen führt. Entsprechend werden Wind- bzw. Wasserdruck und -geschwindigkeit als stochastischer Prozess angenommen.

Gleichfalls werden im allgemeinen Lastverläufe aus *Straßenfahrzeugverkehr* aufgrund der großen dynamischen Diversität der Fahrzeuge, aufgrund deren zufälligen räumlichen und zeitlichen Anordnung sowie drittens auch aufgrund typischerweise vorhandener unregelmäßiger Fahrbahnunebenheiten als stochastische Prozesse angesehen.

Relativ schwach in ihrem Energiegehalt in Bezug zu Wind-, Wasser- und Verkehrslast sind die stets vorhandenen *(mikro-)seismischen Rauschanteile*. Sie entstehen durch das natürliche (Erdbeben) als auch künstliche (z.B. Sprengungen) Auslösen seismischer Wellen und werden durch zahlreiche zufällige Reflexionen, Refraktionen und Dämpfungen in der Erdkruste beeinflusst.

Alle Zeitverläufe von stochastischen, nicht messbaren Eingangsgrößen werden als *Pro*zessrauschen zusammengefasst.

Stochastische nicht messbare Ausgangsgrößen

Nicht messbare stochastische Ausgangsgrößen werden als *Messrauschen* bezeichnet. Sie entstehen durch elektrische Störungen im Messsystem und sind praktisch unvermeidbar (Hintergrundrauschen). Messrauschen kann das Ergebnis der Signalanalyse relevant

beeinflussen, wenn die eigentlichen Messgrößen im Verhältnis geringe Amplituden besitzen. Idealerweise wird das Messrauschen vor der eigentlichen Messung ermittelt und in der Analyse vom aufgenommenen Signal abgezogen. Ist dies nicht möglich bzw. mit hohem Aufwand verbunden, wird das Messrauschen vor dem Hintergrund, dass elektrische bzw. elektronische Störanteile häufig den Charakter Weißen Rauschens besitzen, vereinfachend als GAUSS'sches Weißes Rauschen modelliert [Rey12]. Gegebenenfalls vorhandene farbige Rauschanteile gehen dabei als Fehler ein und müssen daher klein gehalten werden. Harmonische Störungen (z.B. aus Wechselspannung) können, wenn bekannt, im Rahmen der Signalanalyse herausgefiltert werden.

Stochastische Zustandsraummodelle

Die stochastischen nicht messbaren Anteile in der Anregung werden als *Prozessrauschen* bezeichnet und mit $v_k \in \mathbb{R}^n$ in Gl. (3.29) eingeführt.

Die stochastischen nicht messbaren Anteile in den Ausgangssignalen werden als Messrauschen bezeichnet und mit $w_k \in \mathbb{R}^n$ in die Messgleichung von Gl. (3.29) eingeführt. Damit ergeben sich System- und Messgleichung zu

$$\begin{aligned}
x_{k+1} &= A \, x_k + B \, u_k + v_k \\
y_k &= C \, x_k + D \, u_k + w_k \,.
\end{aligned}$$
(3.29)

Typisch für die messtechnische Überwachung komplexer Ingenieurbauwerke ist das Fehlen gemessener (deterministischer) Eingangsinformationen. Entsprechend basiert die dynamische Beschreibung solcher Systeme lediglich auf dem gemessenen Antwortverhalten. Diese Systeme werden dann korrespondierend als *Output-Only*-Systeme bezeichnet. Speziell für Offshore-Windenergieanlagen, die vor allem durch Wind- und Wellenlastprozesse mit stochastischen Eigenschaften angeregt werden, die zudem nicht aufgelöst messbar sind, fallen die deterministischen Anteile in Gleichung (3.29) weg. Damit werden sowohl der gesamte Eingang als auch die den Ausgang beeinflussenden Störgeräusche als stochastische Prozesse modelliert, wobei das Anregungssignal v_k die Zustandsvariable x_k und das Messrauschen w_k den Ausgang y_k direkt beeinflussen.

System- und Messgleichung des stochastischen zeitdiskreten Zustandsraummodells eines linearen *Output-Only*-Systems ergeben sich damit zu

$$\begin{aligned}
x_{k+1} &= A \, x_k + v_k \\
y_k &= C \, x_k + w_k \,.
\end{aligned} \tag{3.30}$$

Sowohl Prozessrauschen v_k als auch Messrauschen w_k werden als Sequenzen mittelwertfreien Weißen Rauschens mit $\mathbf{E}[v_k] = \mathbf{E}[w_k] = 0$ angenommen. Sie erfüllen die folgende Kovarianzbedingung:

$$\mathbf{E}\left[\left(\begin{array}{c} v_p\\ w_p\end{array}\right)\left(v_q^T w_q^T\right)\right] = \left[\begin{array}{c} Q & S\\ S^T & R\end{array}\right]\delta_{pq}.$$
(3.31)

 $\mathbf{E}[\cdot]$ stellt dabei den Erwartungswert und δ_{pq} die Einheitsimpulsfunktion dar, die die folgende Beziehung definiert: $\delta_{pq} = 1$ für p = q und $\delta_{pq} = 0$ für $p \neq q$. Die Kovarianzmatrizen $Q \in \mathbb{R}^{n \times n}$, $S \in \mathbb{R}^{r \times n}$ und $R \in \mathbb{R}^{r \times r}$ sind über die Zeit t konstant. v_k und w_k werden als unabhängig vom aktuellen Zustand x_k mit $\mathbf{E}[x_k v_k^T] = \mathbf{E}[x_k w_k^T] = 0$ angenommen. Weiter wird der stochastische Prozess mit $\mathbf{E}[x_k] = 0$ als mittelwertfrei und mit $\mathbf{E}[x_k \ x_k^T] = \Sigma$ als stationär angenommen, d.h. die Zustandskovarianzmatrix Σ ist über die Zeit *t* konstant. Die Ausgangskovarianzmatrizen sind definiert als

$$R_i = \mathbf{E}[y_{k+i} \ y_k^T] \in \mathbb{R}^{r \times r} \tag{3.32}$$

und die Folgezustands-Ausgangs-Kovarianzmatrix als

$$G = \mathbf{E}[x_{k+1} \ y_k^T] \in \mathbb{R}^{n \times r}. \tag{3.33}$$

Mit den Definitionen (3.32) und (3.33) können die folgenden Beziehungen aufgestellt werden [PDR99]:

$$\Sigma = A\Sigma A^T + Q, \qquad \qquad G = A\Sigma C^T + S, \qquad (3.34)$$

$$R_i = CA^{i-1}G, \qquad R_0 = C\Sigma C^T + R. \tag{3.35}$$

Gleichung (3.35) links zeigt, dass die Ausgangskovarianzmatrizen aus (3.32) als Impulsantworten eines deterministischen, linearen zeitinvarianten Systems mit dem systembeschreibenden Matrizenquadrupel A, G, C, R_0 beschrieben werden können. Dieser Umstand ist die Voraussetzung zur Nutzung der Theorie der Systemrealisierung deterministischer LTI-Modelle unter stochastischen Bedingungen und damit für die Systemidentifikation bzw. Schadensdetektion stochastischer *Output-Only*-Systeme.

3.4 Realisierung dynamischer Systeme

Unter *Realisierung* ist die Beschreibung eines dynamischen Systems mittels mathematischen Modells zu verstehen. Der Begriff Realisierung wurde ursprünglich im Rahmen der Lösung von Differenzialgleichungen mittels mechanischer Rechenmaschinen zum Ende des 19. Jahrhunderts verwendet. Da die Integratorenausgänge dieser analogen Computer auch als Zustände eines Zustandsraums angesehen werden können, kann im erweiterten Sinn die Konstruktion eines Zustandsraums als Realisierung bezeichnet werden. Heute wird als (Eigensystem-)Realisierung eines Systems im Allgemeinen die Identifikation einer Zustandsraumbeschreibung aus einer Impulsantwortsequenz nach [Aka74] bezeichnet [Rey12], wie sie im Verlauf des Abschnitts formuliert wird.

Im Allgemeinen erfolgt die Realisierung als Zustandsraummodell. Dabei werden die vier Matrizen in den Gleichungen (3.25) und (3.28) bzw. die zwei Matrizen in (3.30) bestimmt (bzw. realisiert). Nachfolgend können aus diesem Modell dann die modalen Kenngrößen extrahiert bzw. andere, das Antwortverhalten beschreibende Parameter, bestimmt werden. Der Zustandsvektor x_i z.B. in Gl. (3.30) kann mehr Elemente enthalten als für die Systembeschreibung erforderlich. Entsprechend gibt es zur Beschreibung des Ein- und Ausgangsverhaltens eines Systems unendlich viele Möglichkeiten für x_i (Realisierungen). Beinhaltet x_i nur die minimal erforderliche Anzahl von Zuständen, spricht man von einer minimalen Realisierung. Die entsprechende Zahl bestimmt damit die multivariable Ordnung des Systems.

3.4.1 Der Eigensystem-Realisierungs-Algorithmus (ERA)

Der Eigensystem-Realisierungs-Algorithmus (Eigensystem Realization Algorithm, ERA) ist das entsprechende Verfahren zur Bestimmung der Eigenstruktur dynamischer Systeme im Zeitbereich. Die Grundidee des ERA basiert auf der Theorie der minimalen Realisierung nach dem Konzept von [Aka74]. Danach wird die zu identifizierende (bzw. zu realisierende) Schwingcharakteristik einer Struktur aus der gemessenen Impulsantwort bestimmt. Das dabei hauptsächlich eingesetzte mathematische Verfahren ist die Singulärwertzerlegung. Basierend auf der Eigensystem-Realisierung wird die Theorie der unterraumbasierten Detektion von Veränderungen in dynamischen Systemen beschrieben. Daher werden im Anschluss die folgend gelisteten Thematiken berücksichtigt und deren Grundlagen auf der Basis von [Aka74] und [Jua94] kurz beschrieben:

- > Steuerbarkeit und Beobachtbarkeit dynamischer Systeme
- > Wichtungssequenz
- > Hankelmatrizen
- > Singulärwertzerlegung
- > Systemidentifikation

Basis der Eigensystem-Realisierung sind die Gleichungen der Zustandsraumdarstellung (3.29)). Wie in Abschnitt 3.3 beschrieben, definieren die beiden Gleichungen ein lineares zeitinvariantes dynamisches System im Zustandsraum und im diskreten Zeitbereich unter Berücksichtigung sowohl deterministischer als auch stochastischer Terme.

3.4.2 Zustandssteuerbarkeit und Zustandsbeobachtbarkeit

Die Identifikation dynamischer Systeme, d.h. das Erkennen und Bestimmen deren dynamischer Charakteristik, erfolgt prinzipiell durch die Messung von Ausgangs- und ggf. Eingangsgrößen am realen System. Dabei wird a priori vorausgesetzt, dass das System nur durch Messung (Beobachtung) und, falls vorhanden, durch zusätzliches Wissen (z.B. den Anfangszustand) vollständig identifizierbar ist. Diese Voraussetzung gilt als gegeben, wenn das System vollständig beobachtbar ist. "Vollständig" umschreibt dabei die Berücksichtigung aller Komponenten, die zum dynamischen Verhalten einer Struktur beitragen. Neben der Frage der Beobachtbarkeit eines dynamischen Systems, also der Bestimmbarkeit der Zustandsvariablen zu den einzelnen Zeitpunkten, existiert auch die Frage der Steuerbarkeit der dynamischen Systeme, d.h. der Manipulierbarkeit der Zustandsvariablen zu den einzelnen Zeitpunkten über die Eingangsgrößen. Obwohl für die ouput-only-basierten Verfahren der schwingungsbasierten Schadensdiagnostik lediglich Beobachtbarkeit die voraussetzende und damit a priori angenommene Eigenschaft ist, werden aufgrund Ihrer engen Verwandtschaft beide Eigenschaften, also die Zustandssteuerbarkeit und die Zustandsbeobachtbarkeit, vorgestellt.

Zustandssteuerbarkeit:

Ein System gilt als vollständig steuerbar, wenn es durch entsprechende Wahl aus allen Eingangsgrößen u_i im Zustandsraum von einem beliebigen Anfangszustand x_0 in einen beliebigen Endzustand x_k gebracht werden kann [Lun97]. Das heißt, dass die dynamische Antwort des Systems alle erforderlichen DOFs in einem adäquaten Ausmaß beinhaltet und so in jedem gewünschten Weg beeinflusst werden kann.

Bei einem deterministischen Eingang u_k kann das Matrizenpaar [A, B] als vollständig steuerbar angenommen werden, wenn alle Moden des Systems direkt durch u_k angeregt werden können. Die Auflösung der Systemgleichung in Gl. (3.28) (nur deterministischer Eingang) für den Zeitpunkt $t_k = (k+1)\Delta t$ nach x_k führt zu

$$x_k = A^k x_0 + \sum_{i=1}^k A^{i-1} B u_{k-i}$$
(3.36)

und in Matrizenschreibweise zu

$$x_{k} = A^{k}x_{0} + \underbrace{\begin{bmatrix} B & AB & A^{2} & \cdots & A^{k-1}B \end{bmatrix}}_{\mathcal{Q}_{k}} \begin{bmatrix} u_{k-1} \\ u_{k-2} \\ u_{k-3} \\ \vdots \\ u_{0} \end{bmatrix} .$$
(3.37)

Entsprechend der Theorie der linearen Systeme können nur die Zustände erreicht werden, die von der Matrix

$$\mathcal{Q}_k = \begin{bmatrix} B & AB & A^2B & \cdots & A^{k-1}B \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{n \times kl}$$
(3.38)

erzeugt werden können. Q_k wird daher als *Steuerbarkeitsmatrix* bezeichnet. Dabei ist zu beachten, dass im allgemeinen $l \ll n$ ist.

Bei einem stochastischen Eingang, wie er für *Output-Only*-Systeme typisch ist, wird das unbekannte Prozessrauschen v_k durch GAUSS'sches Weißes Rauschen idealisiert. In diesen Fällen ändert sich die Steuerbarkeitsmatrix zu

$$\mathcal{Q}_k = \begin{bmatrix} G & AG & \cdots & A^{k-1}G \end{bmatrix}.$$
(3.39)

Die Folgezustands-Ausgangskovarianzmatrix G erhält man gemäß Gleichung (3.33) als Kreuzkorrelation von x_{k+1} und y_k

$$G = \mathbf{E} \begin{bmatrix} x_{k+1} & y_k^T \end{bmatrix}$$

Zustandsbeobachtbarkeit:

Ein System gilt hingegen als vollständig beobachtbar, wenn aus den Eingangsgrößen u_i und den Ausgangsgrößen y_k jeder beliebige Anfangszustand x_0 im Zustandsraum bestimmbar ist[Lun97], also wenn alle wesentlichen physikalischen Prozesse in den gemessenen Antworten enthalten sind. Ein System ist damit identifizierbar, wenn auf

Basis der Messwerte alle Kenngrößen der entsprechend vorhandenen Freiheitsgrade (Zustandsvariablen) bestimmbar sind. Ein System wird als vollständig zustandsbeobachtbar bezeichnet, wenn die gemessenen Ein- und Ausgangsvariablen den Zustand zum Zeitpunkt t explizit beschreiben. Prinzipiell liegt die Beobachtbarkeit und deren Beschreibung den unterraumbasierten Methoden der Systemidentifikation bzw. Schadensidentifikation zugrunde.

Das Matrizenpaar [A, C] wird als vollständig beobachtbar angesehen, wenn alle Moden des Systems beobachtbar und damit identifizierbar sind. Die *Beobachtbarkeitsmatrix* definiert sich zu

$$\mathcal{O}_{k} = \begin{bmatrix} C \\ CA \\ \vdots \\ CA^{k-1} \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{kr \times n} .$$
(3.40)

Dabei ist zu beachten, dass im Allgemeinen $r \ll n$ ist. Das Matrizenpaar [A,C] wird als vollständig beobachtbar angesehen, wenn die Beobachtbarkeitsmatrix \mathcal{O}_k den Rang n besitzt.

Ist man in der Lage, den Ausgangszustand x_0 eines Systems ohne Eingangsgrößen $(u_k = 0)$ zu bestimmen, ist dies der Beweis für vollständige Beobachtbarkeit. Alle anderen Zustände können entsprechend mit Gl. (3.37) bestimmt werden. Die Messgleichung für ein deterministisches System ohne Eingang $(u_k = 0)$ ergibt sich zu

$$y_k = Cx_k \,. \tag{3.41}$$

Da in Gleichung (3.41) r < n gilt, ist sie nicht nach x_k auflösbar. Deshalb werden für die Bestimmung von x_k eine entsprechende Anzahl von zeitlichen Ableitungen des Ausgangsvektors y_k nach Gleichung (3.42) entwickelt.

Dieses Gleichungssystem ist nur für x_k lösbar, wenn n unabhängige Gleichungen existieren und das ist nur genau dann der Fall, wenn die Beobachtbarkeitsmatrix den Rang n besitzt.

3.4.3 Wichtungssequenz

Grundlage der Eigensystem-Realisierung ist die Beschreibung des Systemverhaltens mittels sogenannter *Wichtungssequenz* (engl.: *weighting sequence*). Dabei ist als Sequenz eine zeitliche Folge zu verstehen. Der Wortteil Wichtung ergibt sich aus dem Umstand, dass Eingangs-Ausgangs-Systeme durch Bestimmung der Ausgangssequenz mittels systembeschreibender Wichtung der Eingangssequenz definiert werden können. Die hier dargestellten Erläuterungen basieren auf [Jua94; PJL91; BZ08].

Deterministische Eingangs-Ausgang-Beschreibung (Markov-Parameter)

Unter der Annahme einer anfänglichen Ruhelage des Systems $(x_0 = 0)$ kann das Systemverhalten in Form einer Abfolge von Zustands- und Ausgangsvektoren des diskreten Zustandsraummodells mit den Systemmatrizen gemäß Gleichung (3.43) beschrieben werden.

$$\begin{array}{ll}
x_{0} = 0 & y_{0} = Du_{0} \\
x_{1} = Bu_{0} & y_{1} = CBu_{0} + Du_{1} \\
x_{2} = ABu_{0} + Bu_{1} & y_{2} = CABu_{0} + CAu_{1} + Du_{2} \\
\vdots & \vdots \\
x_{k} = \sum_{i=1}^{k} A^{i-1}Bu_{k-i} & y_{k} = \sum_{i=1}^{k} (CA^{i-1}Bu_{k-i}) + Du_{k}
\end{array}$$
(3.43)

Das Antwortverhaltens eines dynamischen Systems auf einen Einheitsimpuls an einem Eingang

$$u_k = \begin{cases} 1, k = 0\\ 0, k \neq 0 \end{cases}$$
(3.44)

kann durch dessen Impulsantwortfunktion (IRF) (engl.: Impulse response function) beschrieben werden. Dem entsprechend lässt sich aus den Systemmatrizen der beiden Gleichungen der zeitlich diskreten Zustandsraumbeschreibung (3.28) die Impulsantwort berechnen. Wird die Substitution nicht für einen, sondern für l Eingänge durchgeführt, können die Ergebnisse in einer Sequenz von Matrizen der Impulsantwortfunktionen $Y_i \in \mathbb{R}^{r \times l}$ mit $i = 0, 1, 2, \cdots, k$ entsprechend Gleichung (3.45) zusammengefasst werden.

$$Y_0 = D$$

$$Y_1 = CB$$

$$Y_2 = CAB$$

$$\vdots$$

$$Y_k = CA^{k-1}B.$$

$$(3.45)$$

Die resultierenden konstanten Impulsantwortmatrizen Y_i der Sequenz werden als System-Markov-Parameter oder kurz *Markov-Parameter* bezeichnet. Sie charakterisieren das zeitabhängige Verhalten eines deterministischen, linearen dynamischen Systems und formen die Basis des mathematischen Systemmodells.

Unter Verwendung der Definition der Markov-Parameter aus Gleichung (3.45) kann Gleichung (3.43) zur Bestimmung des Ausgangsvektors y_k als Funktion der vergangenen Eingänge u_i (i = 0, 1, ..., k) bei Ruhelage zum Zeitpunkt t_0 umgeschrieben werden zu

$$y_k = \sum_{i=0}^k Y_i u_{k-i} + Du_k \,. \tag{3.46}$$

Aus Gl. (3.46) geht hervor, dass zur Bestimmung des Ausgangsvektors zum Zeitpunkt k die Eingänge zu den vorhergehenden Zeitpunkten durch die Markov-Parameter gewichtet werden. Aus diesem Grund werden die Impulsantwortsequenzen auch als Wichtungssequenzen bezeichnet. Ist das System asymptotisch stabil¹, wie dies bei den hier betrachteten Systemen grundsätzlich der Fall ist, ist die Summierung in der Gleichung (3.46) eine endliche Näherung und die Wichtungssequenz kann nach einer endlichen Anzahl von Zeitschritten beendet werden.

Stochastische Output-Only-Modelle

Für den theoretischen Fall, dass das System in Gleichung (3.28) durch Eingangssequenzen messbaren, mittelwertfreien weißen Rauschens mit Einheitskovarianz $\mathbf{E}[u_k \ u_k^T] = I$ angeregt wird, erhält man die Systemantwort in Form zeitdiskreter Ausgangssequenzen y_k . Es folgt damit vergleichbar mit Gleichung (3.43)für i = 0

$$\mathbf{E}[y_k \ u_k^T] = \mathbf{E}[(D \ u_k) \ u_k^T] = D \tag{3.47}$$

und weiter für i = 1

$$\mathbf{E}[y_{k+1} \ u_k^T] = \mathbf{E}[(C \ Bu_k) \ u_k^T) = C \ B \ . \tag{3.48}$$

Die Markov-Parameter des Systems bestimmen sich dementsprechend mittels Kovarianzmatrizen der stochastischen Eingangs- und Ausgangssequenzen gemäß

$$\mathbf{E}[y_{k+1} \ u_k^T] = C \ A^{k-1} \ B \,. \tag{3.49}$$

In der Praxis ist die stochastische *Output-Only*-Systembeschreibung durch das Fehlen der Eingangsgrößen u_k in der Modellbeschreibung aufgrund ihrer Nichtmessbarkeit charakterisiert. Demzufolge können Markov-Parameter als Verbinder von Ausgangsund Eingangsgrößen nicht bestimmt werden. Die Erwartungswerte in den Gleichungen (3.47) bis (3.49) werden daher durch Ausgangskovarianzen $\mathbf{E}[y_{k+1} \ y_k^T]$ ersetzt.

Nachfolgend wird gezeigt, wie die Zusammenhänge für die theoretische Anwendung eines idealen Impulses auch gelten, wenn das System anstelle diesen idealen Impulses mit Weißem Rauschen als nicht messbares Prozessrauschen v_k angeregt wird. Grundlage der Betrachtung ist die zeitdiskrete stochastische Systembeschreibung im Zustandsraum nach Gleichung (3.30). Für den betrachteten stochastischen Prozess werden Mittelwertfreiheit $\mathbf{E}[v_k] = 0, \mathbf{E}[w_k] = 0, \mathbf{E}[x_k] = 0$ und Stationarität angenommen, wobei letzteres durch eine konstante Zustandskovarianz $\Sigma = \mathbf{E}[x_k x_k^T]$ definiert wird. Basierend auf der in Abschnitt 3.3.3 mit $\mathbf{E}[x_k v_k^T] = \mathbf{E}[x_k w_k^T] = 0$ definierten Unabhängigkeit von v_k und w_k vom aktuellen Zustand x_k ergeben sich die ebenfalls in Abschnitt 3.3.3 festgelegten Definitionen für die Ausgangskovarianzmatrix $R_i = \mathbf{E}[y_{k+i} y_k^T]$ (vgl. Gleichung (3.32)) sowie für die Folgezustands-Kovarianzmatrix $G = \mathbf{E}[x_{k+1} y_k^T]$ (vgl. Gleichung (3.33)).

Die Messgleichung in (3.30) für den nächsten Zeitschritt k + 1 ist

$$y_{k+1} = C x_{k+1} + w_{k+1} \tag{3.50}$$

¹ System stabilisiert sich um den Gleichgewichtszustand, siehe [Lun97, Bd.1;S.300]

und über die Erweiterung von (3.50) mit mit dem Term \boldsymbol{y}_k^T ergibt sich

$$y_{k+1} y_k^T = C x_{k+1} y_k^T + w_{k+1} y_k^T.$$
(3.51)

Mit Einführung von Erwartungswerten wird Gleichung (3.51) zu

$$\mathbf{E}[y_{k+1} \ y_k^T] = C \ \mathbf{E}[x_{k+1} \ y_k^T] + \mathbf{E}[w_{k+1} \ y_k^T].$$
(3.52)

Mit der Annahme, dass das Messrauschen nicht mit dem Ausgangssignal korreliert ist ($\mathbf{E}[w_{k+1} \ y_k^T] = 0$), folgt mit Gleichung (3.32) für die Ausgangskovarianzmatrix und Gleichung (3.33) für die Folgezustands-Kovarianzmatrix für i = 1

$$R_1 = C G \,. \tag{3.53}$$

Für i = 2 unter Voraussetzung von $\mathbf{E}[v_{k+1} \ y_k^T] = 0$ (Prozessrauschen ist nicht korreliert mit dem Ausgangssignal) folgt

$$R_2 = C A G. aga{3.54}$$

Prinzipiell kann damit ausgesagt werden, dass für stochastisch angeregte Systeme Ausgangs-Kovarianzmatrizen durch

$$R_i = C A^{i-1} G \in \mathbb{R}^{r \times r} \tag{3.55}$$

definiert sind.

Aufgrund der formalen Vergleichbarkeit von in Gleichung (3.55) beschriebenen Ausgangs-Kovarianzen zu Markov-Parametern in Gleichung (3.45) bilden für stochastische *Output-Only*-Systeme ebendiese Ausgangs-Kovarianzmatrizen R_i Wichtungssequenzen, die die Anwendung der oben beschriebenen klassischen Theorie der Systemrealisierung auch für unbekannte, stochastisch angeregte Systeme ermöglichen.

3.4.4 Hankelmatrizen

Ein weiterer wesentlicher Schritt des Eigensystem-Realisierungs-Algorithmus ist die Aufstellung von Hankelmatrizen. Zur Extraktion systembezogener Eigenschaften aus den Komponenten der Wichtungssequenz werden in unterraumbasierten Algorithmen gewöhnlich Hankel- oder Toeplitzmatrizen verwendet, in denen die Markov-Parameter für Eingang-Ausgangs-Systeme bzw. die Ausgangskovarianzen für *Output-Only*-Systeme in steigender Ordnung von links nach rechts und von oben nach unten angeordnet sind. Sie sind demnach durch die erste Zeile und die erste Spalte der Matrix vollständig beschrieben. In der sich ergebenden Matrixstruktur sind die Nebendiagonalen mit den gleichen Komponenten besetzt. Aufgrund der Verwendung von Matrizen als Komponenten von Hankelmatrizen werden diese oft auch als Block-Hankelmatrizen bezeichnet. Gleichung (3.56) zeigt die Hankelmatrix aus den Markov-Parametern der Wichtungssequenz aus Abschnitt 3.4.3

$$\mathcal{H}_{p+1,q,k-1} = \begin{bmatrix} Y_k & Y_{k+1} & \cdots & Y_{k+q-1} \\ Y_{k+1} & Y_{k+2} & \cdots & Y_{k+q} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ Y_{k+p} & Y_{k+p+1} & \cdots & Y_{k+p+q-1} \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{(p+1)r \times ql},$$
(3.56)

wobei p und q die Größe der Hankelmatrix festlegen und von der Ordnung des Systems abhängen. Für k = 1 erhält man damit die Hankelmatrix

$$\mathcal{H}_{p+1,q,0} = \begin{bmatrix} Y_1 & Y_2 & \cdots & Y_q \\ Y_2 & Y_3 & \cdots & Y_{q+1} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ Y_{p+1} & Y_{p+2} & \cdots & Y_{p+q} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} CB & CAB & \cdots & CA^{q-1}B \\ CAB & CA^2B & \cdots & CA^qB \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ CA^pB & CA^{p+1}B & \cdots & CA^{p+q+1}B \end{bmatrix}, \quad (3.57)$$

wobei zu beachten ist, dass Y_0 nicht in \mathcal{H}_0 enthalten ist.

Nach dem Theorem von CAYLEY-HAMILTON können Matrizenpotenzen A^n, A^{n+1}, \ldots der Matrix $A \in \mathbb{R}^{n \times n}$ durch eine Summe der Matrizenpotenzen $A^0, A^1, \ldots, A^{n-1}$ entsprechend Gleichung (3.58) ausgedrückt werden.

$$A^{n+k} = \sum_{i=0}^{n-1} c_i A^i$$
(3.58)

Für k = 0 sind die Koeffizienten c_i gleich den Koeffizienten des charakteristischen Polynoms. Obwohl die Dimension der Hankelmatrix $\mathcal{H}_{p+1,q,k}$ prinzipiell unendlich ist, kann der Rang von $\mathcal{H}_{p+1,q,k}$ endlich sein. Für eine nicht-singuläre Matrix $A \in \mathbb{R}^{n \times n}$ ist der Rang von \mathcal{H} aufgrund des Theorems von CAYLEY-HAMILTON gleich n. Numerisch kann der Rang mit hoher Genauigkeit mit der Singulärwertzerlegung bestimmt werden.

Aus Gl. (3.57) sowie aus den Gln. (3.38) und (3.40) geht hervor, dass die Hankelmatrix auch als Produkt der Beobachtbarkeitsmatrix und der Steuerbarkeitsmatrix geschrieben werden kann.

Für $k \neq 1$ führt die Faktorisierung zu

$$\mathcal{H}_{p+1,q,k-1} = \mathcal{O}_{p+1} A^{k-1} \mathcal{Q}_q \tag{3.59}$$

und für k = 1 zu

$$\mathcal{H}_{p+1,q,0} = \mathcal{O}_{p+1} \mathcal{Q}_q \,. \tag{3.60}$$

Ist die Ordnung des Systems n, dann ist die minimale Dimension der Systemmatrix A $n \times n$. Ist das System steuerbar und beobachtbar, besitzen die Blockmatrizen \mathcal{O} und \mathcal{Q} den Rang n und p + q muss $\geq n$ sein. Basierend darauf und auf Gl. (3.49) bzw. (3.50) besitzt die Hankelmatrix \mathcal{H} den Rang n.

Die Charakteristik und die Funktion von Hankelmatrizen in der Realisierung von dynamischen Systemen kann entsprechend dem von [Sen09] entliehenen Gedankenexperiment wie folgt aufgezeigt werden. Gegeben sei ein System mit beliebigen Eingang u_k mit $k = 0, 1, \ldots, q - 1$. Nach Abschluss der Eingangssequenz (nach k Zeitschritten) wird der Ausgang y_k für p + 1Zeitschritte gemessen, also für $k = q, q + 1, \ldots, p + q$. Entsprechend der Wichtungssequenz nach (3.45) kann die Eingangs-Ausgangs-Beziehung des Experiments wie folgt beschrieben werden

$$y_{q} = Y_{1}u_{q-1} + Y_{2}u_{q-2} + \dots + Y_{q}u_{0}$$

$$y_{1+q} = Y_{2}u_{q-1} + Y_{3}u_{q-2} + \dots + Y_{1+q}u_{0}$$

$$\vdots$$

$$y_{p+q} = Y_{p+1}u_{q-1} + Y_{p+2}u_{q-2} + \dots + Y_{p+q}u_{0}.$$
(3.61)

Der Eingang u_k ist 0 für k > q - 1 und der Ausgang y_k wird nur für k > q - 1 gemessen. Entsprechend lautet Gleichung (3.61) in Vektor/Matrix-Schreibweise

$$\begin{bmatrix} y_q \\ y_{1+q} \\ \vdots \\ y_{p+q} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_1 & Y_2 & \cdots & Y_q \\ Y_2 & Y_3 & \cdots & Y_{q+1} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ Y_{p+1} & Y_{p+2} & \cdots & Y_{p+q} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_{q-1} \\ u_{q-2} \\ \vdots \\ u_0 \end{bmatrix}.$$
 (3.62)

Die Matrix in Gleichung (3.62) ist leicht als Hankelmatrix $\mathcal{H}_{p+1,q,0}$ in Gleichung (3.59) zu erkennen. Entsprechend folgt daraus, das die Hankelmatrix in Art und Weise einer Übertragungsmatrix die Eingangs-Ausgangs-Beziehung für das beschriebene Experiment definiert. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die Eingänge in umgedrehter Zeitfolge abgelegt sind. Für Experimente, bei denen die Messung zusätzliche k Zeitschritte nach Beendigung der Anregung beginnt, kann in gleicher Weise die generelle Hankelmatrix \mathcal{H}_k als Beschreibung der Eingangs-Ausgangs-Beziehung des Systems definiert werden.

Hankelmatrizen für stochastische Messreihen

Basierend auf der Herleitung in Abschnitt 3.4.3 wird an stochastisch (nicht gemessen) angeregten Systemen die Wichtungssequenz nicht aus Impulsantwortmatrizen Y_i nach Gleichung (3.45), sondern aus Ausgangskovarianzmatrizen $R_i = \mathbf{E}[y_{k+i} \ y_k^T]$ nach Gleichung (3.55) zusammengesetzt. Entsprechend ergeben sich die Hankelmatrizen für stochastische Systeme zu

$$\mathcal{H}_{p+1,q,k-1} = \begin{bmatrix} R_k & R_{k+1} & \cdots & R_{k+q-1} \\ R_{k+1} & R_{k+2} & \cdots & R_{k+q} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ R_{k+p} & R_{k+p+1} & \cdots & R_{k+p+q-1} \end{bmatrix}.$$
(3.63)

3.4.5 Singulärwertzerlegung

Gemäß der Gleichungen (3.59), (3.60) in Verbindung mit Gleichung (3.40) ist für die Systemrealisierung im Sinne der Bestimmung des systembeschreibenden Matrizenpaars (A, C) aus Gleichung (3.30) die Faktorisierung der Hankelmatrix $\mathcal{H}_{p+1,q,0}$ aus Abschnitt 3.4.4 erforderlich. Dafür stehen verschiedene linear-algebraische Verfahren der Matrizzerlegung zur Verfügung, die sich zumeist im Anwendungsbereich, im Aufwand und in ihrer numerischen Stabilität unterscheiden. Das in der Signalanalyse zur Zerlegung von Datenmatrizen am erfolgreichsten angewandte Verfahren ist die *Singulärwertzerlegung* (SVD - engl. für *Singular Value Decomposition*), was auf die effiziente und stabile numerische Umsetzbarkeit des Verfahrens zurückzuführen ist [NS02].

Die SVD einer Matrix $A \in \mathbb{R}^{m \times n}$ ist nach [GVL96] wie folgt definiert

$$A = U \,\Delta V^T \,. \tag{3.64}$$

Dabei sind $U = [u_1, u_2, \cdots, u_m] \in \mathbb{R}^{m \times m}$ und $V = [v_1, v_2, \cdots, v_n \in \mathbb{R}^{n \times n}]$ orthogonale Matrizen, die die linken bzw. rechten Singulärvektoren u_i bzw. v_i von A enthalten sowie

$$\Delta = \begin{cases} \begin{bmatrix} \Delta_t & 0 \end{bmatrix}, & \text{wenn } m < n, \\ \begin{bmatrix} \Delta_t \\ 0 \end{bmatrix}, & \text{wenn } m > n, \\ \Delta_t, & \text{wenn } m = n, \end{cases}$$
(3.65)

wobei

$$\Delta_t = \operatorname{diag}\left[\sigma_1, \sigma_2, \cdots, \sigma_t\right] \tag{3.66}$$

eine Diagonalmatrix ist, die die t Singulärwerte der Matrix A enthält und als Singulärwertmatrix bezeichnet wird. Die einzelnen Singulärwerte sind nicht negativ und in Δ_t absteigend geordnet ($\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3 \geq \ldots \geq \sigma_t$).

Der Rang der Matrix A wird eindeutig durch die Anzahl der von Null verschiedenen Singulärwerte t gekennzeichnet

$$rg(A) = rg(U\Delta V^T) = rg(\Delta) = t.$$
(3.67)

Die Singulärwerte in $\Delta \in \mathbb{R}^{m \times n}$ sind die positiven Quadratwurzeln der Eigenwerte von AA^T bzw. A^TA und die Singulärvektoren in den Matrizen $U \in \mathbb{R}^{m \times m}$ die orthonormalen Eigenvektoren von AA^T sowie die Singulärvektoren in $V \in \mathbb{R}^{n \times n}$ die orthonormalen Eigenvektoren von A^TA . Die Singulärwertzerlegung liefert mit den Singulärvektoren die orthonormalen Basen der vier fundamentalen Unterräume von A. Diese sind

-) der Spaltenraum von A, gebildet durch die ersten t Spalten von $U: u_1, u_2, \ldots, u_t$,
-) der linke Nullraum von A, gebildet durch die letzten m t Spalten von $U: u_{t+1}, u_{t+2}, \ldots, u_m$,
-) der Zeilenraum von A, gebildet durch die ersten t
 Spalten von $V \colon v_1, v_2, \ldots, v_t$,
-) der rechte Nullraum von A, gebildet durch die letzten n t Spalten von $V: v_{t+1}, v_{t+2}, \ldots, v_n$,

wobei Dimension der vier fundamentalen Unterräume der Matrix A durch rg(A) festgelegt wird.

3.4.6 Systemidentifikation

Im Rahmen der in der vorliegenden Arbeit durchgeführten Herleitung eines statistischen Verfahrens zur Schadensdetektion werden, wie bereits erwähnt, stochastische *Output-Only*-Systeme entsprechend Gleichung (3.30) betrachtet. Dementsprechend wird die Identifikation des Systems in Form der Bestimmung der das System beschreibenden Matrizen gleichfalls ausschließlich an stochastischen *Output-Only*-Systemen durchgeführt. Für die Identifikation von deterministischen Systemen nach Gleichung (3.28) bzw. kombinierten deterministisch-stochastischen Systemen nach Gleichung (3.29) wird auf entsprechende Literatur verwiesen [Jua94; VODM96].

Die stochastische unterraumbasierte Systemidentifikation basiert auf der in Gleichung (3.60) beschriebenen Eigenschaft einer Hankelmatrix der Faktorisierbarkeit entsprechend

$$\mathcal{H}_{p+1,q,0} = \mathcal{O}_{p+1} \mathcal{Q}_q$$
 .

Dabei werden

$$\mathcal{O}_{p+1} = \begin{bmatrix} C \\ CA \\ \vdots \\ CA^p \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{(p+1)r \times n} \quad \text{und} \quad \mathcal{Q}_q = \begin{bmatrix} G & AG & \cdots & A^{q-1}G \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{n \times qr} \quad (3.68)$$

mit dem im Abschnitt 3.4.5 beschriebenen Verfahren der Singulärwertzerlegung bestimmt

$$\mathcal{H}_{p+1,q,0} = U \,\Delta V^T = \begin{bmatrix} U_1 & U_0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta_1 & 0 \\ 0 & \Delta_0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_1^T \\ V_0^T \end{bmatrix}, \qquad (3.69)$$

wobei

$$U_1 = \left[u_1, \dots, u_n\right] \in \mathbb{R}^{(p+1)r \times n}, V_1 = \left[v_1, \dots, v_n\right] \in \mathbb{R}^{qr \times n}, \ \Delta_1 = \operatorname{diag}(\sigma_1, \dots, \sigma_n) \in \mathbb{R}^{n \times n}$$

darstellen. Die Anzahl der Singulärwerte größer Null, also der Rang der Hankelmatrix, entspricht der Ordnung des betrachteten dynamischen Systems und wird demzufolge mit n bezeichnet. Da alle Elemente der Diagonalmatrix Δ_1 größer Null sind, besitzen die Beobachtbarkeitsmatrix \mathcal{O}_{p+1} und die Steuerbarkeitsmatrix \mathcal{Q}_q vollen Rang

$$\operatorname{rg}(\mathcal{O}_{p+1}) = \operatorname{rg}(\mathcal{Q}_q) = n.$$
(3.70)

Damit gilt

$$\mathcal{H}_{p+1,q,0} = \mathcal{O}_{p+1} \,\mathcal{Q}_q = U_1 \,\Delta_1^{1/2} \,\Delta_1^{1/2} \,V_1^T \tag{3.71}$$

und die Beobachtbarkeitsmatrix ergibt sich zu

$$\mathcal{O}_{p+1} = U_1 \,\Delta_1^{1/2} \,. \tag{3.72}$$

Die Ausgangsmatrix C kann so aus dem ersten Block, also den ersten r Zeilen der

Beobachtbarkeitsmatrix entsprechend der linken Gleichung in (3.68) mit

$$C = \mathcal{O}_{p+1}(1:r,:) \in \mathbb{C}^{r \times n}$$
(3.73)

extrahiert werden.

Die Zustandsmatrix A lässt sich aufgrund der Zeit(schritt)invarianzeigenschaft der Beobachtbarkeitsmatrix \mathcal{O}_{p+1} aus eben dieser bestimmen [DM13]

$$\mathcal{O}_{p+1}^{\uparrow}A = \mathcal{O}_{p+1}^{\downarrow}, \qquad (3.74)$$

wobei

$$\mathcal{O}_{p+1}^{\uparrow} = \begin{bmatrix} C \\ CA \\ \vdots \\ CA^{p-1} \end{bmatrix} \quad \text{und} \quad \mathcal{O}_{p+1}^{\downarrow} = \begin{bmatrix} CA \\ CA^2 \\ \vdots \\ CA^p \end{bmatrix}.$$
(3.75)

Die Zustandsmatrix A erhält man durch

$$A = \mathcal{O}_{p+1}^{\uparrow^{\uparrow}} \mathcal{O}_{p+1}^{\downarrow} \,, \tag{3.76}$$

wobei[†] die Moore-Penrose Pseudoinverse bezeichnet.

Damit sind die das System beschreibenden Matrizen A und C und damit das System bestimmt. Die Eigenstruktur der Zustandsmatrix A (Eigenwerte λ und entsprechend zugehörige Eigenvektoren ϕ_{λ}) ergibt sich zu

$$\det(A - \lambda_i I) = 0 , \ (A - \lambda_i I) \phi_i = 0 \tag{3.77}$$

und mit

$$\varphi_i \stackrel{\text{def}}{=} C \,\phi_i \tag{3.78}$$

folgt die Eigenstruktur des Systems (λ_i, φ_i) . Aufgrund der Struktur des Zustandsvektors, wie in Gleichung (3.15) links dargestellt und der sich daraus ergebenen Systemordnung von $n = 2\bar{n}$ sind die Eigenwerte λ_i und die Eigenformen φ_i paarweise komplex konjugiert.

Die Modalparameter des Systems (μ_i, ψ_{μ_i}) entsprechend Gleichung (3.6) bestimmen sich mit

$$e^{\tau\mu_i} = \lambda_i, \quad \psi_\mu = \varphi_i \,, \tag{3.79}$$

wobei $1/\tau$ die Abtastfrequenz darstellt.

Die Eigenfrequenzen f_i und modalen Dämpfungskoeffizienten ξ_i berechnen sich aus den System-Eigenwerten λ_i mittels

$$f_i = \frac{\sqrt{a^2 + b^2}}{2\pi\tau}, \quad \xi_i = \frac{-100b}{\sqrt{a^2 + b^2}} \quad \text{mit} \quad a = \left| \arctan\frac{\operatorname{Re}(\lambda)}{\operatorname{Im}(\lambda)} \right| \text{ und } b = \ln|\lambda|. \quad (3.80)$$

Mit der Bestimmung der modalen Frequenzen, modalen Dämpfungskoeffizienten sowie modalen Schwingformen ist das dynamische System im Sinne der Schwingungsanalyse identifiziert. Diese Größen können direkt für Untersuchungen im Rahmen von SHM herangezogen werden oder aber auch zur Bestimmung von Änderungen in den Strukturmatrizen (z.B. Steifigkeitsmatrix bzw. Nachgiebigkeitsmatrix) verwendet werden. Im Rahmen der stochastischen unterraumbasierten Schadensdetektion spielt die Eigenstruktur des Systems ($\lambda, \varphi_{\lambda}$) eine maßgebliche Rolle, die modalen Parameter selber werden aber nicht für eine Detektion von Veränderungen im System genutzt.

3.4.7 Zusammenfassung

Entsprechend versteht man unter Realisierung eines linearen dynamischen Systems die Berechnung der Zustands-, Eingangs- und Ausgangsmatrix (A, B, C) und unter Umständen auch der Durchgangsmatrix D aus Markov-Parametern für zeitdiskrete deterministische Modelle von Ausgangskovarianzmatrizen für stochastische Modelle. Jedes System besitzt eine unendliche Anzahl von Zustandsraumdarstellungen, die eine identische Eingangs-/Ausgangsgrößenbeziehung bzw. Ausgangsgrößenkorrelationscharakteristik beschreiben. Das Modell mit der kleinsten Zustandsraum-Dimension wird als minimale Realisation bezeichnet.

4 Die stochastische unterraumbasierte Schadensdetektion

Basierend auf den in Kapitel 3 aufgestellten Grundlagen der Dynamik stochastisch angeregter Systeme werden die theoretischen Grundlagen der Methode der stochastischen unterraumbasierten Detektion zur Analyse dynamischer Systeme erarbeitet. Anstelle der klassischen Systemidentifikation mittels Bestimmung der modalen Kenngrößen betrachtet das Verfahren der unterraumbasierten Schadensdetektion auf Basis der realisierten Eigenstruktur charakteristische Muster im Antwortverhalten des Systems. Dabei werden signifikante Änderungen in den Charakteristika erkannt und bewertet, ohne dass dazu die Bestimmung der Systemmatrizen erforderlich wird.

In diesem Kapitel wird die Verfahrensweise der Methode in einzelnen Schritten erläutert. Dabei werden die parametrisierten und nicht-parametrisierten Verfahrensweisen vorgestellt und deren Ergebnis, der χ^2 -basierte Schadensindikator, wird beschrieben.

4.1 Parametrisierung des dynamischen Systems

Die verschiedenen Überwachungsmethoden auf dem Gebiet des SHM unterscheiden sich grundlegend in den gewählten Parametern, die eine Detektion von Veränderungen im Lastabtragungsverhalten der Struktur anzeigen und damit auf eine Systemänderung und folglich auf einen Schaden schließen lassen. Neben der Aufzeichnung und Analyse direkter Verformungs- und Beanspruchungsgrößen (z.B. Durchbiegungen, Neigungen, Dehnungen, etc.) besitzen vor allem *dynamische Verfahren* eine wesentliche Bedeutung. Diese analysieren und bewerten grundsätzlich Parameter, die das dynamische (LTI-)System charakterisieren und unabhängig von der Anregung des Systems sind. Hier sind in erster Linie modale Parameter wie Eigenfrequenzen, Modalformen und modale Dämpfung zu nennen, aber auch die sich daraus ableitenden Strukturparameter Steifigkeitsmatrizen bzw. Nachgiebigkeitsmatrizen.

Auch im Rahmen der stochastischen unterraumbasierten Detektionsmethode wird die Schwingungscharakteristik, d.h. die Eigenstruktur des dynamischen Systems, analysiert. Im Gegensatz zu den Detektionsmethoden, die modale Parameter direkt auf Änderungen hin untersuchen, wird hier ein die dynamische Antwort beschreibender Parameter definiert, der zwar auf modalen Kenngrößen im verwendeten Zustandsraummodells basiert, diese aber nicht explizit analysiert.

Ausgangspunkt der Parametrisierung ist die in Abschnitt 3.3.3 (auf Seite 57) hergeleitete zeitdiskrete Modellierung eines LTI-Systems im Zustandsraum bei Anregung durch mittelwertfreies weißes Rauschen, die in einer Systembeschreibung entsprechend Gleichung (4.1) resultiert.

$$\begin{array}{rcl} x_{k+1} &=& A \, x_k + v_k \\ y_k &=& C \, x_k + w_k \end{array} \tag{4.1}$$

Die Überwachung der dynamischen Antwortcharakteristik wird als Überwachung der Eigenstruktur des Systems beschrieben. Diese besteht aus n Paaren (λ_i, φ_i) , wobei λ_i mit $i = 1, \ldots, n$ der *i*-te Eigenwert der Zustandsmatrix A und φ_i die jeweilige Eigen(-schwing)form darstellen, die gemäß Gleichung (3.77) und (3.78) folgendermaßen bestimmt werden [BMG04]

$$\det (A - \lambda_i I) = 0, \quad (A - \lambda_i I) \phi_i = 0, \quad \varphi_i = C \phi_i,$$

wobei ϕ_i der mit λ_i korrespondierende Eigenvektor darstellt.

Die Eigenstruktur (λ, φ) beschreibt das betrachtete dynamische System in (4.1) und wird daher für die Definition eines Systemparameters herangezogen. Es wird ein Systemparametervektor θ definiert, der als Satz aller *n* Moden das System wie folgt darstellt:

$$\theta \stackrel{\text{def}}{=} \left(\begin{array}{c} \Lambda \\ \operatorname{vec}(\Phi) \end{array} \right) \in \mathbb{C}^{(r+1)n} \,, \tag{4.2}$$

wobei $\Lambda \in \mathbb{C}^n$ ein Spaltenvektor ist, dessen Elemente die Eigenwerte λ_i beinhalten und $\Phi \in \mathbb{C}^{r \times n}$ eine Matrix ist, deren Spalten die Eigenformen φ_i beinhalten. Die mathematische Operation vec(·) bewirkt die Vektorisierung der Matrix, also das Aufschichten der Spalten der Matrix.

Mit θ ist ein Systemparameter in Vektorform definiert, der die modale Signatur des betrachteten dynamischen Systems beinhaltet und als Basis für die Beschreibung eines Residuums zur parametrischen Schadensdetektion herangezogen wird.

4.2 Das unterraumbasierte Residuum

Für das Verfahren der Schadensdetektion ist es erforderlich, ein Residuum als Funktion des Systemparameters θ zu definieren, um daraus mögliche Änderungen im System extrahieren zu können. Für diese Definition wird eine Eigenschaft des Parametervektors θ genutzt. Die Beobachtbarkeitsmatrix spielt eine besondere Rolle, nur hier wird die Beobachtbarkeitsmatrix nicht als Funktion von A und C sondern von Φ und Λ gebildet.

Die Eignung des gewählten modalen Parametervektors θ für die Entwicklung eines geeigneten Residuums kann wie folgt gezeigt werden [Bal+08]. Setzt man die Eigenvek-

toren der Zustandsmatrix A, ψ_i mit i = 1, ..., n als Basis des Zustandsraummodells in Gleichung (4.1) ein (modale Basis), erhält man mit

$$A = \Psi^{-1} \Delta \Psi \quad \text{und} \quad \Phi = C \Psi, \tag{4.3}$$

wobei die Spalten von Ψ die Eigenvektoren ψ_i von A darstellen. Die in die modale Basis transformierte Beobachtbarkeitsmatrix \mathcal{O}_{p+1} ergibt sich in Abhängigkeit vom Parametervektor θ zu

$$\mathcal{O}_{p+1}(\theta) = \begin{bmatrix} \Phi \\ \Phi \Delta \\ \Phi \Delta^2 \\ \vdots \\ \Phi \Delta^{j-1} \end{bmatrix} \in \mathbb{C}^{(p+1)r \times n}, \qquad (4.4)$$

wobei $\Delta = \text{diag}(\Lambda)$ eine Diagonalmatrix ist und Λ und Φ entsprechend Gleichung (4.2) definiert sind.

Wie in Abschnitten 3.4.4 (auf Seite 65) und 3.4.6 (auf Seite 69) ausführlich beschrieben, kann mittels Zerlegung die Hankelmatrix $\mathcal{H}_{p+1,q,0} \in \mathbb{R}^{(p+1)r \times qr}$ entsprechend Gl. (3.60) mit

$$\mathcal{H}_{p+1,q} = \mathcal{O}_{p+1} \mathcal{Q}_q$$

als Produkt der Beobachtbarkeitsmatrix und der Kontrollierbarkeitsmatrix geschrieben werden. In der Praxis beinhalten Schwingungsmessungen grundsätzlich Rauschanteile, die sich sowohl aus ambienter Anregung als auch aus dem Messprozess ergeben. Diese Rauschanteile haben den Effekt, dass die Singulärwerte in Δ_0 in Gleichung (3.69) nicht genau Null sind und sich so der Rang der Hankelmatrix erhöht [Nas06].

$$\operatorname{rg}(\mathcal{H}_{p+1,q}) > \operatorname{rg}(\mathcal{O}_{p+1}) = n \tag{4.5}$$

Entsprechend beinhaltet die Hankelmatrix neben dem Unterraum des Systems auch den Unterraum der Rauschanteile. Die Hankelmatrix kann auch als Unterraummatrix bezeichnet werden [Döh11].

Sei θ_0 der Systemparameter im Referenzzustand, basiert die Entwicklung eines geeigneten Residuums für die Detektion signifikanter Änderungen im dynamischen System auf der Gegebenheit, dass $\mathcal{O}_{p+1}(\theta_0)$ und $\mathcal{H}_{p+1,q,0}$ den selben linken Nullraum S besitzen.

Nach Identifikation des Systems im Referenzzustand entsprechend Systemparameter θ_0 kann nach Gleichung (4.4) die parametrische Beobachtbarkeitsmatrix $\mathcal{O}_{p+1}(\theta_0)$ bestimmt werden. Der linke Nullraum $S \in \mathbb{R}^{(p+1)r \times s}$ dieser Matrix ergibt sich dann mittels Singulärwertzerlegung nach Abschnitt 3.4.5 (siehe Seite 67), wobei s = (p+1)r - n ist. Er erfüllt dabei die Bedingungen

$$S^T S = I_s \tag{4.6}$$

$$S^T \mathcal{O}_{p+1}(\theta_0) = 0..$$
 (4.7)

Die Matrix S ist (math.) nicht eindeutig und kann sowohl durch die SVD von $\mathcal{O}(\theta_0)$

als auch direkt durch die SVD der Unterraummatrix $\mathcal{H}_{p+1,q,0}$ berechnet werden. Dies bedeutet, dass beide, der linke Nullraum der Beobachtbarkeitsmatrix $\mathcal{O}(\theta_0)$ sowie der linke Nullraum der Block-Hankelmatrix $\mathcal{H}_{p+1,q,0}$ von den gleichen Spalten der Matrix Saufgespannt werden. Daraus und aus Gleichung (4.7) folgt

$$S^T \mathcal{H}_{p+1,q,0} = 0.$$
 (4.8)

Die Matrix S ist in Abhängigkeit θ_0 berechnet worden und wird entsprechend als $S(\theta_0)$ notiert. Aufgrund ihrer Bestimmung am Ursprungs- bzw. Referenzsystem wird $S(\theta_0)$ als *Referenzmatrix* bezeichnet.

4.2.1 Die Bestimmung der Block-Hankelmatrix

Im Algorithmus der unterraumbasierten Schadensdetektion bildet die Aufstellung der Block-Hankelmatrizen aus den gemessenen Zeitverläufen das zentrale Element. Diese können sowohl im Rahmen von *Input-Output*-Analysen als auch von *Output-Only*-Analysen in unterschiedlicher Weise erstellt werden, was gleichzeitig die Kategorie der unterraumbasierten Analyse festlegt. Da im Rahmen der vorliegenden Arbeit, wie im Abschnitt 3.3.3 auf Seite 57 besprochen, ausschließlich Ausgangsdaten analysiert werden, werden auch nur die zwei gewöhnlicherweise zur Anwendung in der Output-Only-Analyse kommenden Varianten betrachtet. Dieses sind die *kovarianzbasierte* sowie die *datenbasierte* Form der Block-Hankelmatrix. Neben den beiden unten vorgestellten klassischen Herangehensweisen sind in der Literatur mehrere abgewandelte zu finden, auf die hier aber nicht eingegangen wird. Für ausführliche Betrachtungen der verschieden Möglichkeiten der Erstellung von Block-Hankelmatrizen sowohl in *Output-Only*-Analysen als auch *Input-Output*-Analysen wird bspw. auf [BF85; VODM96; BM07; Döh11] verwiesen.

Kovarianzbasierte Block-Hankelmatrix

In ihrer kovarianzbasierten Variante wird die Block-Hankelmatrix entsprechend Abschnitt 3.4.4 und Gleichung (3.63) bei Nutzung gemessener Zeitverläufe für $q \ge p+1$ wie folgt konstruiert [Mev+99]

$$\mathcal{H}_{p+1,q}^{(\text{cov})} \stackrel{\text{def}}{=} \begin{bmatrix} R_1 & R_2 & \cdots & R_q \\ R_2 & R_3 & \cdots & R_{q+1} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ R_{p+1} & R_{p+2} & \cdots & R_{p+q} \end{bmatrix} \stackrel{\text{def}}{=} \operatorname{Hank}(R_i) \,. \tag{4.9}$$

Die einzelnen Blöcke der Hankelmatrix werden aus theoretischen Ausgangs-Kovarianzmatrizen $R_i = \mathbf{E}[y_k \ y_{k-i}^T] = C \ A^{i-1}G$ (vergl. Gleichungen (3.32) bis (3.35)) gebildet. Die Verwendung realer Messdaten beschränkten Umfangs und unbekannter Messunsicherheiten erfordert die Bestimmung konsistenter Schätzwerte der Ausgangs-Kovarianzmatrizen. Diese ergeben sich zu [BMG04; Döh11]

$$\widehat{R}_{i} = \frac{1}{N-i} \sum_{k=i+1}^{N} y_{k} \ y_{k-i}^{T} \in \mathbb{R}^{r \times r},$$
(4.10)

wobe
iN die Anzahl Datenpunkte im betrachteten Zeitverlauf bezeichnet. Mit diesen geschätzten Ausgangs-Kovarianz
matrizen ist dann ein konsistenter Schätzwert der Block-Hankelmatrix entsprechend

$$\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(\text{cov})} = \text{Hank}(\widehat{R}_i) \tag{4.11}$$

bestimmbar. Die Größen p und q bestimmen die Anzahl der berücksichtigten Zeitpunktverschiebungen und damit die Dimension der Block-Hankelmatrizen. Sie sind nutzerdefiniert und sollten zumindest größer als die abgeschätzte Systemordnung festgelegt werden. Der Index i bezeichnet die Nummer der aktuellen Zeitpunktverschiebung.

Datenbasierte Block-Hankelmatrix

_ _

Für die Konstruktion datenbasierter Block-Hankelmatrizen wird die gemessene Systemantwort in Form von an r Aufnehmern gemessenen Zeitverläufen der Länge N+p+q in zwei Datenmatrizen so abgelegt, dass von einem Zeitpunkt der Betrachtung aus den "vergangen" Abschnitt der Messung und den "zukünftigen" Abschnitt der Messung beinhalten. Die Datenmatrizen haben die Form

$$\mathcal{Y}_{q}^{-} = \mathcal{Y}_{\text{past}} \stackrel{\text{def}}{=} \begin{bmatrix} Y_{1} \\ Y_{2} \\ \vdots \\ Y_{q} \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{qr \times N} \quad \text{und}$$

$$(4.12)$$

$$\mathcal{Y}_{p+1}^{+} = \mathcal{Y}_{\text{future}} \stackrel{\text{def}}{=} \begin{bmatrix} Y_{q+1} \\ Y_{q+2} \\ \vdots \\ Y_{q+p+1} \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{(p+1)r \times N}, \qquad (4.13)$$

wobei die Matrizen Y_i jeweils um einen Zeitpunkt verschobene Datensequenzen darstellen und aus den eigentlichen Datenvektoren $y_i \in \mathbb{R}^r$ gemäß Gleichung (4.14) zu N diskreten Zeitpunkten gebildet werden. Dabei steht N für die Anzahl aufgezeichneter Datenpunkte in der Messung (Datensatzlänge).

$$Y_i = \frac{1}{\sqrt{N}} \begin{bmatrix} y_i & y_{i+1} & \dots & y_{i+N-1} \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{r \times N}$$

$$(4.14)$$

Die datenbasierten Block-Hankelmatrizen lassen sich durch Orthogonalprojektion des Zeilenraums von $\mathcal{Y}_{\text{future}}$ auf den Zeilenraum von $\mathcal{Y}_{\text{past}}$ bestimmen [VODM96; Döh11]

$$\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(\text{dat})} = \mathbf{E}(\mathcal{Y}_{p+1}^{+} | \mathcal{Y}_{q}^{-}) = \mathcal{Y}_{0,p+1}^{+} \mathcal{Y}_{0,q}^{-T} (\mathcal{Y}_{0,q}^{-} \mathcal{Y}_{0,q}^{-T})^{\dagger} \mathcal{Y}_{0,q}^{-}.$$
(4.15)

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird ausschließlich die zuvor vorgestellte Variante der kovarianzbasierten Block-Hankelmatrix verwendet.

Für Messaufgaben mit vielen Sensoren, wie sie für Untersuchungen großer Tragstrukturen im instationären Betrieb und unter ambienten bzw. natürlichen Anregungen typisch sind, bietet sich die Verwendung von Ausgangs-Kovarianzmatrizen als wichtiges Werkzeug für die Analyse der Messreihen an, da in ihnen Beziehungen zwischen den einzelnen Zeitreihen hergestellt werden.

4.2.2 Der linke Null-Unterraum und seine Bedeutung als Referenzparameter

Die Spaltenvektoren der Referenzmatrix $S(\theta_0)$ spannen, wie oben beschrieben, den linken Nullraum der Hankelmatrix auf. Entsprechend wird $S(\theta_0)$ aus der Block-Hankelmatrix der Ursprungsmessung am ungeschädigten System (Referenzsystem) unter Nutzung der SVD entsprechend Gleichung (4.16) bestimmt

$$\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0)} = \widehat{U}\,\widehat{\Delta}\,\widehat{V}^T = \begin{bmatrix} \widehat{U}_1 & \widehat{U}_0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \widehat{\Delta}_1 & 0 \\ 0 & \widehat{\Delta}_0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \widehat{V}_1^T \\ \widehat{V}_0^T \end{bmatrix}, \qquad (4.16)$$

wobei der Index "1" den Teil mit den signifikanten und Index "0" den Teil mit den nicht signifikanten Singulärwerten bzw. -vektoren repräsentiert.

Die nicht messbaren Störanteile aus dem Messprozess führen dazu, dass die nicht signifikanten Singulärwerte, also die Elemente der Diagonalmatrix $\hat{\Delta}_0$, von Null abweichen. Entsprechend kann der Rang der Hankelmatrix, der die Ordnung des dynamischen Systems angibt ($\operatorname{rg}\{\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0)}\} = n$) und damit die Trennung des Zeilen- bzw. Spaltenraums vom jeweiligen Nullraum definiert, nicht exakt bestimmt werden und muss abgeschätzt werden. Die Abschätzung kann durch Festlegung eines Grenzwertes in Bezug auf den ersten Singulärwert oder auch auf die Summe aller bisherigen Singulärwerte erfolgen.

Zur Bestimmung des linken Kerns der Block-Hankelmatrix wird Gl. (4.16) wie folgt umgestellt

$$\widehat{U}^T \,\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0)} = \widehat{\Delta} \,\widehat{V}^T = \begin{bmatrix} \widehat{U}_1^T \\ \widehat{U}_0^T \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0)} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \widehat{\Delta}_1 & 0 \\ 0 & \widehat{\Delta}_0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \widehat{V}_1^T \\ \widehat{V}_0^T \end{bmatrix}$$
(4.17)

Für den nicht signifikanten Bereich der Singulärwertmatrix $\widehat{\Delta}_0$ gilt dann $\widehat{\Delta}_0 \widehat{V}_0^T \approx 0$. Daraus folgt, dass der linke Nullraum der Teil der Unterraummatrix \widehat{U}^T ist, dessen Produkt mit $\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0)}$ proportional zu $\widehat{\Delta}_0$ ist und damit [0] ergibt.

Mit Singulärwertzerlegung der Block-Hankelmatrix aus der Referenzmessung $\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0)}$ entsprechend Gleichung (4.16) und der Linksmultiplikation des resultierenden linken Nullraums \widehat{U}_0^T folgt

$$\widehat{U}_{0}^{T} \,\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0)} = [0] \left[\begin{array}{c} \widehat{V}_{1}^{T} \\ \widehat{V}_{0}^{T} \end{array} \right] = [0] \;. \tag{4.18}$$

Man erhält damit eine Lösung für die Referenzmatrix $S(\theta_0)$ nach Gl. (4.8).

$$S(\theta_0) = U_0 \tag{4.19}$$

Die Anwendung des vec-Operators auf Gl. (4.8) bzw. auf Gl. (4.18) unter Berücksichtigung Gl. (4.19) führt zu der vektorförmigen Schätzfunktion

$$\operatorname{vec}\left(S(\theta_0)^T \,\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0)}\right) = [0]\,,\tag{4.20}$$

deren Anwendung die Basis der unterraumbasierten Detektion von Zustandsänderungen in einem dynamischen System bildet.

4.2.3 Die Entwicklung eines Residuumsvektors

Auf Grundlage der Modellierung des ungeschädigten Systems in Form der vom Systemparametersatz θ_0 abhängigen Referenzmatrix $S(\theta_0)$ werden in nachfolgenden Messungen am aktuellen System Datensätze $Y_{1,N}$ mit $y_1 \cdots y_N$ aufgezeichnet. Dieses aktuelle, ggf. geschädigte, System wird über den Parametervektor θ_{\star} definiert¹. Aus den Datensequenzen werden in einem ersten Schritt der kovarianzbasierten Unterraumanalyse entsprechend Gl. (4.10) Ausgangs-Kovarianzmatrizen $\widehat{R}_i^{(\star)}$ generiert. Mit den insgesamt p + q Ausgangs-Kovarianzmatrizen $\widehat{R}_i^{(\star)}$ wird dann gemäß Gleichung (4.9) die aktuelle Hankelmatrix $\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(\star)}$ aufgebaut.

Um mit Hinsicht auf den aktuellen Datensatz eine Veränderung in der Systemantwort zu erfassen, wird unter Berücksichtigung des in Gleichung (4.20) beschriebenen Zusammenhangs zwischen $S(\theta_0)$ und $\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0,\star)}$ ein Residuum als Funktion des Systemparametervektors θ_0 oder θ_{\star} , je nach zeitlicher Herkunft der zugrundeliegenden Daten, entsprechend Gleichung (4.21) definiert.

$$\zeta_N\left(\theta_0,\theta_\star\right) \stackrel{\text{def}}{=} \sqrt{N} \operatorname{vec}\left(S(\theta_0)^T \,\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0,\star)}\right) \tag{4.21}$$

Der Faktor \sqrt{N} wird entsprechend [BB06] im Rahmen des *lokalen Ansatzes zur Detektion* von Zustandsänderungen nach [LC60] eingeführt, um dem Umstand Rechnung zu tragen, dass sich mit zunehmender Datensatzlänge N die Modellgrößen in θ_0 und θ_{\star} bei geringen Unterschieden zwischen Referenz- und aktuellem Zustand annähern. Der Term dient mithin der Normierung des asymptotisch normalverteilten Residuums in Bezug auf die variierende Datensatzlänge und damit der Erfüllung des zentralen Grenzwertsatzes.

Ist θ_{\star} der Parametervektor eines Systems, dessen dynamische Antwort den aktuell aufgezeichneten Datensatz erzeugt hat, kann mit Bezug auf Gleichung (4.8) auf die Beziehung

$$\mathbf{E}\left(\zeta_N\left(\theta_0,\theta_\star\right)\right) = 0 \quad \text{genau dann, wenn} \quad \theta_\star = \theta_0. \tag{4.22}$$

geschlossen werden [BAB00]. Diese besagt, dass der Vektor $\zeta_N(\theta_0, \theta_\star)$ im Mittel Null ist, und zwar nur genau dann, wenn keine Veränderung des Systemparameters vorliegt. Dies besagt, dass sich das System nach wie vor im Ursprungszustand, also einem Zustand, das dem Referenzzustand gleich ist, befindet. Entsprechend indiziert das Vorhandensein von Veränderungen in θ , dass sich der Zustand des Systems geändert

¹ Die hier eingeführte Indizierung mit (\star) verweist darauf, dass die Daten für die indizierte Kenngröße am aktuellen System aufgezeichnet wurden. Dies erfolgt implizit in Abgrenzung zu den Kenngrößen, die ausschließlich für das Referenzsystem gelten und mit dem Index,,0" gekennzeichnet sind. In Termen, die sowohl 0 als auch (\star) enthalten, ist entweder der Referenz- oder der aktueller Zustand, je nach zeitlicher Herkunft der zugrunde liegenden Daten, zu verstehen. Wird im weiteren Verlauf der Residuumsvektor in allgemeiner Bedeutung verwendet, erhält das θ als Funktionsgröße keinen Index.

hat. Damit bildet $\zeta_N((\theta_0, \theta_\star))$ die Grundlage der im Rahmen einer Detektion erforderlichen Entscheidungsfindung und wird als *Residuumsfunktion* oder *Residuumsvektor* bezeichnet.

4.3 Parametrischer χ^2 -Test

Die Detektion von Schäden mit der unterraumbasierten Methodik ist konkretes Hauptziel der vorliegenden Arbeit. Im Sinne der Vorstellung theoretischer Grundlagen ist an dieser Stelle aber anzumerken, dass nicht ausschließlich strukturelle Schäden an mechanischen Systemen (Steifigkeitsverlust) ursächlich für detektierte Änderungen im Antwortverhalten sein müssen. Insbesondere variierende Eingangsgrößen (Anregungen) aber auch veränderliche Randbedingungen oder fehlerhaft arbeitende Messtechnik haben einen detektierbaren Einfluss auf das Systemverhalten. Dem entsprechend müssen für eine Bewertung der Ergebnisse in Bezug auf die Detektion von Schäden gegebenenfalls Maßnahmen zum Ausschluss dieser Einflüsse getroffen werden. Im Rahmen des Aufzeigens theoretischer Zusammenhänge wird hier aber prinzipiell die unterraumbasierte Detektion von Zustandsänderungen in einem dynamischen System thematisiert, was die Ein- und Ausgangsgrößen einschließt.

Mit der Aufzeichnung eines Datensatzes $Y_{1,N}$ am aktuellen System ist mit Bezug auf den vorhergehenden Abschnitt auf Seite 79 zu entscheiden, ob das zugehörige Residuum signifikant von 0 abweicht. Die Separierung beider Zustände erfolgt, unter der voraussetzenden Annahme, dass das Residuum $\zeta_N(\theta)$ asymptotisch normalverteilt ist, über die Anwendung eines statistischen Hypothesentests. Die Nullhypothese \mathbf{H}_0 besagt dabei, dass sich das System in einem unveränderten (Referenz-)Zustand befindet und die Alternativhypothese \mathbf{H}_1 , dass sich das System in einem veränderten, ggf. geschädigten, Zustand befindet. Basierend auf der in Abschnitt 4.1 auf Seite 73 beschriebenen Parametrisierung des Systems können die beiden Hypothesen gemäß Gleichung (4.23) geschrieben werden

$$\mathbf{H}_{0} : \theta_{\star} = \theta_{0} \qquad (\text{Ursprungssystem}), \\
 \mathbf{H}_{1} : \theta_{\star} = \theta_{0} + \delta\theta / \sqrt{N} \qquad (\text{geschädigtes System}), \\
 (4.23)$$

wobei $\delta\theta$ einen festen aber unbekannten "Schädigungswert" darstellt [BAB00].

Aufgrund der Art und Struktur des Systemparameters θ_0 bzw. θ_{\star} als Zusammenstellung von modalen Systemkenngrößen (vgl. Gleichung (4.2)) basiert der Hypothesentest auf der Detektion von Veränderungen in den modalen Kenngrößen, die einen direkten Einfluss auf das Systemverhalten haben.

Die Durchführung des statistischen Tests auf der Basis des Residuums $\zeta_N((\theta_0, \theta_\star))$ als Entscheidungsvariable zur Detektion von Veränderungen im Systemzustandes erfordert die Einführung der statistischen Eigenschaften des Residuums. Dabei wird das Problem der Änderung des Systemparameters θ_0 in ein Problem der Änderung des Mittelwerts des normalverteilten Residuumsvektors $\zeta_N(\theta_0)$ transformiert. Voraussetzung der Anwendbarkeit des statistischen Test ist, dass das Residuum $\zeta_N((\theta_0, \theta_\star))$ asymptotisch normalverteilt ist und mit der gleichen Kovarianz unter beiden Hypothesen \mathbf{H}_0 und \mathbf{H}_1 gemäß Gleichung (4.21) gilt. Daraus folgt für die Residuumsfunktion [BAB00]

$$\zeta_N(\theta_0, \theta_\star) \xrightarrow{N \to \infty} \begin{cases} \mathcal{N}(0, \Sigma_{\zeta}) & \text{unter } \mathbf{H}_0, \\ \mathcal{N}(\mathcal{J}_{\zeta} \,\delta\theta, \Sigma_{\zeta}) & \text{unter } \mathbf{H}_1, \end{cases}$$
(4.24)

wobei Σ_{ζ} die (zwingend erforderlich) positiv definite Kovarianzmatrix der Residuumsfunktion darstellt, die die Unsicherheiten im Vorgang der Schätzung der Unterraummatrizen aus den Daten beschreibt. Die Matrix \mathcal{J}_{ζ} definiert die Sensitivität des Residuums in Bezug auf die einzelnen Elemente des Systemparameters θ und hat die Form einer Jacobi-Matrix. Sowohl Σ_{ζ} als auch \mathcal{J}_{ζ} sind unabhängig sowohl von der Datensatzlänge N als auch vom Änderungsvektor $\delta\theta$ unter Hypothese \mathbf{H}_1 . Daraus folgt, dass die Abschätzung beider Matrizen nur einmalig für den Referenzzustand, also für das durch θ_0 beschriebene System, erforderlich ist.

$$\mathcal{J}_{\zeta} = \mathcal{J}(\theta_0) \quad \text{und} \quad \varSigma_{\zeta} = \varSigma(\theta_0)$$

Die Konvergenz in Gleichung (4.24) beschreibt den "Zentraler Grenzwertsatzünd sagt aus, dass der Residuumsvektor bei entsprechend großem N als normalverteilter Zufallsvektor approximiert werden kann um dadurch vollständig durch seinen Mittelwert und seine Varianz beschrieben zu sein. Der Mittelwert des asymptotisch normalverteilten Resdiduumsvektors ist gleich Null im Referenzzustand und ungleich Null im veränderten, ggf. geschädigten Zustand und die Kovarianz ist unter beiden Hypothesen gleich [DMH14].

4.3.1 Sensitivität des Residuums

Prinzipiell wird die Sensitivitätsanalyse genutzt, um den Effekt von Veränderungen einer Variable auf eine andere Variable zu bewerten. Für die Beschreibung der Sensitivität des Residuums $\zeta_N((\theta_0))$ bezüglich der zumeist kleinen Abweichungen im Systemparametervektor θ_0 werden Gradienten der vektorförmigen, differenzierbaren Residuumsfunktion in Form einer Jacobimatrix gebildet. Aufgrund des statistischen Ansatzes der Betrachtungen werden die Mittelwerte bzw. Erwartungswerte der Gradienten berücksichtigt. Nach [BAB00; BMG04; Döh11] kann die Jacobimatrix mittels zwei Formulierungen wie folgt definiert werden

$$\begin{aligned}
\mathcal{J}_{\zeta} &= \mathcal{J}(\theta_0) \stackrel{\text{def}}{=} -\frac{1}{\sqrt{N}} \frac{\partial}{\partial \theta} \mathbf{E}_{\theta_0} \zeta_N(\theta_\star) \Big|_{\theta_\star = \theta_0} \\
&= +\frac{1}{\sqrt{N}} \frac{\partial}{\partial \theta} \mathbf{E}_{\theta_\star} \zeta_N(\theta_0) \Big|_{\theta_\star = \theta_0} ,
\end{aligned} \tag{4.25}$$

wobei die zweite Formulierung auf Gleichung (4.22) basiert. Unter Berücksichtigung der Definition der Residuumsfunktion in Gleichung (4.21) lautet diese zweite Gleichung folgendermaßen [Döh11]

$$\mathcal{J}_{\zeta} = \frac{1}{\sqrt{N}} \frac{\partial}{\partial \theta} \operatorname{vec} \left(S(\theta_0)^T \mathcal{H}_{p+1,q}^{(\star)} \right) \Big|_{\theta_{\star} = \theta_0} \,.$$
(4.26)

Die rechnerische Bestimmung der Jacobi-Matrix \mathcal{J}_{ζ} erfolgt nach [BMG04; Döh11; DMH14] entsprechend

$$\mathcal{J}_{\zeta} = \left(\mathcal{O}_{p+1}(\theta_0)^{\dagger} \mathcal{H}_{p+1,q}^{(0)} \otimes S(\theta_0)\right)^T \mathcal{O}_{p+1}'(\theta_0), \tag{4.27}$$

wobei $\mathcal{O}_{p+1}(\theta_0)$ die Beobachtbarkeitsmatrix in Abhängigkeit von θ_0 ist und $\mathcal{O}'_{p+1}(\theta_0)$ die Ableitung der vektorisierten Beobachtbarkeitsmatrix nach θ_0 . Bei der Berechnung von \mathcal{J}_{ζ} ist zu berücksichtigen, dass die Moden als konjugiert komplexe Paare auftreten und folglich der Systemparameter θ in Gleichung (4.2) sowohl bei den Eigenwerten in den ersten n Zeilen als auch bei den Eigenvektoren in den nachfolgenden rn Zeilen in konjugiert komplexe Paare aufzuteilen ist. Eine genaue Beschreibung des Algorithmus zur Bestimmung von \mathcal{J}_{ζ} nach [DMH14] findet sich im Anhang. Den Schätzwert von \mathcal{J}_{ζ} , $\widehat{\mathcal{J}}_{\zeta}$ erhält man, wenn in Gleichung (4.27) $\mathcal{H}^{(0)}_{p+1,q}$ durch $\widehat{\mathcal{H}}^{(0)}_{p+1,q}$ ersetzt wird.

4.3.2 Kovarianz des Residuums

Die Unsicherheit der Schätzung des Residuums aus den Messdaten wird über die Kovarianzmatrix des Residuumsvektors berücksichtigt. Die Residuenkovarianzmatrix in Abhängigkeit vom Systemparameter ergibt sich dabei zu

$$\Sigma_{\zeta} \stackrel{\text{def}}{=} \lim_{N \to \infty} \mathbf{E}_{\theta_0}(\zeta_N(\theta_0) \, \zeta_N(\theta_0)^T), \tag{4.28}$$

wobei die Annahme gilt, dass ein Limit existiert. Die symmetrische, positiv definite Residuenkovarianzmatrix Σ_{ζ} wird a priori im Referenzzustand des Systems berechnet. Dazu werden aus n_b Datensätzen der Länge N_b Residuen $\zeta_{N_b}^{(k)}$ mit $k = 1, \ldots, n_b$ berechnet. Der theoretisch eine Datensatz im Referenzzustand der Länge N wird somit in n_b Datensätze der Länge N_b aufgeteilt. Die geschätzte Residuenkovarianzmatrix lässt sich demzufolge mit

$$\widehat{\Sigma}_{\zeta} = \frac{1}{n_b} \sum_{k=1}^{n_b} \left(\zeta_{N_b}^{(k)}(\theta_0) \, \zeta_{N_b}^{(k)}(\theta_0)^T \right) \tag{4.29}$$

bestimmen [BMG04; Döh11].

4.3.3 Verallgemeinerter Likelihood-Quotienten-Test

Die Bestimmung, ob das Residuum $\zeta_N(\theta_0, \theta_\star)$ signifikant von Null abweicht, wird als statistischer Test zwischen den beiden Hypothesen nach Gleichung (4.23) definiert und kann mit Hilfe eines verallgemeinerten Likelihood-Quotienten-Tests (GLR für engl.: Generalized Likelihood Ratio Test) durchgeführt werden.

Der GLR-Test berechnet den Verhältniswert der log-Likelihood-Funktionen des Residuums $\zeta_N(\theta_0, \theta_\star)$ unter jeder der beiden Hypothesen in Gleichung (4.23). Für $\zeta_N(\theta_0, \theta_\star)$ wird entsprechend Gleichung (4.23) unter beiden Hypothesen GAUSS-Normalverteilung angenommen, wobei für **H**₀ Mittelwert und Kovarianz bekannt ("einfache Hypothese") und für \mathbf{H}_1 Mittelwert unbekannt und die Kovarianz bekannt sind ("zusammengesetzte Hypothese"). Für diesen Fall ergibt sich der GLR-Test zu [DMH14]

$$\Lambda(\zeta_N) = -2\log \frac{p_{\theta_0}(\zeta_N)}{\sup_{\theta \in \mathbf{H}_1} p_{\theta}(\zeta_N)},\tag{4.30}$$

wobei $p_{\theta_0}(\zeta_N)$ und $p_{\theta}(\zeta_N)$ die Wahrscheinlichkeitsdichten der normalverteilten Residuen $\zeta_N(\theta_0, \theta_\star)$ mit

$$p_{\theta_0}(\zeta_N) = (2\pi)^{-\frac{d}{2}} (\det(\Sigma_{\zeta}))^{\frac{1}{2}} \exp\left\{-\frac{1}{2}\zeta_N^T (\Sigma_{\zeta})^{-1} \zeta_N\right\} \quad \text{und}$$
(4.31)

$$p_{\theta}(\zeta_N) = (2\pi)^{-\frac{d}{2}} (\det(\Sigma_{\zeta}))^{\frac{1}{2}} \exp\left\{-\frac{1}{2}(\zeta_N - \mathcal{J}_{\zeta}\,\delta\theta)^T (\Sigma_{\zeta})^{-1} (\zeta_N - \mathcal{J}_{\zeta}\,\delta\theta)\right\}$$
(4.32)

unter Null-Hypothese \mathbf{H}_0 und unter Alternativ-Hypothese \mathbf{H}_1 darstellen. Dabei entspricht $d = \dim(\theta_0)$. Der GLR-Test ergibt sich damit zu

$$\begin{aligned}
\Lambda(\zeta_N) &= \zeta_N^T(\Sigma_{\zeta})^{-1}\zeta_N + \sup_{\theta \in \mathbf{H}_1} \left(-(\zeta_N - \mathcal{J}_{\zeta} \,\delta\theta)^T(\Sigma_{\zeta})^{-1}(\zeta_N - \mathcal{J}_{\zeta} \,\delta\theta) \right) \\
&= \zeta_N^T(\Sigma_{\zeta})^{-1}\zeta_N - \zeta_N^T(\Sigma_{\zeta})^{-1}\zeta_N \\
&+ \zeta_N^T(\Sigma_{\zeta})^{-1}\mathcal{J}_{\zeta} \left((\mathcal{J}_{\zeta})^T(\Sigma_{\zeta})^{-1}\mathcal{J}_{\zeta} \right)^{-1} (\mathcal{J}_{\zeta})^T(\Sigma_{\zeta})^{-1}\zeta_N .
\end{aligned}$$
(4.33)

Bei Gültigkeit von Gleichung (4.24) und bei ausreichend großem Stichprobenumfang kann die Teststatistik des Likelihood-Quotienten-Tests durch eine χ^2 -Verteilung approximiert werden [JW92]. Entsprechend ergibt sich der Test zur Detektion signifikanter Abweichungen im Residuum $\zeta_N(\theta_0, \theta_\star)$ mit Sensitivität \mathcal{J}_{ζ} und Unsicherheit Σ_{ζ} zu

$$\chi_N^2(\theta_0) = \Lambda(\zeta_N) = \zeta_N^T(\Sigma_\zeta)^{-1} \mathcal{J}_\zeta \left((\mathcal{J}_\zeta)^T(\Sigma_\zeta)^{-1} \mathcal{J}_\zeta \right)^{-1} (\mathcal{J}_\zeta)^T(\Sigma_\zeta)^{-1} \zeta_N \,. \tag{4.34}$$

Mit dem $\chi_N^2(\theta_0)$ -Testwert existiert damit eine indizierende Kenngröße, die auf der Basis eines festzulegenden Schwellenwertes anzeigt, ob die Nullhypothese noch gilt und damit keine Änderung im dynamischen System feststellbar ist, oder ob die Alternativhypothese gilt, die auf eine signifikante Systemänderung und damit ggf. auf eine Schädigung schließen lässt.

In der praktischen Anwendung werden für den χ^2 -Test konsistente Schätzwerte verwendet. Entsprechend ergibt sich die asymptotisch χ^2 -verteilte Testgröße zu

$$\chi_N^2(\theta_0) = \zeta_N^T(\widehat{\Sigma}_{\zeta})^{-1}\widehat{\mathcal{J}}_{\zeta} \left((\widehat{\mathcal{J}}_{\zeta})^T(\widehat{\Sigma}_{\zeta})^{-1}\widehat{\mathcal{J}}_{\zeta} \right)^{-1} (\widehat{\mathcal{J}}_{\zeta})^T(\widehat{\Sigma}_{\zeta})^{-1} \zeta_N \,. \tag{4.35}$$

4.4 Nichtparametrischer χ^2 -Test

Für Anwendungen der stochastischen unterraumbasierten Schadensdetektion im Rahmen von SHM an Strukturen des Bauingenieurwesens besteht die Problematik, dass Ort und Art eines möglichen Schadens meist unbekannt bzw. schwer eingrenzbar sind. Damit sind auch die von einer Änderung der Tragstruktur beeinflussten Moden a priori nicht bekannt und deren explizite Auswahl im Systemparameter in Gleichung (4.2) ist zuverlässig nur schwer möglich.

In [Bal+08] wird ein Ansatz vorgestellt, in dem anstelle des in Abschnitt 4.3 vorgestellten parametrischen χ^2 -Tests ein alternativer, *nichtparametrischer* Test vorgeschlagen wird, der sich nicht auf die im Systemparametervektor θ hinterlegte, modale Signatur des Systems stützt. Stattdessen wird der linke Nullunterraum empirisch aus einem im ungeschädigten Zustand aufgezeichneten Datensatz generiert und als Referenzparameter bei der Erstellung eines Residuums eingesetzt. Dieser Ansatz wurde bereits in verschiedenen Anwendungen genutzt (siehe [YG06; FK09; Döh+14]).

Im Ursprungs- bzw. Referenzzustand wird die empirische Block-Hankelmatrix $\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0)}$ gemäß Gleichung (4.9) aus geschätzten Ausgangs-Kovarianzmatrizen \widehat{R}_i gemäß Gleichung (4.10) konstruiert. Durch Singulärwertzerlegung und Extrahieren des linken Nullraums \widehat{S}_0 aus $\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0)}$ gemäß (4.19) erhält man die für den Referenzzustand charakteristische Beziehung (vergl. (4.8))

$$\widehat{S}_0^T \,\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0)} = 0\,. \tag{4.36}$$

Im Unterschied zum parametrischen Ansatz in Absatz 4.2, in dem der Systemparametervektor θ_0 die modalen Kenngrößen ausgewählter Moden beinhaltet, berücksichtigt im nichtparametrischen Ansatz die linke Unterraummatrix \hat{S}_0 die gesamte dynamische Antwort des Systems. Auf der Basis neuer Messdaten, aufgezeichnet am aktuellen System, wird dann eine aktuelle empirische Block-Hankelmatrix $\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0,\star)}$ berechnet und das Residuum gemäß Gleichung (4.21) bestimmt.

$$\widehat{\zeta}_N \stackrel{\text{def}}{=} \sqrt{N} \operatorname{vec}\left(\widehat{S}^T \,\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0,\star)}\right) \tag{4.37}$$

Die Annahme aus Abschnitt 4.3, dass das Residuum asymptotisch normalverteilt ist, ist für die Anwendung eines statistischen Tests notwendig und bleibt auch im nichtparametrischen Ansatz bestehen. Entsprechend (4.24) gilt für die empirische Residuumsfunktion

$$\widehat{\zeta}_N \xrightarrow{N \to \infty} \begin{cases} \mathcal{N}(0, \Sigma_{\zeta}) & \text{unter } \mathbf{H}_0, \\ \mathcal{N}(\delta \Upsilon, \Sigma_{\zeta}) & \text{unter } \mathbf{H}_1, \end{cases}$$
(4.38)

wobei $\delta \Upsilon$ kleine Abweichungen im Residuumsvektor und Σ_{ζ} wie in (4.24) die Residuenkovarianzmatrix darstellen. Die Sensitivitätsmatrix (Jacobimatrix) \mathcal{J}_{ζ} in (4.24) entfällt aufgrund des Wegfalls der Systemparametrisierung.

Entsprechend Abschnitt 4.3.3 wird auf der Basis des GLR-Tests unter Berücksichtigung der beiden GAUSS-Normalverteilungen in (4.38) ein statistischer χ^2 -Test am Residuumsvektor entwickelt, der in seiner nichtparametrischen Form aufgrund $\mathcal{J}_{\zeta} = I$ gegenüber (4.34) eine vereinfachte Formulierung besitzt

$$\chi^2 \stackrel{\text{def}}{=} \widehat{\zeta}_N^T \, \widehat{\Sigma}_{\zeta}^{-1} \, \widehat{\zeta}_N \,, \tag{4.39}$$

wobe
i $\hat{\varSigma}_{\zeta}$ als Schätzwert entsprechend (4.29) in Abschnitt 4.3.2 berechnet werden kann.

Mit dem empirischen χ^2 -Testwert des nichtparametrischen Ansatzes zur unterraumbasierten Schadensdetektion existiert eine Kenngröße, die auf Basis der gesamten dynamischen Antwort einer Struktur bei nicht gemessener, stationärer Anregung signifikante Veränderungen im dynamischen System anzeigt, die ggf. auf eine Schädigung schließen lassen. Allerdings darf nicht unerwähnt bleiben, dass mit der nicht durchgeführten Parametrisierung des Systems sowie der damit verbundenen gezielten Fokussierung auf Veränderungen in wenigen modalen Größen der Einfluss möglicher Störanteilen im Messsignal zunimmt und damit die Sensitivität des χ^2 -Testwertes bzgl. kleiner Veränderungen abnimmt. Aufgrund der nicht erforderlichen Festlegung der im Systemparametervektor θ zu berücksichtigenden modalen Kenngrößen erwächst aber, wie bereits erwähnt, der signifikante Vorteil, keine a priori Informationen über Art und Ort einer möglichen Schädigung verarbeiten zu müssen. Erst dieser Umstand macht es möglich, das Verfahren der stochastischen unterraumbasierten Schadensdetektion an Gründungsstrukturen von OWEA einzusetzen.

4.5 Schadensdetektionsalgorithmus

In diesem Abschnitt wird der Rechenablauf des vorgestellten Verfahrens der stochastischen unterraumbasierten Schadensdetektion mit Erläuterung einzelner Schritte dargelegt. Dabei werden auch rechenbedingte Schwierigkeiten und deren Lösungen besprochen. Dabei wird sich ausschließlich auf das nichtparametrische Verfahren bezogen. Weiterhin werden einzelne Schritte in Phasen zusammengefasst.

Für die praktische Anwendung empfiehlt sich die Unterteilung des Algorithmus in zwei Teilbereiche:

- 1. die Referenzphase und
- 2. die Detektionsphase.

Eine wichtige und prinzipielle Voraussetzung für die Anwendung des vorgestellten Algorithmus zur Schadensdetektion ist die Verwendung ein und desselben Sensor-Setups über den gesamten Zeitraum der Überwachung, also sowohl in der Referenzphase als auch in der Detektionsphase. Dies betrifft die Anzahl wie auch die räumliche Anordnung der Messaufnehmer. Änderungen im Sensor-Setup können gegebenenfalls als Änderungen im System missinterpretiert werden. Dafür kann als bedeutsamer Vorteil des Verfahrens angesehen werden, dass die numerisch aufwendige SVD nur einmal, und zwar für das Referenzsystem, durchgeführt werden muss.

4.5.1 Referenzphase

Als Referenzphase wird der zeitliche Abschnitt bezeichnet, in dem sich die zu überwachende Struktur definiert im Ursprungszustand bzw. ungeschädigten Zustand befindet und Messreihen aufgenommen und für die Modellierung des Systems im Referenzzustand verarbeitet werden. In der Referenzphase werden drei beschreibende Größen ermittelt, und zwar:

-) die als *Referenzmatrix* zur späteren Bestimmung aktueller Residuen verwendete linke Unterraummatrix \hat{S}_0 der Block-Hankelmatrix im Referenzzustand $\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0)}$,
-) die Sensitivitätsmatrix der Residuen $\widehat{\mathcal{J}}_{\zeta}$ hat die Form einer Jacobi-Matrix und beschreibt die Sensitivität des Residuums $\widehat{\zeta}_N$ bezüglich der Abweichungen im Systemparameter θ . Entsprechend ist $\widehat{\mathcal{J}}_{\zeta}$ auch nur Bestandteil des parametrischen χ^2 -Tests in (4.34) und
- > die Residuenkovarianzmatrix $\hat{\Sigma}_{\zeta}$, die die Varianz des Residuenvektors $\hat{\zeta}_N$ im Referenzzustand festhält und damit die Sicherheit der Aussage des statistischen Tests sowohl in seiner parametrischen Form in (4.34) als auch seiner nichtparametrischen Form in (4.39) quantifiziert.

Zur Berücksichtigung der Schätzunsicherheit im χ^2 -Test nach (4.39) ist nicht $\hat{\Sigma}_{\zeta}$ an sich, sondern die *Inverse der Residuenkovarianzmatrix* $\hat{\Sigma}_{\zeta}^{-1}$ erforderlich. Für die numerisch nicht triviale Berechnung von $\hat{\Sigma}_{\zeta}^{-1}$ sind mehrere Algorithmen anwendbar, die in Abschnitt 4.5.5 vorgestellt werden. Die Bestimmung der inversen Residuenkovarianzmatrix bildet den Abschluss der Referenzphase.

Ablaufschema zur Bestimmung der Referenzmatrix \widehat{S}_0

Zur Bestimmung der Referenzmatrix \hat{S}_0 wird ein Datensatz, bestehend aus an r Sensoren aufgenommenen Zeitreihen von Bewegungskenngrößen, wie folgt verarbeitet:

- (1) Bestimmung von p+q Ausgangskovarianzmatrizen \hat{R}_i aus einem Referenzdatensatz gemäß Gleichung (4.10) in Abschnitt 4.2.1 auf Seite 76,
- (2) Anordnung der \widehat{R}_i in Hankelmatrixform gemäß Gleichung (4.9), das Ergebnis ist die Block-Hankelmatrix für den Referenzzustand $\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0)}$, ggf. Aufbau und Mittelung von Block-Hankelmatrizen aus mehreren Datensätzen im Referenzzustand gemäß der Beschreibung im Abschnitt 4.5.3,
- (3) Singulärwertzerlegung der Block-Hankelmatrix $\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0)}$, daraus resultieren der Singulärwertvektor $\widehat{\Delta}$ sowie die beiden Unterräume U (linker Unterraum) und V (rechter Unterraum) gemäß Gleichung (4.16) in Abschnitt 4.2.2 auf Seite 78,
- (4) Abgrenzung der signifikanten Singulärwerten in $\widehat{\Delta}_1$ von den nicht signifikanten Singulärwerten in $\widehat{\Delta}_0$ durch die Bestimmung des Rangs der Singulärwertmatrix $\widehat{\Delta}$ in Gleichung (4.16) in Abschnitt 4.2.2 gemäß Beschreibung auf Seite 78,
- (5) Bestimmung des empirischen linken Nullunterraums \hat{U}_0 in Gleichung (4.16), dieser entspricht der Referenzmatrix \hat{S}_0 gemäß der in (4.8) und (4.36) dargestellten und im Rahmen des Detektionsverfahren zunutze gemachten charakteristischen Beziehung von \hat{S}_0 und $\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0)}$.

Ablaufschema zur Bestimmung der empirischen Residuenkovarianzmatrix $\widehat{\varSigma}_{\zeta}$

Die Bestimmung der Residuenkovarianzmatrix $\hat{\Sigma}_{\zeta}$, die als Maß der Schätzunsicherheit des Residuums im statistischen χ^2 -Test in (4.39) definiert ist, erfolgt gemäß (4.29) im Abschnitt 4.3.2. Dazu werden n_b Residuenvektoren ζ_{N_b} aus entsprechend n_b Datensätzen im Referenzzustand des Systems berechnet.

- (6) Für den Fall, dass nur ein oder einige wenige Datensätze für den Referenzzustand vorliegen, ist eine Aufteilung dieser Datensätze in mehrere Datensätze geringerer Länge N_b gemäß Abschnitt 4.3.2 zu empfehlen. Der Fehler der Schätzung der Kovarianzmatrix verringert sich mit zunehmender Anzahl verwendeter Residuenvektoren n_b . Die Relevanz der Datensatzlänge N_b für die Größe des Schätzfehlers bzgl. $\hat{\Sigma}_{\zeta}$ ist nachrangig, solange N_b so groß ist, dass alle maßgeblichen Schwingmoden des dynamischen Systems erfasst werden. Zu beachten ist weiterhin, dass in (4.39) die Inverse von $\hat{\Sigma}_{\zeta}$ erforderlich ist und dass deshalb die Stabilität der numerischen Invertierung der eigentlich singulären Residuenkovarianzmatrix ($\det \hat{\Sigma}_{\zeta} = 0$) mit der Größe von n_b zunimmt.
- (7) Bestimmung der Residuenvektoren ζ_N nach (4.21) bzw. $\hat{\zeta}_N$ nach (4.37),
- (8) Bestimmung der Residuenkovarianzmatrix $\hat{\Sigma}_{\zeta}$ gemäß (4.29) im Abschnitt 4.3.2,
- (9) Bildung der Inversen der Residuenkovarianzmatrix $\hat{\Sigma}_{\zeta}^{-1}$ gemäß Abschnitt 4.5.5.

4.5.2 Detektionsphase

Als Detektionsphase wird der zeitliche Abschnitt bezeichnet, in dem am aktuellen System Messungen durchgeführt und aus diesen Datenreihen χ^2 -Testwerte mit (4.35) bzw. (4.39) berechnet werden. Die χ^2 -Testwerte können direkt für eine Zustandsbewertung als Schadensindikator herangezogen werden. Dabei ist grundsätzlich zu berücksichtigen, dass der χ^2 -Testwert nicht ein Maß struktureller Änderungen ist, sondern ein Maß der Änderungen in der Eigenstruktur. Allgemein besteht zwischen diesen beiden Größen kein linearer Zusammenhang.

Auf der Basis von an r Sensoren aufgenommenen Zeitreihen von Bewegungskenngrößen am aktuellen System sowie der aus der Referenzphase bekannten Größen: Referenzmatrix S_0 bzw. \overline{S} , der empirischen Residuenkovarianzmatrix $\widehat{\Sigma}_{\zeta}$ sowie gegebenenfalls der für den parametrischen Test erforderlichen Sensitivitätsmatrix \mathcal{J}_{ζ} können die aktuellen Residuen ζ_N bzw. $\widehat{\zeta}_N$ bestimmt werden. Dazu werden die folgenden Schritte ausgeführt:

- (10) Bestimmung der aktuellen Block-Hankelmatrix $\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(\star)}$ aus p + q Ausgangskovarianzmatrizen \widehat{R}_i aus einem aktuellen Datensatz gemäß Gleichung (4.10),
- (11) Bestimmung der Residuenvektoren ζ_N nach (4.21) bzw. $\hat{\zeta}_N$ nach (4.37),
- (12) Durchführung χ^2 -Test nach (4.35) bzw. nach (4.36).

Der χ^2 -Testwert kann direkt als Indikator für das Auftreten von Veränderungen in der Eigenstruktur der untersuchten Systeme, die gegebenenfalls auf strukturelle Schäden zurückzuführen sind, verwendet werden und bei sequenzieller Durchführung von χ^2 -Tests als Zeitreihe aufgenommen werden. Im Anschluss sind dann Analysemethoden zur Bestimmung der Zeitpunkte signifikanter Änderungen unter Einbeziehung von festzulegenden Grenzwerten anwendbar.

4.5.3 Gemittelte Block-Hankelmatrix in der Referenzphase

Für Strukturen des Bauingenieurwesens, insbesondere aber für OWEA-Strukturen sind variierende Einflüsse auf das dynamische System typisch. Darunter fallen veränderliche Umweltbedingungen wie Temperatur und Luftfeuchtigkeit aber auch veränderliche Lasten wie Verkehr und Wind. Prinzipiell sollten diese Einflüsse bekannt und bei der Bewertung des SHM-Kenngrößenverlaufs Berücksichtigung finden. Kleinere Abweichungen in den beeinflussenden Parametern in der Referenzphase können aber durch die Aufnahme mehrerer Datensätze und der Bestimmung einer gemittelten Block-Hankelmatrix berücksichtigt werden [Bal+08]. Dabei gilt voraussetzend, dass für die verschiedenen Messungen stets das gleiche Sensor-Setup angewendet wird. Geringe Instationäritäten in den Anregungen innerhalb einer Messequenz können durch die Mittelung in Gleichung (4.10) weitgehend ausgeglichen werden.

Unter der Annahme von J vorhandenen Datensätzen im Referenzzustand des Systems werden J Block-Hankelmatrizen $\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0,k)}$, mit $k = 1, \ldots, J$ konstruiert. Die gemittelte Block-Hankelmatrix ergibt sich entsprechend zu

$$\overline{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0)} \stackrel{\text{def}}{=} \frac{1}{J} \sum_{k=i+1}^{J} \widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0,k)}.$$

$$(4.40)$$

Die zur Bestimmung des Residuums eingesetzte gemittelte Referenzmatrix \hat{S}_0 ergibt sich als linker Nullunterraum der gemittelten Block-Hankelmatrix $\overline{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0)}$ durch Singulärwertzerlegung gemäß Punkt (3) des oben gezeigten Ablaufschemas, da die charakteristische Beziehung nach Gleichung (4.36) $\hat{S}_0^T \overline{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0)} = 0$ gilt.

Die Residuenkovarianzmatrix $\widehat{\Sigma}_{\zeta}$ errechnet sich dann anhand von Residuumsvektoren ζ_M , die wiederum aus den J im Referenzzustand erfassten Block-Hankelmatrizen $\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0,k)}$ und der gemittelten Referenzmatrix \widehat{S}_0 bestimmt werden.

4.5.4 Bestimmung der Systemordnung in der Referenzphase

Wie bereits in Abschnitt 4.2.1 erläutert, wird die Größe der zu konstruierenden Block-Hankelmatrix $\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0)}$ durch die Wahl der Parameter p und q gesteuert. Unter der Voraussetzung von $q \geq p+1$ kann $\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0)}$ theoretisch in beiden Dimensionen unendlich sein. Der Rang von $\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0)}$ hängt allerdings vom zugrundeliegenden dynamischen System ab und entspricht der Systemordnung bzw. der Anzahl Freiheitsgrade n im Zustandsraummodell nach (4.1). Den Rang von $\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0)}$ bestimmt man durch deren Singulärwertzerlegung, nach deren Anwendung die Anzahl der Singulärwerte $\sigma > 0$ dem Rang von $\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0)}$ und damit der Systemordnung n entspricht. Die Anzahl der nicht-signifikanten Singulärwerte σ , die theoretisch den Betrag 0 besitzen, entspricht der Anzahl Spalten der linken Null-Unterraummatrix U_0 in (4.16) (vgl. Abschnitt 4.2.2). Aufgrund der Rauschanteile im Messsignal aus ambienter Anregung wie auch aus dem Messprozess selber enthält die nicht signifikante Singulärwertmatrix $\widehat{\mathcal{A}}_0$ in (4.16), die sich aus der Singulärwertzerlegung von $\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0)}$ ergibt, in Realität keine Nullwerte auf ihrer Hauptdiagonale (vgl. Absschnitt 4.2.2) bzw. alternativ formuliert, die Hankelmatrix beinhaltet neben dem Unterraum des Systems auch den Unterraum der Rauschanteile. Da in der praktischen Anwendung eine klare Trennung der signifikanten Singulärwerte von den nicht signifikanten nicht immer eindeutig möglich ist, muss diese händisch bzw. automatisiert nach festgelegten Grenzwerten erfolgen.

Die Festlegung dieser Grenzwerte kann auf verschiedenen Ansätzen beruhen, wobei folgend drei charakteristische Herangehensweisen vorgestellt werden:

- 1. Der Grenzwert wird als unabhängige, empirisch ermittelter Wert festgelegt, b
spw. $\varepsilon=10^{-4}.$
- 2. Der Grenzwert wird als Verhältniswert bezogen auf den ersten (größten) Singulärwert festgelegt, $\varepsilon = \sigma_n/\sigma_1$.
- 3. Der Grenzwert wird als Verhältniswert der Summe der signifikanten Singulärwerte bezogen auf die Summe aller Singulärwerte festgelegt, $\varepsilon = \Sigma \sigma_{(1,n)} / \Sigma \sigma_{(\text{all})}$.

Die korrekte Trennung des linken Nullunterraums vom restlichen linken Unterraum hat einen erheblichen Einfluss auf die Güte der Schadensdetektion. Dies bezieht sich in erster Linie auf die davon abhängige Unsicherheit in der Aussage über den Schadenszustand, die wiederum auf eine davon abhängige Streubreite im Wert des Schadensindikators zurückzuführen ist. Dementsprechend beeinflusst die Exaktheit der bestimmten Systemordnung die Wahrscheinlichkeit einer korrekten bzw. fehlerhaften Aussage über den Systemzustand.

4.5.5 Berechnung der inversen Residuenkovarianzmatrix

Wie bereits erwähnt, wird nicht die Residuenkovarianzmatrix $\hat{\Sigma}_{\zeta}$, sondern ihre Inverse $\hat{\Sigma}_{\zeta}^{-1}$ zur Normierung der Residuen im χ^2 -Test in (4.34) bzw. (4.39) verwendet. Die Invertierung von $\hat{\Sigma}_{\zeta}$ ist numerisch aufwendig, da sie für gewöhnlich sehr groß und bei beschränkter Anzahl an Messdaten zumeist singulär ist. Die berechnete Residuenkovarianzmatrix $\hat{\Sigma}_{\zeta}$ kann theoretisch nur dann invertiert werden, wenn sie vollen Rang hat. In der praktischen Anwendung übersteigt die Dimension der Residuumsvektoren aber oft die Anzahl der Einträge in $\hat{\Sigma}_{\zeta}$. Dementsprechend besitzt $\hat{\Sigma}_{\zeta}$ keinen vollen Rang (rang-defizient) bzw. ist singulär und kann nicht invertiert werden. In diesem Fall ist dann die Berechnung und Nutzung der Pseudoinversen $\hat{\Sigma}_{\zeta}^{\dagger}$ erforderlich. Dem entsprechend ergibt sich aus Gleichung (4.34)

$$\chi_N^2(\theta_0) = \widehat{\zeta_N}^T (\widehat{\Sigma}_{\zeta})^{\dagger} \widehat{\mathcal{J}}_{\zeta} \left((\widehat{\mathcal{J}}_{\zeta})^T (\widehat{\Sigma}_{\zeta})^{\dagger} \widehat{\mathcal{J}}_{\zeta} \right)^{\dagger} (\widehat{\mathcal{J}}_{\zeta})^T (\widehat{\Sigma}_{\zeta})^{\dagger} \widehat{\zeta_N}$$
(4.41)

und aus Gleichung (4.39):

$$\chi^2 \stackrel{\text{def}}{=} \widehat{\zeta}_N^T \, \widehat{\Sigma}_{\zeta}^{\dagger} \, \widehat{\zeta}_N \,. \tag{4.42}$$

Eine stabile Berechnung der Inversen bzw. der Pseudoinversen von $\hat{\Sigma}_{\zeta}$ ist sowohl aufgrund der Größe der Matrizen als auch aufgrund der numerischen Komplexität der Behandlung kleiner Zahlen schwierig. Mögliche Algorithmen sind in [ZB03] und [DM11] dargestellt.

 $\widehat{\varSigma}_{\zeta}^{-1}$ bzw. $\widehat{\varSigma}_{\zeta}^{\dagger}$ nach [ZB03]

Im Rahmen der vorgestellten Arbeit wurde die Lösungsvariante von [ZB03] verwendet. Diese basiert auf der Annahme, dass $\hat{\Sigma}_{\zeta}$ mittels Eigenwertzerlegung gemäß Gleichung (4.43) faktorisiert werden kann.

$$\hat{\Sigma}_{\zeta} = U \Lambda U^T \tag{4.43}$$

Dabei ist Λ eine Diagonalmatrix mit den Eigenwerten von $\widehat{\Sigma}_{\zeta}$ und U eine unitäre Matrix, so dass $U^T U = I$ gilt. Mit der jetzt aufgrund der Diagonalform möglichen Invertierung der Eigenwertmatrix ist die Bestimmung der (pseudo-)inversen Residuenkovarianzmatrix möglich.

Zur Vermeidung numerischer Fehler bei Beträgen nahe Null wird in [ZB03] empfohlen, die Quadratwurzel der inversen Residuenkovarianzmatrix $\hat{\Sigma}_{\zeta}^{-1/2}$ zu bilden. Diese ergibt sich zu

$$\widehat{\Sigma}_{\zeta}^{-1/2} = U\Lambda^{-1/2} \tag{4.44}$$

mit $\Lambda^{-1/2} = \text{diag}(\lambda_1^{-1/2}, \dots, \lambda_d^{-1/2})$. Die Inverse der Residuenkovarianzmatrix (mit vollem Rang) $\hat{\Sigma}_{\zeta}^{-1}$ bzw. anderenfalls die Pseudoinverse $\hat{\Sigma}_{\zeta}^{\dagger}$ ergeben sich anschließend zu

$$\widehat{\Sigma}_{\zeta}^{-1} = (\widehat{\Sigma}_{\zeta}^{-1/2})^T \widehat{\Sigma}_{\zeta}^{-1/2} \quad \text{bzw.} \quad \widehat{\Sigma}_{\zeta}^{\dagger} = (\widehat{\Sigma}_{\zeta}^{-1/2})^T \widehat{\Sigma}_{\zeta}^{-1/2} \,. \tag{4.45}$$

 $\widehat{\varSigma}_{\zeta}^{-1/2}$ nach [Döh11]

Eine weitere, numerisch stabilere Variante zur Berechnung der Quadratwurzel der (Pseudo-)Inversen Residuenkovarianzmatrix $\hat{\Sigma}_{\zeta}^{-1/2}$ wird in [Döh11] und [Döh+14] vorgestellt. Sie basiert auf einer Faktorisierung der Residuenkovarianzmatrix bzw. deren Schätzwert $\hat{\Sigma}_{\zeta}$ entsprechend

$$\widehat{\Sigma}_{\zeta} = \mathcal{A}\,\widehat{\Sigma}_{\mathcal{H}}\,\mathcal{A}\,,\tag{4.46}$$

wobei sich

$$\mathcal{A} = (I \otimes S^T) \tag{4.47}$$

berechnet mit $S = S(\theta_0)$ nach (4.19). Der Term $\hat{\Sigma}_{\mathcal{H}}$ in Gleichung (4.46) beschreibt die Schätzung der Kovarianzmatrix der Blockhankelmatrix $\mathcal{H}_{p+1,q}$ im ungeschädigten Zustand. Sie ergibt sich aus der Aufteilung des Referenzdatensatzes der Länge Nin n_b Teildatensätzen der Länge N_b . Basierend auf der Bestimmung von n_b Block-Hankelmatrizen $\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(j)}$ aus diesen Teildatensätzen erfolgt die Definition

$$\mathcal{K} \stackrel{\text{def}}{=} \sqrt{\frac{N_b}{n_b - 1}} \left[h_1 \ h_2 \ \dots \ h_{n_b} \right] \quad \text{mit} \quad h_j \stackrel{\text{def}}{=} \operatorname{vec}(\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(j)} - \widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}), \quad (4.48)$$

wobei

$$\widehat{\Sigma}_{\mathcal{H}} = \mathcal{K} \, \mathcal{K}^T \tag{4.49}$$
und damit

$$\widehat{\Sigma}_{\zeta} = (\mathcal{A}\mathcal{K}) \, (\mathcal{A}\mathcal{K})^T \tag{4.50}$$

gilt. Entsprechend ergibt sich die Quadratwurzel der (Pseudo-)Inversen der geschätzten Residuenkovarianzmatrix zu

$$\widehat{\Sigma}_{\zeta}^{-1/2} = (\mathcal{A}\mathcal{K})^{\dagger} \tag{4.51}$$

und $\hat{\Sigma}_{\zeta}^{-1}$ bzw. $\hat{\Sigma}_{\zeta}^{\dagger}$ kann nach (4.45) bestimmt werden.

4.5.6 Projektionskanäle

In Abhängigkeit der Anzahl Sensoren r sowie der mit p und q gewählten Anzahl der in den Ausgangs-Kovarianzmatrizen R_i zu berücksichtigenden Zeitpunktverschiebungen zur Bestimmung der Hankelmatrizen $\mathcal{H}_{p+1,q}^{(0)}$ im Referenzzustand kann der Residuumsvektor $\zeta_N \in \mathbb{R}^{((p+1)r-n)qr}$ sehr groß werden. Folglich geht entsprechend (4.27) die Sensoranzahl r in 4-facher Potenz in die Anzahl Komponenten der Residuenkovarianzmatrix Σ_{ζ} ein. Verbunden damit ist ein immenser Anstieg des numerischen Aufwands der Invertierung von Σ_{ζ} .

Eine Möglichkeit zur Verringerung der Größe der zugrunde liegenden Hankel-Matrix $\mathcal{H}_{p+1,q}^{(0)}$ bei gleichzeitiger Beibehaltung wesentlicher Informationen über das dynamische Verhalten der Struktur ist die Verwendung sogenannter *Projektionskanäle* oder *Referenzsensoren* [PDR99].

Darunter ist zu verstehen, dass bei der Berechnung der Ausgangs-Kovarianzen R_i nach (4.10) $R_i \stackrel{\text{def}}{=} \mathbf{E}[y_k \ y_{k-i}^T]$ jetzt $R_i \stackrel{\text{def}}{=} \mathbf{E}[y_k \ y_{k-i}^{(\text{proj})T}]$ gilt, die zeitpunktverschobenen Korrelationen also zwischen Datenreihen des Gesamtsatzes an Sensoren (Kanälen) der Anzahl r und Datenreihen eines reduzierten Satzes an Sensoren (Projektionskanälen) der Anzahl r_0 mit $r_0 < r$ bestimmt werden (siehe hierzu auch [Döh11; Hil+11]). Die Schätzwerte der Ausgangs-Kovarianzmatrizen gemäß (4.10) ergeben sich damit zu:

$$\widehat{R}_{i}^{(\text{proj})} = \frac{1}{N-i} \sum_{k=i+1}^{N} y_{k} \ y_{k-i}^{(\text{proj})T} \in \mathbb{R}^{r \times r_{0}}.$$
(4.52)

Die kovarianzbasierte Block-Hankelmatrix $\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}$ in (4.9) wird dann aus den Ausgangs-Kovarianzmatrizen $\widehat{R}_i^{(\text{proj})}$ erstellt und mit $\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(\text{proj})}$ bezeichnet. Sie besitzt (p+1)rZeilen und qr_0 Spalten. Der sich nach (4.21) ergebende Residuumsvektor $\widehat{\zeta}_N^{(\text{proj})}$ hat dementsprechend die Dimension $((p+1)r - n)qr_0$.

Die Nutzung von Projektionskanälen in der praktischen Anwendung zeigt, dass bei sorgfältiger Auswahl der Projektionskanäle der Verlust an Informationen über das Antwortverhalten des dynamischen Systems gering ist und der χ^2 -Testwert als Schadensindikator kaum beeinflusst wird [Hil+11].

5 Experimentelle Untersuchungen zur Schadensdetektion

Allgemein ist davon auszugehen, dass Sensitivität, Zuverlässigkeit und Robustheit des Verfahrens der stochastischen unterraumbasierten Schadensdetektion von verschiedenen verfahrens-, messtechnik- als auch schadensbedingten Faktoren abhängen. Für eine Umsetzung des Verfahrens in ein effektiv und zuverlässig arbeitendes Mess- und Überwachungssystem und für eine ggf. erforderliche Quantifizierung der Zuverlässigkeit ist die Kenntnis über Art und Größe dieser Faktoren essentiell.

Aus diesem Grund gilt es als unabdingbar, die theoretisch beschriebenen Verfahren und programmtechnisch umgesetzten Algorithmen in der praktischen Anwendung zu testen und ihre Performance experimentell zu analysieren. Da ein direkter, mehrstufiger Test der Leistungsfähigkeit des unterraumbasierten Schadensdetektionsverfahrens an realen Offshore-Tragstrukturen mit Ermüdungsschädigung praktisch nicht möglich ist, wurden im Rahmen dieser Arbeit experimentelle Untersuchungen an einer Laborstruktur geplant und durchgeführt. In diesem Kapitel werden die Laborstruktur, die Untersuchungsmethoden und die ermittelten Ergebnisse zur Performance des χ^2 -basierten Schadensindikators vorgestellt.

Nach einführenden Bemerkungen zu den Zielen der experimentellen Untersuchungen wird das Design der Laborstruktur sowie die Identifikation des sich ergebenden dynamischen Systems vorgestellt. Im Anschluss werden die verschiedenen Untersuchungen mittels künstlicher, definierter Schädigung beschrieben und zum Abschluss die Durchführung und das Ergebnis eines realen Ermüdungsexperiments an der Laborstruktur vorgestellt.

5.1 Vorbemerkungen

Mit Hilfe von Laborversuchen wird der χ^2 -basierte Schadensindikator in Bezug auf verfahrensinhärente, messtechnik-basierte sowie struktur- bzw. systembedingte veränderliche Parameter hin experimentell untersucht sowie ein ggf. vorhandener funktionaler Zusammenhänge zwischen diesen Parametern und der Performance des Schadensindikators bestimmt. Dazu ist eine Versuchseinrichtung so konzipiert und konstruiert worden,

dass Untersuchungen wiederholt unter vergleichbaren und reproduzierbaren Bedingungen durchgeführt werden konnten. Als Ziel der Laborversuche ergeben sich damit die Untersuchung der anschließend aufgeführten und kurz erläuterten Fragestellungen:

Schadensart und -umfang: Wie im Kapitel 1 beschrieben, wird im Rahmen der hier vorgestellten Arbeit die Detektion von Ermüdungsschäden an jacketartigen Strukturen aus Stahl behandelt. Aus diesem Grund werden in den experimentellen Untersuchungen ausschließlich Steifigkeitsabminderungen berücksichtigt, die eine vergleichbare Auswirkung auf das dynamische Verhalten der Struktur haben wie Ermüdungsrisse, die die Wanddicke des entsprechenden Rohrquerschnitts durchdrungen haben. Anrisse, die noch nicht durch die gesamte Wanddicke des betroffenen Rohrquerschnitts "gewachsen" sind, haben keinen signifikanten Einfluss auf die Dynamik des Systems und sind entsprechend nicht mit schwingungsbasierten Verfahren detektierbar. Basierend auf der grundsätzlichen Zielvorstellung, Schäden frühzeitig zu erkennen, waren Untersuchungen zur Empfindlichkeit des Indikators in Bezug auf den Schadensumfang von besonderem Interesse. Die konzeptionierte Laborstruktur bietet entsprechende Möglichkeiten, fein abgestufte Steifigkeitsabminderungen durch eine möglichst hohe Auflösung des künstlich einzuprägenden Schadens zu realisieren.

Anregungsart und Belastung: Insbesondere aus dem Grund heraus, dass es sich bei der unterraumbasierten Schadensdetektion um ein "Output-only"- Verfahren handelt, spielt die Art der Anregung für die Leistungsfähigkeit der Schadensüberwachung eine maßgebliche Rolle. Um eine realistische Modellierung des Anregungsprozesses einer OWEA im Betrieb zu gewährleisten, wurden sowohl periodische Anregungen infolge Rotorunwucht (1P-Anregung) und Rotorblattpassage (3P-Anregung) sowie periodische Komponenten der Wellenbelastung berücksichtigt, als auch stochastische Anregungsanteile, die sich im Wesentlichen aus Windlasten und dem stochastischen Anteil der Wellenlast ergeben. Insbesondere dem stochastischen Anregungsanteil ist eine hohe Bedeutung zuzuschreiben, da die Beschreibung des dynamischen Systems mittels Zustandsraummodell in Abschnitt 3.3.3, Gleichung (3.30) auf einer Anregung aus weißem, mittelwertfreiem Rauschen basiert.

Impuls- bzw. Stoßanregungen werden zusätzlich aus akademischen Gründen betrachtet. Obwohl die Anregung mit einem DIRAC-artigen Impuls theoretisch sehr effektiv ist, besitzt sie bei der Überwachung von OWEA Strukturen keine praktische Relevanz.

Aufgrund der zyklischen Beanspruchung der OWEA-Gründungsstrukturen kommt es in den ermüdungsgeschädigten Bereichen des Tragwerks zu einem Wechsel zwischen Druckund Zugbeanspruchung bzw. zu einem Wechsel zwischen geöffneten und geschlossenen Ermüdungsrissen. Mit der Anwendung zyklischer Belastung wird untersucht, inwiefern der aktuelle Zustand eines Ermüdungsrisses einen Einfluss auf die Signifikanz des Schadensindikators und damit auf die Nachweisbarkeit des Schadens hat.

Sensorkonfiguration: Die Güte der Schadensindikation wird naturgemäß in hohem Maße von der Anzahl an Sensoren und damit durch die Anzahl der Signale, die je ein partielles Abbild der dynamischen Antwort beinhalten, beeinflusst. Darüber hinaus hat die Position der Sensoren in Bezug auf den Ort des Schadens einen erheblichen Einfluss auf die Sensitivität der Schadensdetektion. Die Position der Sensoren in Bezug auf die durch den Schaden beeinflussten Modalformen hat einen grundlegenden Einfluss auf die Detektierbarkeit. Ähnliches gilt für den einfachen räumlichen Abstand zwischen Schaden und Sensor, da gewöhnlich durch Dämpfungsprozesse die Schwingungsenergie auf bereits kleinen Distanzen abgebaut werden kann und so relevante Informationen zur Eigenschwingcharakteristik des Systems verloren gehen. Wie erwähnt sind allgemeingültige Gesetzmäßigkeiten dazu schwierig zu definieren. Deshalb müssen die Untersuchungen zwingend unter Berücksichtigung der spezifischen Anwendung durchgeführt werden. Ziel der Untersuchungen ist hier daher die auf jacket-artigen OWEA-Gründungsstrukturen bezogene Optimierung einer möglichen Sensorkonfiguration.

Signalverarbeitung: Zusätzlich zum bereits erläuterten Einfluss der Anzahl der Zeitverlaufssignale haben die Abtastfrequenz f_a und die Länge des Signals N einen wesentlichen Einfluss auf die Qualität des Schadensindikators. Die Abtastfrequenz beeinflusst die Anzahl der Moden, die indirekt durch den Algorithmus für die Schadensdetektion berücksichtigt werden. Dabei ist von großer Bedeutung, dass lokale Schäden zumeist nur zu Veränderungen in höheren Moden, bezogen auf die Grundschwingung des betrachteten Systems, führen. Entsprechend kann grundsätzlich deklariert werden, dass mit der Abtastfrequenz f_a auch die Güte der Schadensdetektion zunimmt. Gleichzeitig besitzen diese hohen Moden eine nur geringe modale Leistungsdichte und die Signalanteile sind durch Dämpfungs- und Störeffekte im Sinne einer Schadensdetektion nur noch schwer verwertbar. Analog verhält es sich mit der Datensatzlänge N (vgl. hier (4.21) im Abschnitt 4.2.3). Die Signale dürfen eine bestimmte Länge bzw. Zeitdauer nicht unterschreiten, um ausreichend Information über die Eigenschwingcharakteristik des Systems zu beinhalten. Andererseits führen ab einer bestimmten Länge zusätzliche Daten zu keiner Erhöhung des Informationsgehalts des Signals. Im Rahmen dieser Arbeit soll untersucht werden, in welchem Ausmaß die erweiterten Kosten für die Signalanalyse von hochfrequenten langen Zeitreihen durch den Gewinn einer genaueren Identifizierung des Schadens zu rechtfertigen sind. Prinzipiell sind Abtastfrequenz f_a und Datensatzlänge N eng miteinander verwoben.

Bei der "Konfektionierung" eines Mess- und Auswertesystems für Anwendungen zur unterraumbasierten Schadensdetektion sind allgemeingültige Gesetzmäßigkeiten nur bedingt anwendbar. Das heißt, dass Untersuchungen zur prinzipiellen Anwendbarkeit des Verfahrens bzw. zur Bestimmung der Sensitivität des formulierten Schadensindikators zwingend die speziellen Anforderungen und Randbedingungen eines Einsatzes an OWEA berücksichtigen müssen.

Die generelle Zielstellung der experimentellen Untersuchungen liegt damit im Nachweis der Funktionalität des SSDD-Verfahrens im Rahmen eines Ermüdungsversuchs, bei dem der Ermüdungsprozess im Material eines ausgewählten Bauteils aus Stahl durch das Einbringen einer hochzyklischen Beanspruchung initiiert wird.

5.2 Laborstruktur und Versuchsaufbau

Zur experimentellen Untersuchung der im vorhergehenden Abschnitt beschriebenen Fragestellungen wurde ein Versuchsaufbau mit einer Laborstruktur konzeptioniert und in den Versuchshallen der BAM aufgebaut. Der auf Basis des Versuchskonzepts entwickelte Entwurf und dessen Umsetzung unter Berücksichtigung der gegebenen Randbedingungen werden nachfolgend beschrieben.

5.2.1 Modellbildung der Laborstruktur

Vorbetrachtung

Bei der Konzeption von Laborstrukturen für Untersuchungen zum dynamischen Verhalten realer Strukturen ist es in der Regel Ziel, eine vergleichbare Schwingungscharakteristik des Labormodells zu erreichen. Dies gilt allgemein dann als erfolgreich, wenn die prinzipiellen (unteren) Eigenmoden von realer Struktur und Modell in Frequenz und Modalform vergleichbar sind. Bei Bauwerken ist dieses Ziel aus Gründen der Skalierbarkeit kaum erreichbar. Insbesondere bei schlanken Tragwerken wie Türmen können die Querschnittsdimensionen, insbesondere die Wanddicke aufgelöster Querschnitte, nicht in dem Maßstab skaliert werden wie die globalen Dimensionen der Struktur. Entsprechend ist das dynamische Verhalten der Modellstruktur nicht oder nur eingeschränkt mit dem der abzubildenden realen Tragstruktur vergleichbar.

Im vorliegenden Fall von OWEA ist das dynamische System durch die große Höhe der Gründungsstrukturen und der Türme sowie der signifikanten Kopfmasse durch die Turbine und des Rotors geprägt. Diese Strukturparameter bedingen eine grundsätzlich sehr niedrige Grundeigenfrequenz zwischen 0,2 Hz und 0,4 Hz, wobei der größte Teil der Schwingungsenergie einer OWEA in den unteren Biege- und Rotationsmoden des Turms und der Gründungsstruktur konzentriert ist.

Eine solch niedrige Grundeigenfrequenz ist für eine aufgelöste Stahlstruktur, an der zusätzlich Schäden in möglichst hoher Auflösung abgebildet werden sollen, kaum oder nur mit immens hohem Aufwand realisierbar. Der Verfasser der Arbeit hat sich daher dazu entschieden, anstelle einer dynamischen Anpassung die Möglichkeit zu schaffen, die periodischen Schwingungen des Grundeigenmodes einer realen OWEA-Struktur von außen mittels einer servohydraulischen Belastungseinrichtung einzubringen, um deren Einfluss berücksichtigen und untersuchen zu können.

Entsprechend der in Abschnitt 5.1 beschriebenen Untersuchungsziele sollten die zu modellierenden Schäden Ermüdungsrisse in gefährdeten Knoten einer jacketartigen Gründungsstruktur einer OWEA abbilden. Die Schäden mussten zudem in definierter Ausprägung und reversibel einzubringen sein.

Die Laborstruktur wurde planmäßig in der Zentralwerkstatt der BAM gefertigt und auf dem Aufspannfeld der Halle 22 der BAM aufgebaut. Am gewählten Standort konnten sowohl definierte Umgebungsbedingungen, verschiedene Formen der dynamischen Anregung und der zyklischen Belastung als auch Messungen des dynamischen Antwortverhaltens mit einer ausreichend großen Anzahl Messkanäle sichergestellt werden.

Generelle Konstruktion

Das entwickelte Modell aus Stahlrohrkomponenten bildet einen, im ungefähren Maßstab 1:10 skalierten, zweidimensionalen Ausschnitt einer jacketartigen OWEA-Gründungsstruktur ab. Schematisch ist die Laborstruktur in Abbildung 5.1 zusammen mit der Haltekonstruktion und der Belastungseinrichtung dargestellt. Die Laborstruktur wurde



Abbildung 5.1: Modell der Laborstruktur mit allen relevanten Komponenten des Versuchsaufbaus

so geplant und ausgeführt, dass sie eineinhalb diagonale Verstrebungen zwischen zwei Eckstielen ausbildet. Der obere Abschluss wird durch einen I-Profil-Stahlträger gebildet, der in den Anschlussbereichen der Diagonalen und der Eckstiele durch in die Ausfachung quer eingeschweißte Bleche verstärkt wurde. Einseitig wurde der Stahlträger mit einer Kopfplatte zur Aufnahme einer horizontalen Belastungseinheit versehen. Den unteren Abschluss der Eckstiele bilden zwei Fußplatten aus Stahl, die über sockelartige Stahlkomponenten mit dem Hallenboden verbunden sind. Mit Ausnahme der Schadensbereiche sind sämtliche tragenden Teile des Modells verschweißt.

In Querausrichtung¹ wird die Struktur über den Querträger am Kopfende und zwei gabel-gelagerte Stützstangen mit einer rückwärtigen Haltekonstruktion verbunden, die eine Bewegung der Struktur in x-Richtung ermöglicht.

Bezeichnung	Maß
Höhe ab Oberkante Fußplatte	$h = 2360 \mathrm{mm}$
Systembreite unten	$b_u = 1920 \mathrm{mm}$
Länge Kopfträger	$b_o = 1620 \mathrm{mm}$
Neigung Beine im Bezug zur Vertikalen	$\varphi_{leg} = 6^{\circ}$
Neigung Diagonale im Bezug zur Vertikalen	$\varphi_{brace} = 49^{\circ}$

Tabelle 5.1: Laborstruktur, äußere Abmessungen

Die geometrischen Abmessungen wurden so gewählt, dass sie den Anforderungen an die Skalierung genügen, aber auch die Randbedingungen der zur Verfügung gestellten Versuchseinrichtung berücksichtigen, ohne einen konstruktiven Mehraufwand zu

¹ Zur eindeutigen Beschreibung der Ausrichtung wird der Bezug zu einem 3D-Koordinatensystem gewählt. Darin bildet die horizontale und die vertikale Ausrichtung in der Ebene der Laborstruktur die "x-Richtung" und die "y-Richtung" sowie die horizontale Ausrichtung quer zur Ebene der Laborstruktur die "z-Richtung".

erfordern. Nach Anpassung der Geometrie an das Raster des Aufspannfeldes in der Versuchshalle besitzt die Laborstruktur die in Tabelle 5.1 angegebenen planmäßigen äußeren Abmessungen.

Querschnitte und Material

Die verwendeten Querschnitte und Stahlsorten der Modellstruktur wurden durch eine Strukturanalyse unter Berücksichtigung der maximalen horizontalen Betriebslast der geplanten servohydraulischen Belastungseinheit am Versuchsstand von $F_{max} = \pm 63 \text{ kN}$ bestimmt. Das FE-Modell und ein Ergebnisplot der Vergleichsspannungen sind in Abbildung 5.2 dargestellt.



(a) FE-Modell

(b) σ_V für max. Belastung

Abbildung 5.2: Strukturanalyse der Laborstruktur

Die Wahl der Querschnitte der Strukturkomponenten erfolgte gleichfalls mit dem Ziel, den gewählten Skalierungsfaktor von ca. 1:10 einzuhalten. Im Fall von Profil- und Rohrquerschnitten ist aber grundsätzlich das Problem zu berücksichtigen, dass die Beibehaltung des Verhältnisses von äußerem Durchmesser zur Wanddicke bei maßstabsgetreuer Skalierung beider Kenngrößen zu für das Labormodell unterdimensionierten Wanddicken führen würde. Für die Eckstiele der Laborstruktur lag das Verhältnis Durchmesser/Wandstärke nur etwas unterhalb üblicher Werte realer Jackets, für die Diagonalen betrug das Verhältnis aber nur ca. die Hälfte dessen realer Jacket-Streben. Die Rohrquerschnitte der Eckstiele und Diagonalstreben sowie das Profil des Kopfbalkens wurden so gewählt, dass handelsübliche Halbwerkzeuge für die Konstruktion verwendet werden konnten. Die Werte der festgelegten Querschnitts- und Materialkennzeichnungen sind in Tabelle 5.2 zusammengestellt.

Bauteil	Querschnitt	Stahlsorte
Eckstiele	Stahlrohr R100x5	S325 JRG1
Diagonalstreben	Stahlrohr R60x5	S325 JRG1
Kopfbalken	I-Profil HEB160	S235

Tabelle 5.2: Laborstruktur, Querschnittswerte und Stahlsorte

5.2.2 Modellbildung reversibler Schäden

Im Rahmen der Modellbildung wurden Schäden als lokale, definierte Reduzierung der Steifigkeit so modelliert, dass erstens realistische Projektionen einzelner Ermüdungsschäden möglich und dass zweitens die induzierten Schäden reversibel und in Lage und Größe reproduzierbar sind, um Testserien für verschiedene geplante Parameterstudien wiederholen und dabei Vergleichbarkeit sicherstellen zu können.

In OWEA-Jacketstrukturen sind die einzelnen Komponenten der Eckstiele und Diagonalstreben in den Knotenpunkten der Struktur miteinander verschweißt. Dies hat den Nachteil, dass genau die Knotenbereiche des Jackets, die bereits durch die geometrischen Singularitäten in den Knoten am höchsten beansprucht sind, zusätzlich aufgrund geometrischer Imperfektionen an scharfkantigen Schweißnahtübergängen sowie durch thermisch bedingte Eigenspannungen aus dem Schweißvorgang besonders ermüdungsgefährdet sind. Die Orte der sich daraus ergebenden Beanspruchungsspitzen werden daher im Kontext von Materialermüdung als Hot-Spots bezeichnet (vergl. Abschnitt 2.3.3). Aus diesen Gründen wurde seitens der Hersteller bzw. der Designer von Gründungsstrukturen eine Technologie entwickelt, um Schweißverbindungen im direkten Knotenbereich zu vermeiden. Dabei wurde darauf abgezielt, Stahlgussteile als Knotenelement anstelle der Walzstahlrohre einzusetzen [Lüd+08]. Die Rohrelemente der Eckstiele und Diagonalstreben werden dann mit den Stahlgussteilen mittels Schweißverbindung außerhalb des hochbeanspruchten Knotenbereichs gefügt.

Die Schadensbereiche der Laborstruktur wurden aus Gründen der erschwerten Realisierbarkeit, reversible Schäden genau im Anschlussbereich eines Knotens zu konzipieren, aber eben auch zur Berücksichtigung eines auf Stahlgussknoten basierenden Designs, mit Schweißverbindungen außerhalb der Knotenbereiche in den Bereich der Stahlrohre hinein verschoben. An einem K-Knoten der Laborstruktur können so künstlich Ermüdungsrissen entsprechende Schäden durch das partielle Lösen von Verschraubungen simuliert werden. An dieser Stelle sei noch einmal darauf hingewiesen, dass der Bereich des Schädigungsprozesses, bei dem der an der Schweißnahtwurzel initiierte Riss durch die Rohrwand wächst, für die Betrachtungen in dieser Arbeit nicht relevant ist, da er das globale dynamische Verhalten der Tragstruktur nicht beeinflusst.

Die Laborstruktur wurde so konzipiert, dass einer der beiden K-Knoten mit vier Rohrflanschen versehen und über entsprechende Flansch-Gegenstücke an den Eckstielen und Diagonalstreben mit diesen fest verbunden werden kann. Abbildung 5.3a zeigt den Knotenbereich. Für die Simulation eines Schadens ist es so möglich, wahlweise eines der Flanschverbindungen über das Lösen einer definierten Anzahl Schrauben partiell zu lösen. Eine ursprüngliche Planung mit mehreren durch Flanschverbindung zu schädigende Knotenbereiche (z.B. zweiter K-Konten, Anschluss im Bereich Eckstiel-Fußplatte, etc.) wurde aufgrund des überdimensional großen Aufwands für die Umsetzung verworfen.

Um eine entsprechend hohe Auflösung bzgl. des Steifigkeitsverlustes zu erhalten, wurde eine möglichst große Anzahl an Schrauben im Flansch vorgesehen. Für die Berechnung der Flanschverbindung war es notwendig, ein Optimum zwischen einer großen Anzahl Schrauben und einem möglichst geringen Durchmesser des Flansches zu bestimmen. Grund dafür ist, dass die Auswirkungen von Steifigkeit und Masse der Flansche auf das lokale dynamische Verhalten der Laborstruktur möglichst klein gehalten werden



(a) K-Knoten mit Schadensbereich
 (b) Ergebnisplot Flansch Eckstiel
 Abbildung 5.3: Flansch-Schrauben-basierte Schadensbereiche der Laborstruktur

sollten, um die postulierte Analogie von gelöster Flanschverbindung und Ermüdungsriss nicht zu schwächen und eine Vergleichbarkeit mit realen Strukturen zu gewährleisten. Die Abmessungen des Flansches und der Schrauben mussten gleichzeitig aber so bemessen werden, dass sie den Anforderungen an die Tragfähigkeit der Struktur für die geplanten Betriebslastsimulationen entsprechen. Dies gilt insbesondere für die verbliebenen Schrauben an der "Rissspitze", die eine erhöhte Beanspruchung erfahren (siehe Abbildung 5.3b).

Für beide Schadensbereiche an den Eckstielen und an den Diagonalen wurden die Flansch-Schrauben-Verbindungen schließlich für einen maximalen Schaden von sieben gelösten Schrauben ausgelegt. Bei einer höheren Anzahl gelöster Schrauben kann eine Überlastung der verbliebenen Schrauben bei maximaler Horizontalbelastung $F_{max} = \pm 63 \text{ kN}$ zu einem Versagen der Laborstruktur führen. Für die Verbindung an den Eckstielen ergab sich eine Gesamtschraubenzahl von $N_{SE} = 26$ und für die Verbindung an den Strebendiagonalen von $N_{SS} = 18$ Die Abmessungen der Flansch-Schrauben-Verbindungen für beide Anschlussarten sind in der Tabelle 5.3 aufgelistet.

	Verstrebung	Beine			
Schrauben	$18 \ge M6 \ 12.9$	$26 \ge M6 \ 12.9$			
Flanschhöhe	23 mm	$26 \mathrm{mm}$			
Flanschdicke	10 mm				
Flanschmaterial	Stahl S355				

Tabelle 5.3: Parameter and Materialien der Flanschverbindung

5.2.3 Dynamische Anregung

Während der experimentellen Versuchsreihen zur Untersuchung der Sensitivität und Robustheit des unterraumbasierten Schadensdetektionsalgorithmus wurden verschiedenartige dynamische Anregungen sowie zyklische Belastungsserien an der Laborstruktur geplant. Mit den verschiedenen Anregungen wurden die Abhängigkeiten der Detektion simulierter Schäden vom Frequenzgehalt des Eingangs sowie vom Energieeintrag durch die Anregungsquelle untersucht. Mit der zyklischen Belastung soll ein realistisches lastabhängiges Verhalten der Struktur initiiert werden, um den Einfluss von Störungen auf die Messergebnisse sowie die Auswirkungen der zyklischen wiederkehrenden Rissöffnung und -schließung auf den χ^2 -basierten Schadensindikator während des Anlagenbetriebes zu analysieren.

Breitbandige Anregung durch einen elektrodynamischen Schwinger

Mit einer breitbandigen Anregung ist es möglich, das zu untersuchende dynamische System in all den Eigenfrequenzen anzuregen, die innerhalb des Frequenzbandes der Anregung liegen. Es wird erwartet, mit dieser Anregungsart eine effiziente Detektion von Schäden zu erreichen. Aus diesem Grund dient sie als Bezugsbasis für die geplanten Sensitivitätsuntersuchungen zur Schadensdetektion. Gleichzeitig wird davon ausgegangen, dass, basierend auf der Definiertheit der stochastischen breitbandigen Anregung, diese Anregungsart für die geplante Validierung eines numerischen Modells an den Ergebnissen der experimentellen Systemidentifikation des dynamischen Systems gut geeignet ist.

Zur Erzeugung der stochastischen Anregung wurde auf dem Kopfträger der Laborstruktur ein Permanentmagnet-Schwinger vom Typ "LDS V406" der Fa. Brüel & Kjaer in horizontaler Ausrichtung montiert. Für das Bereitstellen einer ausreichend hohen Schwingungsenergie zur Anregung der Stahlstruktur wurde eine zusätzliche 5 kg - Masse am Kopf des Schwingers angeordnet. Die Signalgeneration und Regelung des Schwingers erfolgte über das Regelungssystem "Comet USB" (Brüel & Kjaer) im Zusammenwirken mit der zugehörigen "Random Vibration Control" - Software. Über einen Feedback-Kanal vom Leistungsverstärker stellt das Regelungssystem eine konstante spektrale Energiedichte über den gewählten Frequenzbereich sicher. Als Leistungsverstärker diente das Gerät "PA 150" (Brüel & Kjaer). Der auf dem Kopfträger der Laborstruktur montierte Schwinger ist in Abbildung 5.4a dargestellt.

Für die experimentellen Untersuchungen zur Schadensdetektion wurde ausschließlich ein breitbandiges Rauschsignal mit Anteilen zwischen 10 Hz und 1 kHz erzeugt und über den Schwinger in die Laborstruktur eingetragen. Anregungen mit einer Frequenz kleiner 10 Hz konnten hardwareseitig nicht sicher bereitgestellt werden. Der Schwinger war in seiner horizontalen Ausrichtung ca. 30° aus der x-Richtung verdreht angeordnet, um so Schwingungen in x-Richtung als auch in z-Richtung anzuregen.



(a) Elektrodynamischer Shaker (b) In

(b) Impulshammer

Abbildung 5.4: Möglichkeiten der dynamischen Anregung

Impulsanregung

Darüber hinaus können vergleichbare breitbandige Antworten dynamischer Systeme durch eine Impulsanregung erzeugt werden. Als Impuls wird dabei ein Energieeintrag für einen ideal kurzen Zeitraum und konstanter spektraler Energiedichtefunktion bezeichnet. Nach dem Impulseintrag befindet sich das System in einem Zustand freier, gedämpfter Schwingung. Zur Impulsanregung von Strukturen wird in der Praxis allgemein ein Impulshammer mit einer definierten Härte der Hammerspitze angewendet. Mit Impulsanregung können vergleichbare Untersuchungen zur Anwendbarkeit der Schadensdetektionsalgorithmen durchgeführt werden. Abbildung 5.4b zeigt den Einsatz des Impulshammers an der Laborstruktur

Theoretisch kann zusätzlich der Impulseintrag über einen im Hammer integrierten Beschleunigungssensor aufgezeichnet, damit die Beziehung zwischen Ausgangs- und Eingangssignal analysiert und letztendlich die Übertragungsfunktion bestimmt werden. Dieses Verfahren stellt eine sehr effektive Methode zur Identifikation von Systemparametern dar. Eine wiederholte und automatisierte Anregung von OWEA-Strukturen mit einem Impuls ist praktisch aber nur schwer realisierbar. Im Rahmen dieser Arbeit wurde das Verfahren der Impulsanregung daher nur aus rein akademischen Interessen verfolgt.

Ambiente Anregung

Als ambiente Anregungen werden in der Natur vorkommende Rauschanregungen bezeichnet, deren Einwirkung auf eine Struktur zumeist nicht messbar ist. Ambiente Anregungen können verschiedene Ursachen haben und sind deshalb oft nicht interpretierbar. Typische Ursachen für ambiente Anregung sind naturbezogene Vorgänge wie z.B. Seismik, Wind oder Wellen sowie menschliche Aktivitäten wie bspw. Straßenverkehr oder industrielle Vorgänge. Für Output-Only-Verfahren der schwingungsbasierten System- und Schadensidentifikation von Ingenieurbauwerken ist die ambiente Anregung die überwiegend eingesetzte Anregungsart. Grund dafür ist vor allem die Größe und Komplexität solcher Strukturen, die die Verwendung definierter künstlicher Anregungsquellen mitunter sehr aufwendig macht. Gleichzeitig steht durch Verkehr bei Brücken sowie Wind oder Wellen bei OWEA, hohen Gebäuden und Türmen eine zum Teil energiereiche quasi-natürliche Anregungsquelle zur Verfügung.

Bezüglich der Untersuchungen an der Laborstruktur ist zu berücksichtigen, dass die ambiente Anregung in der Versuchshalle der BAM sich signifikant von der in Offshore-Umgebung unterscheidet. Dies betrifft sowohl den Frequenzinhalt der Anregung (Wellen, Wind) als auch die Schwingungsenergie, die in das System eingetragen wird. Dementsprechend wird der ambienten Anregung in den experimentellen Untersuchungen zur Schadensdetektion keine wesentliche Bedeutung beigemessen.

5.2.4 Betriebslastsimulation

Neben der dynamischen Anregung der Laborstruktur sollte diese planmäßig auch zyklisch beansprucht werden, um damit die betriebsbedingten Lasten, die aus der Turm-Maschine-Rotor-Anordnung auf die Gründungsstruktur einer OWEA wirken, zu simulieren. Dieses Vorgehen hatte zum einen das Zeil, den Einfluss periodischer Einwirkungen auf die Arbeitsweise des stochastischen unterraumbasierten Algorithmus zur Schadensdetektion zu untersuchen, der sich in Vorversuchen als vergleichsweise robust zu nicht- bzw. schwach-stochastischen Eingangscharakteristiken gezeigt hat.

Ein weiterer wichtiger Grund für Untersuchungen unter einer, mit dem realen Betrieb vergleichbaren Lastcharakteristik, ist der, dass potenzielle mechanische Schäden wie Ermüdungsrisse aktiviert werden müssen, um durch schwingungsbasierte Verfahren nachgewiesen werden zu können. Im Zustand der Zugbeanspruchung des betroffenen Bauteils bzw. -bereichs ist ein potentieller Riss geöffnet und damit der Schaden aktiviert. Im Zustand der Druckbeanspruchung ist der Riss geschlossen und der Schaden zum Teil deaktiviert. Mit Hilfe der zyklischen Belastungen wird analysiert, in welchem Maß die Detektierbarkeit eines Ermüdungsrisses von seinem aktuellen Zustand in der zyklisch beanspruchten Struktur beeinflusst wird.



Abbildung 5.5: Angeschlossene Belastungseinheit für zyklische Beanspruchung

Zum Zweck der zyklischen Belastung wurde eine servo-hydraulische Belastungeinheit am Versuchsstand installiert. Diese bestand aus einem Lastzylinder für Sollkräfte von

 $\pm 63\,\mathrm{kN},$ der horizontal in x-Richtung gelenkig an den Kopfträger der Laborstruktur angeflanscht wurde. Die Regelung des Lastzylinders erfolgte über die Systemregelung IST8400 der Fa. Instron. Die am Labormodell installierte Belastungseinheit ist in Abbildung 5.5 dargestellt.

Sinusförmige Belastung

Für Untersuchungen zum Verhalten im Betriebszustand sollten Schwingung einer OWEA in ihrem Grundeigenmode simuliert und gleichzeitig künstlich induzierte Schäden aktiviert werden. Dazu wird eine für OWEA-Gründungsstrukturen typische sinusförmige Belastung mit einer Frequenz von f = 0.3 Hz durch die hydraulische Belastungseinrichtung in die Laborstruktur eingetragen.

Quasi-reale zyklische Belastung mit Störeinflüssen

Für weitergehende Untersuchungen zur Performanz der unterraumbasierten Schadensdetektion im Betriebszustand wurde geplant, einen möglichst realistischen Belastungszyklus zu verwenden. Dafür wurden gemessene Dehnungs-Zeitverläufe einer realen Windenergieanlage verwendet, die im Rahmen des Forschungsprojektes IMO-Wind aufgezeichnet worden sind. Bei der messtechnisch überwachten Windenergieanlage handelt es sich um eine OWEA mit Tripod-Gründungsstruktur, die als Prototyp onshore bei Bremerhaven installiert wurde [Rüc10]. Dementsprechend entfallen hier alle Lastanteile aus Wellen. Nichtsdestotrotz, auch aufgrund des von der Windgeschwindigkeit abhängigen Anlagenbetriebes und der sich daraus ergebenden typischen Belastungscharakteristik, werden die Beanspruchungs-Zeitverläufe für die Untersuchungen am Labormodell als geeignet eingeschätzt.

Dem Verfasser der Arbeit ist bewusst, dass die Nutzung von Antwort-Zeitverläufen zur Entwicklung von Lastschemata nur eingeschränkt korrekt ist. Vor allem die Tatsache, dass die aufgezeichneten Zeitverläufe nicht die charakteristischen Schwingungen der Turms-Maschine-Rotor-Anordnung repräsentieren, sondern die der gesamten Struktur einschließlich deren Gründung, stellt eine partielle Inkorrektheit des Gedankenmodells dar. Trotz alledem ist die Verwendung der gemessenen Zeitverläufe als Belastung für Untersuchungen zur Schadensdetektion von hohem Wert, da der Einfluss verschiedener Störungen aus dem Betrieb einer OWEA auf die Leistungsfähigkeit des Schadensindikators untersucht werden kann.

5.2.5 Messdatenerfassung

Für die Aufzeichnung des dynamischen Antwortverhaltens der Laborstruktur wurden Beschleunigungs-Zeitverläufe sowie Dehnungs-Zeitverläufe in verschiedenen Setups und an verschiedenen Stellen der Laborstruktur aufgenommen.

Beschleunigungsaufnehmer besitzen grundsätzlich den Vorteil, frei platzierbar zu sein, so dass unterschiedliche Konfigurationen für unterschiedliche Messaufgaben angewendet werden konnten. Für die Beschleunigungsmessung wurden 9 piezoelektrische 1D-Beschleunigungsaufnehmer installiert. Davon waren 8 Aufnehmer vom Modell KD41V der Fa. MMF Radebeul und ein Aufnehmer vom Modell 7251A der Fa. Endevko. Die verwendeten Sensoren besitzen eine Resonanzfrequenz von über 10 kHz. Die Sensoren

wurden mittels Permanentmagneten an der Laborstruktur befestigt und konnten in Bezug zur Oberfläche am Ort der Applikation in alle 3 Raumrichtungen ausgerichtet werden.

Neben Beschleunigungen wurden Untersuchungen zu Dehnungen als Messgrößen für die Schadensdetektion geplant. Dehnungsaufnehmer besitzen in der praktischen Anwendung an OWEA den Vorteil relativ niedriger Anschaffungskosten und einer hohen Robustheit. Außerdem benötigen sie im Gegensatz zu Beschleunigungsaufnehmern keine zusätzliche Stromversorgung. Demgegenüber stehen vor allem die nicht vorhandene Wiederverwendbarkeit und auch die erforderliche Sorgfalt bei der Applikation der Sensoren. Im Rahmen dieser Arbeit kamen zur Dehnungsmessung ausschließlich Dehnungsmessstreifen (DMS) zur Anwendung.



(a) 3D-Block mit Beschleunigungsaufnehmern



(b) Dehnungsmessstreifen



Abbildung 5.6 zeigt beide zur Anwendung gekommenen Arten von Schwingungsaufnehmern. Dabei wird in Abbildung 5.6a eine 3D-Applikation aus drei 1D-Beschleunigungsaufnehmern und in Abbildung 5.6b ein an einer Diagonalstrebe applizierter Dehnungsmessstreifen (DMS) dargestellt.



Abbildung 5.7: Versuchsaufbau mit Laborstruktur in der Versuchshalle der BAM

Die Beschleunigungs-Messreihen wurden mit dem 20-Kanal Messsystem der Fa. DIFA verarbeitet und gespeichert. Die Messreihen der aufgezeichneten Dehnungen wurden mit dem 8 Kanal Messsystem vom Typ Cronos der Fa. IMC aufgezeichnet.

Abbildung 5.7 zeigt abschließend den gesamten Versuchsaufbau zur Durchführung der experimentellen Untersuchungen zur stochastischen unterraumbasierten Schadensdetektion.

5.3 Systemidentifikation der Laborstruktur

Als Grundlage für die Untersuchungen zum SSDD Verfahren wird die Schwingungscharakteristik der Laborstruktur mittels dynamischer Systemidentifikation in Form einer experimentellen Modalanalyse bestimmt. Die Ergebnisse der Systemidentifikation waren zusätzlich für eine später durchzuführende Validierung des zu erstellenden numerischen Modells der Laborstruktur erforderlich. Für eine geplante Systemidentifikation wird die zu untersuchende Struktur künstlich angeregt und die systeminhärenten Eigenfrequenzen sowie die zugehörigen Eigenformen und Dämpfungskoeffizienten aus der gemessenen Schwingungsantwort extrahiert. Dazu stehen verschiedene Verfahren der experimentellen Modalanalyse, sowohl im Zeit- als auch im Frequenzbereich, zur Verfügung [DFP98; Alv+03; Rey12].

Neben der Anwendung zur Modellverifikation bzw. -validierung ist die experimentelle Modalanalyse ein weit verbreitetes und häufig angewendetes Verfahren für den Nachweis von Veränderungen in dynamischen Systemen, die gegebenenfalls auf mechanische Schäden in der Struktur zurückzuführen sind [Ryt93; Doe+96; Mag11]. Allerdings ist ihr praktischer Einsatz für Anwendungen des Ingenieurbaus aufgrund einer sehr begrenzten Zuverlässigkeit bei veränderlichen Einflüssen aus Umwelt und Betrieb eingeschränkt. Für Anwendungen unter stabilen bzw. kontrollierbaren Bedingungen wie bspw. im Maschinen- und Fahrzeugbau ist die experimentelle Modalanalyse Stand der Technik bei der Detektion von Schäden.

Im Rahmen der vorgestellten Arbeit werden die modalen Parameter für verschiedene Konfigurationen der Laborstruktur bestimmt, um einerseits Kenngrößen für die Modellvalidierung zur Verfügung zu haben und weiterhin, um die Zuverlässigkeit der experimentellen Modalanalyse bezüglich der Detektion von Schäden unter Laborbedingungen einschätzen zu können.

5.3.1 Versuchsplanung und -durchführung

Die Montage der Belastungseinheit am Kopfträger der Laborstruktur, wie in Abschnitt 5.2.4 beschrieben, führt zu einer grundlegenden Änderung des dynamischen Systems. Daher wurde für den geplanten Vergleich der experimentell bestimmten modalen Parameter mit denen des numerischen Modells eine Modalanalyse für das System ohne Belastungseinheit und ohne künstlichen Schaden durchgeführt.

Anregung

Die Anregung für die Testkonfigurationen ohne zusätzliche zyklische Belastung wurde über einen elektro-dynamischen Schwinger eingetragen. Wie in Abschnitt 5.2.3 beschrieben wurde ein breitbandiges stochastisches Signal zwischen 10 Hz und 1 kHz mittels Frequenzgenerator generiert und nach Verstärkung über den Schwinger auf der Oberseite des Kopfträgers in die Laborstruktur eingetragen.

In den Testkonfigurationen mit zyklischer Belastung wurde keine zusätzliche künstliche Anregung eingetragen.

Messdatenerfassung - Multi-Sensorsetup

Um eine möglichst hohe Auflösung der modalen Formen zu erzielen, wurden insgesamt 43 räumliche verteilte Stellen für die Messung von Beschleunigungs-Zeitverläufen festgelegt.

Aufgrund der Tatsache, dass nur 9 Kanäle für die Datenerfassung zur Verfügung standen, wurden nacheinander 10 Messungen mit je unterschiedlichem Sensorsetup ausgeführt. Ein Sensorsetup bestand aus 5 sogenannten Referenzsensoren mit fixer Position und 4 mobilen Sensoren, deren Position in jedem Setup verschieden war. Die erforderliche Anzahl Setups ergibt sich dementsprechend aus dem Verhältnis zwischen der Anzahl aller ausgewählten Messpunkte und der Anzahl mobiler Sensoren. Die fixen Sensoren dienen im Algorithmus der späteren Zusammensetzung aller nacheinander aufgezeichneten Datensätze aus den verschiedenen Setups zu einem auswertbaren Datensatz als "Aufhängepunkte". Abbildung 5.8 zeigt schematisch die Verteilung aller gewählten Messpunkte zur experimentellen Modalanalyse an der Laborstruktur. Dabei bezeichnen die roten Symbole die fixen Sensoren und die blauen Symbole die mobilen Sensoren. Die 1D-Sensoren waren mittels Permanentmagneten orthogonal zur Oberfläche des Bauteils ausgerichtet, an dem sie appliziert waren. Gleichzeitig waren die Sensoren außerdem in x-y-Ebene (Pfeil-Symbole in Abbildung 5.8) oder in z-Richtung ausgerichtet (Punkt-Symbole in Abbildung 5.8).



Abbildung 5.8: Sensorsetup für die experimentelle Modalanalyse, die roten Sensoren sind die Referenzsensoren, die blauen Sensoren sind die beweglichen Sensoren

Die für alle Messungen gewählte Abtastfrequenz lag bei $f_a = 2500$ Hz. Die Datensatzlänge wurde mit $N = 409\,600$ Datenpunkte festgelegt, daraus resultierte eine Zeitdauer pro Messung von t = 163,84 s.

5.3.2 Datenanalyse

Die Verarbeitung der Zeitreihen und die Bestimmung der modalen Parameter erfolgt mit der kommerziell vertriebenen MATLAB-Toolbox MACEC 3.2, die an der Katholischen Universität Leuven entwickelt wurde [RSDR11] . Die Toolbox bietet eine Auswahl verschiedener Modalanalyse-Verfahren, sowohl im Frequenz- als auch im Zeitbereich, für eine Systemidentifikation aus den Schwingungsmessdaten an. Im Rahmen der hier vorgestellten Untersuchungen wurde die Methode der kovarianzbasierten stochastischen unterraumbasierten Systemidentifikation (SSI-COV) verwendet. Grundsätze dieser Methode sind in Abschnitt 4.2 beschrieben, Details können bspw. in [VODM96] oder [PDR99] gefunden werden.

Stabilisierungsdiagramme

Die Ergebnisse von SSI-COV werden in der Form von Stabilisierungsdiagrammen ausgegeben. Dazu werden Systemmodelle in aufsteigender Ordnung erstellt und analysiert und für jedes dieser Modelle wird ein Satz modaler Parameter berechnet. Die in der Eigenwertanalyse bestimmten Pole werden dann für jede Systemordnung in einem Diagramm eingetragen. Dieses Diagramm ist durch die aufsteigend angezeigte Systemordnung auf der Ordinate und durch den untersuchten Frequenzbereich auf der Abszisse definiert. Werden die Pole für jede Modellordnung entsprechend in das Diagramm eingetragen, bilden die physikalischen Pole im Diagramm eine stabile gerade vertikale Linie, während sich numerische Pole mit aufsteigender Modellordnung nicht stabilisieren. Darin ist auch der Name "Stabilisierungsdiagramm" begründet.



Abbildung 5.9: Stabilisierungsdiagramm für den Test ohne Lasteinheit und ohne Schaden im Frequenzbereich zwischen 20 Hz und 200 Hz, zum Vergleich ist auch das Leistungsdichtespektrum dargestellt

Abbildung 5.9 zeigt den Ausschnitt eines Stabilisierungsdiagramms der Testkonfiguration ohne Belastungseinheit und ohne Schaden in einem Frequenzbereich zwischen 20 Hz und

200 Hz. Die Abbildung verdeutlicht einen weiteren Vorteil dieser Darstellungsart modaler Parameter. Bei einer Frequenz von ca. 150 Hz ist in der dargestellten Auflösung nicht klar erkennbar ob es sich um ein oder zwei Moden nahezu gleicher Eigenfrequenz handet. Wählt man eine höhere Auflösung, sind zwei Moden klar voneinander differenzierbar. Mit klassischem Peak-Picking aus Leistungsdichtespektren im Frequenzbereich ist in solchen Fällen eine Wahrnehmung zweier Moden quasi unmöglich.

In einigen Fällen ist es schwierig, die physikalischen von den numerischen Polen zu unterscheiden. Als effektive Hilfe für die Separation der physikalischen Pole berechnet MACEC 3.2 automatisiert den *Modal Phase Colinearity* Parameter (MPC) für jeden relevanten Pol. Der MPC wurde von [PES93] entwickelt und beschreibt den funktionalen Zusammenhang zwischen dem realen und dem komplexen Teil der gedämpften Modalformen und damit eine wirksame Kenngröße der Komplexität eines Eigenmodes. Der MPC gibt Hinweis auf den Grad der Proportionalität zwischen der Magnitude und der Phase der identifizierten Schwingform. In Fällen reeller (proportionaler) Moden, die auch als normale Moden bezeichnet werden, verändern Betrag und Phase ihren Wert in allen Punkten des untersuchten Systems synchron. Entsprechend finden Nulldurchgänge sowie die Näherung an Maxima und Minima in allen Punkten des Systems zum gleichen Zeitpunkt statt. Im Gegensatz dazu verändern sich in komplexen bzw. nichtproportionalen Moden, also bei nichtproportionaler Dämpfungsverteilung, Magnitude und Phase nicht synchron über das System.

Die Berechnung des MPC basiert auf der Bestimmung der Varianz- und Kovarianzmatrizen der Real- und Imaginäranteile der Schwingungsformen entsprechend Gleichung (5.3). Bei Vorhandensein eines proportionalen Modes korrelieren Magnitude und Phasenlage signifikant und die Varianz-Kovarianz-Matrix besitzt nur einen, nach Gleichung (5.2) bestimmten, von Null verschiedenen Eigenwert. Im Gegensatz dazu erhält man mit unkorrelierten Werten zwei Eigenwerte von etwa der gleichen Größenordnung. Der MPC quantifiziert den Grad der Proportionalität des Schwingungsverhaltens durch den Vergleich der Größenordnung der Varianz-Kovarianz-Eigenwerte entsprechend Gleichung (5.1).

Der Modale Phasen-Kollinearitätsparameter einer gedämpften Schwingform Φ_{zi} berechnet sich für den Mode i nach

$$MPC_i = \left(\frac{\lambda_1 - \lambda_2}{\lambda_1 + \lambda_2}\right)^2.$$
(5.1)

Dabei gelten

$$\lambda_{1,2} = \frac{S_{xx} + S_{yy}}{2} \pm S_{xy}\sqrt{\eta^2 + 1},\tag{5.2}$$

$$S_{xx} = \operatorname{Re}(\Phi_{zi})^{T} \operatorname{Re}(\Phi_{zi}), S_{yy} = \operatorname{Im}(\Phi_{zi})^{T} \operatorname{Im}(\Phi_{zi}), S_{xy} = \operatorname{Re}(\Phi_{zi})^{T} \operatorname{Im}(\Phi_{zi}) \quad (5.3)$$

und

$$\eta = \frac{S_{yy} - S_{xx}}{2S_{xy}}.$$
(5.4)

Moden mit einem MPC-Wert gleich 1,0 besitzen ideal proportionale Eigenformen. Der Grenzwert für den MPC-Wert, der das Maß ausreichender Proportionalität in einer Schwingform definiert, wird in der Literatur verschieden festgelegt. In [Ver+03] wird MPC_{grenz} mit 0,8 definiert, in [Alv+03] mit 0,9.

5.3.3 Ergebnis der Systemidentifikation

Die experimentellen Modalanalysen für die in Abschnitt 5.3.1 beschriebenen 6 verschiedene Konfigurationen wurden für die Laborstruktur durchgeführt. Für jede Testkonfiguration wurde die Antwort in 10 Setups gemessen und anschließend die Zeitreihen verarbeitet und, wie in Abschnitt 5.3.2 beschrieben, zu einer modalen Kombination für die Gesamtstruktur zusammengefügt.

In der nachfolgenden Analyse werden Moden mit einem MPC < 0.9 prinzipiell nicht berücksichtigt mit der Ausnahme von Vergleichsanalysen, in denen in einem Vergleichsfall der MPC-Wert hoch ist und in dem anderen Vergleichsfall der MPC-Wert unterhalb der Schwelle von 0,9. Es wird hier angenommen, dass der niedrige MPC-Wert die Folge eines niedrigen Signal-Rausch-Verhältnisses ist weshalb diese Moden in der weiterführenden Analyse berücksichtigt wurden.

Nach eingehender Analyse der Stabilisierungsdiagramme, der MPC's und der entsprechenden Modalformen, konnten 50 stabile Eigenmoden für alle 6 Testszenarien identifiziert werden. Die Analyse auch der höheren Moden des Systems trägt der Tatsache Rechnung, dass Änderungen in den Moden durch Schadenszustände speziell für diese höheren Moden erwartet werden.

Exemplarisch für das Testszenario Nr. 1 (ohne Lasteinheit, ohne Schaden) wird in Abbildung 5.10 das Stabilisierungsdiagramm dargestellt. Es zeigt alle Pole im Frequenzbereich zwischen 0 Hz und 1250 Hz. Grundsätzlich wird festgestellt, dass sich eine signifikante Anzahl der Moden zwischen 50 Hz und 900 Hz befindet. Die Frequenzen der identifizierten Moden zwischen 0 Hz und 1250 Hz der Testkonfiguration sind in Tabelle 5.4 angegeben. In Anhang A.1, Tabelle A.1 sind die zugehörigen Eigenformen der ersten 12 Eigenmoden beschrieben und grafisch dargestellt.

$1. \\ 31,4$	2. 48,2	$3. \\ 65,1$	4. 78,7	5. 81,1	6.93,9	7. 108,0	8. 149,6	9. 150,4	$10. \\ 164,5$
11. 168,9	$12. \\ 179,5$	13. 182,5	14. 192,9	15.201,7	16. 208,2	17.211,4	18. 232,9	19. 238,6	20. 280,4
21. 283,1	22. 292,8	$23. \\ 304,5$	24. 311,4	25. 337,1	$26. \\ 360,1$	27. 393,2	28. 415,1	29. 431,1	30. 441,7
31. 452,9	32. 486,9	33. 500,8	34. 520,2	35. 524,2	$36. \\ 535,3$	37. 544,2	$38 \\ 562,8$	$39. \\574,0$	40. 587,6
41. 595,6	42. 603,4	43. 623,7	44. 633,7	45. 685,5	46. 717,7	47. 750,5	48 785,6	49. 812,3	50. 856,8

Tabelle 5.4: Eigenfrequenzen der Laborstruktur für das Versuchsszenario Nr. 1



Abbildung 5.10: Stabilisierungsdiagramm für das Versuchsszenario Nr. 1 in einem Frequenzbereich zwischen 0 Hz und 1250 Hz

5.4 Experimentelle Untersuchung zur Schadensdetektion

Wie in Abschnitt 5.1 detailliert beschrieben, wurden experimentelle Versuchsreihen zur Bestimmung der Leistungsfähigkeit eines Schadensindikators auf Basis des Verfahrens der stochastischen unterraumbasierten Schadensdetektion geplant und durchgeführt. Ziel der Versuche war es, die Empfindlichkeit und Zuverlässigkeit des Indikators bezüglich verschiedener Parameter der Datenerfassung und-analyse zu bestimmen. Weiterhin sollten mittels der geplanten Versuche Erkenntnisse bezüglich eines Optimums zwischen der Sensitivität des Schadensindikators und dem Aufwand für Messung und Datenverarbeitung unter Berücksichtigung der Installation an einer Laborstruktur gewonnen werden und diese für eine mögliche Übertragung auf Tragstrukturen von OWEA hin geprüft werden.

Innerhalb der Versuchsreihen wurden verschiedene sowohl messungsbasierte als auch verfahrensinhärente Kenngrößen, die vom Nutzer festgelegt wurden, bezüglich ihres Einflusses auf das Ergebnis der Schadensdetektion hin analysiert. Bezüglich der Messsignale handelte es sich dabei um folgende Kenngrößen:

- \rightarrow Abtastfrequenz f_a , mit der die Zeitreihen aufgenommen wurden
- > Anzahl und Länge der Datensätze, die zur zur Bestimmung der Residuenkovarianzmatrix Σ_{ζ} im Referenzzustand genutzt werden

Unter den verfahrensinhärenten Kenngrößen wird der Einfluss der folgenden Größen untersucht:

- \rightarrow Dimension der Hankelmatrix, gesteuert durch die Wert p und q, vgl. Abschnitt 4.2.1, Gleichung (4.9)
- › Modellordnung bzw. Dimension des Nullunterraums, gesteuert über den Grenzwert für Singulärwerte, vgl. Abschnitt 4.5.4.

5.4.1 Algorithmus zur Berechnung des Schadensindikators

Die in Kapitel 4 entwickelten und zusammengestellten Gleichungen für die stochastische unterraumbasierte Detektion von Schäden wurden in einem Berechnungsalgorithmus zur *nichtparametrischen Schadensdetektion* nach Abbildung 5.11 umgesetzt. Die Wahl der nichtparametrischen Variante der unterraumbasierten Schadensdetektion nach Abschnitt 4.4 erfolgte auf Basis des Anspruchs der Arbeit, das gesamte dynamische Antwortverhalten des untersuchten Systems für die Detektion von Veränderungen zu nutzen. Wie an verschiedenen Stellen der Arbeit bemerkt, ist in den meisten Anwendungsfällen des Ingenieurbaus eine a priori Kenntnis über einen erwarteten Schaden inklusive des Ort des Auftretens nicht vorhanden. Entsprechend sind die durch den Schaden betroffenen modalen Parameter unbekannt und die parametrische Variante der unterraumbasierten Schadensdetektion nach 4.1 nur eingeschränkt anwendbar.

Als Schadensindikator wird im Verlauf der Untersuchungen am Labormodell das Ergebnis des χ^2 -Hypothesentests aus Gleichung (4.39) auf Seite 84 der Arbeit bezeichnet. Der χ^2 -Wert ist ein statistischer Parameter, dessen absolute Größe im Referenzzustand prinzipiell von verschiedenen system-, signal- und verarbeitungsbezogenen Faktoren wie bspw. Anregungsenergie, Systemordnung, Anzahl Sensoren oder Dimension der Block-Hankelmatrix abhängt. Eine Normierung des χ^2 -basierten Schadensindikators ist prinzipiell möglich, ein Informationsgewinn ist dadurch aber nicht gegeben.



Abbildung 5.11: Flussdiagramm des Schadensdetektionsalgorithmus

Aus Abbildung 5.11 ist deutlich erkennbar, dass der Berechnungsalgorithmus generell in drei Abschnitte unterteilt werden kann, wobei die beiden ersten Abschnitte im Referenzzustand durchgeführt werden und entsprechend Abschnitt 4.5.1 der Referenzphase zugehörig sind. Im dritten Abschnitt werden dann im Verlauf des Überwachungszeitraums entsprechend der Testphase gemäß Abschnitt 4.5.2 die Tests zur Bestimmung des χ^2 -Wertes bzw. des Schadensindikators durchgeführt.

Der Berechnungsalgorithmus zur Bestimmung des χ^2 -Testwerte wurde in MATLAB,

einer kommerziellen Software des Unternehmens The Mathworks Inc. zur Lösung numerischer Aufgabenstellungen mithilfe Matrizen, implementiert. Dabei wurde MATLAB in der Version 8.4.0 sowie die Signal Processing Toolbox in der Version 6.22 verwendet. MATLAB-basierte Routinen wurden auch zur grafischen Darstellung der Ergebnisse verwendet.

5.4.2 Versuchsplanung und -durchführung

Die Laborstruktur und der Versuchsaufbau in der Prüfhalle der BAM wurden detailliert in Kapitel 5.2 beschrieben.

Künstliche Schädigung

Für die Schädigung durch Lösen von Schrauben in den Flanschverbindungen wurde der Flansch in der unteren Diagonalstrebe gewählt. Die Flanschverbindung besteht aus 18 Schrauben. Für die Versuchsreihen wurden jeweils 3, 5 und 7 Schrauben gelockert, um Ermüdungsrisse mit zunehmender Risslänge s und damit einen sukzessiven Verlust an Steifigkeit I zu simulieren. Dabei befand sich der gedachte Anriss, also die Mitte des simulierten Risses, im oberen Scheitel des Rohrquerschnitts (vgl. Abbildung 5.12), da hier rechnerisch die größten Beanspruchungen, bezogen auf den Querschnittsumfang, bestimmt worden ist. Entsprechend des Schadenszustandes werden die Schrauben, wie in Tabelle 5.5 angegeben und in Abbildung 5.12 dargestellt, gelöst.

Unter der Annahme, dass das Lösen einer einzelnen Schraube einem Riss mit einer Länge eines 1/18 des Querschnittumfangs entspricht, wurde der Schaden als Länge eines korrespondierenden Ermüdungsrisses quantifiziert. Tabelle 5.5 zeigt die ungefähre Länge eines Risses sowie die Abminderung der Biegesteifigkeit in Form des Flächenträgheitsmomentes I des verbleibenden Querschnitts.



Abbildung 5.12: Einteilung für das Lösen von 3, 5 und 7 Schrauben

Schaden	Schrauben	$\mathrm{s}\mathrm{[mm]}$	$I[mm^4]$	$I\left[\%\right]$
0 Schrauben			$32,4\cdot 10^4$	100
3 Schrauben	1.1, 1.2, 1.18	29	$32{,}0\cdot10^4$	99
5 Schrauben	1.1, 1.2, 1.3, 1.17, 1.18	48	$29{,}0\cdot10^4$	89
7 Schrauben	1.1, 1.2, 1.3, 1.4, 1.16, 1.17, 1.18	67	$23{,}5\cdot10^4$	72

Tabelle 5.5: Anzahl gelöster Schrauben im Versuch und Quantifizierung des Schadens

Sensorsetup

Im Rahmen der Untersuchungen zur Leistungsfähigkeit des Schadensindikators wurden alle 9 zur Verfügung stehenden Beschleunigungsaufnehmer verwendet. Die Verteilung der Beschleunigungsaufnehmer und ihre räumliche Ausrichtung sind in Abbildung 5.13 dargestellt. Dabei zeigt die Pfeilrichtung die Ausrichtung der Aufnehmer an.



Abbildung 5.13: Sensor-Setup in den Tests zum Schadensindikator

5.4.3 Darstellung und Diskussion der Ergebnisse

Der Verlauf des berechneten Schadensindikators wird prinzipiell in Balkendiagrammen graphisch dargestellt. Liniendiagramme werden wegen der möglichen großen Varianz zwischen einzelnen Zeitpunkten im Verlauf der Schadensanzeige nicht verwendet. Jeder Balken repräsentiert den berechneten χ^2 -Wert für einen Testzeitpunkt, an dem die Datendatei aufgezeichnet wurde. Um die Streuung in den berechneten χ^2 -Werten für einen Schadenszustand bestimmen zu können, wurden innerhalb eines Schadenszustandes hier mindestens 10 Datensätze aufgenommen und verarbeitet, woraus sich die hohe Anzahl Balken im Diagramm ergibt.

Darüber hinaus werden statistische Werte berechnet, die die Verteilungscharakteristik des stochastischen Schadensindikators im überwachten strukturellen Zustand beschreibt. Sie sind hier in der Regel in tabellarischer Form angezeigt. Die folgenden statistischen Kenngrößen wurden für die Beschreibung des Schadenindikators innerhalb eines Schadenszustandes verwendet:

Mittelwert

$$\bar{x}_i = \frac{1}{n_i} \sum_{j=1}^{n_i} \chi^2_{ij}, \tag{5.5}$$

wobei $\bar{x_i}$ den absoluten Mittelwert des χ^2 -Wertes im untersuchten Zustand *i* beschreibt.

Relativer Mittelwert

$$\bar{x}_{ir} = \frac{\bar{x}_i}{\bar{x}_0} \tag{5.6}$$

Der relative Mittelwert bezieht den Mittelwert des aktuelle Zustands i auf den Mittelwert des unbeschädigten Zustands.

Relative Mittelwertabweichung

$$d_{ir} = \frac{\frac{1}{n_i} \sum_{j=1}^{n_i} |x_{ij} - \bar{x}_i|}{\bar{x}_i}$$
(5.7)

Die mittlere Abweichung beschreibt die Variation der einzelnen χ^2 -Werte vom Mittelwert. Aus Gründen des Vergleichs wird die mittlere Abweichung auf den Mittelwerte des jeweiligen Zustands *i* bezogen.

5.4.4 Voruntersuchungen

Vor den eigentlichen Tests wurde experimentell bestimmt, inwiefern die Testergebnisse eine signifikante Trennung von ungeschädigtem und geschädigtem Zustand bezüglich verschiedener Anregungen zulassen. Dabei wurden die in Abschnitt 5.2.3 beschriebenen drei Arten dynamischer Anregungen bei definiertem Schadensumfang untersucht:

- > ambiente Anregung
- > breitbandiges stochastisches Rauschen (elektrodynamischer Schwinger)
- > Impulsanregung (Impulshammer)

In jedem der drei Tests wurden die folgenden in Tabelle 5.6 aufgelisteten Schadenszustände untersucht:

Schadenszustand	Anzahl Tests
0 Schrauben (ungeschädigt)	1-10
7 Schrauben	11-25

Tabelle 5.6: In den Voruntersuchungen verwendete Schadenszustände

Ambiente Anregung

Zunächst wird untersucht, ob die ambiente Anregung unter den Bedingungen der BAM-Prüfhalle einen ausreichend großen Energieinhalt besitzt, um signifikante Veränderungen im Schadensindikator zu detektieren.

Im Ergebnisplot kann eine wesentliche Zunahme des Schadensindikators festgestellt werden (siehe Abbildung 5.14 (a)). Allerdings ist auch zu erkennen, dass die Variation des Indikators im geschädigten Zustand zunimmt, was die Aussagesicherheit zur Schadenserkennung abmindert.

Anregung durch stochastisches Rauschen

Mit einem elektrodynamischen Schwinger, fixiert auf der Oberseite der Laborstruktur wurde ein stochastisches Rauschen zwischen 10 Hz und 1 kHz in die Struktur eingetragen. Aufgrund des größeren Energieinhalts, aber auch aufgrund der Tatsache, dass hiermit ein großer Bereich an Eigenschwingmoden angeregt werden konnte, wurden hier gute Ergebnisse erwartet.

Im Ergebnisplot kann eine wesentliche Zunahme des Schadensindikators im geschädigten Zustand beobachtet werden (siehe Abbildung 5.14 (b)). Die Streuung des Schadensindikators und damit der Aussageunsicherheit ist im Vergleich zur ambienten Anregung gering.

Impulsanregung

Des Weiteren wurden Tests durchgeführt, in denen die Teststruktur mit Hammerimpulsen angeregt wurde. Da das im Rahmen der Arbeit analysierte Schadensdetektionsverfahren ein sogenanntes *Output-Only*-Verfahren ist, wurde der Impulseingang (am Hammer) nicht aufgezeichnet.

Das Ergebnisplot zeigt eine signifikante Zunahme des Schadensindikators (siehe Abbildung 5.14 (c)). Die Streuung des Schadensindikators im geschädigten Zustand und damit die Aussageunsicherheit ist gegenüber der stochastischen Anregung deutlich ausgeprägter.



Abbildung 5.14: Vorversuch mit drei verschiedenen Formen der Systemanregung; 10 Tests im ungeschädigten Zustand, 15 Tests mit 7-Schrauben-Schaden

5.4.5 Untersuchungen zum Einfluss von signal- und verfahrensinhärenten Kenngrößen

Die Sensitivität des Schadensindikators hängt von mehreren Parametern ab, die die Signaleigenschaften sowie das Verfahren der stochastischen unterraumbasierten Schadensdetektion beeinflussen.

Prinzipiell gilt, dass die Erhöhung von Abtastfrequenz und Länge des Signals auch dessen Informationsgehalt erhöht. Weiterhin gilt, dass die Verwendung mathematischer Modelle höherer Ordnung zu längeren Residuenvektoren und damit zu einer höher signifikanten Trennung zwischen den verschiedenen Schadenszuständen führt. Andererseits kann die Verarbeitung großer Datenmengen zu unverhältnismäßig hohem rechnerischen Aufwand führen. Daher ist hier die Aufgabenstellung, den Einfluss einzelner Parameter, einerseits auf die Güte der Schadensdetektion, andererseits auf den numerischen Aufwand zu bestimmen und zu evaluieren. Dazu werden im Rahmen der Arbeit die vom Nutzer beeinflussbaren Parameter der Messsignalaufnahme und der Schadensindikatorberechnung auf ihren Einfluss hin untersucht.

Einfluss der Größe der Block-Hankelmatrix $\mathcal{H}_{p+1,q}$

Die Werte p und q in Gleichung (4.94) bestimmen in der Anwendung des Verfahrens die Größe der Block-Hankel-Matrix, die theoretisch eine unendliche Dimension besitzt. Für

kleine Werte von p und q werden nur die höchsten Eigenmoden im Detektionsprozess berücksichtigt, während bei großen Werten für p und q alle Eigenmoden in der Analyse berücksichtigt werden.

Mit Blick auf die Definition der Ausgangs-Kovarianzen in Gleichung (4.10), aus denen die Block-Hankelmatrix aufgebaut ist, ist dieser Zusammenhang offensichtlich. Je höher $j \equiv p + 1,q$ in (4.9), desto mehr Zeitverschiebungen der Messsignale werden berücksichtigt.

Innerhalb dieser Parameterstudie zum Schadensindikator werden die folgenden Werte für p und q untersucht:

$$p + 1 = q = 4, 6, 8, 10$$

Der berechnete Verlauf der χ^2 -Werte ist in Abbildung 5.15 dargestellt. Die statistischen Werte, die die Erhöhung des Schadensindikators und die Variation innerhalb eines Schadenszustands beschreiben, sind in Tabelle 5.7 dargestellt. Die entsprechend benötigte Rechenzeit ist in Tabelle 5.8 angezeigt.



Abbildung 5.15: Verlauf des Schadensindikators (χ^2 -Wert) im Rahmen vergleichender Untersuchungen zur Größe der Block-Hankelmatrix $\mathcal{H}_{p+1,q}$

Im Ergebnis kann eine geeignete Differenzierung der einzelnen Schadenszustände bei akzeptabler Rechenzeit mit Werten von p = q = 6 erzielt werden. Für die weiteren Untersuchungen werden für die Bildung der Hankelmatrix $\mathcal{H}_{p+1,q}$ die Werte p+1 = q = 6angewendet.

\mathcal{J}								
	$\bar{x}_{i,rel}[-]$				$d_{i,rel}[-]$			
p + 1 = q =	4	6	8	10	4	6	8	10
0 Schrauben (1-10)		1	,00		7,78	9,20	9,74	14,21
3 Schrauben (11-20)	$1,\!50$	1,28	1,40	1,86	8,29	4,97	$6,\!51$	$6,\!64$
5 Schrauben (11-20)	1,91	4,19	3,93	$5,\!64$	8,21	4,00	$3,\!56$	$4,\!00$
7 Schrauben (11-20)	3,77	7,64	6,48	10,27	2,89	3,82	8,11	4,07

Tabelle 5.7: Statistische Kenngrößen zum Schadensindikator (χ^2 -Wert) im Rahmen vergleichender Untersuchungen zur Größe der Block-Hankelmatrix $\mathcal{H}_{p+1,q}$

Tabelle 5.8: Rechenzeit für verschiedene Größen der Block-Hankelmatrix $\mathcal{H}_{p+1,q}$

p+1 = q =	4	6	8	10
t [s]	87	140	249	552

Größe des Nullunterraums

Der Nullunterraum der Block-Hankelmatrix bestimmt die Größe der Referenzmatrix S. Die Größe des Nullunterraums hängt von der Anzahl der Singulärwerte größer Null in der Singulärwertmatrix $\hat{\Delta}$ ab (siehe Gleichung (4.19)). Theoretisch ist die Anzahl der Singulärwerte mit dem Rang der Hankelmatrix festgelegt und alle nicht-singulären Werte innerhalb des Singulärwertmatrix $\hat{\Delta}$ besitzen den Wert Null. In der Realität sind diese Werte aufgrund des immer vorhandenen Rauschanteils im Signal niemals gänzlich Null und es gibt mitunter keine klare Abgrenzung zwischen den signifikanten und den nicht-signifikanten Singulärwerten. Die Anzahl der signifikanten Singulärwerte muss dementsprechend geschätzt werden. Wie in Abschnitt 4.5.4 erläutert, gibt es mehrere Methoden zur Definition eines Grenzwertes. Im Rahmen dieser Arbeit wird der Grenzwert als prozentualer Wert der Gesamtsumme der singulären Werte $\hat{\Delta} = \varepsilon \Sigma \sigma_i$ definiert. Theoretisch wäre damit $\varepsilon = 1,0$, in der Praxis sind aber aufgrund der Rauschanteile im Signal alle Singulärwerte von Null verschieden und es gilt: $\varepsilon < 1$.

Innerhalb dieser Parameterstudie zum Schadensindikator werden die folgenden Werte für ε untersucht:

 $\varepsilon = 0.98, 0.99, 0.995, 0.999$

Der berechnete Verlauf der χ^2 -Werte ist in Abbildung 5.16 dargestellt. Die statistischen Werte, die Erhöhung des Schadensindikators und die Variation innerhalb eines Schadenszustands beschreiben, sind in Tabelle 5.9 dargestellt.

Im Ergebnis kann eine geeignete Differenzierung der einzelnen Schadenszustände bei akzeptabler Rechenzeit mit Werten von $\varepsilon = 0.999$ erzielt werden. Für die weiteren Untersuchungen werden für die Bildung der Referenzmatrix $S(\varepsilon)$ die Werte $\varepsilon = 0.999$ angewendet.



Abbildung 5.16: Verlauf des Schadensindikators (χ^2 -Wert) im Rahmen vergleichender Untersuchungen zur Größe der Referenzmatrix $S(\varepsilon)$

Tabelle 5.9: Statistische Kenngrößen zum Schadensindikator (χ^2 -Wert) im Rahmen vergleichender Untersuchungen zur Größe der Referenzmatrix $S(\varepsilon)$

	$\bar{x}_{i.rel}[-]$				$d_{i,rel}[-]$			
$\varepsilon = 0.98$	0.99	0.995	0.999	0.98	0.99	0.995	0.999	
0 Schrauben (1-10)]	1,00		3,13	9,20	9,13	9,33	
3 Schrauben (11-20) 1,11	1,28	1,20	$1,\!65$	2,38	4,97	4,13	9,73	
5 Schrauben (11-20) $ 0,89$	4,19	4,83	12,77	4,04	4,00	3,09	2,33	
7 Schrauben (11-20) 1,36	7,80	12,89	8,02	2,90	2,41	2,70	1,73	

Abtastfrequenz

Ein wichtiger datenbasierter Parameter ist die Abtastrate oder Abtastfrequenz f_a . Er bestimmt, zusammen mit der Datensatzlänge N, wie vollständig das Eigenschwingverhalten der Struktur in den Messdaten berücksichtigt ist.

Innerhalb dieser Parameterstudie zum Schadensindikator werden die folgenden Werte

für f_a in [Hz] untersucht:

 $f_a = 312.5, 625, 1250, 2500$

Der berechnete Verlauf der χ^2 -Werte ist in Abbildung 5.17 dargestellt. Die statistischen Werte, die die Erhöhung des Schadensindikators und die Variation innerhalb eines Schadenszustands beschreiben, sind in Tabelle 5.10 dargestellt. Die Rechenzeit für die vier Berechnungen sind in Tabelle 5.11 angezeigt.



Abbildung 5.17: Verlauf des Schadensindikators (χ^2 -Wert) im Rahmen vergleichender Untersuchungen zur Abtastfrequenz f_a

Tabelle 5.10: Statistische Kenngrößen zum Schadensindikator (χ^2 -Wert) im Rahmenvergleichender Untersuchungen zur Abtastfrequenz f_a

	$\bar{x}_{i,rel}[-]$			$d_{i,rel}[-]$			
$f_a \left[\text{Hz} \right] = \qquad 312,5$	625 1	250 2500	312,5	625	1250	2500	
0 Schrauben (1-10)	1,00		12,81	$18,\!56$	$15,\!30$	9,33	
3 Schrauben (11-20) 1,23	1,12 1	,10 1,65	20,41	13,31	13,21	9,73	
5 Schrauben (21-30) $ 0,89$	4,19 4	,83 12,77	4,04	4,00	3,09	2,33	
7 Schrauben (31-40) 1,36	7,80 12	2,89 80,02	2,90	2,41	2,70	1,73	

$f_a =$	312,5	625	1250	2500
t [s]	59	77	105	163

Tabelle 5.11: Rechenzeit f
ür verschiedene Abtastfrequenzen f_a .

Im Ergebnis kann eine geeignete Differenzierung der einzelnen Schadenszustände bei akzeptabler Rechenzeit mit Werten von $f_s = 2500 \text{ Hz}$ erzielt werden. Für die weiteren Untersuchungen werden die Werte $f_a = 2500 \text{ Hz}$ angewendet.

Datensatzlänge

Ein weiterer wichtiger datenbasierter Parameter ist die Datensatzlänge N. Sie bestimmt, zusammen mit der Abtastfrequenz f_a , wie vollständig das Eigenschwingverhalten der Struktur in den Messdaten berücksichtigt ist.

Innerhalb dieser Parameterstudie zum Schadensindikator werden die folgenden Werte für N in [-] untersucht:

 $N = 8\,192, 16\,384, 32\,768, 65\,536$

Der berechnete Verlauf der χ^2 -Werte ist in Abbildung 5.18 dargestellt. Die statistischen Werte, die die Erhöhung des Schadensindikators und die Variation innerhalb eines Schadenszustands beschreiben, sind in Tabelle 5.12 dargestellt. Die Rechenzeit für die vier Berechnungen sind in Tabelle 5.13 angezeigt.

Tabelle 5.12: Statistische Kenngrößen zum Schadensindikator (χ^2 -Wert) im Rahmenvergleichender Untersuchungen zur Datensatzlänge N

		$\bar{x}_{i,rel}[-]$				$d_{i,rel}[-]$			
N =	8 1 9 2	16384	32798	65536	8 1 9 2	16384	32798	65536	
0 Schrauben (1-10)		1,	00		31,96	$21,\!65$	9,33	$21,\!85$	
3 Schrauben (11-20) $ $	1,50	2,23	$1,\!65$	$2,\!35$	11,64	$11,\!08$	9,73	$5,\!83$	
5 Schrauben (21-30) \mid	7,12	$15,\!52$	12,77	$11,\!67$	9,50	4,98	2,33	2,69	
7 Schrauben (31-40) \mid	43,73	105,93	80,02	53,37	3,88	2,28	1,73	1,63	

Tabelle 5.13: Rechenzeit für verschiedene Datensatzlängen N

N	8 192	16384	32768	65536
t [s]	59	77	105	163

Im Ergebnis kann eine geeignete Differenzierung der einzelnen Schadenszustände bei akzeptabler Rechenzeit mit Werten von $N = 65\,536$ Datenpunkten erzielt werden. Für die weiteren Untersuchungen werden die Werte $N = 65\,536$ Datenpunkte angewendet.



Abbildung 5.18: Verlauf des Schadensindikators (χ^2 -Wert) im Rahmen vergleichender Untersuchungen zur Datensatzlänge N

Residuenkovarianzmatrix

Die Residuenkovarianzmatrix $\hat{\Sigma}_{\zeta}$ enthält die Informationen über die Signifikanz der Änderungen zwischen den einzelnen Residuumsvektoren ζ_i . Damit werden Variationen im Ausgang berücksichtigt, die nicht in Veränderungen des strukturellen Systems begründet sind sondern durch Änderungen in den betrieblichen und/oder witterungsbedingten Einflüssen verursacht werden. Je mehr Datensätze aus dem ursprünglichen, ungeschädigten Zustand in der Berechnung von $\hat{\Sigma}_{\zeta}$ Sigma verwendet werden können, desto genauer können störende Umgebungseinflüsse berücksichtigt werden. Andererseits kann der entsprechende Rechenaufwand schnell kritische Größen erreichen.

Innerhalb dieser Parameterstudie zum Schadensindikator werden die folgenden Werte für die Anzahl der Datensätze zur Berechnung der Residuenkovarianzmatrix n_b (vgl. Abschnitt 4.5.5) untersucht:

 $n_b = 10, 20, 30, 40$

Der berechnete Verlauf der χ^2 -Werte ist in Abbildung 5.19 dargestellt. Die statistischen Werte, die die Erhöhung des Schadensindikators und die Variation innerhalb eines Schadenszustands beschreiben, sind in Tabelle 5.14 dargestellt. Die Rechenzeit für die vier Berechnungen sind in Tabelle 5.15 angezeigt.



Abbildung 5.19: Verlauf des Schadensindikators (χ^2 -Wert) im Rahmen vergleichender Untersuchungen zur Residuenkovarianzmatrix $\widehat{\Sigma}_{\zeta}$

Tabelle 5.14: Statistische Kenngrößen zum Schadensindikator (χ^2 -Wert) im Rahmen vergleichender Untersuchungen zur Residuenkovarianzmatrix $\widehat{\Sigma}_{\zeta}$

	$\overline{\bar{x}_{i,rel}}[-]$			$d_{i,rel}[-]$				
$n_b =$	10	20	30	40	10	20	30	40
0 Schrauben (1-10)			1,00		9,31	$21,\!37$	$15,\!65$	11,41
3 Schrauben (11-20) $ $	1,41	2,50	2,68	4,53	5,83	5,82	4,71	12,37
5 Schrauben (21-30) \mid 3	3,28	$10,\!15$	$50,\!60$	$138,\!06$	6,29	4,10	$1,\!97$	1,85
7 Schrauben (31-40) 1	0,75	41,50	317,04	1129,68	4,29	$1,\!51$	1,20	1,11

Im Ergebnis kann eine geeignete Differenzierung der einzelnen Schadenszustände bei akzeptabler Rechenzeit mit Werten von $n_b = 40$ Datenpunkten erzielt werden. Für die weiteren Untersuchungen werden die Werte $n_b = 40$ Datenpunkte angewendet. Es sei hier bemerkt, dass die Berechnungszeit linear mit der Anzahl der Datensätze, die zur Bestimmung der Residuenkovarianzmatrix verwendet werden, ansteigt.

	Juucin	1010111	un zniu	
n_b	10	20	30	40
t [s]	210	273	342	410

Tabelle 5.15: Rechenzeit für verschiedene Anzahl von Datensätzen n_b zur Bestimmung der Residuenkovarianzmatrix $\hat{\Sigma}_{\zeta}$

5.4.6 Schlussfolgerungen

Aufgabe der Parameterstudie war die Bestimmung einer optimalen Konfiguration der Kenngrößen, die die Qualität des Schadensindikators bezüglich Sensitivität und Rechenaufwand beeinflussen. Der resultierende Satz optimaler Parameter ist folgend in Tabelle 5.16 aufgelistet.

Tabelle 5.16: Optimaler Parametersatz für die Schadensdetektion an der Laborstruktur

Bezeichnung	Maß
Größe der Block-Hankelmatrix $\mathcal{H}_{p+1,q}$	p+1, q=6
Größe des Nullunterraums	$\varepsilon = 0,999$
Abtastfrequenz	$f_a = 2500 \mathrm{Hz}$
Datensatzlänge	N = 65536
Residuenkovarianz matrix $\widehat{\varSigma}_{\zeta}$	$n_b = 40$

Die beschriebene Kombination in Zusammenhang mit den gewählten Sensorpositionen führt zu außerordentlich guten Ergebnissen der Detektion künstlich eingebrachter Schäden an der Laborstruktur. So ist der gemittelte χ^2 -Wert für einen 3-Schrauben-Schaden bereits 4,53 - mal höher als der für den unbeschädigten Zustand. Allerdings ist es nicht möglich, für die Kombination der Einflussgröße einen funktionalen Zusammenhang zu bestimmen, um Übertragungen auf verschiedenartige Strukturen mit ggf. unterschiedlichen Arten der dynamischen Anregungen zu ermöglichen. Generelles Ziel dieser Forschungstätigkeiten ist es aber, relevante Kenngrößen des Schadensdetektionsverfahrens vor der eigentlichen Überwachungsaufgabe so festlegen zu können, dass die Detektion eines zukünftig eintretenden Schadensereignisses mit einer definitiven Wahrscheinlichkeit erfolgreich durchführbar ist. Im Rahmen von Lebenszyklusanalysen und ggf. von darauf basierenden Instandhaltungs- und Instandsetzungsplanungen zur Optimierung des Anlagenbetriebes sind ebendiese Aussagen Grundlage der Bewertung des Zustands bzgl. Tragsicherheit, Ermüdungssicherheit und Gebrauchstauglichkeit.

5.4.7 Dehnungsmessungen zur Schadensdetektion

Aus Kostengründen, vor allem aber aus Gründen der Robustheit und Langlebigkeit der Messaufnehmer in Offshore-Umgebungen, gibt es ein großes Interesse an einer zu Beschleunigungs- und Schwinggeschwindigkeitsmessungen alternativen Nutzung von Dehnungsmessungen zur schwingungsbasierten Schadensdetektion. Insbesondere Dehnungsmessstreifen (DMS) sind aufgrund der einfachen Applikation, der relativ geringen Fehleranfälligkeit und vor allem aufgrund des großen Erfahrungspotentials im Umgang mit dieser Sensortechnik von großer Bedeutung für die Entwicklung serienmäßig einzusetzender Monitoringsysteme.

Dehnungsmessstreifen werden auf der Oberfläche des zu untersuchenden Bauteils mittels Klebung appliziert und messen lokal den Verlauf der Dehnung eindimensional entsprechend ihrer Ausrichtung.

Da Schwingungen einer Struktur im Allgemeinen zu biege- und normalkraftbedingten Verformungen (überlagerte modale Auslenkungen) führen, stellte sich die Frage, inwieweit die messtechnische Aufnahme der so verursachten Dehnungsverläufe für die Anwendung des Schadensdetektionsalgorithmus genutzt werden können.

An der Laborstruktur wurden insgesamt acht DMS mit einer Messlänge von 6 mm appliziert. Die Lage der DMS ist in Abbildung 5.20 dargestellt. Das Signal wurde mit einer Frequenz von 2000 Hz abgetastet und über das Messsystem Cronos der Fa. dem IMC GmbH aufgezeichnet.



Abbildung 5.20: Lage der applizierten DMS

Anregung mit stochastischen Rauschen:

Vergleichbar mit der in Abschnitt 5.2.3 beschrieben Anregung wurde die Struktur durch ein breitbandiges, stochastisches Rauschsignal zwischen 10 Hz und 1 kHz, das durch einen elektrodynamischen Shaker erzeugt wurde, dynamisch angeregt.

Die im Rahmen des Tests durchgeführten Messungen und die zugehörigen Schadenszustände sind in Tabelle 5.17 zusammengestellt.

 Tabelle 5.17: In den DMS-Tests untersuchte Schadenszustände

Schadenszustand	Zeitpunkte	Messparameter
0 Schrauben 5 Schrauben 9 Schrauben 0 Schrauben	$ \begin{array}{r} 1-10\\ 11-20\\ 21-30\\ 31-40\end{array} $	$f_s = 2000\text{Hz}$ $t_s = 30\text{s},$ $n_s = 60000$
Prinzipiell wurden alle Zeitreihen vor dem Start des Algorithmus zur Schadendetektion normiert und zentriert. Mit der Zentrierung wurden die Mittelwerte der Zeitreihen auf Null gesetzt. Dies war erforderlich, um lokale statische Effekte, die sich aus einer Änderung des statischen Dehnungszustandes der Struktur nach Eintrag des Schadens beim Lösen der Schrauben ergeben, auszuschließen. Um Veränderungen nur im (globalen) dynamischen Antwortverhalten der Struktur zu betrachten, müssen die lokalen Einflüsse statischer Veränderungen im Dehnungsverlauf zwingend unberücksichtigt bleiben.

Abbildung 5.21 zeigt das Ergebnis der Schadensdetektion im Test mit DMS-Sensoren und einer Anregung der Struktur mit stochastischen Rauschen. Das Diagramm der Abbildung 5.21 (a) zeigt den Schadensindikator vor Zentrierung des Signals. Die sehr ausgeprägte Differenzierung der einzelnen Schadenszustände ist auf die oben beschriebenen lokalen statischen Effekte zurückzuführen. Nach Zentrierung der Signale ist eine Differenzierung zwischen verschiedenen Schadenszuständen jedoch unmöglich (siehe Abbildung 5.21 (b)).





Abbildung 5.21: Verlauf des Schadensindikators (χ^2 -Wert) im Rahmen vergleichender Untersuchungen mit DMS bei stochastischer Anregung

Anregung mit Impulshammer:

In Folge der Untersuchungen mit stochastischer breitbandiger Anregung wurden aufgrund der nicht zufriedenstellenden Ergebnisse zusätzliche Untersuchungen geplant, bei denen als alternative dynamische Anregung Impulshammerschläge entsprechend Abschnitt 5.2.3 eingetragen wurden. Nach Probemessungen mit Hammerspitzen unterschiedlicher Härte ist ein Schadensdetektions-Durchlauf ausgeführt worden, bei dem für die in in Tabelle 5.18 aufgeführten Schadenszustände Dehnungszeitreihen aufgezeichnet und ausgewertet wurden.

Das Ergebnis der Schadendetektion mit Dehnungsmessstreifen und Impulshammeranregung ist in Abbildung 5.22 dargestellt. Es kann aufgezeigt werden, dass unter Verwendung des spezifischen Parametersatzes mittlerer und großer Schaden eine signifikante Änderung des Schadensindikators zur Folge haben. Es wird angenommen, dass die deutlich höhere, mit dem Hammer eingetragene, Schwingungsenergie als ursächlich für das gegenüber dem Test mit stochastischem Rauschen wesentlich verbesserte Detektionsergebnis verstanden werden kann.

Schadenszustand	Zeitpunkte
Sentacenszastana	Zorepuintee
0 Schrauben	1-5
3 Schrauben	6-10
5 Schrauben	11 - 15
7 Schrauben	16-20
9 Schrauben	21 - 25
0 Schrauben	25-30

 Tabelle 5.18: Im DMS-Test mit Hammeranregung untersuchte Schadenszustände



Abbildung 5.22: Schadensindikator für Untersuchungen mit DMS bei Impulshammeranregung

Schlussfolgerungen:

Als Ergebnis kann festgestellt werden, dass nur bei ausreichend hoher induzierter Schwingungsenergie Schäden mittels Dehnungsmessungen detektiert werden können. Für den Fall von verhältnismäßig kleinen Beträgen an Energieeintrag, wie dies für den Bereich von Bauwerksanwendung typisch ist, sind daher DMS-Sensoren nicht oder nur sehr begrenzt für eine Überwachung mit globalen, schwingungsbasierten Verfahren verwendbar. Ein Grund dafür ist einerseits, dass DMS zwar lokal Formänderungen aus Biege-, Längskraft- und Torsionsbeanspruchungen aufzeichnen, globale Verformungen aus Schwingungen, die gleichzeitig nicht zu Beanspruchungen führen, aber unberücksichtigt lassen. Als Beispiel sollen hier Biegeschwingungen an einer Turmspitze angeführt werden, die zwar hohe Schwingwege, -geschwindigkeiten und Beschleunigungen hervorrufen, allerdings keine Dehnungs-Beanspruchung zur Folge haben. Außerdem ist zu berücksichtigen, dass die Dehnungen in Längsrichtung des Bauteils gemessen werden, in der die Schwingungsamplituden zumindest für Biegeschwingungen verhältnismäßig klein sind. Diese Aussage gilt allerdings nicht für laterale Schwingformen und ggf. auch nicht für Torsionsschwingformen.

5.4.8 Schadensdetektion unter zyklischer Belastung

Neben der Anwendung idealer dynamischer Belastung, wie stochastischer Shakeranregung oder Impulshammeranregung, die beide ein breites Band von Eigenmoden der Teststruktur anregen, soll die Nutzbarkeit und die Sensitivität des entwickelten Schadensdetektionsverfahrens bei einer realistischeren Belastungsform getestet werden. Neben den dynamischen Anregungsanteil soll die Laborstruktur auch mit einer für Windenergieanlagen charakteristischen zyklischen Belastung beaufschlagt werden.

Zu diesem Zweck wird eine servohydraulische Belastungseinheit am Prüfstand montiert (siehe auch Kapitel 5.2.4). Die zyklische Belastung der Modellstruktur sollte dabei eine ähnliche Zeitverlaufscharakteristik wie die einer OWEA-Gründungsstruktur besitzen.

Ein wichtiger Grund für die Beanspruchung einer möglicherweise geschädigten Struktur mit der dem Betriebszustand vergleichbaren Belastungscharakteristik ist, dass potenzielle mechanische Schäden in einem frühen Stadium, wie beispielsweise Ermüdungsrisse, aktiviert sein müssen, um mit schwingungsbasierten Verfahren detektiert werden zu können.

Um die Schwingung einer Offshore-Windenergie
anlage in der ersten Eigenfrequenz zu simulieren und damit den künstlich induzierten Schäden zu aktivieren, wurde eine sinusförmige Belastung mit einer Frequenz von ca
. $f=0,3\,\mathrm{Hz}$ horizontal in x-Richtung am Querbalken der Laborstruktur eingetragen. Damit wurde die Modellstruktur in einer mit einer Offshore-Tragstruktur unter Betriebslasten vergleichbaren Weise beansprucht.

Um eine möglichst realistische Belastung zu simulieren, basiert das Belastungsschema auf einer aufgezeichneten Antwort einer realen Struktur. Dafür wurden Dehnung-Zeitverläufe untersucht und verwendet, die an einer Forschungs-Windenergieanlage aufgenommen wurden [Rüc10]. Diese WEA besitzt zwar die (Tripod-) Gründungsstruktur einer Offshore-Windenergieanlage; ist allerdings als Pilot-Projekt für Forschungszwecke an Land errichtet [Rüc10]. Aus diesem Grund besitzt der verwendete Dehnungs-Zeit-Verlauf keinen Lastanteil aus der Wellenbelastung.

Mehrere verfügbare Zeitverläufe wurden untersucht und eine, mit einem Wind von v = 6 m/s aufgezeichnete, charakteristische Zeitverlaufskurve für weitere Modifikation ausgewählt (siehe Abbildung 5.23). Der Frequenzinhalt des Signals blieb unverändert, allerdings wurde die Amplitude der Kurve für eine Beanspruchung von ungefähr 70% der Beanspruchbarkeit der Laborstruktur im geschädigten Zustand skaliert.

Es aber darauf hingewiesen, dass die Verwendung eines Antwortverlaufs einer realen WEA-Tragstruktur zur Steuerung der Belastung der Teststruktur nur von beschränkter Richtigkeit ist. Insbesondere die Tatsache, dass das verwendete Signal das charakteristische Eigenschwingverhalten der WEA beinhaltet, ist für die Verwendung als Anregungszeitschrieb nicht richtig. Auf der anderen Seite ist der gemessene Beanspruchungs-Zeitverlauf in der Lage, den Spannungsverlauf an einer realen Gründungsstruktur, die mit der Laborstruktur modelliert wird, in realistischer Weise abzubilden.

Für den Schadensdetektionstest wurde die Teststruktur kontinuierlich mit den beschriebenen Zyklen über einen Servohydraulikzylinder belastet. Für die Aufzeichnung und Verarbeitung der Daten wurde die gleiche Parameterkonfiguration gewählt wie in Kapitel 6.6 erstellt und beschrieben.



Abbildung 5.23: Ausschnitt einer Beanspruchung an einem Hotspot einer onshore installierten OWEA bei einer Windgeschwindigkeit von 6 m/s

Die Schädigungssequenzen und die entsprechende Testzuordnung sind in Tabelle 5.19 aufgeführt. Die Ergebnisse der Versuche zur Schadendetektion sind in Abbildung 5.24

Tabelle 5.19: Im Test mit zyklischer Belastung untersuchte Schadenszuste	$ind\epsilon$
--	---------------

Schadenszustand	Zeitpunkte
0 Schrauben	1-10
3 Schrauben	11-20
5 Schrauben	21 - 30
7 Schrauben	31-40

dargestellt. Es kann gezeigt werden, dass trotz der realistischeren Anregung der Struktur eine Unterscheidung zwischen den einzelnen Schadenszuständen leicht möglich ist. Allerdings erhöhte sich auch die Variation des Schadensindikators innerhalb eines Schadenszustandes. Jedoch ist eine klare und signifikante Differenzierung des 3-Schrauben-Schadens vom ungeschädigten Zustand möglich. Eine Quantifizierung der statistischen Eigenschaften für diesen Fall erfolgt hier aber nicht, da keine verschiedenen Parametersätze für mögliche Optimierungen untersucht wurden und es so keine Vergleichsmöglichkeiten gibt.



Abbildung 5.24: Schadensindikator für Untersuchungen mit zyklischer, betriebsähnlicher Belastung

5.5 Ermüdungsversuch an der Laborstruktur

5.5.1 Einleitung

Im Rahmen der Versuchsreihen zum Test des Schadensindikators wurden bis jetzt ausschließlich Ersatzschäden durch das Lösen von Schrauben an den Flanschverbindungen der Konstruktion eingeprägt. Von wesentlichem Interesse ist aber auch, die Leistungsfähigkeit der Methode der unterraumbasierten Schadensdetektion bei einer realen und typischen Schädigung zu ermitteln.

Ziel war deshalb, die Entwicklung eines experimentellen Versuches, bei dem an einem Bauteil der Laborstruktur eine Schädigung in Form eines realen Ermüdungsrisses eingebracht wird und zeitgleich das Auftreten dieser Schädigung sowie dessen Verlauf mit der vorgestellten Schadensdetektionsmethode nachgewiesen wird. Mit diesem Versuch sollte festgestellt werden, inwiefern der entwickelte Schadensindikator in der Lage ist, einen ermüdungsrissbedingten Steifigkeitsverlust in einem Querschnitt der Laborstruktur frühzeitig und eindeutig zu detektieren. Gleichzeitig sollte der Zusammenhang zwischen dem Verlauf des Schadensindikators und dem Schadensmaß bestimmt werden.

5.5.2 Versuchsplanung und -vorbereitung

Zur Generierung des Ermüdungsrisses wurde geplant, den entsprechenden Knotenbereich mit einer definierten Wechselbelastung so zu beanspruchen, dass sich nach entsprechender Lastwechselzahl ein Anriss bildet, aus dem dann bei weiterer Wechselbeanspruchung der Ermüdungsriss erwächst. In geplanten Belastungspausen sollten dann dynamische Untersuchungen zur Bestimmung des jeweils aktuellen Schadensindikators durchgeführt werden.

Ort der geplanten Schädigung

Da rechnerisch die größten Beanspruchungen innerhalb des Gittertragwerks einer realen Jacket-Gründungskonstruktion an den Schweißnähten der Doppel-K-Knoten erfolgen (siehe Abschnitt 2.3.3), wurde ein K-Knotenbereich des Labormodells als Ort für die einzuprägende Ermüdungsschädigung gewählt.

Vorzugsweise sollte der Ermüdungsschaden am Knoten "A" der Ersatzstruktur entstehen, da einerseits der Bereich dieses Knotens bereits im Fokus der vorhergehenden Untersuchungen zum Schadensindikator stand und andererseits durch die Schraubverbindungen an den Flanschen der Ein- und Ausbau eines Ersatzknotens die Versuchsdurchführung erheblich erleichtert (siehe Abbildung 5.25).



Abbildung 5.25: Labormodell und K-Knoten; der Pfeil zeigt die Örtlichkeit des geplanten Ermüdungsrisses an

Voruntersuchungen zur Ermüdungsschädigung:

Eine Schwierigkeit der Versuchsanordnung bestand darin, dass der gewählte Bereich nicht alleinig der am höchsten beanspruchte Bereich der Struktur war. Voruntersuchungen durch eine FE-Analyse ergaben, dass bei der geplanten Einleitung der horizontalen Last aufgrund der symmetrischen Geometrie der Struktur mehrere Anschlussbereiche in ungefähr gleicher Höhe beansprucht werden würden. Dies betraf die beiden Anschlüsse der unteren Streben in den K-Knoten, den Kreuzungspunkt der unteren Streben sowie die unteren Anschlussbereiche der unteren Streben in die Eckstiele (siehe Abbildung 5.26).



Abbildung 5.26: Bereiche mit annähernd gleich großen maximalen Ermüdungsbeanspruchungen bei horizontaler Belastung am Kopfbalken

Austauschknoten

Um die Schädigung gezielt im gewählten Bereich des K-Knotens "A" einzuprägen, wurde geplant, einen zweiten (Austausch-) K-Knoten mit einer qualitativ minderwertig ausgeführten Schweißnaht anzufertigen. Dabei wurde durch das Einlegen von Draht als Trennmittel die Kehlnahtwurzel nicht bzw. qualitativ unzureichend ausgebildet. Damit sollte im Bereich der Schweißnaht eine erhöhte Kerbwirkung und so eine erhöhte Ermüdungsbeanspruchung induziert werden. Der Austauschknoten wurde anstelle des ursprünglich verwendeten Knotens eingebaut (vgl. Abbildungen 5.27 und 5.28).

Belastung

Die zyklische Belastung erfolgte über die in Abschnitt 5.2.4 beschriebene servohydraulische Lasteinheit am oberen Querträger des Labormodells. Die horizontal eingetragene planmäßige Wechsellast betrug $F_{cycl} = \pm 50$ kN. Dies entsprach der maximal möglichen Last der servohydraulischen Belastungseinheit im Wechsellastbetrieb. Die damit verursache Beanspruchung entsprach zwar nicht der einer realen OWEA-Struktur im Betrieb, wurde aber gewählt, um die für die Initiierung eines Ermüdungsrisses erforderliche Lastwechselzahl und damit den Aufwand für die Versuchsdurchführung möglichst niedrig zu halten.

Überwachung der Beanspruchung

In Bereichen hoher rechnerischer Beanspruchungen (Hotspots) wurden die Dehnungs-Zeitverläufe während der zyklischen Belastungen mittels Dehnungsmessstreifen überwacht. Dies diente in erster Linie dazu, über Unstetigkeiten im Zeitverlauf den Zeitpunkt des erwarteten Ermüdungsanrisses zu bestimmen, um diesen für eine spätere Bewertung der anzuwendenden SSDD zu kennen. Gleichzeitig sollten die anderen Anschlussbereiche während der Belastung auf Schadensfreiheit hin kontrolliert werden. Insgesamt wurden 6 DMS in den Bereichen mit hohen nominellen Beanspruchungen appliziert (vgl. Abbildung 5.27). Eine höhere Anzahl Sensoren, was retrospektiv betrachtet als angebracht erscheint, konnte aus versuchspraktischen Gründen nicht ermöglicht werden.



Abbildung 5.27: Überwachung der Beanspruchung

Messung der Beschleunigungs-Zeitverläufe

Für die Ausführung der SSDD Algorithmen zur Bestimmung der Schadenszustände wurden planmäßig im Referenzzustand vor Beginn der eigentlichen Ermüdungsbelastung sowie in festgelegten Belastungspausen Beschleunigungs-Zeitverläufe aufgenommen. Dazu standen acht Beschleunigungsaufnehmer zur Verfügung. Da im geplanten Ermüdungsversuch der Ort der Schädigung nicht definitiv fest stand, wurden drei Sensoren in den drei Raumrichtungen am Strebenkreuz angeordnet und die restlichen fünf an den Beinen der Modellstruktur verteilt (vgl. Abbildung 5.28). Dabei wurden sie nicht eindeutig in x- bzw. z-Richtung ausgerichtet, sondern in einem Winkel von 45° versetzt angeordnet, um so das Schwingverhalten in beiden Richtungen aufnehmen zu können.



Abbildung 5.28: Anordnung der Beschleunigungsaufnehmer im Ermüdungsversuch

Dynamische Anregung

Für die experimentellen Ermüdungsversuche zur SSDD wurde zwei verschiedenen dynamischen Anregungen geplant. Erstens sollte die Struktur dynamisch ambient gemäß Abschnitt 5.2.3 angeregt werden, um die Sensitivität der SSDD bei einer geringen Anregungsenergie zu bestimmen. Dadurch haben Veränderungen in den Umgebungsbedingungen einen merklichen Einfluss auf die dynamische Antwort des Systems. Insbesondere Tätigkeiten in der Prüfhalle wie bspw. Dauerversuche an Nachbarprüfständen sowie Transportarbeiten mit den Hallenkränen oder mit Fahrzeugen im Bereich des Prüfstandes beeinflussen die ambiente Anregung und damit die dynamische Antwort der Modellstruktur. Aus diesem Grund wurde zweitens eine künstliche Anregung mit einem elektrodynamischen Shaker entsprechend Abschnitt 5.2.3 geplant.

5.5.3 Versuchsdurchführung

Der Ermüdungsversuch wurde in der Versuchshalle der BAM durchgeführt. Wie beschrieben, wurden abwechselnd zyklische Belastungsserien und Messserien zur Schadensdetektion durchgeführt, um einen sich einstellenden Ermüdungsriss frühzeitig in den χ^2 -Testwerten feststellen und anschließend bei weiterer zyklischer Beanspruchung die Risslängenentwicklung aufzeichnen zu können. Eine Übersicht über die durchgeführten

Belastungsserien und Messungen zum Schadensindikator ist in Tabelle A.2 (Anhang A.2) aufgelistet.

Zyklische Belastungsserien

Nach dem Einbau des Ersatz-K-Knotens und der Montage der Belastungseinrichtung wurden noch vor Beginn der eigentlichen Versuche zur Schadensdetektion statische und zyklische Belastungen aufgebracht, um Zustandsdifferenzen im System, die sich aus der ersten Belastung nach den Einbaumaßnahmen ergeben können, auszuschließen. Dazu wurden statische Belastungen mit sukzessivem Anstieg der Kraft bis $F_{stat} = \pm 30$ kN durchgeführt.

Zur Eintragung des Ermüdungsschadens wurden planmäßig eine Vielzahl zyklischer Belastungsserien mit einer konstanten Wechsellast von $F_{cycl} = \pm 50$ kN durchgeführt. Insgesamt wurden bis zur visuellen Detektion des Schadens ca. 140000 Lastwechsel mit $F_{cycl} = \pm 50$ kN eingetragen.

Zur Überwachung der Schadensfreiheit während der zyklischen Beanspruchung wurden, wie beschrieben, Dehnungs-Zeitverläufe für verschiedene "Hotspots" der Struktur online aufgezeichnet. Zum Schutz der Laborstruktur und der gesamten Versuchseinrichtung wurden Grenzwerte für maximale und minimale Dehnungen sowie für Dehnungsschwingbreiten festgelegt, bei deren Unter- bzw. Überschreitung ein Schaden in der Teststruktur oder im Versuchsaufbau angenommen und die Lasteinrichtung automatisch angehalten worden wäre.

Messungen zur Schadensdetektion

In den Belastungspausen wurden jeweils Messungen zur Schadensdetektion durchgeführt. Dabei wurden, wie oben beschrieben, sowohl unter ambienter als auch unter Shaker-Anregung Beschleunigungs-Zeitreihen an acht ortsfesten Sensoren aufgezeichnet. Die zeitliche Abfolge der Messungen und die Bezeichnung der einzelnen Datensätze geht aus Tabelle A.2 (Anhang A.2) hervor.

Messserien: Aufgenommen wurden die Beschleunigungen mit einer Abtastrate von f = 2500 Hz. Zur Aufwandsreduzierung wurden die Messwerte einer Messserie in Datensätzen mit 640 Blöcken a 4096 Datenpunkten aufgezeichnet. Die sich für jede Messserie ergebende Signallänge von 65536 Messpunkten wurde im Rahmen zahlreicher Voruntersuchungen für die vorgegebene Abtastrate als Optimum zwischen Rechenaufwand und Ergebnisgenauigkeit bzgl. der Schadensbestimmung ermittelt (vergl. hierzu auch 5.4.5). Im Verlauf des Ermüdungsversuchs wurden 28 Messserien mit Shakeranregung und 28 Messserien mit ambienter Anregung aufgezeichnet.

Messreihen: Im Rahmen der Nachbereitung wurden diese großen Datensätze dann in je 40 gleichgroße Dateien mit je 16 Blöcken a 4096 Datenpunkten fragmentiert. Jeder dieser sich dann ergebenden Dateien stellt in der Schadensdetektionsanalyse die Messreihe zu einem Zeitpunkt dar, zu dem der χ^2 -Testwert und damit der Schadensindikator bestimmt wird. Insgesamt entstanden so im Laufe des Ermüdungsversuchs 1120 Messreihen für die Shakeranregung und 1120 Messreihen für die ambiente Anregung. Die aktuell vorhandene Umgebungstemperatur sowie außergewöhnliche Ereignisse in der Prüfhalle, die eine Störanregung der Struktur zur Folge haben könnten, wurden protokolliert. So konnten erforderlichenfalls Ausreißer im Schadensindikator auf entsprechende Störungen zurückgeführt werden.

Referenzphase der Schadensdetektion

Für den "Referenz"-Zeitabschnitt, in dem sich die Struktur mit Sicherheit im ungeschädigten Zustand befindet, wurden die Referenzmatrix als Basis des schadenssensitiven Residuums als auch die Residuenkovarianzmatrix bestimmt, die die Korrelationen von Veränderungen im Residuumsvektor bzgl. der natürlichen Schwankungen in den Anregungen und den Umgebungsbedingungen beschreibt und entsprechend Kapitel 4 in den χ^2 -Tests verwendet wird.

Als Referenz-Zeitabschnitt wurde der Zeitraum bis vor die erste zyklische Belastungsserie von $N = 1\,000$ Lastwechseln mit ± 50 kN festgelegt (vgl. Tabelle A.2 in Anhang A.2). Für die ambiente und die Shakeranregung standen für diesen Zeitraum acht Messserien mit insgesamt 320 Messreihen zur Verfügung.

Die Referenzmatrix \widehat{S}_0 wurde entsprechend Abschnitt 4.5.1 aus einer von sechs Messreihen im Referenzzustand (vgl. Abschnitt 4.5.3, Gleichung (4.40)) gemittelten Block-Hankelmatrix $\widehat{\mathcal{H}}_{p+1,q}^{(0)}$ bestimmt.

Für die Berechnung der Residuenkovarianzmatrix $\hat{\Sigma}_{\zeta}$ wurden entsprechend Abschnitt 4.5.1 je 40 Datensätze jeder Messserie im Referenzzustand, demzufolge insgesamt 320 Datensätze genutzt.

Detektionsphase der Schadensdetektion

Die übrigen 800 Messreihen je Anregungsart wurden für den χ^2 -basierten statistischen Test und damit zur Bestimmung des Schadensindikatorverlaufs verwendet.

5.5.4 Ergebnis des Ermüdungsversuchs

Nach genau 140 008 Lastwechseln mit $F_{cycl} = \pm 50 \,\text{kN}$ wurde visuell ein Ermüdungsschaden festgestellt.

Der Ermüdungsriss entstand trotz Ermüdungskerbe in Form einer bewusst qualitativ minderwertig ausführten Schweißnaht nicht im vermuteten Bereich des Knotens. Anstelle dessen entwickelte sich der Ermüdungsriss in der Schweißnaht, der das rechte Bein der Struktur mit der Fußplatte verbindet (vgl. Abbildung 5.29). Trotz messtechnischer Dehnungsüberwachung und häufiger visueller Kontrolle aller hoch beanspruchten Bereiche in den Belastungsphasen wurde der Ermüdungsriss erst relativ spät detektiert und hatte zum Zeitpunkt der Entdeckung bereits eine Risslänge von $l_{cr,1} = 102 \text{ mm}$, was ca. einem Drittel des Rohrumfangs entspricht.

Der Grund für die späte Entdeckung war der Umstand, dass der Anriss entsprechend des Rissbildes nicht in Achse der Belastung (Scheitelpunkte), sondern 90° verdreht an der Seite des eingespannten Bauteils erfolgte. An diesem Ort, der durch die zyklischen Belastungen rechnerisch kaum beansprucht wurde, ist der Anriss nicht erwartet worden.

Zusätzlich war dieser Bereich aufgrund der Gegebenheiten des Versuchsaufbaus von vorn und seitlich schwer einsehbar.



Abbildung 5.29: Ermüdungsriss am Fuß der Laborstruktur

Nach Fortführung des Versuchs und weiteren 12000 Lastwechseln mit $F_{cycl} = \pm 50$ kN wurde mittels Schadensindikator ein zweiter Ermüdungsriss identifiziert, und zwar an gleicher Stelle des zweiten Beines. Offensichtlich kam es nach dem Entstehen des ersten Risses zu einer Umlagerung der Beanspruchungen und damit zu einer deutlich höheren Ermüdungsbelastung des zweiten Anschlusses Bein/Fußplatte. Der detektierte Ermüdungsriss hatte eine Länge von $l_{cr,2} = 75$ mm. Der Ermüdungsversuch wurde daraufhin beendet, um einen totalen Tragfähigkeitsverlust der Modellstruktur zu vermeiden.

Schadensdetektion

Der Verlauf des Schadensindikators ist den Abbildungen 5.30 und 5.31 für ambiente und Shaker-Anregung dargestellt. Die Diagramme zeigen die bestimmten χ^2 -Testwerte in zeitlicher Abfolge der Mess- und Belastungsserien. Die Beschriftung der Abszisse enthält neben der fortlaufenden Nummerierung auch die Zuordnung zu den aufgenommenen Messdatensätzen. Zusätzlich sind im oberen Bereich der Diagramme die Belastungsserien mit der akkumulierten Gesamtlastwechselzahl in ihrer zeitlichen Zuordnung dargestellt. Über Tabelle A.2 (Anhang A.2) kann so der Zusammenhang zwischen den akkumulierten Lastwechseln und dem Verlauf des Schadensindikators hergestellt werden.

Die Auswertung des χ^2 -basierten Schadensindikators beider Anregungsarten erfolgt in logarithmischer Form. Für eine Bewertung hinsichtlich Schadenseintritt wurde ein Grenzwert eingeführt. Ausgehend von der Annahme, dass die χ^2 -Werte eine Normalverteilung besitzen, wird der Grenzwert auf der Basis des statistischen Fehlers von Typ 1 berechnet. Dabei wurde aus dem Stichprobenumfang der im Referenzzustand ermittelten χ^2 -Werte der 98%-Fraktilwert bestimmt und mit dem Faktor 1,5 beaufschlagt. Dem entspricht, dass bei einer signifikanten Überschreitung des 1,5-fachen 98% Fraktilwertes von χ^2 im ungeschädigten Zustand von einer Schädigung ausgegangen werden muss. Der Faktor 1,5 ist empirisch gewählt und muss allgemein sowohl den Spezifika der zu untersuchenden Strukturen als auch denen der dynamischen Anregung angepasst werden.



Abbildung 5.30: Verlauf des Schadensindikators (χ^2 -Testwerte) für Shakeranregung, logarithmische Darstellung der y-Achse



Abbildung 5.31: Verlauf des Schadensindikators (χ^2 -Testwerte) für ambiente Anregung, logarithmische Darstellung der y-Achse

Der Verlauf der χ^2 -Testwerte in Abbildung 5.30 und Abbildung 5.31 lässt die folgend aufgelisteten Vermutungen zum Verlauf der Schädigung zu.

1. Bereich I: Am Beginn des in den Diagrammen dargestellten Zeitbereichs hat die Struktur bereits 5 Lastserien zu je 1000 Lastwechseln erfahren. Da der Schadensindikator in diesem Bereich im Wesentlichen aber um 1 pendelt, wurde er aus der Darstellung herausgenommen und die Diagramme beginnen bei Messserie 30417012 mit $N = 5\,000$ und ± 50 kN.

Im Bereich bis 6 000 Lastwechseln befindet sich das System mit hoher Wahrscheinlichkeit im ungeschädigten Zustand. Der Anstieg im Datensatz 30418002 bezogen auf den vorhergehenden Datensatz ist mit Veränderungen in den Rand- und Umgebungsbedingungen zu erklären, da zwischen beiden Messserien keine Belastung eingetragen wurde. Für den absolut betrachtet geringen, relativ betrachtet jedoch nachweisbaren Anstieg sind zahlreiche Ursachen denkbar. So kann beispielsweise die Öltemperatur im Belastungszylinder, der in den Belastungspausen nicht von der Struktur entkoppelt wird, einen Einfluss ausüben. Hier wurde die Messserie 30417013 unmittelbar nach der Belastungsserie durchgeführt, 30418002 aber erst am darauf folgenden Morgen.

- 2. Bereich II: Nach dem Eintrag weiterer 24 036 Lastwechsel ($N = 30\,036$) erfolgt ein Anstieg des Indikators. Dieser ist bei Shakeranregung signifikant, bei ambienter Anregung aufgrund der geringeren eingetragenen Energie weniger deutlich. Der Threshold wurde überschritten, es wird davon ausgegangen, dass während der Belastungsserien LMFH2_10-14 ein Ermüdungsriss entstanden ist. Nach weiteren 14 819 Lastwechseln ($N = 44\,882$) ist bei Shakeranregung nur ein leichter Zuwachs des χ^2 -Wertes feststellbar, bei ambienter Anregung bleibt der Indikator im Mittel konstant.
- 3. Bereich III: Nach insgesamt $N = 54\,396$ Zyklen erfolgte ein signifikanter Anstieg des χ^2 -Wertes, insbesondere bei ambienter Anregung. Es ist davon auszugehen, dass sich durch die sukzessive Erhöhung der Risslänge die Eigenstruktur des Systems soweit geändert hat, dass auch mit den geringen Energien der ambienten Anregung die sich geänderten Moden angeregt werden, was die dynamische Systemantwort signifikant beeinflusst.

Nach den folgenden Belastungsserien und insgesamt $N = 140\,008$ Lastwechseln erhöhte sich der Schadensindikator bei Shakeranregung im Mittel moderat. Bei ambienter Anregung streute der Indikator allerdings stark.

Nach 140 008 Lastwechseln wurde der Ermüdungsriss wie oben beschrieben visuell detektiert. Er hatte zu diesem Zeitpunkt eine Länge von $l_{cr,1} = 102$ mm. Um nach erfolgter Schadensaufnahme noch ein Verhältnis von Schadensentwicklung und Indikatorwert bestimmen zu können, wurde der Versuch mit moderaten Lastwechselzuwächsen fortgesetzt.

4. Bereich IV: Nach dem Eintrag weiterer 6 000 Lastwechsel $(N = 146\,008)$ wurde ein aktueller Risslängenzuwachs von 20 mm gemessen. Gleichzeitig stieg der Schadensindikator bei Shakeranregung weiter signifikant an.

Nach einer weiteren Belastungsserie von 6000 Lastwechseln (N = 152008) wurde ein signifikanter Abfall des χ^2 -Wertes bei Shakeranregung, aber ein Anstieg bei ambienter Anregung registriert. Eine Untersuchung der Modellstruktur ergab, dass der bekannte Ermüdungsriss keinen Rissfortschritt erfuhr, sich aber offensichtlich durch Umlagerung der Beanspruchungen ein zweiter Ermüdungsriss am Fußanschluss des anderen Beins entstanden ist. Dieser hatte zum Zeitpunkt der Detektion eine Länge von $l_{cr,2} = 65$ mm. Der Abfall des χ^2 -Wertes bei Shakeranregung wird im nachfolgenden Kapitel diskutiert.

Der Versuch wurde hier beendet, da ein Versagen der Modellstruktur durch das Abreißen beider Beine nicht mit ausreichender Sicherheit ausgeschlossen werden konnte.

Bewertung der Schadensdetektion:

Im Ermüdungsversuch entstand der Ermüdungsschaden nicht an der gewünschten Stelle im K-Knoten, sondern an den Anschlüssen der Eckstiele an den Fußplatten. Der Grund dafür ist in den offensichtlich unterschätzten Beanspruchungen dieser Anschlussbereiche zu finden. Dabei ist zu berücksichtigen, dass bereits vor dem Ermüdungsversuch durch die große Lastwechselzahl der in Abschnitt 5.4.8 beschriebenen Untersuchungen zur zyklischen Beanspruchung ein Ermüdungsschaden im Sinne der linearen Schadensakkumulationshypothese nach PALMGREEN-MINER entstand. Im Gegensatz zu dem K-Knotenbereich wurden diese Komponenten zwischenzeitlich nicht ausgetauscht.

Es ist aber gelungen, sowohl mit Shakeranregung als auch mit ambienter Anregung über den χ^2 -basierten Schadensindikator den Strukturschaden und den Verlauf der Schädigung sicher festzustellen. Dabei muss aber angemerkt werden, dass die Auswertung des Verlaufs des Schadensindikators erst im Nachhinein bzw. mit der sicheren Kenntnis eines Schadens möglich war. Das Problem war hier, dass aufgrund der relativ geringen Anzahl von Messungen im wissentlich ungeschädigten Zustand die Zuwächse im χ^2 -Wert nicht eindeutig als Schädigung gewertet werden konnten. Die Entscheidung, ob es sich um eine Änderung in der Tragstruktur oder um Streuungen im χ^2 -Wert aufgrund veränderter Versuchsbedingungen (Öltemperatur) und von Umwelteinflüssen (Versuche an Nachbarprüfständen, Umgebungstemperatur) handelt, konnte wegen der fehlenden Erfahrung mit nur geringer Aussagesicherheit getroffen werden. Dementsprechend erfolgte die Festlegung des Grenzwertes auch nach Beendigung des Versuches auf der Basis der gesamten Messserien.

Aufgrund der unerwarteten Lage und der damit verbundenen späten visuellen Detektion des Schadens konnte im Ermüdungsversuch kein unmittelbarer quantitativer Bezug des Indikatorwertes zur Ermüdungsrisslänge im Schädigungsprozess bestimmt werden.

Der deutliche Abfall des Schadensindikators trotz nachweislicher Ausweitung des Schadens im Bereich IV (siehe oben) wird folgendermaßen interpretiert: durch die Bildung und das Anwachsen des ersten Ermüdungsrisses und den damit verbundenen Verlust an Einspannung im Anschlussbereich eines Eckstiels ändern sich einzelne Moden und damit die gesamte dynamische Systemantwort signifikant. Dies betrifft insbesondere die Moden, die die Schwingungen der Beine in y-Achse beinhalten. Nach der Entstehung des zweiten Ermüdungsrisses und dem damit einhergehenden "Ausgleich" an Einspannung in y-Richtung verringern sich die Unterschiede in den Moden, die die Schwingungen der Eckstiele in y-Achse beinhalten. Die Änderungen in der dynamischen Systemantwort fallen somit weniger deutlich aus, sind aber bezogen auf den Referenzzustand immer noch prägnant. Aufgrund der geringen eingetragenen Energie werden bei ambienter Anregung die o.g. relevanten Moden wahrscheinlich nicht ausreichend stark angeregt, so dass hier der Effekt des Abfalls im χ^2 -Verlauf nicht auftritt.

5.6 Zusammenfassung der experimentellen Untersuchungen

Die grundsätzliche Fragestellung der hier vorgestellten Forschungsaufgabe bezieht sich auf die Anwendbarkeit der SSDD an Tragstrukturen von Offshore-Windenergieanlagen, den Einfluss mehrerer Parameter der Signalaufnahme und -verarbeitung sowie auf eine Einschätzung der Sensitivität des Verfahrens in Bezug auf Ermüdungsschäden. Zu diesem Zweck wurde in einem ersten Schritt eine Stahlkonstruktion als Labormodell entworfen und aufgebaut, an der Schäden künstlich und reversibel eingebracht werden konnten und an der damit experimentelle Untersuchungen der SSDD Methodik durchgeführt werden konnten. Bei der Skalierung des Modells in Bezug auf reale OWEA-Gründungsstrukturen mussten dabei zwangsläufig Kompromisse insofern eingegangen werden, dass eine direkte Vergleichbarkeit des Schwingverhaltens von Labormodell und realer OWEA-Gründungsstruktur nicht gegeben ist.

Nach Entwurf, Erstellung und Montage des Versuchsaufbaus wurde zuerst die dynamische Charakteristik der Struktur über eine experimentelle Modalanalyse bestimmt. Mit dem Ergebnis dieser Studie sollte einerseits die dynamische Signatur des gesamten Versuchsaufbaus dargestellt werden, es sollte aber auch dazu dienen, das im nachfolgenden Kapitel beschriebene numerische Modell der Laborstruktur zu verifizieren und zu validieren.

Anschließend folgten z.T. umfangreiche Testserien zur Untersuchung der Performance des χ^2 -basierten Schadensindikator unter verschiedenen Anregungsquellen. Ziel war es, die verschiedenen Variablen, die die Effizienz des Schadensindikators beeinflussen, zu identifizieren. Für die Laborstruktur wurde so ein optimaler Parametersatz bestimmt. Mit diesen ermittelten optimalen Kenngrößen konnte nachgewiesen werden, dass unter den gegebenen Randbedingungen schon kleine Veränderungen in den Steifigkeitsverhältnissen der Struktur zu einem deutlichen Anstieg des Schadensindikators führen.

Zur Simulation einer Beanspruchung im Betrieb einer OWEA während eines Schadendetektionstests wurde ein gemessener Antwort-Zeitverlauf einer realen OWEA-Tragstruktur als Basis für das Versuchs-Belastungsschema verwendet. Auch diese Anwendung eines zyklischen Belastungsschemas mit Störanteilen führte zu guten Ergebnissen in der Schadensdetektion.

Um Nachteile im Zusammenhang mit der Nutzung von Beschleunigungssensoren zur Aufnahme des Antwortverhaltens zu überwinden, wurden Dehnungsmessstreifen als Alternative für den Einsatz bei schwingungsbasierten Verfahren untersucht. Allerdings zeigt das Ergebnis der Studie, dass die Empfindlichkeit des definierten Schadensindikators bzgl. struktureller Schäden nicht ausreichend hoch ist, wenn der Messwert nicht lokal durch die Schädigung beeinflusst wird. Dies ist mit hoher Wahrscheinlichkeit dadurch zu erklären, dass mit Dehnungsaufnehmern nur die Anteile der schwingungsbasierten globalen Verformungen zu messen sind, die gleichzeitig auch zu einer Beanspruchung durch Biegung, Längskraft oder Torsion führen. Außerdem sind die mit DMS gemessenen Schwingungsamplituden in Längsrichtung der Bauteile bei den dominierenden Biegeschwingungen wesentlich kleiner als die senkrecht zur Bauteiloberfläche wirkenden Komponenten der entsprechenden Verformungsgrößen und werden daher wesentlich von störenden Rauschsignalen überlagert.

Am Ende der experimentellen Untersuchungsserien wurde ein Ermüdungsversuch durchgeführt, bei dem anstelle der künstlichen, nicht unmittelbar im eigentlichen Hotspot positionierten Schäden reale Ermüdungsrisse durch eine zyklische Langzeitbeanspruchung initiiert werden sollten. Ziel dieses Versuchs war, die Ergebnisse der künstlichen Schädigung zu verifizieren. Trotz dessen, dass der Ermüdungsriss in einem nicht erwarteten Bereich entstand, ist es aber gelungen, über den χ^2 -basierten Schadensindikator den Strukturschaden und den Verlauf der Schädigung sicher festzustellen. Aufgrund der unerwarteten Lage des Schadens und dessen damit verbundenen späten visuellen Detektion konnte im Ermüdungsversuch aber kein unmittelbarer quantitativer Bezug des χ^2 -Wertes zur Ermüdungsrisslänge im Schädigungsprozess bestimmt werden.

Schlussfolgernd kann nach den experimentellen Untersuchungen festgestellt werden, dass eine zuverlässige frühzeitige Detektion von Ermüdungsschäden auf Basis des SSDD-Verfahrens an realen OWEA-Strukturen mit hoher Wahrscheinlichkeit möglich ist. Um die beeinflussenden Kenngrößen für eine Anwendung an OWEA Strukturen für die offshore vorhandenen strukturellen, betrieblichen und klimatischen Besonderheiten anzupassen ist es aber erforderlich, weiterführende Untersuchungen, bspw. mittels numerischer Analysen, vorzunehmen.

6 Numerische Untersuchungen zur Schadensdetektion

Im Rahmen der vorgestellten Arbeit werden numerische Verfahren genutzt, um den SSDD-Algorithmus bzql. Sensitivität, Zuverlässigkeit und Robustheit für einen Einsatz an realen OWEA-Strukturen hin zu untersuchen. Mit Hilfe von Simulationsrechnungen an Finite-Element-Modellen soll der Effekt typischer Schäden auf das dynamische Antwortverhalten der Struktur und damit auf den propagierten Schadensindikator bestimmt werden. Die numerischen Untersuchungen erfolgen in zwei Schritten. Als erstes wird die Richtigkeit der bei der Modellbildung gewählten Annahmen über einen Vergleich mit den Ergebnissen des Ermüdungsversuchs an der Laborstruktur überprüft und validiert. Auf Basis der dabei erzielten Erkenntnisse erfolgt in einem zweiten Schritt die Modellbildung einer OWEA-Struktur. Zur Beschränkung des erforderlichen Modellierungsaufwands wurden dabei Bauteile der Gesamtanlage wie Pfahlgründung. Turbine und Rotor vereinfacht abgebildet, ohne die die Dynamik des Gesamtsystems beeinflussenden Kenngrößen Steifigkeit (z.B. Gründungssteifigkeiten), Masse (Turbinenund Rotormasse) und Dämpfung (Boden-, hydro- und aerodynamische Dämpfung) zu vernachlässigen. An dem so entwickelten FE-Modell einer OWEA werden im Anschluss zahlreiche Simulationsrechnungen in unterschiedlichen Schadenszuständen und unter einer Vielzahl verschiedener Windlasteinflüsse durchgeführt. Die sich daraus ergebenden Zeitreihen der Beschleunigung an gewählten Punkten der Gründungsstruktur werden dann mit dem SSDD-Verfahren auf eine Indikation von Schäden hin untersucht und diese dann bzgl. der Sensitivität, der Zuverlässigkeit und der Robustheit hin ausgewertet.

6.1 Grundlagen der numerischen Analyse im Zeitbereich

6.1.1 Ansatz zum numerischen Funktionsnachweis des SSDD-Verfahrens

Untersuchungen zur Sensitivität, Zuverlässigkeit und Robustheit von SHM-basierten Schadendetektionsverfahren an realen Strukturen würden im Falle von OWEA-Tragstrukturen einen enormen, nicht zu rechtfertigenden Aufwand verursachen. Anders als für viele technische Systeme des Maschinen- oder Automobilbaus verbietet sich hier das künstliche Einbringen mechanischer Schäden zum reinen Zweck der Untersuchung. Auch wenn sich bspw. für Brückenbauwerke von Zeit zu Zeit eine Möglichkeit ergibt, nach Ablauf der Nutzungszeit und vor dem geplanten Abriss gezielt Schädigungen einzubringen und den Prozess messtechnisch für Untersuchungen an SHM-Verfahren zu begleiten. Aufgrund der Neuartigkeit des vorhandenen Bestandes ist dies für OWEA keine Option. Um im Rahmen der Entwicklung von Verfahren zur Identifikation von Strukturschäden trotz dieser Einschränkung ein Werkzeug zu besitzen, mit dem die Wirksamkeit von Verfahren unter bestimmten strukturellen, last- und umweltbezogenen Bedingungen untersucht werden kann, ist die Anwendung numerischer Verfahren erforderlich.

Im Zuge dieses Kapitels sollen numerische Simulationen des dynamischen Antwortverhaltens dazu dienen, die an der Laborstruktur gewonnenen Kenntnisse zur unterraumbasierten Schadensdetektion auf reale Strukturen von Offshore-Windenergieanlage zu übertragen. Aufgrund der oben beschriebenen Besonderheiten bei Offshore-Windenergieanlagen ist es notwendig, das Verhalten von Tragstrukturen in den interessanten Schadensund Beanspruchungszuständen numerisch abzubilden. Ziel dabei ist die Fragestellung, ob das beschriebenen Verfahren der unterraumbasierten Schadensdetektion in der Lage ist, mit ausreichender Aussagesicherheit das Eintreten von Ermüdungsschäden an OWEA-Gründungsstrukturen in einem ausreichend frühen Stadium zu erkennen. Dies ist insbesondere aufgrund der voraussetzenden Annahme stochastischer Eingangsgrößen von großer Bedeutung. Zwar besitzen sowohl Wind als auch Wellen als maßgeblich wirkende Anregungskomponenten für OWEA-Strukturen einen ausgeprägt stochastischen Charakter, aufgrund des sich drehenden Rotors sowie aufgrund des Blattdurchgangs am Turm(wind)schatten erhält die Struktur aber zwei periodisch variierende Lastkomponenten mit signifikanter Ausprägung. Entsprechend stellt sich bei den Untersuchungen vor allen andern die Frage, ob und in welchem Ausmaß der sich im Betriebszustand drehende Rotor störend auf das Ergebnis der unterraumbasierten Schadensdetektion auswirkt.

Ein weiterführendes Ziel der in diesem Kapitel durchgeführten Untersuchungen ist die Bestimmung eines optimalen Parametersatzes, um unter einer möglichst großen Bandbreite an betriebs- und umweltbedingten Einflüssen Schäden zuverlässig und frühzeitig detektieren zu können. Dies gilt insbesondere für das Messsystem beschreibende Kenngrößen wie Sensoranzahl und -verteilung, Abtastfrequenz sowie die Länge der Zeitsignale.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird für den Nachweis der Funktionalität des Schadensdetektionsverfahrens ein zweistufiges Konzept angewendet, bei dem in einem ersten Schritt die im Kapitel 5 durchgeführten experimentellen Untersuchungen an einer Laborstruktur numerisch "nachgerechnet" werden. Gängige Praxis dafür ist die Bestimmung des linearen bzw. nichtlinearer Strukturverhaltens mittels FE-Analyse. Dabei werden sowohl die erstellten numerischen (physikalischen) Modelle als auch die Annahmen zur Zeitverlaufsberechnung der dynamischen Systemantwort mittels der Ergebnisse des in Abschnitt 5.5 beschriebenen experimentellen Ermüdungsversuchs überprüft und validiert.

Für diesen ersten Schritt wird die Laborstruktur mit allen relevanten, die Masse-, Dämpfungs- und Steifigkeitsverteilung beeinflussenden Randbedingungen sowie den äußeren Einflüsse und Lasten mit der erforderlichen Genauigkeit modelliert. Ein außerordentlich wichtiges Werkzeug beim Erstellen eines numerischen Modells ist die Verifikation und Validierung dieses Modells über Schwingungseigenschaften der Struktur. Dazu werden die modalen Größen, die mittels experimenteller Modalanalyse bestimmt werden, mit den numerisch ermittelten Werten verglichen. Gegebenenfalls wird das numerische Modell dahingehend angepasst, dass die modale Charakteristik des virtuellen Systems mit der des realen Systems annähernd übereinstimmt. Das "annähernd" bezieht sich dabei auf den Umstand, dass in der Praxis nur eine begrenzte Anzahl globaler Moden, also der Moden mit den niedrigen Eigenfrequenzen, mit einer ausreichenden Signifikanz als annähernd gleich angesehen werden kann. Auf der Grundlage dieser Modelle wird anschließend mittels transienter dynamischer Berechnung (Zeitintegrationsverfahren) der zeitliche Verlauf der dynamischen Antwort der betrachteten Struktur auf eine gleichfalls modellierte Anregung bestimmt. Die Genauigkeit der Berechnung bzw. die Vergleichbarkeit mit der realen Strukturantwort hängt dabei primär von der Modellgenauigkeit sowie der Zeitschrittlänge in der numerischen Berechnung ab.

Nach numerischer Simulation des Antwortverhaltens an der Laborstruktur und der erfolgreichen Nachrechnung der experimentellen Untersuchungen mit realem Ermüdungsschaden wird dann unter Berücksichtigung aller erforderlichen Randbedingungen die Modellierung der realen Jacket-Struktur umgesetzt. Naturgemäß ist die Güte der Ergebnisse einer numerischen Simulation von der Genauigkeit der Modellierung sowie der Korrektheit der zu treffenden Annahmen abhängig. Zur Einschränkung des Rechenaufwandes auf ein vertretbares Maß ist es prinzipiell jedoch erforderlich, Vereinfachungen zu treffen. Bei der Modellbildung für OWEA-Strukturen betrifft dies vor allem die Berücksichtigung von Rotor und Maschine mit ihrer Masse- und Steifigkeitsverteilung, die Anbindung der Gründungsstruktur im Baugrund (Auflagerbedingungen) sowie die OWEA-typischen aerodynamischen und hydrodynamischen Dämpfungsprozesse. Zusätzlich ist es bei der Modellbildung der zu detektierenden Schäden in Form von Ermüdungsrissen erforderlich, das nichtlineare Verhalten der Strukturkomponenten in diesem Bereich zu berücksichtigen. Die dadurch entstehende signifikante Zunahme des Rechenaufwandes gilt es zu beachten.

Abschließend werden dann die Algorithmen zur stochastischen unterraumbasierten Schadensdetektion für eine Anwendung an OWEA getestet bzw. Parameter zur Schadensdetektion optimiert. Dies kann beispielsweise die vom Überwachungsziel abhängige erforderliche Anzahl von Sensoren und deren räumliche Aufteilung an der Jacket-Struktur betreffen. Aber auch signalbezogene Kenngrößen wie die erforderliche Abtastfrequenz und die Datensatzlänge sowie verfahrensinhärente Parameter, wie die erforderliche Anzahl an Datensätzen für die Residuenkovarianzmatrix, können so durch numerische Simulation entsprechend der Einsatzvoraussetzungen optimiert werden.

Für die Modellbildung der untersuchten Struktursysteme sowie die numerischen Simulationen des dynamischen Antwortverhaltens wurde das kommerzielle Finite-Element-Software-Paket ANSYS Classic der Fa. Ansys Inc. in Version 14.5 mit akademischer Lizenz verwendet [ANS13].

6.1.2 Die transiente dynamische Analyse mit ANSYS

Für die numerische Berechnung der dynamischen Antwort der Tragstruktur unter zeitveränderlicher Belastung ist die transiente Analyse die grundlegende Methode. Dieses auch als direkte Zeitintegration bezeichnete Verfahren basiert auf der im Zeitbereich durchgeführten, schrittweisen Lösung der Bewegungsgleichung (3.1). Das heißt, dass die Bewegung des Bauteils zum Zeitpunkt t_i $(q(t_i), \dot{q}(t_i))$ aus den jeweils wirkenden inneren und äußeren Kräften sowie Beschleunigungen unter zusätzlicher Berücksichtigung der struktur-inhärenten Dämpfungs- und Trägheitseffekte bestimmt wird. Der Bewegungsgrößen erfolgt durch das Ersetzen der zeitlichen Ableitungen der Verschiebung in der Bewegungsgleichung durch Verschiebungsvektoren q zu den Zeitpunkten $t, t - \Delta t, t + \Delta t$ und zu weiteren Zeitpunkten [Hei04]. Zur Durchführung der Integration müssen Annahmen über den zeitlichen Verlauf der Bewegungsgrößen gemacht werden. So kann ein abschnittsweise linearer, quadratischer oder kubischer Verlauf vorausgesetzt werden. Entsprechend sind verschiedene Verfahren entwickelt worden, die sich in Genauigkeit, Robustheit und Rechenzeitbedarf unterscheiden.

Eines der verbreitetsten Verfahren ist das Newmark-Verfahren, das neben anderen Verfahren in ANSYS [ANS13] vorgehalten wird und das bei den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten transienten Berechnungen zur Anwendung kommt. Das Newmark-Verfahren ist ein implizites Integrationsverfahren, wobei Stabilität und Genauigkeit über zwei Parameter gesteuert werden. Es gehört zu den Einschritt-Verfahren, da zur Berechnung der Bewegungsgrößen für einen Zeitpunkt t_i nur die Bewegungsgrößen des vorherigen Zeitpunktes erforderlich sind. Detaillierte Beschreibungen der Funktionsweise des Newmark-Verfahrens finden sich in [SGM00; Hei04].

Berechnungsmethoden

ANSYS bietet in der verwendeten Version drei Verfahrensweisen zur Durchführung der transienten dynamischen Analyse an [ANS13; SGM00]. Dies sind die Methode mit vollständigen Systemmatrizen, die Methode mit reduzierten Systemmatrizen sowie die Methode der modalen Superposition.

Die Methode mit vollständigen Systemmatrizen ist dabei die exakteste und leistungsstärkste aber auch aufwendigste Technik, da entsprechend der Bezeichnung die transiente Antwort der Struktur mit vollständigen Systemmatrizen berechnet wird. Der entscheidende Vorteil der Methode der vollständigen Systemmatrizen ist die Möglichkeit, sämtliche (geometrie- und materialbezogene) Nichtlinearitäten zu berücksichtigen.

Die Methode der reduzierten Systemmatrizen erlaubt die Kondensation der Modellgröße durch die Definition von Hauptfreiheitsgraden. Die Lösung erfolgt dann in zwei Schritten, wobei im ersten Schritt die Verschiebungen in den definierten Hauptfreiheitsgraden für den gesamten Zeitbereich erfolgt und in einem zweiten Schritt aus den bestimmten Verschiebungen der Hauptfreiheitsgrade dann das Gesamtverhalten (Verschiebungen, Spannungen, etc.) über den Zeitbereich bestimmt wird. Die Methode ist nur für lineare transiente Berechnungen geeignet, einzig der einfache Kontakt zwischen Knoten ist mit Einschränkungen zulässig. Die dritte Möglichkeit zur transienten Strukturanalyse ist die Methode der modalen Superposition. Dabei werden Modalformen in einer vorangestellten Modalanalyse aufsummiert, um die Antwort der Struktur zu berechnen. Auch hier erfolgt die Berechnung in zwei Schritten, wobei im ersten Schritt die Verschiebungen durch die aufsummierten Modalformen bestimmt werden und im nachfolgenden Schritt alle interessierenden Kenngrößen wie bspw. Spannungen bestimmt werden. Wie bei der Methode der reduzierten Systemmatrizen gilt hier, dass die einzig zulässige Nichtlinearität der einfache Kontakt zwischen zwei Knoten ist.

Für eine Anwendung der transienten Analyse zur Simulation des dynamischen Antwortverhaltens von OWEA-Gründungsstrukturen konnte in Vorbetrachtungen nicht eindeutig ausgeschlossen werden, dass die Anwendung vereinfachter Verfahren (reduzierte Systemmatrizen bzw. modale Superposition) das Ergebnis der Simulation nicht in einem Maße verfälsche, das insbesondere Untersuchungen zur Sensitivität der SSDD ausschließe. Dies gilt insbesondere für die Berücksichtigung der Rissöffnung und -schließung im Zeitverlauf. Entsprechend wurde in der vorliegenden Arbeit die Methode der vollständigen Systemmatrizen gewählt und für jeden der beiden Schadenstypen eine hohe Anzahl Beschleunigungs-Zeitverläufe sowohl für den Referenzzustand als auch für den sukzessiv geschädigten Zustand generiert.

Die Wahl der Zeitschrittweite

Eine Schwierigkeit bei der Planung einer transienten, numerischen Berechnung besteht darin festzulegen, mit welcher Zeitschrittweite die Zustände der Struktur im Zeitverlauf berechnet werden müssen, um das dynamische Verhalten für eine erfolgreiche Schadensdetektion ausreichend realitätsnah abbilden zu können, ohne den Berechnungsaufwand übermäßig zu erhöhen. Zeitschrittweite und Genauigkeit der berechneten Schwingungsantwort stehen dabei in einem direkten Zusammenhang, wobei die erforderliche Genauigkeit von der Eigenfrequenz des interessierenden Modes abhängt. Dies bedeutet, dass für die unteren globalen Moden relativ große Zeitschrittweiten ausreichen, für hohe lokale Moden aber relativ niedrige Zeitschrittweiten benötigt werden.

Dementsprechend spielt bei der Wahl der Zeitschrittweite der Frequenzbereich der Eigenschwingungen (Moden), die durch einen Schaden verändert werden, eine wesentliche Rolle. Globale Schäden, bspw. aus einer Minderung von Auflagersteifigkeiten beeinflussen die unteren Moden stark und bedürfen bei einer numerischen Simulationsrechnung nur einer hohen Zeitschrittweite. Dynamische Effekte aus lokalen Schäden sind hingegen ausschließlich in den entsprechend hohen Moden abbildbar und erfordern daher eine zugehörig minimierte Zeitschrittweite.

6.2 Modellbildung Labormodell

Die Erstellung der FE-Modelle erfolgte innerhalb des ANSYS-Programmsystems, das eine Bibliothek mit zahlreichen Elementtypen, die sich bezüglich Funktionalität, Komplexität und Rechenaufwand unterscheiden, zur Verfügung stellt. Die Wahl der einzusetzenden Elementtypen erfolgte in Bezug auf die Aufgabenstellung und der sich daraus ergebenden Anforderungen an Genauigkeit und Rechenaufwand. Neben Elementtyp sind Art und Feinheit der Vernetzung maßgebliche Kenngrößen bezüglich Genauigkeit und Rechenaufwand. Die Vernetzung erfolgte hier mit Hilfe eines internen Netzgenerators. Die Netzfeinheit wurde entsprechend der oben genannten Richtmerkmale zur Ergebnisgenauigkeit und zum Rechenaufwand gewählt.

6.2.1 Elementtypen

Im Unterschied zur klassischen Strukturanalyse wird in der transienten dynamischen Analyse bei der Bestimmung eines optimalen Verhältnisses zwischen Genauigkeit und Rechenaufwand dem Rechenaufwand aufgrund der Vielzahl erforderlicher Rechenoperationen eine höhere Wichtung zugeordnet. Entsprechend werden vorzugsweise Elementtypen eingesetzt, mit denen trotz geringer Anzahl Freiheitsgrade das globale Schwingverhalten ausreichend genau abgebildet werden kann.

Auf der Basis von Voruntersuchungen zum Vergleich von Strukturmodellen aus Balkenelementen, Schalenelementen sowie hybriden Modellen mit Balken- und Schalenelementen wurde die Laborstruktur in einem hybriden Finite-Element-Modell mit Balken- und Schalenelementen abgebildet. Die bereichsweise Verwendung von Schalenelementen ergibt sich aus der Notwendigkeit einer aufgelösten Modellbildung des geschädigten Bereichs der Struktur. Aufgrund des mit der Verwendung von Flächenelementen verbundenen erhöhten Rechenaufwands wurden diese Bereiche dann aber mit der minimal erforderlichen geometrischen Ausdehnung modelliert (vgl. auch Abb.6.2). Alle übrigen Bereiche der Laborstruktur sowie die gesamte zum Versuchsaufbau gehörige Haltekonstruktion wurden mit Balkenelementen abgebildet. Diese gewährleisten eine dem erhöhten Rechenaufwand einer Zeitverlaufsberechnung entsprechend eingeschränkte Anzahl an Freiheitsgraden bei einer ausreichend genauen Abbildung des dynamischen Verhaltens der Gesamtstruktur bzw. einzelner Strukturkomponenten.

Die konzentrierten Massen des Shakers und der Flansche sowie Teile der Haltekonstruktion werden über Punktmassenelemte an den entsprechenden Knoten ihrer geometrischen Lage berücksichtigt.

6.2.2 Modellbildung der Dämpfungseinflüsse

Die Dämpfung des Systems wird über die Bestimmung der Dämpfungsmatrix C in der Bewegungsgleichung (3.1) mittels Rayleigh-Ansatz berücksichtigt und programmtechnisch umgesetzt. Die Rayleigh-Dämpfung ist, wie in Abschnitt 3.2.3 erläutert, eine geschwindigkeits-proportionale Dämpfung, bei der die Dämpfungsmatrix mit $C = \alpha M + \beta K$ als Linearkombination der Massenmatrix M und der Steifigkeitsmatrix K definiert ist.

Dieser Ansatz ist rein mathematisch, ihm liegen keine physikalischen Ursachen zugrunde. Die beiden durch die Proportionalitätsfaktoren α und β gewichteten Anteile bestimmen die Charakteristik der Dämpfung des Gesamtsystems, ohne die modalen Dämpfungskoeffizienten bestimmen bzw. beeinflussen zu müssen. Insbesondere für numerische Simulationen von linearen zeitinvarianten Systemen ist dieser Ansatz das Mittel der Wahl, da so das Dämpfungsverhalten mit nur zwei Parametern ausreichend genau beschrieben werden kann.

Der massenproportionale Dämpfungsanteil αM kann wie als äußere Dämpfung wirkend, also als Dämpfung einer schwingenden Struktur durch ein umgebendes Medium (viskose Dämpfung), verstanden werden. Er dämpft vorrangig die niederen Eigenfrequenzen, die gewöhnlich auch durch hohe Amplituden charakterisiert sind. Der steifigkeitsproportionale Dämpfungsanteil βK kann als innere Dämpfung, also als Werkstoff- und Strukturdämpfung, interpretiert werden. Er ist damit von den elastischen Verformungseigenschaften des Systems abhängig und wirkt sich vor allem auf die höheren Eigenfrequenzen aus, die gewöhnlich durch niedere Schwingungsamplituden charakterisiert sind [SGM00].

Die Proportionalitätsfaktoren für das Labormodell wurden als Funktionen der jeweiligen repräsentativen Frequenz ermittelt. Dazu wurde der Verlauf der Dämpfungskoeffizienten der einzelnen, mittels in Abschnitt 5.3 beschriebenen experimentellen Modalanalyse, bestimmten Moden über deren Eigenfrequenzen aufgetragen. In Abbildung 6.1 sind die für das Labormodell ermittelten Dämpfungskoeffizienten ζ_i über den Eigenfrequenzen f_i als Diamanten dargestellt.

Nachfolgend wurden die beiden Frequenzpunkte im niederen und höheren Frequenzband bestimmt, bei der die Rayleigh-Dämpfungskurve den Gesamtdämpfungskoeffizienten des Systems schneidet. Als Systemdämpfungskoeffizient wurde der Wert: $\zeta = 0,004$ extrahiert. Dieser Wert wird von der Dämpfungsfunktion bei ca. $f_1 = 100Hz$ und bei $f_2 = 900Hz$ gekreuzt. Dementsprechend ergeben sich die Proportionalitätsfaktoren zu (vgl. Abbildung 6.1)

$$\begin{array}{rcl} \alpha &=& 4,6 \quad {\rm und} \\ \beta &=& 1,3e^{-6}. \end{array}$$

Bezüglich Dämpfungssart kann, zumindest bei Systemen mit materialabhängiger Massenverteilung, die α -Dämpfung als Materialdämpfungsparameter und die β -Dämpfung als Strukturdämpfungsparameter betrachtet werden. Aufgrund der Charakteristik der Struktur sind bei der Laborstruktur die β -Anteile der Dämpfung dominierend, während



Abbildung 6.1: Rayleigh-Dämpfung, mittels der Dämpfungskoeffizienten der experimentellen Modalanalyse bestimmt

bei der Modellierung der Jacketstruktur aufgrund der hohen Kopfmassen die α -Anteile der Dämpfung dominant sein werden.

6.2.3 Modellbildung der Strukturschäden

Die zu modellierenden Schädigungen sind in erster Linie als gradueller Verlust an Steifigkeit in den betroffenen Querschnitten durch das Lösen von Schrauben in der Flanschverbindung bzw. durch Rissbildung zu betrachten. Prinzipiell wird dabei so vorgegangen, dass in den betrachteten Bereichen die benachbarten Bauteile parallel aber getrennt voneinander modelliert und an den Elementknoten, die sich nach der Vernetzung gegenüber liegen, nachträglich über Kopplungen steif, d.h. mit Einschränkung der Beweglichkeit in allen 6 DOF, miteinander verbunden werden. Der eigentliche Schaden wird dann durch das sukzessive Lösen der Kopplungen für die einzelnen Schadenszustände abgebildet.

Die Elementierung bzw. Vernetzung muss dabei so erfolgen, dass alle Knoten am Rand zur Schädigung einen vis-à-vis gegenüberliegenden Knoten besitzen. Für den Zustand der Schadensfreiheit sind die Knotenpaare ausnahmslos starr miteinander verbunden. Durch eine geringe geometrische Ausdehnung des Schadensbereiches quer zur Rissrichtung ist der Modellierungsfehler durch die Überbrückung mit starren Koppelelementen ohne elastisches Verformungsverhalten vernachlässigbar. In Abbildung 6.2a sind beispielhaft die Kopplungen der Flanschverbindung an der Diagonalstrebe mit roten Symbolen dargestellt. Im Bereich des Risses werden diese Knotenkopplungen gelöscht. Die Verbindungen an den oberen und unteren Rohranschlüssen dienen lediglich dem konstruktiven Anschluss des hier dargestellten Details. Abbildung 6.2b zeigt das Detail der modellierten Ermüdungsrissschädigung am Anschluss des Eckstiels der Laborstruktur an der Fußplatte (siehe hierzu 5.5.4). Deutlich erkennbar ist der modellierte Riss, also der Bereich der fehlenden Kopplungen.



Abbildung 6.2: Modellbildung von Schäden durch Lösen von starren

6.2.4 Modellüberprüfung

Die Überprüfung des numerischen Modells bezüglich der Abbildungsgenauigkeit des Strukturverhaltens erfolgt auf der Grundlage eines Vergleichs der Schwingeigenschaften des Modells mit denen der realen Struktur. Ein typischerweise für diese Aufgabe eingesetzter Richtwert ist das Modal Assurance Criterion (MAC). Der MAC-Wert basiert auf einem Vergleich der experimentell ermittelten Modalformen mit denen der numerischen Berechnung. Dabei wird die relative Übereinstimmung der Eigenformen durch Berechnung der räumlichen Winkel, die zwischen den beiden modalen Vektoren existieren, ausgewertet. Der MAC-Wert ergibt sich entsprechend zu

$$MAC_{ij} = \frac{\left(\phi_i^T \phi_j\right)^2}{\left(\phi_i^T \phi_i\right) \left(\phi_j^T \phi_j\right)},\tag{6.1}$$

wobei ϕ_i und ϕ_j die korrespondierenden Eigenformen der modalen Modelle *i* und *j* aus der experimentellen und respektive numerischen Analyse sind.

Der MAC-Wert bestimmt dabei lediglich die Korrelation zwischen zwei reellen Vektoren ohne Berücksichtigung der Skalierung, es handelt sich daher um einen relativen Wert. Der MAC-Wert liegt entsprechend zwischen 0 und 1, wobei ein Wert nahe 0 anzeigt, dass es wenig Korrelation zwischen den Vektoren gibt und ein Wert nahe 1, dass ein hoher Grad der Vergleichbarkeit zwischen den beiden modalen Vektoren existiert. Die Ergebnisse der MAC-Analyse für zwei bestimmte modale Modelle mit einem gegebenen Satz von Moden kann in Form einer MAC-Matrix mit der Dimension i und j dargestellt werden, wobei jedes Feld den MAC-Wert zwischen den zwei entsprechenden Schwingungsformen i und j angezeigt. Im theoretischen Fall der vollständigen Übereinstimmung zweier modaler Modelle ist die Hauptdiagonale der MAC-Matrix mit den Einträgen 1 gefüllt, während alle anderen Elemente Werte zwischen 0 und 1 annehmen.

Mit dem beschriebenen Verfahren wurde die MAC-Matrix zur Anpassung des FE-Modells der Laborstruktur berechnet. Das Ergebnis ist in Abbildung 6.3 dargestellt.



Abbildung 6.3: MAC-Matrizen für den Vergleich von Eigenformen der numerischen Modelle mit experimentell bestimmten Eigenformen

Für den 1. bis 6. Mode zeigt der MAC-Wert eine gute Übereinstimmung der numerisch ermittelten Eigenform mit der des experimentell bestimmten Modes. Das gleiche gilt für den 9. bis 11. Mode sowie den 15. Mode. Als Anpassung wurden Untersuchungen zur Steifigkeit der Haltekonstruktion des Versuchsaufbaus durchgeführt, deren Berücksichtigung zu geringen Änderungen in den MAC-Werten führten.

6.3 Simulation der Schadensdetektion am Labormodell

Zur Analyse der Leistungsfähigkeit numerischer Untersuchungen an Tragstrukturen des Ingenieurbaus mit den beschriebenen Rechenverfahren und Modellannahmen wurden zwei der in Kapitel 5 beschriebenen Schädigungsversuche an der Laborstruktur nachgerechnet. Dies waren zum einen das Lösen der Schrauben an einer Flanschverbindung entsprechend Abschnitt 5.4 und zum anderen die Ermüdungsschädigung an den Fußpunkten der Laborstruktur entsprechend Abschnitt 5.5. Ziel war es dabei, einen in den Experimenten ermittelten Verlauf des Schadensindikators rechnerisch zu verifizieren und ggf. beeinflussende Parameter zu bestimmen, zu quantifizieren und erforderlichenfalls im Sinne der Reproduzierbarkeit der experimentellen Schadensdetektion zu validieren.

6.3.1 Schadensdetektion bei Schädigung durch das Lösen von Schrauben

In einem ersten Schritt wurden die experimentellen Versuche nachgerechnet, in denen als Schädigung das sukzessive Lösen von Schrauben der an einer Diagonalstrebe konstruktiv angeordneten Flanschverbindung durchgeführt wurde. Diese Versuche eignen sich insbesondere für diesen ersten Schritt der Untersuchung numerischer Werkzeuge, da das Lösen einzelner Schrauben der Flanschverbindung ein definiertes Maß an Steifigkeitsminderung darstellt und in ausreichend hoher Genauigkeit modelliert werden kann.

Im Rahmen der Untersuchungen wurde das in Abschnitt 6.2 beschriebene und angepasste kombinierte Balken-Schalen-Element-Modell der Laborstruktur verwendet. Um der Simulation eine mit den experimentellen Versuchen vergleichbare Anregung zugrunde zu legen, wurden Beschleunigungs-Zeitverläufe am Shaker aufgezeichnet und nach Berücksichtigung der Masse als Zeitverläufe einer äußeren Horizontalkraft in den Simulationsrechnungen der einzelnen Schadenszustände verwendet.

Für die hier beschriebenen Untersuchungen wurden neben dem ungeschädigten Referenzzustand die Schadenszustände: 3, 5, 7 und 9 gelöste Schrauben am Flansch der unteren Diagonalstrebe berechnet. Wie auch in den experimentellen Untersuchungen befand sich der Startpunkt des simulierten Ermüdungsrisses im oberen Scheitelpunkt des Strebenquerschnitts und wuchs dann symmetrisch in beide Richtungen.

Mittels transienter Analyse wurden so für die Referenz- und Schadenszustände mehrere dynamische Antwortverläufe in Form von Beschleunigungszeitreihen an den Orten der Sensoren berechnet (vgl. Abschnitt 5.4.2). Zur Sicherstellung der Vergleichbarkeit des SSDD-Ergebnisses mit den Ergebnissen der experimentellen Laborversuche wurde die "Abtastfrequenz" (Schrittweite der ausgegebenen Messzeitpunkte) mit $f_a = 2500 \text{ Hz}$

und die Datensatzlänge auf l = 65536 Datenpunkte festgelegt. Entsprechend standen als Ergebnis simulierte Beschleunigungs-Zeitverläufe mit $t_0 = 26,21$ s Länge zur Verfügung.

Auf Basis der so generierten Antwortverläufe erfolgte im Anschluss die unterraumbasierte Schadensdetektion. Dabei wurden die χ^2 -Testwerte mit den in MATLAB programmierten und in Abschnitt 5.4.1 vorgestellten SSDD-Algorithmen ermittelt. Die Referenzmatrix \hat{S}_0 wurde entsprechend Abschnitt 4.5.1 aus einer Messreihe im Referenzzustand bestimmt. Für die Berechnung der Residuenkovarianzmatrix $\hat{\Sigma}_{\zeta}$ wurden entsprechend Abschnitt 4.5.1 10 Datensätze im Referenzzustand genutzt. In der Testphase wurden anschließend vier Datensätze für den Referenzzustand, und dann je drei Datensätze für die untersuchten Schadenszustände ausgewertet.

Abbildung 6.4 zeigt den Verlauf der χ^2 -Testwerte. Die Ergebnisse zeigen, dass mit dem realisierten Modell der Laborstruktur und der transienten Analyse unter Berücksichtigung der gewählten Berechnungsparameter Änderungen im Antwortverhalten bei Schädigung mit hoher Signifikanz generiert und detektiert werden können. Auch wenn die Modellbildung nicht alle strukturellen, anregungs- und umwelteinflussbedingten Bedingungen der Realität erfassen kann, wird deutlich, dass die numerische Simulation von Schädigungsprozessen ein leistungsfähiges Werkzeug für das Überprüfen der Anwendbarkeit des SSDD-Verfahrens zur Schadensdetektion darstellt.



Abbildung 6.4: Verlauf der χ^2 -Testwerte für die numerische Schadensdetektion

6.3.2 Schadensdetektion bei Ermüdungsschädigung

Im Anschluss an die rechnerische Verifikation des Versuches, bei dem die Schädigung durch das Lösen von Schrauben bewirkt wird, sollten in einem zweiten Schritt die Ergebnisse des experimentellen Ermüdungsversuchs rechnerisch überprüft werden. Dabei musste die Abminderung der Steifigkeiten für die einzelnen Schadenszustände im experimentellen Versuch zum Teil abgeschätzt werden. Grund dafür war der Umstand, dass für die Risslänge aufgrund der nicht zeitnah möglichen visuellen Identifikation des Schadens für einen bestimmten Zeitraum des Ermüdungsversuchs keine konkreten Werte vorlagen. Zur Bestimmung des dynamischen Antwortverhaltens im zeitlichen Verlauf der Schadensentwicklung wurden, wie beschrieben, Beschleunigungs-Zeitreihen mittels transienter dynamischer Analyse unter Verwendung des zuvor beschriebenen FE-Modells sowie unter stochastischer Anregung bestimmt. In jeder der durchgeführten Berechnungen wurden 98 304 Berechnungsschritte durchgeführt. Mit einer Abtastfrequenz von 2 500 Hz bestand jeder Antwortdatensatz aus 39,32 s simulierten Daten der Beschleunigungen an den 8 ausgewählten Sensororten des experimentellen Ermüdungsversuchs. Als Anregung dienten die am Shaker aufgezeichneten Beschleunigungs-Zeitverläufe entsprechend der Beschreibung in Abschnitt 6.3.1.

Jede einzelne transiente Analyse ergab eine Datei von Beschleunigungszeitreihen an den Sensorpositionen des Ermüdungsversuchs. Innerhalb der Nachbearbeitung wurden die Beschleunigungsrichtungen in die Achsen der realen Sensoren transformiert und schließlich als Eingang im SSDD-Algorithmus verwendet. Insgesamt wurden Berechnungen für 10 Schadenszustände mit fortschreitender Risslänge entsprechend denen des experimentellen Ermüdungsversuchs durchgeführt. Aufgrund des hohen Rechenaufwands wurde für jeden Schadenszustand nur eine begrenzte Anzahl von χ^2 -Testwerten berechnet. Ausnahme bildete der Referenzzustand, bei dem 30 Tests zum Aufbau der Residuenkovarianzmatrix entsprechend Gleichung (4.29) in Abschnitt 4.3.2 genutzt wurden.

Für die 10 simulierten Schadenszustände ist die modellierte Länge der Ermüdungsrisse an den jeweiligen Eckstielen der Struktur in Tabelle 6.1 aufgelistet.

Schadens-	Risslänge	Risslänge	
zustand	rechts	links	
1	ungeschädigt	ungeschädigt	
2	ungeschädigt	ungeschädigt	
3	$45\mathrm{mm}$	ungeschädigt	
4	$60\mathrm{mm}$	ungeschädigt	
5	$75\mathrm{mm}$	ungeschädigt	
6	$90\mathrm{mm}$	ungeschädigt	
7	$104\mathrm{mm}$	ungeschädigt	
8	$119\mathrm{mm}$	ungeschädigt	
9	$134\mathrm{mm}$	ungeschädigt	
10	$134\mathrm{mm}$	$104\mathrm{mm}$	

Tabelle 6.1: Simulierte Schadenszustände des Ermüdungsversuchs

Ergebnis

Der resultierende Verlauf der χ^2 -Testwerte für die simulierte Entwicklung des im Laborversuch erzeugten Ermüdungsrisses ist in Abbildung 6.5a dargestellt. Dabei bildet jede Säule den Schadensindikator für einen Schadenszustand entsprechend Tabelle 6.1 ab.

Abbildung 6.5b zeigt die Mittelwerte der Schadensindikatoren für jeden der 10 Schadenszustände im realen Ermüdungsversuch. Zusätzlich sind die Standardabweichungen



Abbildung 6.5: Verlauf der χ^2 -Testwerte für die Ermüdungsrissschädigung

als Fehlerbalken dargestellt. Im Vergleich beider Ergebnisdarstellungen kann gezeigt werden, dass die Schadenserkennung auf Basis der numerischen Simulation dem Muster des Schadenverlaufs aus dem experimentellen Ermüdungstest folgt. Das gilt auch für den Abfall des χ^2 -Werts nach der Initiierung des zweiten Ermüdungsrisses, auch wenn die Differenz nicht so deutlich auftritt, wie dies für den experimentellen Ermüdungsversuch erkennbar ist.

Fazit

Allgemein lässt sich mit diesem Versuch feststellen, dass mittels numerischer Simulation dynamische Strukturantworten bereitgestellt werden können, die mit denen des realen Ermüdungstests vergleichbar sind. Daraus kann mit ausreichender Zuverlässigkeit geschlossen werden, dass das Verfahren der numerischen Simulation bei Berücksichtigung aller signifikanten Randbedingungen in der Modellbildung für einen darauf basierenden Funktionsnachweis der SSDD an OWEA-Gründungsstrukturen bei künstlicher Schädigung angewendet werden kann.

6.4 Modellbildung Jacketstruktur

6.4.1 Dimensionierung der Jacketstruktur

Eine realitätsnahe Abbildung der dynamischen Charakteristik von Tragstrukturen des Ingenieurbaus erfordert eine realitätsnahe Erfassung der Trägheits-, der Dämpfungssowie der Steifigkeitseigenschaften der Struktur im Modell. Während die Steifigkeits- und Masseverteilung durch die Elementierung und der darin implizierten Dimensions- und Materialwahl erfolgt, müssen insbesondere bei der Modellierung der Auflagersteifigkeiten, der Dämpfung sowie der Einzelmassen aus Rotor und Maschine die beschreibenden Kenngrößen explizit definiert werden.

Prinzipiell ist bei der Erstellung eines numerischen Modells zur Überprüfung der allgemeinen Anwendbarkeit von Signalanalyseverfahren zu beachten, dass zwar alle das dynamische Verhalten des Systems relevant beeinflussenden Parameter und Randbedingungen erfasst werden sollten, aufgrund der Art der Aufgabenstellung aber eine exakte Bestimmung der beschreibenden Kennwerte nicht zwingend erforderlich ist. Allein der Umstand der verschiedenen Standorte einzelner OWEA und der damit einhergehenden Variation in der Höhe der Gründungsstruktur bedingt die Berücksichtigung lediglich ungefährer Größen.

Ein besonderes Augenmerk gilt der Modellierung der äußeren Lasten auf die Tragstruktur. Da es sich bei der SSDD um ein stochastisches Verfahren handelt, spielt die Charakteristik der zeitabhängigen Belastung eine nennenswerte Rolle. Die Windlasten sind prinzipiell eine Kenngröße, die zum großen Teil stochastisch unabhängig variiert und die damit für unterraumbasierte dynamische Verfahren geeignet ist. Allerdings bewirken insbesondere die aeroelastischen und -dynamischen Eigenschaften des Rotors eine Abwandlung der Eigenschaften der Last. Die Modellierung von Windlastzeitreihen für dynamische Analysen von OWEA-Strukturen ist aus diesen Gründen komplex. Daher wird im Rahmen dieser Arbeit ein anderes Vorgehen zur Erstellung von Windlastzeitreihen angewendet.

Die Güte des implementierten numerischen Modells wird über die Vergleichbarkeit des Antwortverhaltens von Modell und realer Struktur beschrieben und für gewöhnlich über den Vergleich modaler Parameter bestimmt. Ein klassisches Verfahren hierzu ist der Vergleich über das *Modal Assurance Criterion* (MAC), wie es in Abschnitt 6.2.4 beschrieben wurde. Eine Vergleichbarkeit der modalen Parameter ist dabei zumeist nur für die unteren, also globalen, Moden erfolgreich. Aufgrund der vielen möglichen, geringen Abweichungen des Modells von der realen Struktur werden sich für höhere Moden immer Unterschiede durch verschiedenartiges Antwortverhalten auf lokaler Ebene ergeben. Für Ingenieurtragwerke sollten sich für die ersten zwei bis drei Biegemoden und den ersten Torsionsmode hohe Übereinstimmungen ergeben. Im Rahmen der hier vorgestellten Untersuchungen konnten allerdings keine Antwortdatensätze von realen Strukturen zur Überprüfung des numerischen Modells herangezogen werden.

Das in diesem Abschnitt realisierte Modell basiert auf einem fiktiven Entwurf einer OWEA Tragstruktur der 5 MW-Klasse, wobei die Gründungsstruktur durch ein Jacket gebildet wird. Als Jacket wird hier eine Gitterturmstruktur bezeichnet, deren Primärstruktur maßgeblich aus vier Eckstielen mit fachwerkartig zwischen den Eckstielen angeordneten Verstrebungen besteht. Dabei bestehen sowohl Eckstiele als auch Verstrebungen aus Stahl-Rundhohlprofilen [Sei07]. Sämtliche Anschlüsse der Streben an den Eckstielen bzw. der Streben untereinander werden als Schweißverbindungen angenommen. Die hier modellierte Jacket-Turm-Struktur folgt in ihren Grundzügen dem Entwurf der REpower Systems SE¹ entsprechend der Realisierung der im Rahmen des Testfeldes *alpha ventus* in der Nordsee errichteten Windenergieanlagen [DOT10; DOT12]. Da Konstruktionsdaten dieser Strukturen nicht öffentlich zugänglich sind, erfolgte die Dimensionierung aller relevanten Komponenten auf Basis vereinfachter statischer Berechnungen unter Einbeziehung von Ersatzlasten. Ein solches Vorgehen wird durch den Verfasser der Arbeit als vertretbar angesehen, da das Ziel der Untersuchungen das Erkennen von Veränderungen im dynamischen Antwortverhalten und

 $^{1 \}quad {\rm seit} \ 2013 \ {\rm umbenannt} \ {\rm in} \ {\rm Senvion} \ {\rm SE}$

dafür die Verwendung exakter Geometrie- und Materialkenngrößen nicht zwingend erforderlich ist.

Gewählt wurde ein 45 m hoher vierseitiger Jacket mit quadratischem Grundriss, dessen Eckstiele zur vertikalen Achse geneigt sind. Jede der vier Seiten des Jackets besitzt vier Fachwerkauskreuzungen. Die gewählten Geometriedaten sind in Tabelle 6.2 zusammengestellt. Der Turm der Windkraftanlage wird als Stahlrohrturm mit über die Höhe nicht veränderlichem Querschnitt modelliert. Konstruktive Details wie Verbindungsflansche, Zugangsöffnungen etc. bleiben im Modell unberücksichtigt. Die gewählten Dimensionen sind gleichfalls in Tabelle 6.2 erfasst. Die Übergangskonstruktion (*transition piece*) zum Anschluss des Turms an den Jacket wurde nur allgemein modelliert. Sie beeinflusst das dynamische Verhalten nicht wesentlich und Schäden in diesem Bereich sind nicht Bestandteil der Untersuchungen. Gleichfalls wird auf die detaillierte Modellierung der Konstruktion zum Anschluss der Eckstiele an die Gründungspfähle verzichtet. Im gleichen Sinne sind sämtliche Bauteile, die keine lastabtragende Funktion besitzen, nicht Bestandteil des Modells. Zu diesen, auch als Sekundärstruktur bezeichneten Komponenten, zählen unter anderem der Bootsanleger (*boat landing*), Kabelführungsrohre (*J-tubes*) sowie Arbeitsplattformen.

Kenngröße	Wert	Einheit
Jacket Höhe	45	m
Jacket Breite unten	25	m
Jacket Breite oben	20	m
Eckstiele Außendurchmesser	800	mm
Eckstiele Wandungsdicke	50	mm
Diagonalstreben Außendurchmesser	550	mm
Diagonalstreben Wandungsdicke	50	mm
Turm Höhe	90	m
Turm Außenduchmesser	5000	mm
Turm Wandungsdicke	90	mm

Tabelle 6.2: Geometrie des OWEA-Modells

6.4.2 Modellbildung der Auflagerung

Die Gründung von Jacketstrukturen erfolgt in der Regel durch zylindrische Hohlpfähle aus Stahl, die an den vier Fußpunkten eines Jackets in den Meeresboden gerammt werden. Je Fußpunkt können dabei ein oder zwei Pfähle appliziert werden. Für das Einbringen der Pfähle inklusive des Anschließens des Jackets haben sich zwei sich konzeptionell unterscheidende Verfahren herausgebildet. Bei dem als *post-piling* bezeichneten Verfahren wird erst die Jacket-Struktur am Meeresboden abgesetzt und anschließend werden die Pfähle durch an das Jacket angeschweißte Führungungsrohre (*pile sleeves*) geführt und in den Boden eingebracht. Einen anderen Ablauf weist das als *pre-piling* bezeichnete Verfahren auf, bei dem zuerst die Pfähle mit Hilfe einer Schablone (*template*) passgenau eingerammt werden und anschließend die Jacketstruktur abgesetzt wird. Dabei werden an den Fußpunkten der Jackets angeschweißte Zapfen in die Pfahlköpfe eingefädelt². Die Verbindung zwischen Pfahlkopf und Jacket-Fußpunkt erfolgt bei beiden Abläufen für gewöhnlich über einen Formschluss mittels Vermörtelung (grouting). Im FE-Modell wird die Art der Anbindung der Jacketfußpunkte an die Pfahlköpfe nicht explizit berücksichtigt, da sie keinen nennenswerten Einfluss auf das dynamische Verhalten ausübt und die Komplexität des numerischen Modells minimal gehalten werden soll.

Die im FE-Modell anzusetzenden Auflagersteifigkeiten werden unter Berücksichtigung sinnvoll angenommener Pfahlgeometrie und Bodenverhältnissen abgeschätzt. Eingang in das Modell fanden Angaben zur Dimensionierung von Pfählen aus [DOT09] für die Verankerung von Jacket-Gründungen der 5M REpower Windenergieanlage im Offshore-Testfeld *alpha ventus* vor der niedersächsischen Nordseeküste. Demzufolge wurden je Jacket-Fußpunkt ein Pfahl mit einem Durchmesser von D = 1,8 m und einer Pfahleinbindetiefe zwischen d = 29 m und d = 42 m eingebracht.

Als Boden wird eine homogene Schicht aus pleistozänen Sanden mit einem E-Modul von $E_s = 40 \text{ MN/m}^2$ und einem Sondierwiderstand von $q_s > 15 \text{ MN/m}^2$ angenommen. Die Pfahleinbindetiefe wird mit d = 40 m festgelegt.

Die Abschätzung der *horizontalen Federsteifigkeit* erfolgt empirisch nach [Hau86]. Auf der Basis von FE-Berechnungen wurde zur Ermittlung der statischen Steifigkeit eines am Kopf eingespannten, schlanken Pfahls der folgende Zusammenhang bestimmt:

$$K_h \approx \left(\frac{E \cdot \kappa}{E_s}\right)^{0,21} \cdot E_s \cdot D,$$

wobei E den E-Modul des Pfahles und D den Pfahldurchmesser darstellen. Der Wert κ berücksichtigt die verminderte Steifigkeit eines Rohrquerschnitts im Verhältnis zum in [Hau86] zugrunde gelegten Vollquerschnitt ($\kappa = J_{\circ}/J_{\bullet}$)und berechnet sich bei einer angenommenen Wandungsdicke des Pfahls von t = 40 mm zu $\kappa = 0,17$.

Die horizontale Federsteifigkeit K_h ergibt sich damit je Pfahl zu

$$K_h \approx 70 \,\mathrm{MN/m}.$$

Die *vertikale Federsteifigkeit* setzt sich aus der äußeren Mantelreibung und dem Spitzendruck zusammen. Eine innere Mantelreibung wird nicht angesetzt. Es wird angenommen, dass sich am Pfahlfuß ein Pfropfen bildet. Die integrierte Mantelreibung ergibt sich damit zu

$$F_{vm} = \tau_{mq} \cdot A_m = 0.12 \,\mathrm{MN/m^2} \cdot 226 \,\mathrm{m^2} = 27.1 \,\mathrm{MN}.$$

Bei einer zur Mobilisierung der Mantelwiderstandskraft erforderlichen maximalen Grenzsetzung von $s_{sg} = 3 \,\mathrm{cm}$ [DGG12] ergibt sich eine Federkonstante für die Mantelreibung von

$$K_{vm} = 27,1/0,03 = 903 \,\mathrm{MN/m}.$$

² so erfolgt bei den Anlagen der Fa. REpower im Offshore-Windpark alpha ventus (Borkum West) [Lor14]

Der Spitzendruck wird mit Bezug auf die angenommenen Bodenverhältnisse mit $\sigma_s = 3.5 \,\mathrm{MN/m^2}$ abgeschätzt. Dementsprechend ergibt sich unter Berücksichtigung von Pfropfenbildung und einer nach [DGG12] entsprechenden Grenzsetzung von $s_g = 0.1D = 18 \,\mathrm{cm}$ eine Federkonstante von

$$K_{vs} = \sigma_s \cdot A_s / s = 3.5 \,\mathrm{MN/m^2} \cdot 2.54 \,\mathrm{m^2/0.18 \,m} = 50 \,\mathrm{MN/m}.$$

Die vertikale Federsteifigkeit K_v ergibt sich aus der Summe von K_{vm} und K_{vs} je Pfahl zu

 $K_v \approx 950 \,\mathrm{MN/m}.$

6.4.3 Modellbildung der Dämpfungseinflüsse

Dämpfung ist die Eigenschaft eines operierenden, dynamischen Systems, mechanische Energie in Wärme zu dissipieren, was in dem Abklingen der Schwingungsamplituden resultiert. Das Dämpfungsverhalten hat einen wesentlichen Einfluss auf die Schwingungsantwort des Systems und muss im Rahmen der vorgesehenen numerischen Analysen ausreichend genau in der Modellierung berücksichtigt werden.

Die Dämpfung einer OWEA wird von verschiedenen Phänomenen beeinflusst. Prinzipiell wird zwischen innerer und äußerer Dämpfungen unterschieden, wobei Material- und Strukturdämpfung zu inneren Dämpfungen zählen und Dämpfungseffekte, die durch die Interaktion der Struktur mit äußeren Medien (z.B. Luft, Wasser, Boden) entstehen, als äußere Dämpfungen bezeichnet werden [WS89].

An einer OWEA wirken neben den grundsätzlich an Windenergieanlagen wirkenden Dämpfungsanteilen aus Material- und Strukturdämpfung ζ_{steel} sowie den aerodynamischen Dämpfungseffekten ζ_{aero} , zusätzliche Dämpfungsanteile ζ_{offsh} , insbesondere Material- und Strukturdämpfung aus der Gründungskonstruktion $\zeta_{\text{offsh}, \text{steel}}$, den hydrodynamischen Dämpfungseffekten $\zeta_{\text{offsh}, \text{hydro}}$ sowie den Dämpfungen aus den Pfahl-Boden-Interaktionen $\zeta_{\text{offsh}, \text{soil}}$ [CV82; TJ+09]. Damit ergibt sich die Gesamtdämpfung einer OWEA-Gründungsstruktur zu

$$\zeta_{\text{offsh}} = \zeta_{\text{offsh, steel}} + \zeta_{\text{offsh, hydro}} + \zeta_{\text{offsh, soil}}.$$
(6.2)

Die Material- und Strukturdämpfung der Gründungskonstruktion basiert im Wesentlichen auf der inneren Energiedissipation in den Stahlbauteilen der Gründungspfähle, des Jackets sowie der Übergangskonstruktion zum Turm. Zusätzlich sind Dämpfungsanteile aus der Groutverbindung zwischen den Pfählen und dem Jacket enthalten. In [CV82] wird für die Material- und Strukturdämpfung ein Dämpfungskoeffizient von $\zeta_{\text{offsh, steel}} = 0,24\%$ angegeben, in [GL 12b] wird ein Wert zwischen $0,2\% \leq \zeta_{\text{offsh, steel}} \leq 0,3\%$ vorgeschlagen, wobei in beiden Quellen die Groutverbindung nicht berücksichtigt ist. Im Rahmen der hier vorgestellten Modellentwicklung zur numerischen Analyse wird die Material- und Strukturdämpfung für die Gründungskonstruktion inklusive Grouting mit

 $\zeta_{\rm offsh,\,steel} = 0.3\,\%$

gewählt. Es sei hier angeführt, dass der Index "steel" nicht explizit den materialbezogenen Dämpfungsanteil des Stahls, sondern die gesamte material- und strukturabhängige Dissipation mechanischer Energie in der Gründungskonstruktion beschreibt.

Die *hydrodynamische Dämpfung* beschreibt die Energieumwandlung durch die Interaktion der Gründungsstruktur mit dem umgebenden Wasser und setzt sich aus der Abstrahldämpfung (radiation damping) und der viskosen hydrodynamischen Dämpfung (viscous hydrodynamic damping) zusammen [CV82].

Die Abstrahldämpfung (oder Dämpfung aus Wellenentstehung) beschreibt dabei die Abgabe von Energie bei der Entstehung von radial verlaufenden Wellen während der oszillierenden Bewegung der Gründungsstruktur im ruhenden Wasser. Diese Art Dämpfung ist frequenzabhängig und proportional zur relativen Geschwindigkeit zwischen Wasser und Struktur. In [CV82] wurde die Dämpfung für einen Zylinder mit veränderlichem Durchmesser von $1,2 \leq D \leq 2,1$ m bei einer Meerestiefe von t = 27 m mit Hilfe der Potentialströmungstheorie erster Ordnung zu $\zeta_{\text{offsh, rad}} = 0,11\%$ bestimmt. In [TJ+09] wird für einen Monopile mit D = 4,7 m und t = 20 m der Wert $\zeta_{\text{offsh, rad}} = 0,22\%$ berechnet. Im Rahmen der hier vorgestellten Modellentwicklung zur numerischen Analyse wird die Abstrahldämpfung mit

 $\zeta_{\text{offsh, rad}} = 0.15 \%$

festgelegt. Dabei gilt es zu berücksichtigen, dass die Werte in der Literatur für Monopiles und nicht für aufgelöste Gründungsstrukturen bestimmt wurden. Zusätzlich unterliegen die angegebenen Werte sehr großer Streuung, was mit den unterschiedlichen Berechnungsannahmen und Randbedingungen erklärt werden kann. Entsprechend unterliegt der Wert für $\zeta_{\text{offsh, rad}}$ einer erheblichen Unsicherheit.

Die viskose hydrodynamische Dämpfung ergibt sich aus der durch den Strömungswiderstand (drag force) der Gründungsstruktur hervorgerufene Energiedissipation. Sie ist proportional zum Quadrat der Relativgeschwindigkeit zwischen Wasser und Struktur. Bei geringem Seegang und den daraus resultierenden kleinen Relativgeschwindigkeiten spielt die viskose hydraulische Dämpfung daher gegenüber der Abstrahldämpfung eine untergeordnete Rolle. In [GL 12b] wird mit Verweis auf die in [CV82] experimentell bestimmten viskose hydrodynamische Dämpfung ein Wert von

 $\zeta_{\rm offsh,\,drag} = 0.15\,\%$

angegeben, der hier übernommen wird.

Die Bodendämpfung entsteht durch die zyklischen Bewegungen der Gründungspfähle im Meeresboden und besteht aus geometrischer Dämpfung und der (inneren) Materialdämpfung [CV82; TJ+09]. Die geometrische Bodendämpfung basiert auf der Wellenentwicklung (Abstrahlung) durch die schwingende Struktur im Boden, ähnlich der hydrodynamischen Abstrahldämpfung. Sie hat für Frequenzen unter 1 Hz einen nur unwesentlichen Anteil an der gesamten Bodendämpfung [TJ+09]. Die innere Bodendämpfung basiert auf komplexen inneren Reibungszuständen und der dabei dissipierten Dehnungsenergie des Bodens und trägt einen signifikanten Anteil an der gesamten Dämpfung der Gründungskonstruktion bei [CV82]. Sie ist stark vom Hysterese-Verhalten und damit vom Bodentyp abhängig. In Abhängigkeit von der spezifischen Bodendämmung wurden in [CV82] Werte für den Dämpfungskoeffizienten von $\zeta_{\text{offsh, soil}} = 0.53 \%$ bzw. $\zeta_{\text{offsh, soil}} = 0.88 \%$ für unterschiedliche Bodenarten ermittelt. In [TJ+09] wurden durch Analysen im Frequenz- und Zeitbereich für eine monopile-gegründete OWEA ein Wert von $\zeta_{\text{offsh, soil}} = 1.0 \%$ bzw. $\zeta_{\text{offsh, soil}} = 0.60 \%$ ermittelt. Im Rahmen der hier durchgeführten Modellentwicklung wird der Boden-Dämpfungsanteil der Empfehlung in [GL 12b] folgend mit

 $\zeta_{\text{offsh, soil}} = 0.8\%$

festgelegt. Die Anteile an der Gesamtdämpfung der Gründungskonstruktion, die sich aus der Material- und Strukturdämpfung der Komponenten sowie aus den Besonderheiten der Offshore-Umgebung ergeben, addieren sich entsprechend Gl. 6.2 zu

$$\zeta_{\text{offsh}} = 0.3 + (0.15 + 0.15) + 0.8 = 1.4\%.$$

Dieser Wert liegt innerhalb des in [GL 12b] beschriebenen Bereichs für in Simulationsrechnungen zu empfehlenden Dämpfungskoeffizienten von $1,1\% \leq \zeta_{\rm add,\,offsh} \leq 1,5\%$. Die *Material- und Strukturdämpfung* der Windenergieanlage ohne Gründungskonstruktion, die maßgeblich aus dem Stahlturm, der Maschine und dem Rotor sowie deren Verbindungselementen besteht, wird gemäß [Hap90; SK02] mit

$$\zeta_{\rm WEA} = 0.5 \%$$

festgelegt.

Die Berücksichtigung der Dämpfung bei der Modellbildung im FEM Berechnungssystem ANSYS R14.5 erfolgt wie auch in Abschnitt 6.2.2 erläutert, mittels Rayleigh-Methode. Bei der Implementierung der Dämpfungseigenschaften werden die beiden Dämpfungsanteile (unterhalb/oberhalb Meeresspiegel) als steifigkeitsproportionale Dämpfung (β -Dämpfung) berücksichtigt. Dies erfolgt getrennt für Jacket und Turm über Materialparameter.

Die massebezogenen Anteile der α -Dämpfung werden ignoriert, da diese aufgrund der sehr geringen Werte nur wenig Einfluss auf die Gesamtdynamik ausüben ($\alpha = 0.045$).

Die β -Dämpfung wird in Bezug auf die Grundeigenfrequenz bestimmt, da sich die Angaben der Dämpfungskoeffizienten hauptsächlich auf die 1. Biegeeigenfrequenz beziehen.

$$\begin{split} \beta &= \zeta/(\pi \cdot f) \\ \beta_{\rm WEA} &= 0.005/(\pi \cdot 0.25\,{\rm Hz}) = 0.0064 \\ \beta_{\rm OFF} &= 0.014/(\pi \cdot 0.25\,{\rm Hz}) = 0.0191 \end{split}$$

6.4.4 Modellbildung der Trägheitseinflüsse

Die Trägheitskräfte aus der Rotor-Turbine-Einheit wurden durch eine Punktmasse am oberen Turmende mit dem in ANSYS vor-implementierten Elementtyp MASS21 berücksichtigt. Die Größe für die Einzelmasse der Rotor-Gondel-Baugruppe basiert auf Angaben für die REpower 5M Turbine [WWE14]:

- \rightarrow Rotor mit Nabe: $m_{\rm rotor} = 120 \, {\rm t}$
- \rightarrow Gondel: $m_{\text{machine}} = 290 \text{ t}$

Alle verteilten Massen aus Jacket und Turm werden programmseitig über das spezifische Gewicht des Stahls von $\gamma = 78,5\frac{kN}{m^3}$ berücksichtigt. Die Massenanteile der Sekundärstruktur (Bootsanleger, Kabelführungsrohre und Arbeitsplattformen) und der Einbauten im Turm wurden aufgrund ihrer geringen Relevanz auf das globale dynamische Verhalten nicht miteinbezogen.

6.4.5 Modellbildung der Strukturschäden

Art und Ort etwaiger Schäden an Jacket-Gründungsstrukturen

Die charakteristische Art der Schädigung für eine aufgelöste Stahlstruktur unter OWEAtypischer zyklischer und dynamischer Beanspruchung ist die Materialermüdung des Stahls in Bereichen hoher Beanspruchung. Der Prozess der Ermüdungsschädigung ist mehrphasig, wie in Abschnitt 2.3.3 beschrieben. Im Rahmen der hier vorgestellten Untersuchungen ist die Phase des stabilen Risswachstums von Interesse, in der die Risslänge a_r in Abhängigkeit von den Amplituden der zyklischen Beanspruchungen linear wächst. Die Ursache für die einen Ermüdungsriss initiierenden Beanspruchungen liegt im allgemeinen in der Kombination von Belastung und geometrischen und/oder materialbasierten Inhomogenitäten. An den lokalen Stellen der zumeist scharfen Übergänge zwischen zwei benachbarten Zonen können zum Teil hohe Spannungsspitzen (Singularitäten) entstehen, die ab einer bestimmten Amplitude ursächlich für eine Materialermüdung sein können (siehe hierzu auch Abschnitt 2.3.3).

Für den Fall der hier betrachteten aufgelösten Gitterstruktur aus Stahlrohr treten die ermüdungsrelevanten Beanspruchungszustände vornehmlich an den Schweißnähten der Rohrknoten im Anschluss der Diagonalstreben an die Eckstiele sowie in den Strebenkreuzen auf. In einer überschläglichen Berechnung der Beanspruchungen am Jacket unter kombinierter Lasteinwirkung am Turmkopf (Horizontalkraft aus Wind am Turmkopf, Horizontalkraft aus Wellen am Jacket und Vertikalkraft aus dem Gewicht des Gondel-Rotor-Systems am Turmkopf) wurde für die weiterführenden Untersuchungen der Anschluss der oberen Diagonalstrebe der untersten Ausfachung an den Eckstiel entsprechend Abbildung 6.6 gewählt. Der Ermüdungsriss befindet sich dabei im oberen Sattelbereich der nach unten verlaufenden Strebe des Doppel-K-Knotens. Der untere Bereich des Jackets wurde neben der hohen Beanspruchung auch deshalb als Schadensbereich gewählt, um für die zu untersuchende Fragestellung der Schadensdetektion mit wenig, ausschließlich über der Wasseroberfläche applizierter, Sensorik einen für die Belastbarkeit der Ergebnisse ausreichend großen Abstand zwischen Schadensort und Aufnehmern zu gewährleisten.


Abbildung 6.6: Örtlichkeit des festgelegten Schadensbereichs für eine mögliche Ermüdungsschädigung

Umsetzung im numerischen Modell

Wie bereits in Abschnitt 6.2.3 für das Labormodell beschrieben, wird bei der Erstellung des FE-Modells einer geschädigten Struktur der Schaden als reduzierte Steifigkeit im gerissenen Querschnitt betrachtet. Die praktische Umsetzung erfolgt im Rahmen dieser Arbeit durch eine separate Modellierung der beiden, durch den Ermüdungsriss separierten, Komponenten und einer nachträglichen Verbindung beider Bauteile über Koppelelemente. Entsprechend besitzen in diesem Bereich die finiten Elemente der beiden benachbarten Komponenten keine gemeinsamen Knoten. Diese Elementknoten beider Bauteile werden anschließend mittels starrer Kopplung in allen sechs Freiheitsgraden verbunden (vgl. hierzu auch Abschnitt 6.2.3). Der Modellierungsfehler durch die Überbrückung mit starren Koppelelementen ohne elastisches Verformungsverhalten ist aufgrund der geringen geometrischen Ausdehnung des Schadensbereiches quer zum Riss (Rissweite) vernachlässigbar. Der Ermüdungsriss im Rohrquerschnitt mit wachsender Risslänge a_r wird dann durch das sukzessive Eliminieren dieser Kopplungen modelliert. Für den Fall des Berücksichtigens der Kontakt-Nichtlinearität im Bereich der Schädigung werden die eliminierten Kopplungen durch Kontaktelemente (CONTA178) ersetzt. Diese besitzen dehnstarres Verformungsverhalten bei Druckbeanspruchung, nehmen bei Rissöffnung aber keine Zugbeanspruchung auf. Damit soll das Durchdringen der Elemente an den Rissrändern bei Druckbeanspruchung verhindert und mögliche Einflüsse auf das dynamische Antwortverhalten des Systems berücksichtigt werden. Der Nachteil der Verwendung von Kontaktelementen liegt klar in dem höheren Rechenaufwand für die nichtlineare Berechnung. Durch das iterative Vorgehen beim Lösen der Gleichungssysteme steigt der zeitliche Aufwand auf das ca. Sechsfache an. Die transiente Berechnung einer einzelnen dynamischen Antwort mit 60000 Zeitpunkten erfordert mit der verwendeten Rechentechnik dann ca. 72h.

Im Schadensbereich wurde der Umfang des Anschlusses in 40 gleichgroße Abschnitte von $l_{\text{elem}} = 43,3 \text{ mm}$ unterteilt und damit die Geometrie der Elementierung festgelegt (vgl. Abbildung 6.7). So wurde sichergestellt, dass sich die für die Kopplung vorgesehenen

Elementknoten lokal gegenüber liegen.



(a) Doppel-K-Knoten mit schematisch dargestelltem Riss



(b) Detail mit modellierten Knotenkopplungen

Abbildung 6.7: Details des numerischen Modells im Bereich des Strukturschadens

In Abbildung 6.7a ist die Lage eines Ermüdungsrisses mit einer Risslänge von $a_r = 693 \,\mathrm{mm}$ beispielhaft als typisches Schadensbild schematisch dargestellt. Diese Risslänge entspricht der Länge von 16 Elementkanten und damit 15 entfernten Kopplungen. Abbildung 6.7b zeigt den Detailbereich im geschädigten Knoten. Die Kopplungen des biegesteifen Anschlusses sind mit blauen Symbolen dargestellt. Im Bereich des Ermüdungsrisses wurden genau diese Kopplungen entfernt. Die in der Abbildung sichtbaren Verbindungen an den oberen und unteren Rohranschlüssen (grau) dienen lediglich dem konstruktiven Anschluss des hier dargestellten Details.

Insgesamt wurden 7 Schadenszustände mit sukzessivem Schadenszuwachs betrachtet. Diese und die zugehörigen Angaben über Anzahl der entfernten Kopplungen, der entsprechenden Risslänge sowie der Restbiegesteifigkeit im Anschluss sind in Tabelle 6.3 aufgelistet. Die Restnormalkraftsteifigkeit als linearer Verhältniswert der offenen Elemente im Bezug zur Gesamtanzahl an Elementen im Anschluss wird hier nicht explizit angegeben.

Schadens-	Anz. entf.	Risslänge a_r	Restbiegesteifigkeit
zustand	Kopplungen	$in \ [mm]$	in [%]
1	5	260	98
2	9	433	91
3	13	606	78
4	17	780	60
5	21	953	40
6	25	1126	22
7	29	1299	9

Tabelle 6.3: Auflistung Schadenszustände mit entsprechenden Schadensmaßen

6.4.6 Modellbildung der Einwirkung

Windlasten sind für OWEA die maßgebliche äußere Belastung, die zudem in ihrer Charakteristik und ihrer Amplitude über die Zeit stark variiert. Weiterhin wird das Dämpfungsverhalten der OWEA im Bereich des Rotors sehr stark von den vorherrschenden Windverhältnissen beeinflusst. Entsprechend ist die Modellierung der auf eine Windkraftanlage einwirkenden Windlast komplex und aufwendig. Im Rahmen dieser Untersuchungen wurde deshalb ein alternativer Weg gewählt. Die in den numerischen Simulationen anzusetzenden Windlastverläufe werden hier aus Beanspruchungs-Messschrieben bestimmt, die an einer Onshore-Windkraftanlage in Höhe der Turmoberkante aufgezeichnet wurden. Dabei wurden die gemessenen Beanspruchungen in einer Vorlaufrechnung in Schnittkräfte umgerechnet, die dann als äußere Kräfte angesetzt werden können. Da parallel gemessene und dokumentierte Kenngrößen über den vorherrschenden Wind vorliegen, konnte eine Klassifizierung der Windlast nach Windgeschwindigkeit und Turbulenzintensität vorgenommen werden und Phänomene bei der Schadensdetektion auf Windlastcharakteristiken hin untersucht werden. Sonstige Lasteinflüsse auf die Gesamtanlage und damit auf deren Struktur bleiben im Rahmen der Modellierung unberücksichtigt. Dies betrifft Temperaturlasten, Lasten aus Betrieb (Anfahren, Bremsen, Verdrehen der Rotorblätter, Drehen der Maschine in den Wind) sowie Wellenlasten. Grund dafür ist, dass diese Lasten nur schwer mit vertretbarem Aufwand realitätsnah im Modell abzubilden sind. Gleichzeitig würde der Aufwand für die Simulationsrechnung selbst signifikant anwachsen. Ausgeglichen werden können diese Ungenauigkeiten der Modellierung am besten durch das Ausselektieren von Windlastmessdaten, die bei in Bezug zur Referenzmessung abweichenden Randbedingungen bzw. Lasteinflüssen aufgezeichnet wurden. Bei einer praktischen Umsetzung des Konzeptes sind dementsprechend alle wesentlichen Lasteinflussfaktoren zu dokumentieren.

Die beschriebene Vorgehensweise birgt allerdings auch einige Herausforderungen. So ist es bspw. komplex, Belastungsprozesse und Umwelteinwirkungen, die einen erheblichen Einfluss auf das dynamische Verhalten einer Struktur haben können, realitätsnah und mit vertretbaren Aufwand zu berücksichtigen. Eine weitere Schwierigkeit besteht in der Berücksichtigung von Kontakten und Reibeffekten, die ebenfalls nur mit erheblichen Aufwand zu modellieren sind und deren numerische Kosten vor allem aufgrund des nichtlinearen Charakters für eine Zeitschrittintegrationsberechnung immens sind. Für die Generierung der erforderlichen Anregungen des dynamischen Systems werden ausschließlich Windlasten mit ihren aerodynamisch-basierten Einflüssen berücksichtigt. Lasten aus Wellen und Strömung, Lasten aus dem Betrieb der Windenergieanlage (Nachfahren der Anlage in den Wind, Bremsen, etc.) sowie weitere, außergewöhnliche, Lasten wie bspw. Eisgang bleiben hier unberücksichtigt. Diese Vereinfachung ist plausibel, da sich der Rotor zur Sicherstellung eines stationären Zustands des dynamischen Systems in Parkposition befinden muss (vgl. Abschnitt 6.6.2). Die Untersuchungen zur Schadensdetektion müssen entsprechend bei mäßiger Windlast durchgeführt werden und die Wellenlast kann in Folge vernachlässigt werden. Weiterhin wird der Einfluss von Strömung und Eisdruck als vernachlässigbar angenommen.

Für die transienten Berechnungen wurden die im Rahmen des Forschungsverbundvorhabens "IMO-Wind" [Rüc10] gemessenen Dehnungs-Zeitverläufe am Turmkopf einer onshore errichteten OWEA-Prototypanlage vom Typ Adwen AD 5-116³ verwendet. Die über den Turmkopfquerschnitt gleichmäßig verteilt an drei Stellen gemessenen Beanspruchungs-Zeitverläufe wurden anschließend in Schnittkräfte (Querkräfte und Momente) umgerechnet. Im Kontext der vorliegenden Arbeit werden diese Schnittkraft-Zeitverläufe nach erforderlicher Konditionierung als äußere Belastungsverläufe in der transienten, numerischen Analyse der OWEA-Tragstruktur verwendet.

Die beschriebene Methodik der Generierung von Windlasten aus Messungen an WEA weist zwei Aspekte auf, die das zu bestimmende dynamische Antwortverhalten des Jackets beeinflussen. Zum einen beinhalten die Beanspruchungs-Zeitschriebe das Eigenschwingverhalten der WEA, an dem sie aufgezeichnet wurden. Dieser systematische Fehler wird aber billigend in Kauf genommen, da der Einfluss auf die in der Schadensdetektion interessanten höheren Frequenzen der zu untersuchenden Struktur gering ist. Der zweite Einfluss betrifft die aerodynamische Dämpfung, die ebenfalls im aufgenommenen Antwortverhalten inkludiert ist. Dieser Umstand bietet den Vorteil, dass der aerodynamische Dämpfungsanteil in den dynamischen Berechnungen zur Schadensdetektion am Jacket berücksichtigt ist, ohne explizit modelliert zu werden.

Zusätzlich zur Lasteinwirkung am Turmkopf wurden Windlastverläufe als Linienlast in Haupt- und Nebenwindrichtung auf den Turm aufgebracht. Die Werte der Belastung sind dabei zu jedem Zeitpunkt proportional zu den am Turmkopf angreifenden Einzellasten in zugeordneter Richtung. Weitere Windlasten, wie bspw. die auf den aus dem Wasser ragenden Teil des Jackets sowie die auf die Übergangsstruktur wirkenden, werden aufgrund ihres geringen Einflusses nicht berücksichtigt.

Die Dehnungs-Zeitverläufe bestehen aus jeweils 30 000 Datenpunkte und wurden mit einer Abtastrate von $f_a = 50$ Hz an der bestehenden Anlage aufgezeichnet [Rüc10]. Dementsprechend beinhaltet jeder Datensatz den Zeitverlauf der Beanspruchung über einen Zeitraum von 10 min. Insgesamt standen Beanspruchung-Zeitverläufe für Windgeschwindigkeiten zwischen v = 2 m/s und v = 22 m/s sowie für Turbulenzintensitäten zwischen $t_i = 4\%$ und $t_i = 30\%$, klassiert nach Windgeschwindigkeit und Turbulenzintensität, zur Verfügung. Die Turbulenzintensität t_i bildet ein Maß für die Variabilität der Windgeschwindigkeit im Messzeitraum. Sie ist mit $t_i = \sigma_v/\overline{v}$ als Verhältnis der Standardabweichung der horizontalen Windgeschwindigkeit σ_v zum Mittelwert der horizontalen Windgeschwindigkeit \overline{v} , bezogen auf Zeitintervalle von 10-Minuten, definiert.

Aufgrund des zwar mittelbaren, aber signifikanten Einflusses des Windes auf die Stationarität des dynamischen Systems und damit auf die Gültigkeit der in Abschnitt 3.1.1 gemachten Annahmen zum linearen zeitinvarianten System wurden für die numerische Analyse nur Beanspruchungs-Zeitverläufe der untersten Windgeschwindigkeitsklasse zwischen v = 2 m/s und v = 4 m/s verwendet, allerdings bei einem breiten Spektrum an Turbulenzintensitäten zwischen $t_i = 4\%$ und $t_i = 28\%$. Da aber die Einschaltwindgeschwindigkeit der AD 5-116 bei $v_{\text{cutin}} = 4 \text{ m/s}$ liegt [ARE06], wurde ein Teil der Datensätze dieser Windgeschwindigkeitsklasse im Anlagenbetrieb, d.h. bei laufendem Rotor, aufgezeichnet. Dies gilt insbesondere für die Datensätze mit hoher Turbulenzintensität. Diese Datensätze können in dieser Arbeit für Untersuchungen zum Einfluss

³ Bezeichnung zum Zeitpunkt des Forschungsvorhabens: Multibrid M5000, zwischenzeitlich: AREVA Wind M5000-116, derzeit Adwen AD 5-116.

des rotierenden Rotors auf den Schadensindikator genutzt werden. Alle insgesamt zehn verwendeten Windlast-Datensätze sind mit ihrer Bezeichnung und Spezifikation in Tabelle 6.4 aufgelistet. Aus ihr geht auch hervor, dass für drei Windlastzustände je zwei Datensätze, für die restlichen vier je ein Datensatz zur Verfügung standen.

Bezeichnung	Windgeschwin-	Turbulenzinten-	Turbulenzinten-
Windlastdatei	digkeit v in $[m/s]$	sitätsklasse TIK	sität t_i in [%]
v2t3i3	2-4	3	6-8
v2t3i4	2-4	3	6-8
v2t4i5	2-4	4	8-10
v2t5i4	2-4	5	10-12
v2t6i3	2-4	6	12-14
v2t7i2	2-4	7	14-16
v2t7i9	2-4	7	14-16
v2t10i3	2-4	10	20-22
v2t13i6	2-4	13	26-28
v2t13i9	2-4	13	26-28

 Tabelle 6.4: Auflistung aller in den num. Simulationen verwendeten Windlastdatensätze und der ihnen zugrunde liegenden Windparameter

Für die Verwendung als Last-Zeitsignal in der numerischen Simulationsrechnung war es erforderlich, die an der realen WEA-Struktur aufgezeichneten Dehnungs-Zeitverläufe zu konditionieren. Dazu wurden die drei folgenden Maßnahmen durchgeführt:

- 1. Die mit einer Abtastfrequenz von $f_a = 50 \text{ Hz}$ und einer Länge von l = 10 minaufgezeichneten Messschriebe wurden mittels Interpolation zwischen den Mess-Stützstellen für eine Lastschrittfrequenz in der transienten Analyse von $f_l = 1000 \text{ Hz}$ angepasst.
- 2. Zur Verstärkung des stochastischen Charakters der Windlast wurde weiterhin ein künstlich erzeugtes weißes Rauschen addiert.
- 3. Für die Anpassung der Lastamplitude wurden die generierten Last-Zeitverläufe über einen konstanten Faktor für eine realistische Beanspruchung der Gründungsstruktur gewichtet. Als Vergleichsgröße diente die Beanspruchung am oberen Ende der Gründungsstruktur, da für diese Kenngröße gleichfalls Messwerte von der o.g OWEA-Prototypstruktur vorlagen.

6.5 Simulation des dynamischen Verhaltens der Jacketstruktur

In diesem Abschnitt werden die numerischen Untersuchungen zur Sensitivität des unterraumbasierten Schadensindikators an einer modellierten Jacketstruktur bezüglich verschiedenartiger Einflüsse hin beschrieben. Dazu wird, vergleichbar mit den Simulationen zur Schadensdetektion an der Laborstruktur, im ersten Schritt die numerische Berechnung der Antwortverläufe für verschiedene Zeiträume im Referenzzustand sowie für die unterschiedlichen Schadenszustände durchgeführt. Auf der Basis der so ermittelten Signalreihen wird die SSDD in ihrer nicht-parametrischen Form angewendet und verfahrensinhärente Parameter hinsichtlich ihres Einflusses auf die Güte der Schadensdetektion untersucht. Darüber hinaus wird der Einfluss von Stärke und Richtung des einwirkenden Windes auf den Schadensindikator ermittelt. Hauptziel der Untersuchung ist hier die Bestimmung der Beeinflussung des Ergebnisses der Detektion durch das nichtlineare Verhalten des dynamischen Systems einer WEA im Betriebszustand.

Der prinzipielle Ablauf der Untersuchungen zur Schadensdetektion an der OWEA-Jacketstruktur wird in Abbildung 6.8 dargestellt. Daraus ist ersichtlich, dass im ersten Schritt Simulationen auf der Basis numerischer Modelle im ungeschädigten Zustand $\mathcal{R}_{0,j}$ bzw. mit eingeführten Schäden $\mathcal{D}_{i,j}$ sowie auf Basis der variierenden Lastparameter Windstärke und Windrichtung eine Auswahl an Antwortverläufen $\mathcal{Y}_{0,j}$ bzw. $\mathcal{Y}_{i,j}$ entsprechend der Schadens- und Belastungsgrößen durchgeführt werden. Nach Datenvorauswertung entsprechend der gewählten Sensoranzahl und -lage, der Signallänge und der Abtastrate sowie für die zu untersuchenden Schadenszustände und Windbelastungen werden im zweiten Schritt aus den Antwortverläufen $\mathcal{Y}_{0,j}$ und $\mathcal{Y}_{i,j}$ mittels SSDD die χ^2 -Werte als Schadensindikatoren bestimmt und deren Verlauf in Bezug auf die Aufgabenstellung bewertet.



Abbildung 6.8: Ablaufdiagramm für die Untersuchungen zur Schadensdetektion an der OWEA-Jacketstruktur

6.5.1 Wahl der Zeitschrittweite

Zielsetzung und Vorgehensweise für die Festlegung der Zeitschrittweite wurden bereits in Abschnitt 6.1.2 erläutert. Für den vorliegenden Fall einer jacketartigen Gründungsstruktur für OWEA ergaben numerische, modalanalytische Voruntersuchungen, dass die untersuchten Ermüdungsrisse Moden mit zugehöriger Eigenfrequenz ab ca. f = 20 Hz beeinflussen. Gemäß [ANS13; SGM00] sollte für eine zuverlässige numerische Simulation die höchste Eigenschwingung von Bedeutung mit mindestens 20 Zeitschritten abgebildet werden. Das heißt, dass die Zeitschrittweite τ mindestens dem Reziprok aus der 20-fachen Eigenfrequenz dieser Eigenschwingung entsprechen sollte $\tau \leq (20f)^{-1}$. Um Schäden in einem möglichst frühen Stadium erfassen zu können, wurde die Eigenfrequenz der höchsten relevanten Eigenschwingung zur Detektion von Ermüdungsrissen an der Jacketstruktur auf f = 50 Hz festgelegt. Daraus ergibt sich für die Durchführung der numerischen Simulationen von Antwortverläufen eine nominelle Zeitschrittweite von

$$\tau = 0,001 \, {\rm s}$$

Zur Kontrolle der Genauigkeit dieser Annahme wurde in einer Testserie die Abhängigkeit des relativen Fehlers in der Abbildung des Schwingverhaltens von der gewählten Zeitschrittweite untersucht. Dazu wurden Rechnungen mit unterschiedlichen Zeitschrittweiten durchgeführt und das Konvergenzverhalten des relativen Fehlers betrachtet. Als Bezug wurde eine mit einer Zeitschrittweite von $\tau_{\rm ref} = 0,0005$ s bestimmte dynamische Antwort festgelegt. Als Bezugsgröße für die Beschreibung der Unterschiede in den dynamischen Antworten wurde der bekannte und in Kapitel 4 definierte χ^2 -Test-Parameter verwendet. Wie im Verlauf dieser Arbeit hinlänglich beschrieben, kann das Residuum Veränderungen im Schwingverhalten einer Struktur sehr gut abbilden. Der relative Fehler wurde dann entsprechend

$$f_e = \frac{|\chi_\tau^2 - \chi_{\rm ref}^2|}{\chi_{\rm ref}^2}$$

bestimmt, wobei χ^2_{τ} den Testwert unter der Zeitschrittweite τ und χ^2_{ref} den Testwert unter der Referenzschrittweite $\tau_{\text{ref}} = 0,0005 \text{ s}$ darstellen. Die numerischen Berechnungen erfolgten an der geschädigten Struktur, wobei der Schaden "D1" mit einer Rissweite von $a_r = 654 \text{ mm}$ (13 gelöste Knotenverbindungen) festgelegt wurde. Das geometrisch nichtlineare Verhalten der Struktur im Bereich des Schadens, wie in Abschnitt 6.4.5 beschrieben, wurde berücksichtigt (Kontaktdefinition). Für die Bestimmung der χ^2 -Testwerte wurden insgesamt 9 3D-Sensoren verwendet, die über die Höhe der Jacketstruktur verteilt sowohl an den Eckstielen als auch an den Diagonalstreben angeordnet waren. Entsprechend gingen 27 Antwortverläufe in Form von Beschleunigungen in die Berechnung ein.

Das Ergebnis der Untersuchungen zum Konvergenzverhalten des relativen Fehlers f_e in den Berechnungen der Schwingungsantwort mit Bezug auf die Zeitschrittweite ist in Abbildung 6.9 dargestellt. Der Verlauf des relativen Fehlers zeigt, dass bereits ab einer Zeitschrittweite von $\tau = 1/500$ s eine ausreichend genaue Berechnung der dynamischen Antwort möglich ist. Die gewählte Zeitschrittweite von $\tau = 1/1000$ s kann daher als konservativ "auf der sicheren Seite liegend" angesehen werden. Das Ergebnis bestätigt auch die oben beschriebene Forderung, die Wahl der Zeitschrittweite auf das Reziprok der 20-fachen Eigenfrequenz der höchsten relevanten Eigenschwingung zu beziehen. Bei einer ausreichend kleinen Zeitschrittweite von $\tau = 1/500$ s besitzt die zugehörige höchste Eigenschwingung eine Eigenfrequenz von f = 25 Hz, was etwas oberhalb der modalanalytisch bestimmten 20 Hz liegt.



Abbildung 6.9: Relativer Fehler der Schwingungsantwort in Bezug auf die Zeitschrittweite

6.5.2 Durchführung der transienten Berechnungen

Zur Durchführung der transienten Berechnungen bietet ANSYS mehrere Methoden unterschiedlicher Komplexität an, die bereits in 6.1.2 beschrieben wurden. Für eine Anwendung der transienten Analyse zur Simulation des dynamischen Antwortverhaltens von OWEA-Gründungsstrukturen konnte in Vorbetrachtungen nicht eindeutig ausgeschlossen werden, dass die Anwendung vereinfachter Verfahren entsprechend Abschnitt 6.1.2 das Ergebnis der Simulation in einem Maße verfälsche, das insbesondere Untersuchungen zur Sensitivität der SSDD ausschließe. Entsprechend wurde in der vorliegenden Untersuchung die Methode der vollständigen Systemmatrizen gewählt und eine hohe Anzahl Beschleunigungs-Zeitverläufe sowohl für den Referenzzustand als auch für den sukzessiv geschädigten Zustand generiert.

Dabei beinhaltet jeder Datensatz den Verlauf der Beschleunigung an jedem Knoten des FE-Modells mit den folgenden Kenngrößen:

Abtastrate: Entsprechend der nach Abschnitt 6.5.1 gewählten Zeitschrittweite ergibt sich für den simulierten Zeitverlauf eine Abtastfrequenz von $f_a = 1000$ Hz. Prinzipiell werden die Untersuchungen mit dieser Abtastrate durchgeführt, um im Detektionsverfahren ein möglichst umfangreiches Antwortspektrum einsetzen zu können. Im Rahmen von Untersuchungen zur Datenreduktion wird die Abtastrate sukzessive um einen Faktor "i" reduziert, in dem nur jeder *i*-te Datenwert mit Bezug auf die Aufgabenstellung berücksichtigt wird.

Datensatzlänge: Jeder Datensatz beinhaltet einen Zeitverlauf mit einer Dauer von t = 60 s. Bei o.g. Abtastrate $f_a = 1000$ Hz ergibt sich eine maximale Datensatzlänge von $n_{\text{data}} = 60\,000$ Datenpunkten. Während zur Bestimmung der Referenzmatrix \hat{S}_0 sowie der χ^2 -Testwerte die Messdatensätze unverarbeitet für die Erstellung von Block-Hankelmatrizen $\hat{\mathcal{H}}_0$ verwendet werden, müssen zum Aufbau der Residuenkovarianzmatrix $\hat{\Sigma}$ in Gleichung (4.27) die Messdatensätze zerlegt werden, um die Anzahl an

Datensätzen zur Ermittlung von $\hat{\Sigma}$ zu erhöhen. Die Anzahl der Teildatensätze n_b ergibt sich dabei aus der für jedes Setup gewählten Anzahl Datenpunkte N_b für die einzelnen Teildatensätze (vgl. hierzu auch Abschnitt 4.3.2).

Die erforderliche Größe der Block-Hankelmatrizen $\hat{\mathcal{H}}_0$, also die Anzahl der Ausgangskovarianzmatrizen \hat{R}_i in $\hat{\mathcal{H}}_0$ nach Gl. (4.9) ergibt sich, wie in Abschnitt 4.2.1 beschrieben, aus der a priori unbekannten Modellordnung des dynamischen Systems. Die Ordnung des Systems kann aus der Singulärwertmatrix Δ nach Gleichung (4.16) in Abschnitt 4.2.2 abgeschätzt werden, die das Resultat der Singulärwertzerlegung einer ausreichend groß gewählten Hankelmatrix ist (vgl. Abschnitt 3.4.5). Demzufolge wird das Abschätzen der optimalen Größe der in der Schadensdetektion zu verwendenden Hankelmatrizen als iterativer Prozess beschrieben. Dabei muss erwähnt sein, dass bei Messdaten mit geringen Rauschanteilen lediglich der erhöhte Rechenaufwand der einschränkende Faktor bei der Wahl der zu verwendenden Größe der Hankelmatrizen darstellt.

Wie bereits im Abschnitt 6.4.5 beschrieben, ist das nichtlineare Öffnungs-Schließverhalten des Ermüdungsrisses in der Berechnung berücksichtigt worden, in dem an den Knoten der Rissufer Kontaktelemente angeordnet wurden.

Die Selektion der für die Schadensdetektion entsprechend der ausgewählten Sensororte zugehörigen Beschleunigungs-Zeitverläufe aus dem von ANSYS erstellten Datensatz des Gesamtergebnisses erfolgt in einer Nachlaufrechnung.

6.5.3 Berücksichtigung der Windrichtung

Weiterhin wird das Maß der Schadensdetektion entscheidend von der Richtung des angreifenden Windes beeinflusst. Der Wind, der in der selben Richtung einwirkt, in der sich der Ermüdungsriss öffnet und schließt, ruft eine deutlich stärkere Änderung der dynamischen Strukturantwort durch den Schaden hervor als ein 90° dazu verdreht einwirkender Wind. Aus diesem Grund werden diese beiden Windrichtungen als Extremfälle (maximaler bzw. minimaler Einfluss) in den Untersuchungen zur Schadensdetektion berücksichtigt. Das bedeutet, dass für alle berücksichtigten Kombinationen aus Schadenszustand und Lastdatei je zwei Antwortdatensätze berechnet werden. Dabei wird die Richtung des Windes in Orientierung des sich öffnenden bzw. schließenden Schadens als Hauptwindrichtung (HWR) und die Richtung quer zur Hauptwindrichtung als Nebenwindrichtung (NWR) bezeichnet.

6.5.4 Zusammenstellung aller berechneten Antwortdatensätze

Bei der Zusammenstellung der berechneten Antwortdatensätze wird grundsätzlich zwischen dem ungeschädigten und geschädigten Zustand entsprechend Abschnitt 6.4.5 unterschieden. Der ungeschädigte Zustand wird nachfolgend als Schadenstyp "O" bezeichnet. Es sei hier noch einmal darauf hingewiesen, dass sich generell, also auch innerhalb eines einzelnen Schadenszustandes, alle generierten Antworten unterscheiden, da im Fall gleicher Windlast (Turbulenzintensität) für jede Berechnung ein anderer 60-Sekunden-Zeitabschnitt aus den 10-minütigen Aufzeichnungen der Windbeanspruchung angewendet wurde. Insgesamt wurden für die numerische Simulation der Schadensdetektion 215 Datensätze mit Beschleunigungs-Zeitverläufen an allen Knoten des numerischen Modells bestimmt.

Für den ungeschädigten bzw. Referenzzustand standen insgesamt 100 numerisch generierte Antworten zur Verfügung, wobei 50 Datensätze für Wind in Hauptwindrichtung (HWR) und 50 Datensätze für Wind in Nebenwindrichtung (NWR) stehen. Innerhalb einer Windrichtungsserie unterschieden sich die Daten in der als Eingabeparameter angewendeten Windlast. Dabei wurde das gesamte Spektrum an variierender Turbulenzintensität gemäß Tabelle 6.4 berücksichtigt.

Für den simulierten, wachsenden Ermüdungsriss am Anschluss Strebe-Eckstiel wurden insgesamt 73 Antwortdatensätze für die verschiedenen Schadenszustände (Rissweiten) generiert. Davon entfallen 48 Antworten einer Belastung in HWR und 25 Antworten einer Belastung in NWR.

Eine tabellarische Auflistung aller generierten Antwortdatensätze sowie die Zuordnung des jeweils verwendeten Windlastdatensatzes findet sich in den Tabellen B.1 und B.2 des Anhangs B.

6.6 Schadensdetektion und Analyse des Schadensindikators

6.6.1 Einleitung

Zur Bestimmung der Leistungsfähigkeit der im Rahmen der Arbeit vorgestellten Schadendetektionsmethode SSDD in einem quantitativen Kontext wird diese auf die numerisch generierten und in Abschnitt 6.5.4 zusammengefassten Messdatensätze (Antwortdatensätze) angewendet und verschiedenartige Einflüsse auf den resultierenden Schadensindikator betrachtet. Diese Einflussfaktoren beziehen sich grundsätzlich auf die Intensität der Anregung, die Art, Größe und Lage der Schäden, auf Signalkenngrößen sowie auf methodikinhärente Kenngrößen wie bspw. die gewählte Größe der Hankelmatrix oder die Modellordnung.

Wie im Abschnitt 6.4.6 erläutert, werden als Eingangsgröße für die numerischen Simulation der Jacket-Gründungsstruktur ausschließlich Windlasten herangezogen. Die in der Simulation verwendeten Belastungen resultieren aus mehreren Aufzeichnungen bei mäßig variierenden Windgeschwindigkeiten zwischen 2 und 4 m/s und bei gleichzeitig deutlich variierender Turbulenzintensität zwischen 6 % und 28 %. Da die Schwingungsantwort einer Struktur bekanntlich nicht nur von der Art der Anregung, sondern gleichfalls von der eingetragenen Anregungsenergie abhängt, wird eine Analyse des Einflusses der Windlasten auf die Schadensindikation durchgeführt. Dazu werden Simulationen mit zunehmender Windlast bei konstanten Schadensmaß ausgewertet.

Die Schadensindikation wird, wie in Abschnitt 6.5.3 erläutert, durch die Richtung des angreifenden Windes beeinflusst. Diesem wird durch die Anwendung des Schadendetektionsverfahrens sowohl für Windlast in Hauptwindrichtung (HWR), also in Richtung des sich öffnenden und schließenden Risses, als auch für Windlast in Nebenwindrichtung (NWR), entsprechend 90° dazu verdreht, berücksichtigt.

Im Rahmen dieser Untersuchungen werden ausschließlich Schäden in Form von Ermüdungsrissen betrachtet, die in den Schweißverbindungen der Diagonalstreben an den Eckstielen der Jacketstruktur angenommen werden.

6.6.2 Untersuchungen zum Einfluss der Windstärke

Im Vorfeld der eigentlichen Untersuchungen zur Schadensdetektion an der Jacket-Gründungsstruktur wird der Einfluss der zugrunde liegenden Windlast auf den Schadensindikator untersucht. Dabei wird erwartet, dass bei gleichbleibenden Randbedingungen eine zunehmende Windlast aufgrund der damit verbundenen zunehmenden Anregungsenergie in einem Anstieg des Schadensindikators resultiert.

Die Untersuchungen zum Einfluss der Windstärke basieren auf den folgend benannten Festlegungen bzgl. der Randbedingungen.

Anzahl und Lage der Sensoren

Anzahl und Lage der Sensoren besitzen einen signifikanten Einfluss auf die Sensitivität des χ^2 -Wertes. Die Untersuchungen basieren auf Signalverläufen von vier (simulierten) 3D-Beschleunigungssensoren, die an den vier in vertikaler Ausrichtung mittigen Doppel-K-Knoten positioniert sind (vgl. Abbildung 6.10).



Abbildung 6.10: Sensorsetup und Schadensposition für die Analyse des Windstärkeeinflusses

Lage und Umfang des Schadens

Für die Untersuchung des Windeinflusses wird als Schaden ein Ermüdungsriss im Anschlussbereich Eckstiel-Strebe nach Abschnitt 6.4.5 festgelegt. Die gewählte konstante

174

Ermüdungsrisslänge ist $a_r = 14 \times 43,31 = 606 \text{ mm}$. Sie ergibt sich aus der Anzahl von 13 gelöschten Knotenverbindungen und der Elementkantenlänge im Rissbereich von $l_{\text{elem}} = 43,31 \text{ mm}$ (vgl. Abschnitt 6.4.5). Die Lage des Schadens geht aus Abbildung 6.10 hervor.

Windstärke und -richtung

Wie in Abschnitt 6.4.6 beschrieben, werden im Rahmen der Untersuchungen zum Schadensindikator prinzipiell nur Windlastdatensätze angewendet, bei denen die Windgeschwindigkeit zwischen $v_{\min} = 2 \text{ m/s}$ und $v_{\max} = 4 \text{ m/s}$ variiert. Damit soll ein instationäres Antwortverhalten der Struktur vermieden werden. Entsprechend der Einschaltwindgeschwindigkeit der WEA, an der die Beanspruchungsverläufe aufgezeichnet wurden, von $v_{\text{cutin}} = 4 \text{ m/s}$ (vgl. Abschnitt 6.4.6) ist davon auszugehen, dass sich die Anlage im überwiegenden Teil der aufgezeichneten Verläufe in der sogenannten Parkposition befand und der Rotor dementsprechend keine Drehbewegung ausführte. Allerdings variiert die Turbulenzintensität innerhalb des beschriebenen Windgeschwindigkeitsbereichs für die einzelnen Datensätze zwischen $i_v = 6\%$ und $i_v = 28\%$ (vgl. Tabelle 6.4). Für die Untersuchungen wurden Windlastdatensätze für alle zur Verfügung stehenden Turbulenzintensitäten verwendet.

In den Untersuchungen zum Einfluss der Windlast wird die Windrichtung in Bezug auf den Schaden konstant gehalten. Für alle Berechnungen wird als Einwirkung Wind in Hauptwindrichtung angenommen.

Anwendung SSDD

Zur Bestimmung der *Referenzmatrix* \hat{S}_0 nach 4.2.2 werden aus drei Datensätzen im ungeschädigten Zustand die jeweiligen Block-Hankelmatrizen $\hat{\mathcal{H}}_{0,i}$ nach Gl. (4.9) bestimmt und durch Mittelwertbildung zu $\hat{\mathcal{H}}_0$ überführt. Die Größe der Block-Hankelmatrix ist in Abhängigkeit von der vorhandenen Systemordnung abzuschätzen. Dabei wird die Anzahl Spalten und Reihen in $\hat{\mathcal{H}}_0$ durch die Anzahl der Messkanäle r sowie durch die Anzahl von Ausgangskovarianzmatrizen und damit durch Anzahl der berücksichtigten Zeitschrittverschiebungen bestimmt (siehe hierzu Abschnitt 4.2.1).

In einem zweiten Schritt wird für den ungeschädigten Zustand die Residuenkovarianzmatrix $\hat{\Sigma}$ gemäß Gl. (4.27) aufgebaut. Für eine robuste Schadensdetektion ist es erforderlich, beim Aufbau von $\hat{\Sigma}$ möglichst viele Residuen ζ nach Gl. (4.21) zu berücksichtigen. Für den Fall einer ausreichend großen Signallänge ist es dementsprechend sinnvoll, Messreihen zu zerlegen, um auf diesen Weg eine größere Anzahl verschiedener Residuen ζ zu erhalten. Dabei ist zu berücksichtigen, dass es ab einer bestimmten Kürze der Messreihen zu einem signifikanten Verlust an Informationen kommt, was in einer abgeminderten Aussagekraft der Schadensdetektion führt. Für die vorliegende Analyse wurden zur Bestimmung der Residuenkovarianzmatrix $\hat{\Sigma}$ insgesamt 74 Messdatensätze verwendet, wobei 37 mit Wind in HWR und 37 mit Wind in NWR generiert wurden. Die Analyse bzgl. der Aufsplittung der Datensätze in mehrere Teildatensätze ergab, dass ein optimales Detektionsergebnis mit der Zerlegung der einzelnen Datensätze in 12 Teildatensätze erzielt werden kann. Das entspricht einer entsprechenden Anzahl von 888 Residuen als Eingang zur Berechnung von $\hat{\Sigma}$. In der eigentlichen Testphase werden anschließend die χ^2 -Werte nach Gl. (4.22) als Schadensindikatoren bestimmt. Für die hier behandelten Untersuchungen zum Einfluss der Windlast werden 10 χ^2 -Tests für den ungeschädigten Zustand und insgesamt 28 χ^2 -Tests für die verschiedenen Windlasten (Turbulenzintensitäten) ausschließlich in HWR ermittelt. Die Zusammenstellung aller bei der Untersuchung des Einflusses der Windlast auf den Schadensindikator verwendeten Datensätze, klassifiziert nach deren spezifischen Verwendung im Algorithmus, erfolgt in Tabelle B.1 im Anhang B.

Ergebnis und Diskussion

Unter den o.g. Spezifikationen zum Schaden, zur Sensoranordnung sowie zur Festlegung der verfahrensinhärenten Parameter wurde der in Abbildung 6.11 dargestellte Verlauf der χ^2 -Testwerte bestimmt. Dabei bilden die Marker als Ergebnisse der Tests 1 bis 10 die χ^2 -Werte im Referenzzustand ab. Die rote gestrichelte Linie beschreibt den Grenzwert für die Annahme einer signifikanten Zustandsänderung, der als 1,5facher 98%-Fraktilwert der χ^2 -Werte im Referenzzustand festgelegt wurde.



Abbildung 6.11: Ergebnis der Untersuchung zum Einfluss der Windstärke auf den Schadensindikator

Die Untersuchungen zur Sensitivität des Schadensindikators in Bezug auf die Stärke des einwirkenden Windes ergaben, dass:

- > bei Turbulenzintensitäten $t_i < 14\,\%$ die Größe des Schadensindikators mit der Windstärke zunimmt,
- > der Schadensindikator f
 ür die Turbulenzintensit
 ätsklasse (TIK) 4 h
 öher ausf
 ällt als f
 ür die TIK 5,
-) bei Turbulenzintensitäten $t_i \geq 14\,\%$ der Schadensindikator sehr starken Schwankungen unterlegen ist und auch bei hohen Windstärken kleine Werte annehmen kann.

Als Grund für die höheren Werte des Schadensindikators für die TIK 4 in Bezug auf die Werte für TIK 5 wird angenommen, dass die mittlere Windgeschwindigkeit während

der Messungen bei TIK 4 trotz der geringeren Turbulenzschwankungen höher war und damit die Tragstruktur mit mehr Energie angeregt wurde.

Als Grund für die deutlichen Schwankungen ab TIK 7 wird angenommen, dass die den Berechnungen der Windlastfiles zugrunde liegenden Dehnungsverläufe aus Messungen an der realen WEA-Struktur ab einer Turbulenzintensität von $t_i = 14\%$ im Betrieb aufgezeichnet wurden, der Rotor also in Bewegung war. Die Annahme basiert auf dem Umstand, dass die Dehnungsverläufe in der gewählten Windgeschwindigkeitsklasse bei Windgeschwindigkeiten zwischen v = 2 m/s und v = 4 m/s bestimmt wurden, gleichzeitig gemäß Datenblatt die Einschaltgeschwindigkeit der AREVA M5000-116 bei $v_{\text{cutin}} = 4 \text{ m/s}$ liegt. Dementsprechend wurden die Messungen bei hohen Turbulenzintensitäten mit hoher Wahrscheinlichkeit durch die periodischen Anteile der Schwingungen der WEA-Struktur bei laufenden Rotor beeinflusst. Die periodisch verlaufende Änderungen des dynamischen Systems verletzen die Annahme der Zeitinvarianz bzgl. des dynamischen Systems als Voraussetzung für die Gültigkeit der verwendeten stochastischen Schwingungsanalyse. Als Folge führt dies zu einer Reduzierung der Zuverlässigkeit der Schadensidentifikation.

Zusammenfassend ergibt sich daraus die beachtenswerte Aussage, dass für eine robuste und zuverlässige Schadensdetektion der Stillstand des Rotors erforderlich ist.

6.6.3 Untersuchungen zum Einfluss der Sensoranordnung

In dieser Untersuchung wird die Sensitivität des Schadensindikators bei dem in Abschnitt 6.4.5 beschriebenen Schadenstyp, einem Ermüdungsriss an der Schweißnaht zwischen Eckstiel und Diagonalstrebe bei variierender Sensoranordnungen analysiert. Ziel der Untersuchung ist dabei die Bestimmung des Einflusses der Entfernung der Aufnehmer zum Schaden und gleichzeitig die Beantwortung der Fragestellung, ob bei einer Applikation der Messaufnehmer oberhalb der Wasseroberfläche eine ausreichend zuverlässige Schadensdetektion ermöglicht werden kann.

Es wurden drei Sensorsetups betrachtet. Die Festlegung der Sensorsetups mit den zugehörigen Sensorpositionen erfolgte auf der Basis von Voruntersuchungen entsprechend der erläuterten Zielstellungen. Die Verwendung generischer Verfahren zur Sensorpositionierung [Che03; Fen+14; Cue+09] wurde aufgrund der Einfachheit der Jacketstruktur und der Eindeutigkeit des Schadensbildes bzgl. des Aufwandes als nicht gerechtfertigt eingestuft. Die Positionen wurden nach folgenden generellen Gesichtspunkten gewählt:

- > bevorzugt an den Eckstielen, da diese im Unterschied zu den Diagonalen der Aussteifungen globale Strukturkomponenten sind, die entsprechend an einer deutlich größeren Anzahl von Schwingmoden beteiligt sind
- > in Bezug auf die Knoten des Jackets werden die Sensoren nicht direkt in den Knoten und nicht direkt in den Mittelpunkten zwischen den Knoten appliziert, da diese Bereiche in einer großen Anzahl der Schwingformen Nullpunkte sind und sich damit nicht an der Schwingung beteiligen; die Positionierung erfolgte entsprechend etwa im 1/5-Punkt der jeweiligen Eckstiele

Bei den mit "A", "B" und "C" bezeichneten Sensorsetups wurden jeweils vier Aufnehmer in gleicher Höhe an den Eckstielen des Jackets appliziert (vgl. Abbildung 6.12). Prinzipiell kamen bei der virtuellen Applikation der Messaufnehmer ausschließlich dreiaxiale Beschleunigungssensoren zum Einsatz. Dies erlaubt die Aufnahme einer dreidimensionalen Schwingungsantwort für jede Sensorposition, was im Vergleich zu eindimensionaler Sensorik einen signifikanten Informationszuwachs über das Schwingverhalten der Struktur bei gleichem Aufwand für Applikation und Wartung der Messtechnik zur Folge hat.



Abbildung 6.12: Gemeinsame Darstellung der Sensorsetups A, B und C sowie der Schadensposition

In Abbildung 6.12 sind die drei betrachteten Sensorsetups A, B und C sowie die Örtlichkeit des Schadens für die Simulationsrechnungen gemeinsam dargestellt. Es ist zu erkennen, dass im *Sensorsetup A* die vier Beschleunigungsaufnehmer in einer Ebene kurz unterhalb der obersten Anschlüsse der Diagonalstreben an die Beine appliziert sind. Damit liegen sie auch bei Tidehochwasser deutlich oberhalb der Wasseroberfläche. Aufgrund der sehr guten Zugänglichkeit und dem damit verbundenen geringen Aufwand für Installation und Wartung bietet dieses Setup erhebliche Vorteile in Bezug auf Kosten, Zuverlässigkeit und Robustheit des Monitoringsystems. Es muss aber erwähnt werden, dass aufgrund der sehr hohen Anprallkräfte aus sich brechenden Wellen bei extremen Windereignissen besondere Schutzmaßnahmen erforderlich sind.

Im Sensorsetup B liegen die vier Beschleunigungsaufnehmer bezüglich der vertikalen Ausdehnung der Struktur in der Mitte, ebenfalls kurz unterhalb der Anschlüsse der Diagonalstreben. Bei dieser Anordnung wird der mögliche Abstand zu einem potentiellen Schaden minimiert (vertikal mittige Anordnung in der Struktur). Als Nachteil ist bei diesem Setup zu benennen, dass die Sensorik unter der Wasseroberfläche liegt, was einen erheblichen Aufwand für die Installation und Instandhaltung mit sich bringt.

Im Sensorsetup C liegen die vier Beschleunigungsaufnehmer in einer Ebene in unmittelbarer Nähe zum Schaden. Aufgrund des hohen Aufwandes für die Applikation

und der erhöhten Ausfallanfälligkeit (Wassertiefe, Kabellänge) ist dieses Setup weniger praktikabel. Es ist nur dann von Zweckhaftigkeit, wenn die Wahrscheinlichkeit für eine Schädigung in genau dieser Ebene der Diagonalstrebenanschlüsse sehr hoch ist. Allerdings ist für eine umfassende qualitative Beschreibung des Einflusses der Sensorpositionen auch die Betrachtung dieses Setups von Bedeutung.

Numerische Simulation

Alle drei durchgeführten Untersuchungen der Sensor-Setups A, B und C erfolgten ausschließlich bei Windbeanspruchungen der Windgeschwindigkeitsklasse 2 (Windgeschwindigkeit zwischen v = 2 m/s und v = 4 m/s) und der Turbulenzintensitätsklasse 4 (Turbulenzintensitäten zwischen $t_i = 8 \%$ und $t_i = 10 \%$). Damit wurden Variationen im Schadensindikator (χ^2 -Wert) aufgrund unterschiedlicher Windstärke eingeschränkt. Die Turbulenzintensitätsklasse 4 wurde gewählt, da sie innerhalb der gewählten Windgeschwindigkeitsklasse ($2\text{m/s} < v_{wind} \le 4\text{m/s}$) häufig auftritt aber, wie in Abschnitt 6.6.2 gezeigt, nicht zum Einschalten der Turbine führt und damit die Voraussetzung eines Betriebszustandes "Parkposition" erfüllt.

Zur Simulation unterschiedlicher Messzeitpunkte innerhalb des oben beschriebenen Windlastbereiches wurden verschiedene Windlastdatensätze angewendet. Dazu wurde der Windlastdatensatz t04i05 entsprechend der Messdauer von $\Delta t = 10 \,\mathrm{s}$ in 9 Teile segmentiert (vgl. hierzu auch Tabelle 6.4 in Abschnitt 6.4.6)) und zufällig den numerisch zu generierenden Messdatensätzen zugeordnet. Demzufolge können die χ^2 -Werte auch innerhalb eines Schadenzustandes variieren.

Zusätzlich wurde der Einfluss der Windrichtung in Bezug auf den Schaden untersucht. Dazu wurden die einwirkenden Lasten einerseits so orientiert, dass die resultierende Biegebeanspruchung das Öffnen und Schließen des Ermüdungsrisses verursacht (Hauptwindrichtung HWR). Als einen zweiten Lastfall wurde die Windkraft orthogonal zur Hauptwindrichtung angreifend orientiert (Nebenwindrichtung NWR), was den Einfluss der Beanspruchung auf den Ermüdungsriss minimiert (vgl. hierzu auch Abschnitt 6.4.6).

Die Untersuchungen erfolgten mit sukzessiv wachsendem Schaden in Form eines Ermüdungsrisses mit einer Risslänge zwischen $a_r = 260 \text{ mm}$ und $a_r = 1126 \text{ mm}$, was einer Entfernung von 5 bzw. 25 Kopplungen im numerischen Modell entspricht (vgl. hierzu auch Tabelle 6.3 in Abschnitt 6.4.5)).

Jede Berechnung beinhaltet 60 000 Lastschritte bei einer Abtastfrequenz von $f_a = 1000 \,\text{Hz}$. Folglich entspricht jeder berechnete Messdatensatz einer Messung von 60 s Länge. (vgl. hierzu auch Abschnitt 6.5.2).

Schadensdetektion (SSDD)

Wie in Abschnitt 4.5 beschrieben, wurden für den definiert ungeschädigten Zustand des Tragwerks sowohl die Referenzmatrix (REF) als auch die Residuenkovarianzmatrix (RCM) jeweils aus einer festgelegten Anzahl Messungen aufgestellt. Für die sich anschließende Testphase zur Bestimmung des aktuellen Zustandes werden Residuenvektoren aus den entsprechend aktuellen Messreihen bestimmt.

Parameter	\mathbf{Symbol}	Wert	Kommentar
Anzahl Sensoren	r	12	vgl. Gl. 4.9
Abtastfrequenz	f_a in [Hz]	1000	vgl. Gl. 4.9
Anzahl Messpunkte	m	60000	vgl. Gl. 4.9
Dimension Block-Hankelmatrix	p+1=q	3	vgl. Gl. 4.9
Anzahl Datensätze für REF	$n_{\hat{S_0}}$	3	vgl. Gl. 4.9
Anzahl Datensätze für RCM	$n_{\hat{\Sigma}}$	49	vgl. Gl. 4.9
Anzahl Datenpunkte für RCM	$\bar{m_{\hat{\Sigma}}}$	5000	vgl. Gl. 4.9
Anzahl Datensätze in Testphase	n_{χ^2}	60	vgl. Gl. 4.9

Tabelle 6.5: SSDD-Parametersatz für die Untersuchung zur Sensoranordnung

Die im Rahmen dieser Untersuchung festgelegten Parameter entsprechend Abschnitt 4.5 sind in Tabelle 6.5 aufgelistet.

Für die Testphase wurden 12 Messdateien im ungeschädigten Zustand bei unterschiedlicher Windstärke und -richtung genutzt. Für den geschädigten Zustand wurden ausschließlich Windlastdateien für eine Turbulenzintensität der Klasse 4 ($t_i = 8 - 12\%$) verwendet. Für jeden der untersuchten Schadenszustände wurden 4 Messungen mit Windlast in Hauptwindrichtung (HWR) sowie 4 Messungen mit Windlast in Nebenwindrichtung (NWR) ausgewertet. Die genaue Zuordnung der zur Erstellung von REF und RCM sowie der in der Testphase verwendeten Messdatensätze und der entsprechend zugrunde liegenden Windlastdatensätze erfolgt in Tabelle B.2 in Anhang B.

Ergebnis und Diskussion

Die Ergebnisse der durchgeführten Untersuchungen zur Sensoranordnung sind in den Diagrammen der Abbildungen 6.13 (Setup A), 6.14 (Setup B) und 6.15 (Setup C) dargestellt. Die betrachteten Schadenszustände werden durch verschiedene Markerformen gekennzeichnet. Zur Unterscheidung der Richtung der auf die Tragstruktur einwirkenden Windlast während des jeweils durchgeführten Tests werden zwei verschiedene Farben für HWR und NWR entsprechend der Legenden verwendet.

Der Grenzwert für eine signifikante Veränderung des χ^2 -Wertes wird als 95%-Fraktilwert der normalverteilten χ^2 -Stichprobe im ungeschädigten Zustand definiert. Im Rahmen dieser Arbeit hat dieser Wert rein informativen Charakter und entspricht keiner normativ geregelten Forderung. Bei einem realen Einsatz der SSDD kann die Aussagesicherheit eines so definierten Grenzwertes durch einen ausreichend großen Stichprobenumfang abgesichert werden.

Die Diagramme zeigen vornehmlich, dass es mit allen drei Sensoranordnungen möglich ist, den Ermüdungsschaden an einer Schweißnaht im Anschlussbereich Eckstiel -Strebe zu detektieren. In Abhängigkeit von der Entfernung der Messaufnehmer vom Schaden gelingt die Schadensdetektion in einem mehr oder weniger frühen Stadium der Rissentwicklung.

Weiterhin ist ersichtlich, dass in nahezu allen Fällen die χ^2 -Werte für die Windbeanspruchung in Nebenwindrichtung (NWR) niedriger ausfallen als die für die Windbeanspruchung in Hauptwindrichtung (HWR).



Abbildung 6.13: Ergebnis für Auswertung A, Versuch 1



Abbildung 6.14: Ergebnis für Auswertung B, Versuch 1



Abbildung 6.15: Ergebnis für Auswertung C, Versuch 1

Auf der Grundlage der numerischen Simulation zur Generierung von Beschleunigungs-Messreihen ist eine eindeutige Detektion des Schadens bei den in Tabelle 6.6 aufgeführten Schadensausmaßen möglich. Zu berücksichtigen sind dabei die Abhängigkeit des Ergebnisses vom entsprechenden Sensor-Setup sowie der getroffenen Annahmen bezüglich der Belastung und Anregung durch Wind und Wellen.

Tabelle 6.6: Zusammenhang zwischen Sensor-Setup und Größe des frühestmöglichsicher detektierbaren Schadens

	Schaden	Schaden	rel. Restbiege-
	num. Modell	real. Tragwerk	steifigkeit
Sensor-Setup "A"	17 Knoten	$780 \mathrm{~mm}$	60 %
Sensor-Setup "B"	09 Knoten	433 mm	91~%
Sensor-Setup "C"	05 Knoten	260 mm	98~%

6.6.4 Untersuchungen zur Abtastfrequenz

Neben dem Einfluss der Sensoranordnung wurde auch der Einfluss der Abtastfrequenz f_a der Messungen auf den unterraumbasierten Schadensindikator untersucht. Ziel war hier, auf Basis des bestimmten Einflusses sich ergebende Anforderungen an ein Messsystem zur Schadensüberwachung von Offshore-Gründungsstrukturen definieren zu können.

Ein Einfluss der Datensatzlänge wurde nicht untersucht, da die generierten Messungen mit einer Länge von 60 s bei einer Abtastfrequenz von 1000 Hz bereits zu ausreichend guten Detektionsergebnissen führten, eine Reduzierung der Datensatzlänge aber aus messbetrieblichen Gesichtspunkten als nicht notwendig angesehen wird.

Numerische Simulation und Schadensdetektion (SSDD)

Für die Untersuchungen zur Abtastfrequenz wurden das Sensorsetup A
 entsprechend Abschnitt 6.6.3 als Aufnehmeranordnung gewählt. Die dort numerisch erzeugten Messdatensätze wurden durch die Berücksichtigung nur jedes zweiten bzw. jedes vierten Messwertes so bearbeitet, dass sich die ursprünglich generierte Abtastfrequenz von
 $f_a = 1\,000\,{\rm Hz}$ um den Faktor 2 auf $f_a = 500\,{\rm Hz}$ sowie um den Faktor 4 auf $f_a = 250\,{\rm Hz}$ reduzierte.

Die Schadensdetektion wurde vergleichbar mit den Untersuchungen zur Sensoranordnung in Abschnitt 6.6.3 durchgeführt. Die im Rahmen dieser Untersuchungen festgelegten, verfahrensinhärenten Parameter aus Tabelle 6.5 wurden übernommen.

Ergebnis und Diskussion

Das Ergebnis der durchgeführten Untersuchungen zur Abtastfrequenz ist in Abbildung 6.16 dargestellt, wobei die Form der Darstellung der im Abschnitt 6.6.3 verwendeten entspricht. In dem Diagramm sind die Verläufe des Schadensindikators für die Abtastfrequenzen $f_a = 1\,000\,\text{Hz}$ (blaue Marker), $f_a = 500\,\text{Hz}$ (rote Marker) sowie $f_a = 250\,\text{Hz}$ (grüne Marker) dargestellt. Innerhalb einer Abtastfrequenz stehen die

dunklen Marker (blau, rot, dunkelgrün) für eine Windbeanspruchung in Hauptwindrichtung und die hellen Marker (hellblau, orange, grün) für eine Windbeanspruchung in Nebenwindrichtung.



Abbildung 6.16: Ergebnis für Auswertung A, Versuch 1

Die durchgeführten Untersuchungen zum Einfluss der Abtastfrequenz zeigen, dass deren Änderungen zwar den Schadensindikator beeinflussen, bei den untersuchten Reduzierungen der Abtastfrequenzen aber nur mäßige qualitative Einbußen bei der Schadensdetektion zu verzeichnen sind. Insbesondere bei Schadensfreiheit und geringer Risslänge ist eine erhöhte Streuung des χ^2 -Wertes feststellbar. Bei erhöhter Risslänge ist die Indikation des Schadens aber auch bei reduzierter Abtastung signifikant. Entsprechend kann als Fazit der Untersuchungen festgestellt werden, dass zur Überwachung von OWEA-Tragstrukturen unter den gegebenen Voraussetzungen die Aufzeichnung der Schwingungsantwort mit einer Abtastfrequenz von $f_a = 250$ Hz ausreichend genau ist.

6.7 Schlussbetrachtung zu den numerischen Untersuchungen

Aufgrund der Gegebenheit, dass Testanwendungen von Schadensdetektionsmethoden an realen Strukturen von Ingenieurbauwerken im Allgemeinen und von Offshore-Windenergieanlagen im Besonderen quasi nicht realisierbar sind, wurde der Weg der numerischen Simulation des dynamischen Verhaltens solcher Strukturen gewählt und analysiert. Grundsätzliches Ziel dabei war, Aussagen über die Sensitivität und Zuverlässigkeit des χ^2 -basierten Schadensindikators unter verschiedenen betriebsbedingten aber auch messungsbedingten Einflüssen zu bestimmen und im Sinne des Einsatzes einer SSDD-basierten, dauerhaften Überwachung von OWEA-Tragstrukturen im Betrieb zu evaluieren. Als Ergebnis können folgende Aussagen getätigt werden:

› Die Güte der Schadensdetektion ist in erster Linie vom Betrieb der Windkraftkraftanlage und damit indirekt von der Windstärke abhängig. Das bedeutet, dass die durch den Betrieb des Rotors und der Maschine verursachten Störungen des freien Schwingvorgangs der Gesamtstruktur so immanent sind, dass eine zuverlässige schwingungsbasierte Detektion einer Ermüdungsschädigung an den Strukturkomponenten eines Jackets nicht möglich ist.

- Daraus folgt für die Überwachung von OWEA im Rahmen von Condition Monitoring Strategien, dass eine zuverlässige und robuste Aussage über den vorhandenen Schadenszustand der Struktur nur dann möglich ist, wenn sich während der Aufzeichnung der Schwingungsantwort der Rotor in der Parkposition befindet. Die Abschaltung einer Anlage für den Zeitraum der Messung hat aber nur vernachlässigbare Verluste bei der Energieerzeugung zur Folge, da die Messungen in der allgemeinen Praxis in nur relativ großen Zeitabständen von ca. 3 bis 6 Monaten wiederholt werden müssten und die Messungen selber nur wenige Minuten andauern.
- > In Bezug auf die Sensorposition konnte gezeigt werden, dass unter der Bedingung der Außerbetriebnahme der Anlage eine Sensor-Konfiguration, bei der vier 3D-Beschleunigungssensoren an den jeweiligen oberen Enden der vier Eckstiele, also oberhalb des Wasserspiegels appliziert werden, ausreichend genau Änderungen in der Schwingungsantwort aufnehmen, um Ermüdungsrisse mit signifikanter Risslänge auch im unteren Bereich der Jacketstruktur detektieren zu können. Dies gilt natürlich unter der Voraussetzung einer entsprechend hohen Auflösung der Beschleunigungssignale durch die einzusetzende Messtechnik.
- › Abschließend wurde mittels numerischer Analyse ermittelt, dass durch die Verwendung von eingeschränkten Abtastfrequenzen eine Datenreduktion erzielt werden kann, ohne einen signifikanten Verlust an Information bzgl. der Erkennung von Ermüdungsrissen zur Folge zu haben. Angesichts der oben beschriebenen geringen Messdauer und den großen Zeitabständen zwischen den Messungen bei der SSDD-basierten Schadensüberwachung ist aber, auch in Hinsicht auf die technische Entwicklung von Datenspeichermedien, eine Reduzierung anfallender Datenmengen nicht prinzipiell notwendig.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass es mittels numerischer Simulation des dynamischen Verhaltens einer jacket-gegründeten OWEA-Struktur möglich ist, die Machbarkeit der Detektion von Ermüdungsrissen ab einer bestimmten Risslänge nachzuweisen. Diese Aussage gilt de facto aber nur, wenn bei der Modellbildung der Struktur als auch aller relevanten Randbedingungen, Einflüsse und Lasten die maßgeblichen Kenngrößen mit ausreichender Genauigkeit berücksichtigt wurden.

7 Zusammenfassung und Ausblick

7.1 Zusammenfassung

Generelles Ziel der vorgestellten Arbeit ist die Einführung eines globalen, schwingungsbasierten Verfahrens zur Detektion von Strukturschäden an Gründungsstrukturen von Offshore-Windenergieanlagen. Mit diesem Verfahren soll es Betreibern von Offshore-Windparks ermöglicht werden, im Rahmen messtechnischer, periodischer Überwachung (Structural Health Monitoring) mit einem gegenüber wiederkehrenden Inspektionen wesentlich geringen Aufwand auftretende Schäden an der Struktur zuverlässig zu erkennen. Die methodische Basis des verwendeten Verfahrens bildet die *stochastische unterraumbasierte Schadensdetektion* (SSDD) nach [BAB00; BMG04]. Die primäre Aufgabenstellung der Arbeit liegt darin, die SSDD für eine solche spezielle Anwendung an Offshore-Windenergieanlagen anzupassen und weiterzuentwickeln. Dabei sollen trotz der signifikanten dynamischen Eigenschaften der mit großen Kopfmassen versehenen schlanken Strukturen und trotz der sehr prägnanten Dynamik des betriebenen Rotors einer Windkraftanlage, mechanische Schäden an den Gründungsstrukturen mit einer akzeptablen Sensitivität und Zuverlässigkeit detektiert werden können.

Basierend auf der mit Ausnahme von Monopiles spezifischen konstruktiven Auslegung von Gründungsstrukturen als aufgelöste Tragwerke wurde als prototypisches Schädigungsszenario die Bildung von Ermüdungsrissen an Schweißnähten von jacketartigen OWEA-Gründungsstrukturen gewählt. Einführend werden deshalb die offshore- und windananlagen-typischen Belastungsarten sowie die sich daraus ergebenden ermüdungsrelevanten, zyklischen Beanspruchungen, vor allem aber die Grundlagen von Schädigungsprozessen im Zusammenhang mit Offshore-Windenergieanlagen zusammengestellt und erläutert.

Theoretische Beschreibung des SSDD-Verfahrens

Das vorgestellte und analysierte Verfahren der stochastischen unterraumbasierten Schadensdetektion beruht auf dem Erkennen von Änderungen in der Eigenstruktur eines linearen dynamischen Systems und damit auf der Analyse der wiederkehrend messtechnisch aufgenommenen dynamischen Antwort des überwachten, mechanischen Systems. Damit ist es mit den klassischen Verfahren der Schwingungsanalyse vergleichbar, allerdings unterscheidet es sich in einigen wesentlichen Punkten. Klassische schwingungsbasierte Verfahren zur Schadensdetektion basieren auf dem Grundprinzip der wiederholten Systemidentifikation. Dabei wird sowohl für den Referenzzustand als auch für jeden weiteren Zustand im Zeitverlauf der Monitoringaufgabe das System neu identifiziert wird, um anschließend die modalen Kenngrößen als Schadensindikatoren auf Änderungen hin zu analysieren. Das SSDD Verfahren hingegen basiert auf der sogenannten direkten Modell-Daten-Anpassung. Das heißt, dass nur eine einmalige

Identifikation des dynamischen Systems zur Anpassung eines beschreibenden Modells im ungeschädigten (Referenz-)Zustand erforderlich ist. Veränderungen im dynamischen System, die gegebenenfalls in Schäden begründet sind, werden in anschließenden wiederkehrenden Messungen durch eine direkte Anpassung des Modells auf der Basis von Messdaten bestimmt. Die zum Teil aufwendige Identifikation des jeweils aktuellen dynamischen Systems entfällt. Der Schadensindikator ergibt sich aus einer statistischen Analyse signifikanter Änderungen in einem definierten Residuum, wobei die Indikation der Änderung im dynamischen System über einen statistischen (χ^2 -basierten) Hypothesentest erfolgt. Daraus folgt, dass die Grundlage dieser Form der Analyse zur Schadensdetektion die Berücksichtigung des statistischen Charakters der Messdaten ist. Diese besitzen generell mehr oder weniger ausgeprägte Rauschanteile, die aus dem Messobjekt selbst, aber auch aus der Messkette herrühren. Dementsprechend führt die Einbeziehung des Signalrauschens in die Methodik der Schadensdetektion durch Verfahren, die auf statistik-basierten Vergleichen der verschiedenen Datensätze beruhen. zu einer Abnahme der Unsicherheit und damit zu einer Erhöhung der Sensitivität der Schadensdetektion. In diesem Verständnis basieren die Algorithmen der SSDD auf den mathematischen Bestimmungen der multivariaten Statistik.

Experimentelle Untersuchungen an einer Laborstruktur

Allgemein ist davon auszugehen, dass Sensitivität, Zuverlässigkeit und Robustheit des Verfahrens der SSDD von verschiedenen verfahrens-, messtechnik- als auch schadensbedingten Faktoren abhängen. Für eine Umsetzung des Verfahrens in ein effektiv und zuverlässig arbeitendes Mess- und Überwachungssystem und für eine ggf. erforderliche Quantifizierung der Zuverlässigkeit ist die Kenntnis über Art und Einfluss dieser Faktoren essentiell. Aus diesem Grund gilt es als unabdingbar, die theoretisch beschriebene Methodik und die in Programmcode umgesetzten Algorithmen in der praktischen Anwendung zu testen und ihre Leistungsfähigkeit experimentell zu untersuchen. Da ein direkter Performance-Test der SSDD an realen Offshore-Tragstrukturen mit Ermüdungsschädigung praktisch nicht möglich ist, wird im Rahmen dieser Arbeit ein zweistufiges Konzept umgesetzt, in dessen erster Stufe experimentelle Untersuchungen an einer Laborstruktur geplant und durchgeführt werden und deren Ergebnisse dann in die Modellbildung zur zweiten Stufe, der numerischen Analyse, einfließen.

Die grundsätzliche Fragestellung der hier vorgestellten Forschungsaufgabe bezieht sich auf die Anwendbarkeit der SSDD an Tragstrukturen von Offshore-Windenergieanlagen, den Einfluss mehrerer Parameter der Signalaufnahme und -verarbeitung sowie auf eine Einschätzung der Sensitivität des Verfahrens in Bezug auf Ermüdungsschäden. Zu diesem Zweck wurde in einem ersten Schritt eine Stahlkonstruktion als Labormodell entworfen und aufgebaut, an der Schäden künstlich und reversibel eingebracht werden können und an der damit experimentelle Untersuchengen der SSDD Methodik durchgeführt werden konnten. Bei der Skalierung des Modells in Bezug auf reale OWEA-Gründungsstrukturen mussten dabei zwangsläufig Kompromisse insofern eingegangen werden, dass eine direkte Vergleichbarkeit des Schwingverhaltens von Labormodell und realer OWEA-Gründungsstruktur nicht gegeben ist.

Nach Entwurf, Erstellung und Montage des Versuchsaufbaus ist zuerst die dynamische Charakteristik der Struktur über eine experimentelle Modalanalyse bestimmt worden. Mit dem Ergebnis dieser Studie wurde einerseits die dynamische Signatur des gesamten Versuchsaufbaus erfasst, es soll aber auch dazu dienen, das im nachfolgenden Kapitel beschriebene numerische Modell der Laborstruktur zu verifizieren und zu validieren.

Anschließend folgten umfangreiche Testserien zur Untersuchung der Leistungsfähigkeit des χ^2 -basierten Schadensindikators unter verschiedenen Anregungsquellen. Ziel dieser Analyse war es, diejenigen Parameter mit dem größten Einfluss auf das Ergebnis der Schadensindikation zu identifizieren und auf dieser Basis einen für die Laborstruktur optimalen Parametersatz zu bestimmen. Mit diesen ermittelten optimalen Kenngrößen konnte nachgewiesen werden, dass unter den gegebenen Randbedingungen schon kleine Veränderungen in den Steifigkeitsverhältnissen der Struktur zu einem deutlichen Anstieg des Schadensindikators führen.

Die Untersuchungsserie wurde durch einen realen Ermüdungsversuch abgeschlossen. Anstatt der künstlichen, nicht unmittelbar im Hotspot positionierten Schäden, wie sie durch das Schraubenlösen definiert werden, werden durch zyklische Langzeitbeanspruchungen reale Ermüdungsrisse initiiert. Zielstellung war dabei, die Ergebnisse der künstlichen Schädigung und damit die Eignung und Zweckmäßigkeit des Verfahrens zu verifizieren. Ungeachtet dessen, dass der Ermüdungsriss nicht an der erwarteten (und deshalb überwachten) Position entstand, ist es gelungen, über den χ^2 -basierten Schadensindikator den Strukturschaden und auch den Fortschritt der Schädigung sicher festzustellen. Allerdings war es aufgrund der nicht erwarteten Lage des Schadens und dessen damit verbundener späten visuellen Detektion im Ermüdungsversuch nicht möglich, einen unmittelbaren quantitativer Bezug des χ^2 -Wertes zur Ermüdungsrisslänge und damit zum Fortschritt des Schädigungsprozesses zu bestimmen.

Durch die experimentellen Untersuchungen an der Laborstruktur wurde als ein erster Schritt nachgewiesen, dass eine zuverlässige frühzeitige Detektion von Ermüdungsschäden auf Basis des SSDD-Verfahrens an realen Strukturen möglich ist. Um die beeinflussenden Kenngrößen für eine Anwendung an OWEA Strukturen für die offshore vorhandenen strukturellen, betrieblichen und klimatischen Besonderheiten zu analysieren ist es aber erforderlich, weiterführende Untersuchungen durchzuführen. Als Mittel der Wahl dafür werden typischerweise numerische Simulationen konzipiert und durchgeführt.

Numerische Untersuchungen zur Schadensdetektion an einer Jacketstruktur

Als zweiten Schritt für die Untersuchung der SSDD-basierten Algorithmen bezüglich ihrer Leistungsfähigkeit bei einem Einsatz an OWEA-Strukturen werden numerische Verfahren genutzt. Mit Hilfe von Simulationsrechnungen an Finite-Element-Modellen wird der Effekt typischer Schäden auf das dynamische Antwortverhalten der Struktur und damit auf den propagierten Schadensindikator bestimmt. Die numerischen Untersuchungen erfolgen gleichfalls in zwei Schritten. Als erstes wird das entwickelte Modell mit den gewählten Annahmen über einen Vergleich mit den Ergebnissen des Ermüdungsversuchs an der Laborstruktur überprüft und validiert. Auf Basis der dabei erzielten Erkenntnisse erfolgt in einem zweiten Schritt die Modellbildung einer OWEA-Struktur. Zur Beschränkung des erforderlichen Modellierungsaufwands werden dabei Bauteile der Gesamtanlage wie Pfahlgründung, Turbine und Rotor vereinfacht abgebildet, ohne die die Dynamik des Gesamtsystems beeinflussenden Kenngrößen Steifigkeit (z.B. Gründungssteifigkeiten), Masse (Turbinen- und Rotormasse) und Dämpfung (Boden-, hydro- und aerodynamische Dämpfung) zu vernachlässigen. An dem so entwickelten FE-Modell einer OWEA werden im Anschluss zahlreiche Simulationsrechnungen in unterschiedlichen Schädigungszuständen und unter einer Vielzahl verschiedener Windlasteinflüsse durchgeführt. Die sich daraus ergebenen Zeitreihen der Beschleunigung an gewählten Punkten der Gründungsstruktur werden dann mit dem SSDD-Verfahren auf eine Indikation von Schäden hin untersucht und diese dann bzgl. der Sensitivität und Zuverlässigkeit hin ausgewertet.

Die Simulationen, sowohl der Versuche, bei denen durch das sukzessive Lösen von Schrauben einer Flanschverbindung definierte Schäden eingeprägt wurden als auch des Versuchs mit nicht definierter Ermüdungsschädigung ergeben, dass mittels der numerischen Bestimmung der Schwingungsantworten und der nachfolgend durchgeführten SSDD-basierten Schadensdetektion ein zumindest qualitativ vergleichbares Detektionsergebnis erzielt wird. Eine quantitative Übereinstimmung ist aufgrund der zahlreichen Kenngrößen, die einerseits nicht messbar sind, andererseits aber die gemessene Schwingungsantworten einer realen Struktur beeinflussen, praktisch schwer möglich. Dazu zählen Dämpfungseigenschaften der Struktur, ambiente Anregungsanteile, aber auch messtechnik-bedingte Kenngrößen wie die Signalauflösung und das damit verbundene Signal-Rauschverhalten der realen Sensorik/Messverstärker.

Im Anschluss an die Verifizierung der methodischen Korrektheit numerischer Nachrechnungen durch die Simulation der Versuche an der Laborstruktur werden jacket-artige OWEA-Gründungsstrukturen in Bezug auf die Realisierbarkeit der SSDD-basierten Schadensdetektion untersucht. Dazu wird als Schaden beispielhaft ein wachsender Ermüdungsriss an der Schweißnaht eines Doppel-K-Knotens des Jackets eingeführt. Mit dieser Schädigung wird der Einfluss: a) der Windstärke, b) der Sensorkonfiguration und c) der Abtastfrequenz der Messwertaufnahme auf die Güte der Schadensdetektion untersucht.

Als Ergebnis wird festgestellt, dass die Güte der Schadensdetektion in erster Linie vom Betrieb der Windkraftkraftanlage und damit indirekt von der Windstärke abhängig ist. Das heißt, dass die durch den Betrieb des Rotors und der Maschine verursachten dynamischen Einflüsse die grundsätzliche Voraussetzung der Realisierung dynamischer Eigenstrukturen, dass das dynamische System linear und zeitinvariant sein muss, zu signifikant verletzen und damit eine zuverlässige schwingungsbasierte Detektion einer Ermüdungsschädigung an den Strukturkomponenten einer Gründungsstruktur nicht möglich ist.

Daraus folgt für die Überwachung von OWEA im Rahmen von Condition Monitoring Strategien, dass eine zuverlässige und robuste Aussage über den vorhandenen Schadenszustand der Struktur nur dann möglich ist, wenn sich während der Aufzeichnung der Schwingungsantwort der Rotor in der Parkposition befindet. Die Abschaltung einer Anlage für den Zeitraum der Messung hat aber nur vernachlässigbare Verluste bei der Energieerzeugung zur Folge, da die Messungen in der allgemeinen Praxis in relativ großen Zeitabständen von ca. 3 bis 6 Monaten wiederholt werden müssten und die Messungen selber nur wenige Minuten andauern.

In Bezug auf die Sensorposition wird gezeigt, dass unter der Bedingung der Außerbetriebnahme der Anlage eine Sensor-Konfiguration, bei der vier 3D-Beschleunigungssensoren an den jeweiligen oberen Enden der vier Eckstiele, also oberhalb des Wasserspiegels appliziert werden, ausreichend genau Änderungen in der Schwingungsantwort aufnehmen, um Ermüdungsrisse mit signifikanter Risslänge auch im unteren Bereich der Jacketstruktur detektieren zu können. Dies gilt natürlich unter der Voraussetzung einer entsprechend hohen Auflösung der Beschleunigungssignale durch die einzusetzende Messtechnik.

Abschließend wird noch mittels numerischer Analyse gezeigt, dass durch die Verwendung von eingeschränkten Abtastfrequenzen eine Datenreduktion erzielt werden kann, ohne einen signifikanten Verlust an Information bzgl. der Erkennung von Ermüdungsrissen zur Folge zu haben. Angesichts der oben beschriebenen geringen Messdauer und den großen Zeitabständen zwischen den Messungen bei der SSDD-basierten Schadensüberwachung ist, auch in Hinsicht auf die technische Entwicklung von Datenspeichermedien, eine Reduzierung anfallender Datenmengen aber nicht prinzipiell erforderlich.

Zusammenfassend kann konstatiert werden, dass es mittels numerischer Simulation des dynamischen Verhaltens einer jacket-gegründeten OWEA-Struktur möglich ist, die Machbarkeit der Detektion von Ermüdungsrissen ab einer bestimmten Risslänge nachzuweisen. Diese Aussage gilt de facto aber nur, wenn bei der Modellbildung der Struktur als auch aller relevanten Randbedingungen, Einflüsse und Lasten alle relevanten Kenngrößen mit ausreichender Genauigkeit berücksichtigt wurden.

7.2 Ausblick

Die generelle Zielstellung, auf deren Basis die Arbeit entstand, ist der zuverlässige Einsatz von Monitoring-Systemen an Offshore-Windenergieanlagen und eine Einbindung der daraus gewonnenen Informationen in Instandhaltungskonzepte für einen sicheren und kostenoptimalen Betrieb von Offshore-Windparks. In diesem Rahmen kann die Arbeit einen nennenswerten aber begrenzten Beitrag leisten. Für das Erreichen des benannten Ziels wurde weiterer Forschungsbedarf in verschiedenen Themenbereichen identifiziert.

Eine unmittelbare weitere Stufe zur Verifizierung der in der numerischen Analyse dieser Arbeit entwickelten Modelle, der in diesen Zusammenhang definierten Annahmen und verwendeten Berechnungsvorschriften ist mit Messdaten von realen OWEA-Strukturen möglich. Aufgrund des derzeit noch restriktiven Umgangs mit diesen Daten war es dem Verfasser nicht möglich, eine solche Studie vorzunehmen und gegebenenfalls erforderliche Anpassungen auszuführen. Zukünftige Forschungsaktivitäten im Verbund mit Windpark-Betreibern wären hier vorteilhaft und zielführend.

Konkret auf die grundlegende Methodik der in der Arbeiten verwendeten stochastischen unterraumbasierten Schadensdetektion bezogen ergibt sich die Fragestellung, zu welchem Grad veränderliche Größen des dynamischen Prozesses des Betriebs einer realen OWEA-Struktur, die in den Grundlagen der Theorie aber als unveränderlich vorausgesetzt werden, die Güte der Schadensidentifikation, also Sensitivität und Zuverlässigkeit herabsetzen. Dies betrifft vor allem den Umstand, dass sich im Zeitraum einer Messung sowohl die Anregung als auch das dynamische System signifikant ändern können und damit die Annahme stationärer ambienter Anregung sowie zeitinvarianter dynamischer Systeme nicht mehr erfüllt ist. Die Berücksichtigung periodisch veränderlicher Systeme, wie sie für Windkraftanlagen untersucht werden sollte, wird bspw. in [JMM14] beschrieben.

Last not least stellt sich bei einer messtechnischen Zustandsüberwachung baulicher Strukturen immer auch die Aufgabe der Evaluation der Ergebnisse der Schadensanalyse hinsichtlich einer baulichen Bewertung der untersuchten Struktur. Neben dem Erkennen und deterministischen Bewerten von Schadenszuständen liegt der Fokus weiterführender Forschung auf diesem Gebiet vor allem in der Einbindung von Ergebnissen aus dem SHM in einen zuverlässigkeitsbasierten Updating-Prozess zur Bestimmung der jeweils aktuell vorhandenen Tragsicherheit bzw. Gebrauchstauglichkeit einer OWEA-Struktur. Ziel ist dabei eine risikobasierte Optimierung von Lebenszykluskosten von offshore betriebenen Windparks unter Berücksichtigung der Effekte von Überwachungsmaßnahmen wie Monitoring oder Inspektionen, aber vor allem auch von Instandhaltungs- und Instandsetzungsmaßnahmen. Da aufgrund des statistischen Charakters des stochastischen unterraumbasierten Schadendetektionsverfahrens die Kenngrößen der statistischen Verteilung des Schadensindikators bekannt sind, können diese zur Bestimmung der Wahrscheinlichkeit einer Schadensindikation und damit zur Integration in eine zuverlässigkeits- bzw. risikobasierten Zustandsbewertung und/oder Lebenszyklusanalyse genutzt werden [DT16].

Literatur

[ANS13]	ANSYS Inc.: ANSYS 14.5 Release Highlights. http://www.ansys.com/ Products/ANSYS+14.5+Release+Highlights. Online; abgerufen am 15.01.2014. 2013.
[ARE06]	AREVA Wind: Technical Data M5000-116. http://de.areva.com/EN/ areva-wind-313/m5000-technical-data.html. Online; abgerufen am 10.06.2014. 2006.
[Aka74]	H. Akaike: "Stochastic Theory of Minimal Realization". In: <i>IEEE Transactions on Automatic Control</i> (1974).
[Akt+00]	A. E. Aktan u. a.: "Issues in infrastructure health monitoring for management". In: <i>Journal of Engineering Mechanics</i> 126.7 (2000), S. 711–724.
[All02]	R. J. Allemang: "The Modal Assurance Criterion - Twenty Years of Use and Abuse". In: <i>Proceedings of IMAC-XX, the 20th International Modal</i> <i>Analysis Conference, Los Angeles, CA, February 2002.</i> 2002, S. 397–405.
[Alv+03]	K. F. Alvin u.a.: "Structural system identification: from reality to models". In: Computers & Structures 81.12 (2003). doi: 10.1016/S0045-7949(03)00034-8, S. 1149–1176.
[Aul06]	J. P. Ault: "The Use of Coatings for Corrosion Control on Offshore Oil Structures". In: <i>Journal of Protective Coatings and Linings</i> 23.4 (2006), S. 42–47.
[Aus07]	Ausschuss für Küstenschutzwerke: Die Küste: Empfehlungen für die Ausführung von Küstenschutzwerken, EAK 2002, Korrigierte Ausgabe 2007. 2007.
[BDE15]	BDEW: Erneuerbaren-Anteil steigt 2015 voraussichtlich auf 33 Prozent. Pressemitteilung des BDEW Bundesverband der Energie- und Wasser- wirtschaft e.V. vom 03.11.2015. 2015.
[BMW15a]	BMWi: Erneuerbare Energien in Zahlen - Nationale und internationale Entwicklung im Jahr 2014. Broschüre, herausgegeben vom Bundesmi- nisterium für Wirtschaft und Energie (BMWi), Öffentlichkeitsarbeit. 2015.
[BMW15b]	BMWi: Offshore Windenergie - Ein Überblick über die Aktivitäten in Deutschland. Broschüre, herausgegeben vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi), Öffentlichkeitsarbeit. 2015.
[BSH07]	BSH: Standard Konstruktion - Mindestanforderungen an die konstruk- tive Ausführung von Offshore-Bauwerken in der ausschließlichen Wirt- schaftszone (AWZ). BSH Bundesamt für Seeschifffahrt und Hydrographie. Standard. 2007.

[BSH15]	BSH: Standard Konstruktion - Mindestanforderungen an die konstruk- tive Ausführung von Offshore-Bauwerken in der ausschlieβlichen Wirt- schaftszone (AWZ), 1. Fortschreibung 28.07.2015 - Berichtigung vom 01.12.2015. BSH Bundesamt für Seeschifffahrt und Hydrographie. Stan- dard. 2015.
[BFG06]	D. Balageas, CP. Fritzen und A. Güemes: <i>Structural Health Monitoring</i> . ISTE, 2006, S. 1–11.
[Bal+08]	t. Balmès u. a.: "Merging Sensor Data from Multiple Temperature Scenarios for Vibration Monitoring of Civil Structures". In: <i>Structural Health Monitoring</i> 7.2 (2008), S. 129–142.
[BMG04]	M. Basseville, L. Mevel und M. Goursat: "Statistical model-based damage detection and localization: subspace-based residuals and damage-to-noise sensitivity ratios". In: <i>Journal of Sound and Vibration</i> 275.3-5 (2004). doi: 10.1016/j.jsv.2003.07.016, S. 769–794.
[BAB00]	M. Basseville, M. Abdelghani und A. Benveniste: "Subspace-Based Fault Detection Algorithms for Vibration Monitoring". In: <i>Automatica</i> 36 (2000), S. 101–109.
[BB06]	M. Basseville und A. Benveniste: "Handling Uncertainties in Identificati- on and Model Validation: a Statistical Approach". In: <i>IMAC-XXIV-Conf.</i> 2006.
[BBM87]	A. Benveniste, M. Basseville und G. Moustakides: "The asymptotic local approach to change detection and model validation". In: <i>IEEE Transactions on Automatic Control</i> 32.7 (1987), S. 583–592.
[BM07]	A. Benveniste und L. Mevel: "Nonstationary Consistency of Subspace Methods". In: <i>Automatic Control, IEEE Transactions on</i> 52.6 (Juni 2007), S. 974–984.
[BF85]	A. Benveniste und JJ. Fuchs: "Single sample modal identification of a non-stationary stochastic process". In: <i>IEEE Transactions on Automatic Control</i> AC-30.1 (Jan. 1985), S. 66–74.
[Ber02]	D. Bernal: "Load Vectors for Damage Localization". In: Journal of Engineering Mechanics 128.1 (2002), S. 7–14.
[Ber13]	D. Bernal: "Kalman filter damage detection in the presence of changing process and measurement noise". In: <i>Mechanical Systems and Signal Processing</i> 39.1 - 2 (2013), S. 361 –371.
[BZA00]	R. Brincker, L. Zhang und P. Andersen: "Modal identification form ambient responses using frequency domain decomposition." In: <i>In Pro-</i> <i>ceedings of IMAC XVIII, San Antonio, Februar 2000.</i> 2000, S. 625– 630.
[Bro+01]	J. Brownjohn u. a.: "Civil structure condition assessment by FE model updating: methodology and case studies". In: <i>Finite Elements in Analysis and Design</i> 37.10 (2001), S. 761–775.
[Bro+10]	J. Brownjohn u. a.: "Ambient vibration re-testing and operational modal analysis of the Humber Bridge". In: <i>Engineering Structures</i> 32.8 (2010), S. 2003–2018.

[Bro+11]	J. M. W. Brownjohn u. a.: "Vibration-based monitoring of civil infrastruc- ture: challenges and successes". In: <i>Journal of Civil Structural Health</i> <i>Monitoring</i> (2011).
[Bro07]	J. M. Brownjohn: "Structural health monitoring of civil infrastructure". In: <i>Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical,</i> <i>Physical and Engineering Sciences</i> 365 (2007), S. 589–622.
[BZ08]	C. Bucher und V. Zabel: "Dynamische Modellbildung und Analyse von Tragwerken". In: <i>Betonkalender 2008, Band 2.</i> Berlin: Ernst & Sohn, 2008. Kap. 6, S. 53–112.
[CF04]	E. P. Carden und P. Fanning: "Vibration Based Condition Monitoring: A Review". In: <i>Structural Health Monitoring</i> 3.4 (2004), S. 355–377.
[CGB08]	F. N. Catbas, M. Gul und J. L. Burkett: "Conceptual damage-sensitive features for structural health monitoring: Laboratory and field demonstrations". In: <i>Mechanical Systems and Signal Processing</i> 22.7 (2008), S. 1650–1669.
[Che03]	AP. Cherng: "Optimal Sensor Placement for Modal Parameter Identification using Signal Subspace Correlation Techniques". In: <i>Mechanical Systems and Signal Processing</i> 17.2 (2003), S. 361–378.
[CP93]	R. W. Clough und J. Penzien: <i>Dynamics of Structures.</i> 2. Singapoor: McGraw-Hill Book Co., 1993.
[CV82]	M. F. Cook und J. K. Vandiver: "Measured and Predicted Dynamic Response of a Single Pile Platform to Random Wave Excitation". In: 1982.
[Cue+09]	P. S. Cuevas u. a.: "Structural damage detection: a study of optimal sensor locations". In: <i>Materials Forum</i> 33 (2009), S. 435–442.
[DGG12]	DGGT, Hrsg.: <i>EA-Pfähle: Empfehlungen des Arbeitskreises "Pfähle", 2.</i> <i>Auflage</i> . Verlag Ernst & Sohn, 2012.
[DIN16]	DIN EN ISO 12944-2:2016-02: Beschichtungsstoffe - Korrosionsschutz von Stahlbauten durch Beschichtungssysteme - Teil 2: Einteilung der Umgebungsbedingungen. Deutsches Institut für Normung. Feb. 2016.
[DIN15]	DIN EN ISO 8044:2015-12: Korrosion von Metallen und Legierungen - Grundbegriffe. Deutsches Institut für Normung. Dez. 2015.
[DOT09]	DOTI: Arbeiten für Fundamente der REpower-Windenergieanlagen bei alpha ventus beginnen. Pressemitteilung Deutsche Offshore Testfeld- und Infrastruktur GmbH &Co. KG (DOTI) vom 8.Juni 2009. 2009.
[DOT10]	DOTI: alpha ventus - Ein Offshore-Windpark entsteht. Deutsche Offshore Testfeld- und Infrastruktur GmbH &Co. KG (DOTI). 2010.
[DOT12]	DOTI: <i>FACT-SHEET alpha ventus</i> . Online Broschüre der Deutsche Offshore Testfeld- und Infrastruktur GmbH &Co. KG (DOTI). 2012.
[DBG03]	P. De Boe und JC. Golinval: "Principal Component Analysis of a Piezo- sensor Array for Damage Localization". In: <i>Structural Health Monitoring</i> 2.2 (2003), S. 137–144.

[Döh11]	M. Döhler: "Subspace-based system identification and fault detection: Algorithms for large systems and application to structural vibration analysis". Diss. Université de Rennes 1, 2011.
[DM11]	M. Döhler und L. Mevel: "Robust Subspace Based Fault Detection". In: Proceedings of the 18th IFAC World Congress, Mailand, Italien. 2011.
[DM13]	M. Döhler und L. Mevel: "Efficient multi-order uncertainty computation for stochastic subspace identification". In: <i>Mechanical Systems and Signal</i> <i>Processing</i> 38.2 (2013), S. 346–366.
[DMH14]	M. Döhler, L. Mevel und F. Hille: "Subspace-based damage detection under changes in the ambient excitation statistics". In: <i>Mechanical Systems and Signal Processing</i> 45.1 (2014), S. 207–224.
[DT16]	 M. Döhler und S. Thöns: "Efficient Structural System Reliability Updating with Subspace-Based Damage Detection Information." In: <i>EWSHM</i> - 8th European Workshop on Structural Health Monitoring. Bilbao, Spain, Juli 2016.
[Döh+14]	M. Döhler u. a.: "Structural health monitoring with statistical methods during progressive damage test of {S101} Bridge". In: <i>Engineering Structures</i> 69 (2014), S. 183–193.
[DFP98]	S. W. Doebling, C. R. Farrar und M. B. Prime: "A Summary Review of Vibration-Based Damage Identification Methods". In: <i>The Shock and Vibration Digest</i> 30 (1998), S. 91–105.
[Doe+96]	S. W. Doebling u. a.: Damage Identification and Health Monitoring of Structural and Mechanical Systems from Changes in Their Vibration Characteristics: A Literature Review. Techn. Ber. Los Alamos, NM: Los Alamos National Laboratory, 1996.
[EEG14]	EEG: Gesetz für den Ausbau erneuerbare Energien (Erneuerbare-Energien- Gesetz - EEG 2014). 2014.
[Ehl06]	C. Ehlert: "Ermittlung von Dämpfungsparametern für die Simulation nichtlinearer Federbedingungen für Offshore Pfahlgründungen". Magis- terarb. Bauhaus Universität Weimar: Weimar, 2006.
[Ewi00]	D. E. Ewins: <i>Modal Testing. Theory, Practice and Application.</i> Research Studies Press Ltd., 2000.
[FQ11]	W. Fan und P. Qiao: "Vibration-based damage identification methods: a review and comparative study". In: <i>Structural Health Monitoring</i> 10.1 (2011), S. 83–111.
[FJ94]	C. R. Farrar und D. Jaurehui: Damage detection algorithms applied to experimental and numerical modal data from the I - 40 bridge. Techn. Ber. Los Alamos Laboratory, 1994.
[Far+94]	C. Farrar u. a.: Dynamic Charakterization and Damage Detection in the I-40 Bridge Over the Rio Grande. Techn. Ber. Los Alamos Laboratory, 1994.

[FW07]	C. R. Farrar und K. Worden: "An introduction to structural health monitoring". In: <i>Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences</i> 365.1851 (2007), S. 303–315.
[Fen+14]	C. Fendzi u. a.: "Optimal sensors placement to enhance damage detection in composite plates". In: 7th European Workshop on Structural Health Monitoring, July 8-11 2014, La Cité, Nantes, France. 2014.
[Fri07]	M. I. Friswell: "Damage identification using inverse methods". In: <i>Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences</i> 365.1851 (2007), S. 393–410.
[FK09]	CP. Fritzen und P. Kraemer: "Self-diagnosis of smart structures based on dynamical properties". In: <i>Mechanical Systems and Signal Processing</i> 23.6 (2009). Special Issue: Inverse Problems, S. 1830–1845.
[Fri06]	CP. Fritzen: "Vibration-based techniques for Structural Health Moni- toring". In: <i>Structural Health Monitoring</i> . Hrsg. von D. Balageas, CP. Fritzen und A. Güemes. Verlag ISTE, 2006.
[GL 12a]	GL 2012 IV-Part 2: Guideline for the Certification of Offshore Wind Tur- bines. DNV GL Group, Germanischer Lloyd Industrial Services GmbH, Renewables Certification. Dez. 2012.
[GL 12b]	GL DWL-Scmi-extern-001: Overall Damping for Piled Offshore Support Structures. Germanischer Lloyd Industrial Services GmbH, Renewables Certification. 2012.
[GL07]	GL: Richtline für die Zertifizierung von Condition Monitoring Systemen für Windenergieanlagen. Germanischer Lloyd Industrial Services GmbH, 01.05.2007. Note on Engineering Details, 2007.
[GT05]	R. Gasch und J. Twele: Windkraftanlagen; Grundlagen, Entwurf, Planung und Betrieb. 4. Auflage. 2005.
[GVL96]	G. H. Golub und C. F. Van Loan: <i>Matrix Computations</i> . 3rd. Baltimore, MD, USA: Johns Hopkins University Press, 1996.
[GA10]	M. S. Grewal und A. P. Andrews: "Applications of Kalman Filtering in Aerospace 1960 to the Present [Historical Perspectives]". In: <i>Control</i> <i>Systems, IEEE</i> 30.3 (2010), S. 69–78.
[GC09]	M. Gul und F. N. Catbas: "Statistical pattern recognition for Structural Health Monitoring using time series modeling: Theory and experimental verifications". In: <i>Mechanical Systems and Signal Processing</i> 23.7 (2009). doi: DOI: 10.1016/j.ymssp.2009.02.013, S. 2192–2204.
[Hap90]	KH. Hapel: Lebensdaueranalyse meerestechnischer Konstruktionen. View- eg Verlag, 1990.
[Hau86]	W. Haupt: Bodendynamik, Grundlagen und Anwendungen. Vieweg Verlag, 1986.
[Hei04]	P. Heinze: Numerische Methoden der Mechanik - Skript SS 2002 v.01.07.2004. 2004.

[Hil+11]	F. Hille u. a.: "Subspace-based Damage Detection Methods on a Prestressed Concrete Bridge". In: <i>Proceedings of the 8th International Conference on Structural Dynamics, EURODYN 2011.</i> Leuven, Belgium, 4-6 July 2011, 2011, S. 2304–2310.
[HE00]	Y. Ho und D. Ewins: "On structural damage identification with mode shapes". In: <i>Proceedings of COST F3 Conference on System Identification and Structural Health Monitoring, Madrid, Spain, 2000.</i>
[Hut+05]	O. Huth u. a.: "Damage identification using modal data: Experiences on a prestressed concrete bridge ." In: <i>Journal of Structural Engineering -</i> ASCE 131 (2005), S. 1898 –1910.
[IWE13]	IWES: Energiewirtschaftliche Bedeutung der Offshore-Windenergie für die Energiewende. Fraunhofer Institut für Windenergie und Energiesys- temtechnik IWES, Bremerhaven. 2013.
[IWE15]	IWES: Windenergie Report Deutschland 2014. Techn. Ber. Fraunhofer Institut für Windenergie und Energiesystemtechnik IWES, Bremerhaven, 2015.
[IB04]	L. Ibsen und R. Brincker: "Design of a new foundation for Offshore Wind Turbines". In: <i>Proceedings of the 22nd International Modal Analysis Conference (IMAC), Detroit, Michigan, 2004.</i>
[Irw57]	G. R. Irwin: "Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate." In: <i>Journal of Applied Mechanics</i> (1957).
[Ise88]	R. Isermann: Identifikation dynamischer Systeme (Band I und II). Sprin- ger Verlag, 1988.
[JMM14]	A. Jhinaoui, L. Mevel und J. Morlier: "A new {SSI} algorithm for {LPTV} systems: Application to a hinged-bladed helicopter". In: <i>Mechanical Systems and Signal Processing</i> 42.1 (2014), S. 152–166.
[JW92]	R. A. Johnson und D. W. Wichern: <i>Applied Multivariate Statistical Analysis.</i> 6. Upper Saddle River, NJ, USA: Prentice-Hall, Inc., 1992.
[Jua94]	JN. Juang: <i>Applied System Identification</i> . Englewood Cliffs: PTR Prentice Hall, 1994.
[Kal60]	R. E. Kalman: "A New Approach to Linear Filtering and Prediction Problems". In: <i>Transaction of the ASME - Journal of Basic Engineering</i> 82 (1960), S. 35–45.
[Küh01]	M. Kühn: "Dynamics and Design Optimisation of Offshore Wind Energy Conversion Systems". Diss. TU: Delft, 2001.
[KA07]	M. Kühn und K. Argyriadis: "Anlagendynamik, Belastungen und Entwurfanforderungen von Offshore-Windenergieanlagen und deren Tragstruktur". In: <i>Stahlbau</i> 76.9 (2007), S. 606–612.
[KS95]	JT. Kim und N. Stubbs: "Model-Uncertainty Impact and Damage- Detection Accuracy in Plate Girder". In: <i>Journal of Structural Enginee-</i> <i>ring (ASCE)</i> 121.10 (1995), S. 1409–1417.

[KMP03]	W. B. Krätzig, U. Montag und Y. S. Petryna: "Schädigung, Dauerhaf- tigkeit und (Rest-) Nutzungsdauer von Tragwerken". In: <i>Bauingenieur</i> 78.12 (2003), S. 553–561.
[Lan37]	B. F. Langer: "Fatigue failure from stress cycles of varying amplitude". In: Journal of Applied Mechanics 4.4 (1937), A160–Al62.
[LR06]	T. Lassen und N. Récho: <i>Fatigue life analyses of welded structures</i> . London: Wiley, John & Sons, Okt. 2006.
[LK12]	 F. Lüddecke und F. Kirsch: "Zur Optimierung von aufgelösten Gründungsstrukturen von Offshore-Windenergieanlagen". In: Vorträge zum 8. Hans Lorenz Symposium, Veröffentlichungen des Grundbauinstitutes der Technischen Universität Berlin. Hrsg. von S. A. Savidis. Bd. Band 60. Shaker Verlag, 2012, Seiten 193–214.
[Lüd+08]	F. Lüddecke u. a.: "Tragverhalten von Stahlgussbauteilen in Offshore- Windenergie-Anlagen unter vorwiegend ruhender und nicht ruhender Beanspruchung". In: <i>Stahlbau</i> 77.9 (2008), S. 639–646.
[LC60]	L. Le Cam: "Locally asymptotic normal families of distributions". In: University of California Publications in Statistics 3.2 (1960), S. 37–98.
[Lem96]	J. Lemaitre: A Course on Damage Mechanies. Springer, 1996.
[Len94]	A. Lenzen: "Untersuchung von dynamischen Systemen mit der Sin- gulärwertzerlegung - Erfassung von Strukturänderungen". Diss. Ruhr- Universität Bochum, 1994.
[Lin98]	M. Link: "Updating analytical models by using local and global para- meters and relaxed optimisation requirements." In: <i>Mechanical Systems</i> and Signal Processing 12.1 (1998), S. 7–22.
[Lju99]	L. Ljung: System Identification; Theory for the User. Prentice Hall, Englewood Cliffs, USA, 1999.
[Lor14]	Lorc: The jacket - a path to deeper waters. http://www.lorc.dk/offshore-wind/foundations/jackets.abgerufen am 04.09.2014.2014.
[Lun97]	J. Lunze: Regelungstechnik 1 und 2. Springer, 1997.
[MDR99]	J. Maeck und G. De Roeck: "Dynamic bending and torsion stiffness deriviation frommodal curvatrures and torsion rates". In: <i>Journal of Sound and Vibration</i> 225.1 (1999), S. 153–170.
[MDR03]	J. Maeck und G. De Roeck: "Damage assessment using vibration analysis on the Z24-bridge". In: <i>Mechanical Systems and Signal Processing</i> 17.1 (2003), S. 133–142.
[Mag11]	F. M. R. L. d. Magalhães: "Operational modal analysis for testing and monitoring of bridges and special structures." Dissertation. Porto, 2011.
[MC11]	F. Magalhães und Álvaro Cunha: "Explaining operational modal analysis with data from an arch bridge". In: <i>Mechanical Systems and Signal Processing</i> 25.5 (2011), S. 1431–1450.
[MS97]	N. M. Maia und J. M. M. Silva, Hrsg.: <i>Theoretical and Experimental Modal Analysis</i> . Baldock, UK: Research Studies Press Ltd., 1997.

[MBG03]	L. Mevel, M. Basseville und M. Goursat: "Stochastic Subspace-Based Structural Identification and Damage Detection - Application the Steel- Quake Benchmark". In: <i>Mechanical Systems and Signal Processing</i> 17.1 (2003), S. 91–101.
[MGB03]	L. Mevel, M. Goursat und M. Basseville: "Stochastic Subspace-Based Structural Identification and Damage Detection and Localisation - Ap- plication to the Z24 Bridge Benchmark". In: <i>Mechanical Systems and</i> <i>Signal Processing</i> 17.1 (2003), S. 143–151.
[MHVDA99]	L. Mevel, L. Hermans und H. Van Der Auweraer: "Application of a subspace-based fault detection method to industrial structures." In: <i>Mechanical Systems and Signal Processing</i> 13.6 (1999), S. 823–838.
[Mev+99]	L. Mevel u. a.: "On the application of a subspace-based fault detection method." In: <i>IMAC XVII - 17th International Modal Analysis Conference</i> . 1999.
[Min45]	M. A. Miner: "Cumulative damage in fatigue." In: <i>Journal of Applied Mechanics</i> 12.3 (1945), S. 159–164.
[Mom11]	A. Momber: "Corrosion and corrosion protection of support structures for offshore wind energy devices (OWEA)". In: <i>Materials and Corrosion</i> 62.5 (2011), S. 391–404.
[MF93]	J. E. Mottershead und M. I. Friswell: "Model Updating in Structural Dynamics: A Survey." In: <i>Journal of Sound and Vibration</i> 167.2 (Okt. 1993), S. 347–375.
[Nas06]	H. Nasser: "Surveillance vibratoire de structures mechaniques sous con- traintes thermiques". Diss. Universite de: Rennes, 2006.
[Nat83]	H. G. Natke: <i>Einführung in Theorie und Praxis der Zeitreihen- und Modalanalyse</i> . Vieweg Verlag, 1983.
[New93]	D. Newland: An introduction to random vibrations, spectral and wavelet analysis. Longman Scientific und & Technical, 1993.
[NS02]	K. Nipp und D. Stoffer: <i>Lineare Algebra: eine Einführung für Ingenieure unter besonderer Berücksichtigung numerischer Aspekte.</i> vdf, HochschVerlag an der ETH, 2002.
[NG06]	A. Nussbaumer und HP. Günther: "Grundlagen und Erläuterung der neuen Ermüdungsnachweise nach Eurocode 3". In: <i>Stahlbaukalender</i> 2006. Ernst & Sohn, 2006. Kap. Grundlagen und Erläuterung der neuen Ermüdungsnachweise nach Eurocode 3, S. 381–484.
[Pal24]	A. Palmgren: "Die Lebensdauer von Kugellagern". In: Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure (VDI Zeitschrift) 68.14 (1924), S. 339–341.
[PB94]	A. Pandey und M. Biswas: "Damage Detection in Structures Using Changes in Flexibility". In: <i>Journal of Sound and Vibration</i> 169.1 (1994), S. 3–17.
[PBS91]	A. Pandey, M. Biswas und M. Samman: "Damage detection from changes in curvature mode shapes". In: <i>Journal of Sound and Vibration</i> 145.2 (1991), S. 321–332.
[PES93]	R. S. Pappa, K. B. Elliott und A. Schenk: "Consistent-mode Indicator for the Eigensystem Realization Algorithm". In: <i>Journal of Guidance</i> , <i>Control, and Dynamics</i> 16.5 (1993), S. 852–858.
----------	--
[PE63]	P. Paris und F. Erdogan: "A critical analysis of crack propagation laws." In: <i>Journal of Basic Engineering</i> 85.4 (1963), S. 528–533.
[PGA61]	P. Paris, M. Gomez und W. Anderson: "A rational analytic theory of fatigue." In: <i>The Trend in Engineering</i> 13 (1961), S. 9–14.
[Pee00]	B. Peeters: "System Identification and Damage Detection in Civil Engineering". PhD Tesis. Katholieke Universiteit Leuven, 2000.
[PDR99]	B. Peeters und G. De Roeck: "Reference-Based Stochastic Subspace Identification for Output-Only Modal Analysis". In: <i>Mechanical Systems</i> and Signal Processing 13.6 (1999), S. 855–878.
[Pet04]	Y. Petryna: "Schädigung, Versagen und Zuverlässigkeit von Tragwerken des Konstruktiven Ingenieurbaus". Diss. Ruhr-Universität Bochum, 2004.
[PJL91]	M. Phan, JN. Juang und R. W. Longman: On Markov Parameters in System Identification. 1991.
[Pim+14]	M. A. Pimentel u. a.: "A review of novelty detection". In: Signal Processing 99 (2014), S. 215 –249.
[RV07]	D. Radaj und M. Vormwald: <i>Ermüdungsfestigkeit Grundlagen für Inge-</i> <i>nieure.</i> 3. Berlin Heidelberg: Springer, 2007.
[RF10]	C. Rainieri und G. Fabbrocino: "Automated output-only dynamic iden- tification of civil engineering structures". In: <i>Mechanical Systems and</i> <i>Signal Processing</i> 24.3 (2010), S. 678–695.
[Rüc10]	W. Rücker: IMO-Wind: Integrales Monitoring- und Bewertungssystem für Offshore-Windenergieanlagen. Abschlussbericht zum Fu.E-Vorhaben. InnoNet-Projekt-Nr.: 16INO326. Projektendbericht. Berlin: BAM Bun- desanstalt für Materialforschung und -prüfung, 2010.
[Rüc+95]	W. Rücker u. a.: "Load and Condition Monitoring of a Highway Bridge in a Continous Manner". In: <i>IABSE Symposium Extending the Lifespan</i> of Structures. San Francisco, California, USA, 1995.
[Rey12]	E. Reynders: "System Identification Methods for (Operational) Mo- dal Analysis: Review and Comparison". In: Archives of Computational Methods in Engineering 19 (2012), S. 51–124.
[RSDR11]	E. Reynders, M. Schevenels und G. De Roeck: <i>MACEC 3.2: A MATLAB</i> <i>Toolbox for Experimental and Operational Modal Analysis, User's Manual.</i> Katholieke Universiteit Leuven. 2011.
[Ryt93]	A. Rytter: "Vibration based inspection of civil engineering structures." Dissertation. Aalborg University, Denmark, 1993.
[Sal97]	O. Salawu: "Detection of structural damage through changes in frequency: a review". In: <i>Engineering Structures</i> 19.9 (1997), S. 718 –723.
[SK02]	P. Schaumann und P. Kleineidam: "Einflüsse auf die Ermüdung der Tragstruktur". In: 2. Symposium Offshore-Windenergie Bau- und um- welttechnische Aspekte. Hannover, 2. September 2002, 2002, S. 1–31.

[Sei07]	M. Seidel: "Tragstruktur und Installation der Offshore-Windenergieanlage REpower 5M in 45m Wassertiefe". In: <i>Stahlbau</i> 76.9 (2007).
[Sei12]	M. Seidel: "6MW Turbines with 150m+ rotor diameter - what is the impact on substructures." In: <i>Proceedings of DEWEK2012</i> . 2012.
[Sei14]	M. Seidel: "Substructures for offshore wind turbines Current trends and developments". In: <i>Festschrift Peter Schaumann</i> . Leibnitz Universität Hannover, 2014.
[Sen09]	S. Sensoli: "Dynamic tests and structural identification of the dowling hall footbridge". Magisterarb. Universita di Bologna, 2009.
[SLZ98]	Z. Shi, S. Law und L. Zhang: "Structural damage localization from modal strain energy change". In: <i>Journal of Sound and Vibration</i> 218.5 (1998), S. 825–844.
[SBW02]	M. Smith, C. Bowley und L. Williams: "In Situ Potection of Splash Zones - 30 years on". In: <i>Corrosion 2002</i> . Denver, CO, USA, 2002.
[Soh+03]	 H. Sohn u. a.: A Review of Structural Health Monitoring Literature: 1996 - 2001. Techn. Ber. Los Alamos National Laboratory, 2003.
[SGM00]	Stelzmann, Groth und Müller: <i>FEM für Praktiker - Band2: Strukturdy-</i> <i>namik.</i> Expert Verlag, Renningen, 2000.
[Sur94]	S. Suresh: Fatigue of materials. Cambridge University Press, 1994.
[TJ+09]	N. J. Tarp-Johansen u. a.: "Comparing Sources of Damping of Cross-Wind Motion". In: <i>Proceedings of European Offshore Wind (EOW) 2009</i> . 2009.
[Tem06]	J. van der Tempel: "Design of Support Structures for Offshore Wind Turbines". Diss. Delft, 2006.
[TMDR02]	A. Teughels, J. Maeck und G. De Roeck: "Damage assessment by FE model updating using damage functions". In: <i>Computers & Structures</i> 80.25 (2002), S. 1869–1879.
[U.S84]	U.S. Army, Corps of Engineers, Costal Engineering Research Center: <i>Shore Protection Manual.</i> Vierte Auflage. 1984.
[VODM96]	P. Van Overschee und B. De Moor: <i>Subspace Identification for Linear Systems</i> . Kluwer Academic Publishers, 1996.
[Ver+03]	P. Verboven u. a.: Stabilization charts and uncertainty bounds for frequency domain linear least squares estimators. 2003.
[Vib95]	M. Viberg: "Subspace-based methods for the identification of linear time-invariant systems". In: <i>Automatica</i> 31.12 (1995). doi: DOI: 10.1016/0005-1098(95)00107-5, S. 1835–1851.
[WWE14]	WWEA: Die Prototypen der Offshore-Klasse. http://www.wwindea. org/technology/ch01/estructura-de.htm. Online; abgerufen am 30.09.2014. 2014.
[WS89]	H. Waller und R. Schmidt: Schwingungslehre für Ingenieure, Theorie, Simulation, Anwendungen. BI Wissenschaftsverlag, 1989.

[WP05]	H. Wenzel und D. Pichler: <i>Ambient Vibration Monitoring</i> . John Wiley & Sons Ltd., 2005.
[Wie05]	K. L. u. W. R. Wiemann J.: <i>Gründung von Offshore-Windenergieanlagen</i> - <i>Gründungskonzepte und geotechnische Grundlagen</i> . Verlag Glückauf GmbH, Essen, 2005.
[Won10]	K. Y. Wong: "Structural health monitoring and safety evaluation of Stonecutters Bridge under the in-service condition". In: Bridge Main- tenance, Safety, Management and Life-Cycle Optimization, IABMAS 2010. Hrsg. von D. M. Frangopol, R. Sause und C. S. Kusko. 2010.
[WGF00]	K. Worden, G.Manson und N. Fieller: "Damage detection using outlier analysis". In: <i>Journal of Sound and Vibration</i> 229.3 (2000), S. 647–667.
[Wor+07]	K. Worden u. a.: "The fundamental axioms of structural health monito- ring". In: <i>Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical</i> <i>and Engineering Science</i> 463.2082 (2007), S. 1639–1664.
[YDBG04]	A. M. Yan, P. De Boe und J. C. Golinval: "Structural Damage Diagnosis by Kalman Model Based on Stochastic Subspace Identification". In: <i>Structural Health Monitoring</i> 3.2 (2004), S. 103–119.
[YG06]	AM. Yan und JC. Golinval: "Null subspace-based damage detection of structures using vibration measurements". In: <i>Mechanical Systems and Signal Processing</i> 20.3 (2006), S. 611–626.
[ZR09]	V. Zabel und W. Rücker: "Detection of a Fatigue Crack by Vibration Tests". In: 27th Int. Modal Analysis Conf IMAC-XXVII. Orlando, Florida, 2009.
[ZB03]	Q. Zhang und M. Basseville: "Advanced numerical computation of chi2- tests for fault detection and isolation". In: 5. Symp. Falkt Detection, Supervision and Safety for Technical Processes (SAFERPROCESS). Washington, USA, Juni 2003, S. 211–216.

Abbildungsverzeichnis

1.1	Anteil erneuerbarer Energien am Brutto-Stromverbrauch von 1990 bis 2014 und Ziele der Bundesregierung bis 2050; Quellen: [BMW15a; EEG14]	2
2.1	Formen von Gründungstrukturen für OWEA	23
2.2	Jacket-basierte OWEA-Gründungsstrukturen	24
2.3	Momentanes Windprofil [Tem06]	27
2.4	Geschätzter relativer Energieinhalt ozeanischer Oberflächenwellen nach	
	[U.S84] aus [Aus07]	28
2.5	Vergleichende Darstellung der Wellenenergiespektren für $H_s = 8 \mathrm{m/s}$	
	und $T_n = 8$ s nach PIERSON-MOSKOWITZ und JONSWAP ($\gamma = 3.3$).	29
2.6	Rissöffnungsformen der drei Beanspruchungsmodi [RV07]	40
2.7	Plastische Zone im Nahbereich der Ermüdungsrissspitze[Sur94]	41
2.8	Risswachstumskurve	42
5.1	Modell der Laborstruktur mit allen relevanten Komponenten des Ver-	
	suchsaufbaus	97
5.2	Strukturanalyse der Laborstruktur	98
5.3	Flansch-Schrauben-basierte Schadensbereiche der Laborstruktur	100
5.4	Möglichkeiten der dynamischen Anregung	102
5.5	Angeschlossene Belastungseinheit für zyklische Beanspruchung	103
5.6	Sensoren zur Schwingungsmessung	105
5.7	Versuchsaufbau mit Laborstruktur in der Versuchshalle der BAM $~$	105
5.8	Sensorsetup für die experimentelle Modalanalyse, die roten Sensoren sind	
	die Referenzsensoren, die blauen Sensoren sind die beweglichen Sensoren	107
5.9	Stabilisierungsdiagramm für den Test ohne Lasteinheit und ohne Schaden	
	im Frequenzbereich zwischen 20 Hz und 200 Hz, zum Vergleich ist auch	
	das Leistungsdichtespektrum dargestellt	108
5.10	Stabilisierungsdiagramm für das Versuchsszenario Nr. 1 in einem Fre-	
	quenzbereich zwischen 0 Hz und 1250 Hz	111
5.11	Flussdiagramm des Schadensdetektionsalgorithmus	112
5.12	Einteilung für das Lösen von 3, 5 und 7 Schrauben	113
5.13	Sensor-Setup in den Tests zum Schadensindikator	114
5.14	Vorversuch mit drei verschiedenen Formen der Systemanregung; 10 Tests	
	im ungeschädigten Zustand, 15 Tests mit 7-Schrauben-Schaden	117
5.15	Verlauf des Schadensindikators (χ^2 -Wert) im Rahmen vergleichender	
	Untersuchungen zur Größe der Block-Hankelmatrix $\mathcal{H}_{p+1,q}$	118
5.16	Verlauf des Schadensindikators (χ^2 -Wert) im Rahmen vergleichender	100
	Untersuchungen zur Größe der Reterenzmatrix $S(\varepsilon)$	120
5.17	Verlauf des Schadensindikators (χ^2 -Wert) im Rahmen vergleichender	1.0.1
	Untersuchungen zur Abtastfrequenz f_a	121

5.18	Verlauf des Schadensindikators (χ^2 -Wert) im Rahmen vergleichender Untersuchungen zur Datensatzlänge N	123
5.19	Verlauf des Schadensindikators (χ^2 -Wert) im Rahmen vergleichender Untersuchungen zur Besiduenkeurzienzmetrig. $\hat{\Sigma}$	194
5 20	Untersuchungen zur Residuenkovarianzmatrix \mathcal{L}_{ζ}	124 196
5.20 5.21	Lage der applizierten DMS	120
0.21	Untersuchungen mit DMS bei stochastischer Anregung	197
5 22	Schadensindikator für Untersuchungen mit DMS bei Impulshammeran-	141
0.22	reging	128
5.23	Ausschnitt einer Beanspruchung an einem Hotspot einer onshore instal-	120
0.20	lierten OWEA bei einer Windgeschwindigkeit von 6 m/s	130
5.24	Schadensindikator für Untersuchungen mit zyklischer betriebsähnlicher	100
0.21	Belastung	130
5.25	Labormodell und K-Knoten: der Pfeil zeigt die Örtlichkeit des geplanten	100
00	Ermüdungsrisses an	132
5.26	Bereiche mit annähernd gleich großen maximalen Ermüdungsbeanspru-	-
	chungen bei horizontaler Belastung am Kopfbalken	132
5.27	Überwachung der Beanspruchung	133
5.28	Anordnung der Beschleunigungsaufnehmer im Ermüdungsversuch	134
5.29	Ermüdungsriss am Fuß der Laborstruktur	137
5.30	Verlauf des Schadensindikators (χ^2 -Testwerte) für Shakeranregung, lo-	
	garithmische Darstellung der y-Achse	138
5.31	Verlauf des Schadensindikators (χ^2 -Testwerte) für ambiente Anregung,	
	logarithmische Darstellung der y-Achse	138
6.1	Rayleigh-Dämpfung, mittels der Dämpfungskoeffizienten der experimen-	
0.0	tellen Modalanalyse bestimmt	149
6.2	Modellbildung von Schaden durch Losen von starren Kopplungselementer	n150
6.3	MAC-Matrizen für den Vergleich von Eigenformen der numerischen	1 - 1
C 4	Modelle mit experimentell bestimmten Eigenformen	151
6.4	Verlauf der χ^2 -Testwerte für die numerische Schadensdetektion	153
6.5	Verlauf der χ^2 -Testwerte für die Ermudungsrissschädigung	155
0.0	Ortlichkeit des festgelegten Schadensbereichs für eine mögliche Ermu-	109
67	dungsschadigung	163
0.1	Details des numerischen Modells im Bereich des Strukturschadens	104
0.8	Ablaufdiagramm für die Untersuchungen zur Schädensdetektion an der	160
60	Delativer Fehler der Schwingungsentwert in Derug auf die Zeitschrittmeit	108
0.9	Relativer Femer der Schwingungsantwort in Bezug auf die Zeitschrittweit	e170
0.10	Ergebnig der Unterguehung zum Finflugg der Windstärkeennusse	8173
0.11	densindikator	175
6 19	Compingame Devetellung der Sengergetung A. P. und C. gewie der Sche	175
0.12	densnosition	177
6 1 2	Ergobnic für Auswortung A. Vorsuch 1	180
6.14	Ergebnis für Auswertung R. Versuch 1	180
6 15	Ergebnis für Auswertung C. Versuch 1	180
6 16	Ergebnis für Auswertung A. Versuch 1	189
0.10		104

Tabellenverzeichnis

2.1	Korrosionsraten für Tragstrukturen der Öl- und Gasförderindustrie nach [Aul06]
2.2	Rechnerische Annahmen für marinen Bewuchs gemäß [GL 12a] 44
5.1 5.2	Laborstruktur, äußere Abmessungen
0.0 F 4	Farameter and Materianen der Franschverbindung
5.4 F F	Eigenfrequenzen der Laborstruktur für das Versuchsszenario Nr. 1 110
5.5 5.0	Anzahl gelöster Schrauben im Versuch und Quantifizierung des Schadens 114
5.6 E 7	In den Voruntersuchungen verwendete Schadenszustande
Э. <i>(</i>	Statistische Kenngroben zum Schädensindikator (χ^2 -wert) im Rahmen
ЕQ	vergleichender Untersuchungen zur Grobe der Block-Hankelmatrix $\mathcal{H}_{p+1,q}$ 119 Dechengeit für vergehiedene Größen der Plack Hankelmatrix $\mathcal{H}_{p+1,q}$ 110
0.0 5.0	Rechenzent für verschiedene Groben der Diock-Hankelmatrix $\pi_{p+1,q}$. 119 Statistische Konngrößen zum Schedensindikator (ω^2 Wort) im Dahmen
0.9	Statistische Kenngroben zum Schadensindikator (χ - wert) im Kannen vorgleichender Untersuchungen zur Größe der Poferenzmetrix $S(z)$ 120
5 10	Statistische Konngrößen zum Schadensindikator (χ^2 Wort) im Bahmen
0.10	vergleichender Untersuchungen zur Abtastfrequenz f 121
5.11	Rechenzeit für verschiedene Abtastfrequenzen f 122
5.12	Statistische Kenngrößen zum Schadensindikator (γ^2 -Wert) im Rahmen
0.12	vergleichender Untersuchungen zur Datensatzlänge N
5.13	Rechenzeit für verschiedene Datensatzlängen N
5.14	Statistische Kenngrößen zum Schadensindikator (χ^2 -Wert) im Rahmen
	vergleichender Untersuchungen zur Residuenkovarianzmatrix $\hat{\Sigma}_{\zeta}$ 124
5.15	Rechenzeit für verschiedene Anzahl von Datensätzen n_b zur Bestimmung
	der Residuenkovarianzmatrix $\widehat{\Sigma}_{\zeta}$
5.16	Optimaler Parametersatz für die Schadensdetektion an der Laborstruktur 125 $$
5.17	In den DMS-Tests untersuchte Schadenszustände 126
5.18	Im DMS-Test mit Hammeranregung untersuchte Schadenszustände $\ .$. 128
5.19	Im Test mit zyklischer Belastung untersuchte Schadenszustände \ldots . 130
6.1	Simulierte Schadenszustände des Ermüdungsversuchs
6.2	Geometrie des OWEA-Modells
6.3	Auflistung Schadenszustände mit entsprechenden Schadensmaßen 164
6.4	Auflistung aller in den num. Simulationen verwendeten Windlastdaten-
	sätze und der ihnen zugrunde liegenden Windparameter
6.5	SSDD-Parametersatz für die Untersuchung zur Sensoranordnung 179
6.6	Zusammenhang zwischen Sensor-Setup und Größe des frühestmöglich
	sicher detektierbaren Schadens
A.1	Beschreibung der Modalformen für Versuchsszenario 1

A.2	Belastungsserien und Messungen zur Schadensdetektion im Ermüdungsversuch	211
B.1	Für die Untersuchungen zur variierenden Windstärke simulierte Messda-	
	tensätze und Zuordnung der dafür genutzten Windlastdatensätze	214
B.2	Für die Untersuchungen zum Sensorsetup und zur Abtastfrequenz simu-	
	lierte Messdatensätze und Zuordnung der dafür genutzten Windlastda-	
	tensätze	216

A Ergänzungen zu den Untersuchungen an der Laborstruktur

A.1 Ergebnis der experimentellen Modalanalyse an der Laborstruktur

In diesem Abschnitt werden die ersten 12 experimentell mittels Modalanalyse ermittelten Eigenmoden der Laborstruktur tabellarisch dargestellt. Dabei beinhalten die 6 Spalten der Tabelle die Ordnungsnummer der Eigenmoden, die Eigenfrequenz f in Hz, der Dämpfungskoeffizient φ in %, der einheitslose MPC Wert, eine text-basierte sowie eine grafische Beschreibung der modalen Schwingform.

Nr.	$\int f$	$ \varphi$	MPC	Beschreibung Modalform	Bild	
	[Hz]	[%]	[-]		Modalform	
1	31,4	1,86	0,917	Rotation der gesamten Struktur um z-Achse (ver- tikal); die Rotation erfolgt nicht um den Mittelachse (wegen der Masse des Shakers); horizontale Hal- terungen am Querträger erlauben Bewegung in y-Richtung -> globale Be- wegung der Haltestruktur.	,i.	
2	48,3	2,00	0,967	Horizontale Biegung des Fachwerks in y-Richtung ("Ausbauchung"), der Kopf- träger bleibt in Ruhelage, die Amplituden des linken Eckstiels sind größer als je- ne des rechten Eckstiels (auf- grund der Masse der Sha- kers).		
	Fortsetzung auf der folgenden Seite					

Tabelle A.1: Beschreibung der Modalformen für Versuchsszenario 1

Nr.	$ \begin{vmatrix} f & \varphi & MPC \\ [Hz] & [\%] & [-] \end{vmatrix} $ Beschreibung Modalform		Beschreibung Modalform	Bild Modalform			
3	65,3	0,36	0,997	Kombinierte Bewegung aus Rotation um z-Achse und horizontale Biegung in y- Richtung. Eckstiele bewegen sich zueinander entgegenge- setzt, die untere Verstrebung schwingt in der gleichen Pha- se wie der rechte Eckstiel.	A construction of the second s		
4	78,9	0,36	0,937	Horizontale Biegebewegung der Struktur in y-Richtung, der Kopfbalken bleibt in Ru- helage. Die untere Verstre- bung schwingt 180° phasen- verschoben zu den Eckstie- len.			
5	81,1	0,35	0,996	Horizontale Biegebewegung der gesamten Struktur in x- Richtung.	ji-,		
6	93,9	0,41	0,995	Kombinierte Bewegung aus Rotation um z-Achse und horizontaler Bie- gung in y-Richtung. Die Eckstiele bewegen sich phasenverschoben zur Ver- drehung des Kopfbalkens, die Bereiche der unteren Verstrebung schwingen pha- senverschoben zueinander aber phasengleich mit dem jeweiligen Eckstiel.			
	Fortsetzung auf der folgenden Seite						

Nr.	$\begin{vmatrix} f \\ [Hz] \end{vmatrix}$	$\left \begin{array}{c} \varphi \\ [\%] \end{array} \right $	MPC [-]	Beschreibung Modalform	Bild Modalform		
7	108,0	0,27	0,995	Kombinierte Bewegung aus Rotation um z-Achse und horizontaler Biegung in y- Richtung. Nur der linke Eckstiel schwingt, und zwar phasenverschoben zum Kopf- träger. Die untere Verstre- bung schwingt entgegenge- setzt zum linken Eckstiel.	ji.		
8	149,6	0,36	0,977	Kombination horizonta- ler Biegung in x- und y-Richtung. Beide Eckstiele schwingen in entgegenge- setzter Phase sowohl in x- als auch in y-Richtung Die Verstrebungen schwingen in x-z-Ebene entsprechend ihrer Orientierung.	j.		
9	150,4	0,19	0,923	Rotation um die x-Achse mit der horizontalen Rotations- achse in Höhe der K-Knoten. Die Schwingung des linken Eckstiels hat eine größere Amplitude als die des rech- ten Eckstiels. Die linke obe- re Verstrebung schwingt in y-Richtung.	j.		
10	164.5	0,47	0.961	Rotation um die y-Achse mit der horizontalen Rota- tionsachse in Höhe des X- Knotens der unteren Ver- strebung. Der untere Be- reich der unteren Verstre- bung schwingt mit größe- rer Amplitude als der obe- re Bereich. Beide Eckstiele schwingen mit gleicher Pha- se in x-Richtung.	J. J.		
	Fortsetzung auf der folgenden Seite						

Nr.	$\int f$	φ	MPC	Beschreibung Modalform	Bild
	[[Hz]	[[%]	[-]		Modalform
11	168,9	0,22	0,982	Horizontale Biegung der Ver- strebung in y-Richtung. Der untere Bereich der unteren Verstrebung schwingt pha- senverschoben zum oberen Bereich der unteren Verstre- bung als auch zur oberen Verstrebung.	J. J.
12	179,5	0,20	0,972	Kombination aus Rotation der unteren Verstrebung um die y-Achse mit dem Rota- tionszentrum am X-Knoten. Biegung beider Eckstiele in gleicher Phase in x-Richtung. Der untere Bereich der un- teren Verstrebung schwingt mit größerer Amplitude als der obere Bereich. Gleichzei- tig schwingen die Teile der unteren Verstrebung phasen- verschoben in y-Richtung.	J. J

A.2 Abfolge der Belastungs- und Messserien zur Schadensdetektion im Ermüdungsversuch

Die Tabelle A.2 listet die Abfolge der durchgeführten Belastungsserien und Messsequenzen zur Bestimmung des Schadensindikators während des Ermüdungsversuchs an der Laborstruktur auf. Bei den nicht hinterlegten Zeilen handelt es sich dabei um die Belastungsserien und bei den grau hinterlegten Zeilen um die Messungen zum Schadensindikator. Die Spalte "Datensatz" beinhaltet die Bezeichnungen der Datensätze in der Form, in der sie bei der Auswertung verwendet wurde.

Datum	Uhrzeit Beginn	Datensatz	Art	Zyklen	$ \begin{array}{c} \text{Kraft} \\ [kN] \end{array} $	Summe Zyklen
12.04.2013 11:21		30412001	Shaker			
	14:00	$LMFH2_03$		statisch	± 30	
	15:35	30412002	Ambient			
	16:46	30412003	Shaker			
	17:52	30412004	Ambient			
16.04.2013	08:32	30416001	Ambient			
	08:54	30416002	Shaker			
	09:38	30416003	Shaker			
	11:41	30416004	Ambient			
	12:39	30416005	Ambient			
	14:01	30416006	Shaker			
	14:19	30416007	Shaker			
	14:46	30416008	Ambient			
	15:04	30416009	Ambient			
	15:24	30416010	Shaker			
17.04.2013	07:24	30417001	Shaker			
	07:48	30417002	Ambient			
	08:17	$LMFH2_04$		1000	± 50	1000
	08:27	30417003	Ambient			
	08:47	30417004	Shaker			
	09:25	$LMFH2_05$		1000	± 50	2000
	09:32	30417005	Shaker			
	09:52	30417006	Ambient			
	10:21	$LMFH2_06$		1000	± 50	3000
	10:35	30417007	Ambient			
	10:57	30417008	Shaker			
	13:10	$LMFH2_07$		1000	± 50	4000
	13:14	30417009	Shaker			
	13:37	30417010	Ambient			
	13:58	$LMFH2_08$		1000	± 50	5000
	14:01	30417011	Ambient			
	14:22	30417012	Shaker			
	15:12	$LMFH2_09$		1000	± 50	6000
	15:19	30417013	Shaker			
	15:42	30417014	Ambient			
18.04.2013	09:36	30418001	Ambient			
	10:03	30418002	Shaker			
	10:35	LMFH2_10-14		24063	± 50	30063
	15:21	30418003	Shaker			
		Fortsetzung auf d	er folgende	n Seite		

Tabelle A.2: Belastungsserien und Messungen zur Schadensdetektion im
Ermüdungsversuch

Datum	Uhrzeit Beginn	Datensatz	Art	Zyklen	Kraft [kN]	Summe Zyklen
	15:45	30418004	Ambient			
19.04.2013	$\begin{array}{c} 3 & 08:17 \\ & 08:47 \end{array}$	$30419001 \\ 30419002$	Ambient Shaker			
	11:15	$LMFH2_{15}$		14819	± 50	44882
	13:51	30419003	Shaker			
	14:11	30419004	Ambient			
22.04.2013	3 09:12	30422001	Ambient			
	09:51	30422002	Shaker			
	10:18	$LMFH2_{16}$		9514	± 50	54396
	12:39	30422003	Shaker			
	13:42	30422004	Ambient			
	14:15	LMFH2_x		26083	± 50	80479
	17:02	30422005	Ambient			
	17:24	30422006	Shaker			
23.04.2013	3 07:33	30423001	Shaker			
	08:13	30423002	Ambient			
	09:15	$LMFH2_{17+18}$		39521	± 50	120000
	12:45	30423003	Ambient			
	13:12	30423004	Shaker			
	14:05	$LMFH2_{19}+20$		20008	± 50	140008
	16:00	30423005	Shaker			
	16:21	30423006	Ambient			
24.04.2013	3 08:44	30424001	Ambient			
	09:06	30424002	Shaker			
	10:07	30424003	Shaker			
	10:26	30424004	Ambient			
	10:55	$LMFH2_{21+22}$		6000	± 50	146008
	11:42	30424005	Ambient			
	12:39	30424006	Shaker			
	13:10	$LMFH2_{23}$		6000	± 50	152008
	14:07	30424007	Shaker			
	14:25	30424008	Ambient			

B Schadendetektion an der Jacket-Struktur

B.1 Zusammenstellung der numerisch simulierten Antwortdatensätze und Zuordnung der Windlastdateien

In diesem Abschnitt erfolgt die Zuordnung der Windlastdatensätze entsprechend ihrer Verwendung als Last-Zeitverlauf in der transienten Analyse zu den resultierenden Antwortdatensätzen. Dabei werden die Antwortdatensätze als Ausgangsgrößen mit $Y_{dn,no,dir}$ und die Windlastdatensätze als Eingangsgrößen U_{t_i,no_p} definiert.

In $Y_{dn_no,dir}$ bezeichnet der Index dn den Schadenszustand in Form der Anzahl gelöster Knotenverbindungen und der Index no die fortlaufende Nummer des berechneten Datensatzes. Mit dem Index dir wird die in der Rechnung berücksichtigte Windrichtung (HWR bzw. NWR) benannt.

In U_{t_i,no_p} bezeichnet der Index t_i die Turbolenzintensitätsklasse des einwirkenden Windes gemäß Abschnitt 6.4.6, der Index *no* die Nummer des Windlastrohdatensatzes und der Index *p* die fortlaufende Nummer des konditionierten und fragmentierten Windlastdatensatzes. Wie bereits in Abschnitt 6.4.6 erwähnt, variiert die Windgeschwindigkeit in allen Windlastdatensätzen zwischen v = 2 m/s und v = 4 m/s, weshalb die Windgeschwindigkeit nicht Bestandteil der Induzierung des Windlastdatensatzes ist.

In den Tabellen B.1 und B.2 sind die numerisch generierten Antwortverläufe für die Schadenszustände "0" (ungeschädigt) und "x" (geschädigt, x = Anzahl der gelösten Verbindungen) entsprechend der Beschreibung in Abschnitt 6.4.5 sowie die jeweils zugehörigen Windlastdatensätze tabellarisch aufgelistet. Bei gleichem Schadenszustand aber abweichender Windangriffsrichtung wird zur Generierung beider Antwortdatensätze ein und derselbe Windlastdatensatz verwendet. Daher wird in den Tabellen B.1 und B.2 die Windangriffsrichtung nicht explizit angegeben.

Es sei hier noch einmal darauf hingewiesen, dass sich grundsätzlich alle generierten Antworten unterscheiden, da auch bei gleicher Windstärke und Turbulenzintensität für jede Berechnung ein unterschiedlicher Zeitabschnitt aus den 10-minütigen Aufzeichnungen der Windlast verwendet wurde.

lfd.Nr.	Datensatz	Schaden	Windlastfile	Windrichtung		
Ν	Messdatensätze zur Bestimmung der Referenzmatrix					
01	$Y_{00,01,H}$	0	$U_{03,03-1}$	HWR		
02	$Y_{00,02,H}$	0	$U_{03,03}$ 2	HWR		
03	$Y_{00,03,H}$	0	$U_{03,04_1}$	HWR		
Messd	atensätze zur	Bestimmun	g der Residuenk	ovarianzmatrix		
01	$Y_{00.01,H}$	0	$U_{03.03-1}$	HWR		
02	$Y_{00.02,H}$	0	$U_{03,03}$ 2	HWR		
03	$Y_{00.03,H}$	0	$U_{03.04}$ 1	HWR		
04	$Y_{00.04,H}$	0	$U_{03.04}$ 2	HWR		
05	$Y_{00.05,H}$	0	$U_{04.05}$ 2	HWR		
06	$Y_{00.06,H}$	0	$U_{04.05}$ 3	HWR		
07	$Y_{00\ 07\ H}$	0	$U_{05 \ 04 \ 1}$	HWR		
08	$Y_{00,08,H}$	0	$U_{05,04,2}$	HWR		
09	$Y_{00,09,H}$	0	$U_{06,03-1}$	HWR		
10	$Y_{00,10,H}$	0	$U_{06,03,2}$	HWR		
11	$Y_{00,11,H}$	0	$U_{07,02}$ 1	HWR		
12	$Y_{00,12,H}$	0	$U_{07,02}$	HWR		
13	$Y_{00,12,H}$	Ő	$U_{07,00}$ 1	HWR		
14	$Y_{00,14,H}$	0	$U_{07,09}$	HWR		
15	$Y_{00,15,H}$	Ő	$U_{10,02}$	HWR		
16	$Y_{00,16,II}$	0	$U_{10,02}$	HWR		
17	$Y_{00,17,11}$	0	$U_{12,06,-2}$	HWR		
18	$Y_{00,18,H}$	0	$U_{12,06}$	HWR		
19	$Y_{00,10,H}$	0	$U_{12,00}$	HWR		
20	$Y_{00,00,H}$	0	$U_{12,09_2}$	HWR		
20 21	$V_{00,20,H}$	0	$U_{13,09}_{3}$	HWR		
21	$V_{00,21,H}$	0	$U_{03,03}$	HWR		
22	$V_{00,22,H}$	0	$U_{03,03_4}$	HWR		
$\frac{20}{24}$	$V_{00,23,H}$	0	$U_{03,04}_3$	HWR		
25	$V_{00,24,H}$	0	U03,04_4	HWB		
20 26	$V_{00,25,H}$	0	U04,05_4	HWR		
$\frac{20}{27}$	$V_{00,26,H}$	0	$U_{04,05}$	HWB		
21	$V_{00,27,H}$	0	$U_{05,04}_3$	HWB		
20	$V_{00,28,H}$	0	$U_{05,04_4}$	HWB		
29 30	$1_{00,29,H}$ Vacuum	0	$U_{06,03}_{3}$	HWB		
30 21	100,30,H	0	$U_{06,03}_4$	HWP		
20 21	$1_{00,31,H}$	0	$U_{07,02}_{3}$			
52 22	$1_{00,32,H}$	0	$U_{07,02}_4$			
ี ว≀	$1_{00,33,H}$ V	0	$U_{07,09}_{3}$			
04 25	$V^{I\ 00,34,H}$	0	$U_{07,09}_4$	П W Л ЦWD		
-00	1 00,35,H	U	U _{10,03_3}	ΠΨΛ		
Fortsetzung auf der folgenden Seite						

Tabelle B.1: Für die Untersuchungen zur variierenden Windstärke simulierteMessdatensätze und Zuordnung der dafür genutzten Windlastdatensätze

B.1 Zusammenstellung der numerisch simulierten Antwortdatensätze und Zuordnung der 215 Windlastdateien

lfd.Nr.	Datensatz	Schaden	Windlastfile	Windrichtung	
36	$Y_{00,36,H}$	0	$U_{10,03_4}$	HWR	
37	$Y_{00,37,H}$	0	$U_{13,06_4}$	HWR	
38	$Y_{00,38,H}$	0	$U_{13,06}_{5}$	HWR	
39	$Y_{00,39,H}$	0	$U_{13,09}_{4}$	HWR	
40	$Y_{00,40,H}$	0	$U_{13,09}_{5}$	HWR	
41	$Y_{00,41,H}$	0	$U_{03,03}_{5}$	HWR	
42	$Y_{00,42,H}$	0	$U_{03,03}_{6}$	HWR	
43	$Y_{00,43,H}$	0	$U_{03,04}_{5}$	HWR	
44	$Y_{00,44,H}$	0	$U_{03,04}_{6}$	HWR	
45	$Y_{00,45,H}$	0	$U_{04,05_6}$	HWR	
46	$Y_{00,46,H}$	0	$U_{04,05_{7}}$	HWR	
47	$Y_{00,47,H}$	0	$U_{05,04}_{5}$	HWR	
48	$Y_{00,48,H}$	0	$U_{05,04}_{6}$	HWR	
49	$Y_{00,49,H}$	0	$U_{06,03}_{5}$	HWR	
50	$Y_{00,50,H}$	0	$U_{06,03}_{6}$	HWR	
	Mess	datensätze i	n der Testphase		
01	$Y_{00,02.H}$	0	U _{03.03 2}	HWR	
02	$Y_{00,04,H}$	0	$U_{03,04}$ 2	HWR	
03	$Y_{00,06,H}$	0	$U_{04,05}$ 3	HWR	
04	$Y_{00,08,H}$	0	$U_{05,04-2}$	HWR	
05	$Y_{00,10,H}$	0	$U_{06,03}$ 2	HWR	
06	$Y_{00,12,H}$	0	$U_{07,02}$ 2	HWR	
07	$Y_{00,14,H}$	0	$U_{07,09}$ 2	HWR	
08	$Y_{00,16,H}$	0	$U_{10,03}$ 2	HWR	
09	$Y_{00.18,H}$	0	$U_{13.06}$ 3	HWR	
10	$Y_{00.20,H}$	0	$U_{13,09-3}$	HWR	
11	$Y_{13,03,H}$	13	$U_{03,03}$ 8	HWR	
12	$Y_{13.04,H}$	13	$U_{03,03}$ 9	HWR	
12	$Y_{13,23,H}$	13	$U_{03,03}$ 1	HWR	
12	$Y_{13,24,H}$	13	$U_{03 \ 03 \ 5}$	HWR	
13	$Y_{13\ 05\ H}$	13	$U_{04\ 05\ 9}$	HWR	
14	$Y_{13 \ 10 \ H}$	13	$U_{04,05,2}$	HWR	
15	$Y_{13 \ 17 \ H}$	13	$U_{04,05,4}$	HWR	
16	$Y_{13\ 18\ H}$	13	$U_{04,05}$	HWR	
15	$Y_{13 \ 19 \ H}$	13	$U_{05,04,-1}$	HWR	
16	$Y_{13,20,H}$	13	$U_{05,04-2}$	HWR	
17	$Y_{13\ 01\ H}$	13	$U_{05 \ 04}$	HWR	
18	$Y_{13\ 02\ H}$	13	$U_{05,04}$	HWR	
19	$Y_{13.06}$ H	13	$U_{06 03 3}$	HWR	
20	$Y_{13\ 11\ H}$	13	$U_{06\ 03}$ 9	HWR	
21	$Y_{13,21}$ H	13	$U_{06 03 1}$	HWR	
22	$Y_{13 \ 22} H$	13	$U_{06.03}$ 5	HWR	
$23^{}$	$Y_{13.07.H}$	13	$U_{07.02}$ 3	HWR	
Fortsetzung auf der folgenden Seite					

lfd.Nr.	Datensatz	Schaden	Windlastfile	Windrichtung
24	$Y_{13,12,H}$	13	$U_{07,09_{3}}$	HWR
25	$Y_{13,15,H}$	13	$U_{07,02}_{5}$	HWR
26	$Y_{13,16,H}$	13	$U_{07,09}_{-9}$	HWR
27	$Y_{13,08,H}$	13	$U_{10,03}$ 3	HWR
28	$Y_{13,13,H}$	13	$U_{10,03}_{-9}$	HWR
29	$Y_{13,25,H}$	13	$U_{10,03-1}$	HWR
30	$Y_{13,26,H}$	13	$U_{10,03}_{5}$	HWR
31	$Y_{13,09,H}$	13	$U_{13,06_3}$	HWR
32	$Y_{13,14,H}$	13	$U_{13,09_3}$	HWR
33	$Y_{13,27,H}$	13	$U_{13,06_{9}}$	HWR
34	$Y_{13,28,H}$	13	$U_{13,09}_{-9}$	HWR

Tabelle B.2: Für die Untersuchungen zum Sensorsetup und zur Abtastfrequenz simulierte Messdatensätze und Zuordnung der dafür genutzten Windlastdatensätze

lfd.Nr.	Datensatz	Schaden	Windlast file	Windrichtung		
N	Messdatensätze zur Bestimmung der Referenzmatrix					
01	$Y_{00,01,H}$	0	$U_{03,03_1}$	HWR		
02	$Y_{00,02,H}$	0	$U_{03,0322}$	HWR		
03	$Y_{00,03,H}$	0	$U_{03,04_1}$	HWR		
Messd	latensätze zur	Bestimmung	g der Residuenk	ovarianzmatrix		
01	$Y_{00,01,H}$	0	$U_{03,03_1}$	HWR		
02	$Y_{00,03,H}$	0	$U_{03,04_1}$	HWR		
03	$Y_{00,05,H}$	0	$U_{04,05_2}$	HWR		
04	$Y_{00,07,H}$	0	$U_{05,04_1}$	HWR		
05	$Y_{00,09,H}$	0	$U_{06,03_1}$	HWR		
06	$Y_{00,11,H}$	0	$U_{07,02_1}$	HWR		
07	$Y_{00,13,H}$	0	$U_{07,09_1}$	HWR		
08	$Y_{00,15,H}$	0	$U_{10,03_1}$	HWR		
09	$Y_{00,17,H}$	0	$U_{13,0622}$	HWR		
10	$Y_{00,19,H}$	0	$U_{13,09_2}$	HWR		
11	$Y_{00,21,H}$	0	$U_{03,03_3}$	HWR		
12	$Y_{00,22,H}$	0	$U_{03,03}_{4}$	HWR		
13	$Y_{00,23,H}$	0	$U_{03,04_3}$	HWR		
14	$Y_{00,24,H}$	0	$U_{03,04}_{4}$	HWR		
15	$Y_{00,25,H}$	0	$U_{04,05_4}$	HWR		
16	$Y_{00,26,H}$	0	$U_{04,05}_{5}$	HWR		
17	$Y_{00,27,H}$	0	$U_{05,04_3}$	HWR		
18	$Y_{00,28,H}$	0	$U_{05,04_4}$	HWR		
19	$Y_{00,29,H}$	0	$U_{06,03_3}$	HWR		
20	$Y_{00,30,H}$	0	$U_{06,03_4}$	HWR		
21	$Y_{00,31,H}$	0	$U_{07,02_3}$	HWR		
Fortsetzung auf der folgenden Seite						

lfd.Nr.	Datensatz	Schaden	Windlast file	Windrichtung	
22	$Y_{00,32,H}$	0	$U_{07,02_4}$	HWR	
23	$Y_{00,33,H}$	0	$U_{07,09}_{3}$	HWR	
24	$Y_{00,34,H}$	0	$U_{07,09}$ 4	HWR	
25	$Y_{00,35,H}$	0	$U_{10,03}$ 3	HWR	
26	$Y_{00,36,H}$	0	$U_{10,03}_{4}$	HWR	
27	$Y_{00,37,H}$	0	$U_{13,06}_{4}$	HWR	
28	$Y_{00,38,H}$	0	$U_{13,06}_{5}$	HWR	
29	$Y_{00,39,H}$	0	$U_{13,09}_{4}$	HWR	
30	$Y_{00,40,H}$	0	$U_{13,09}_{5}$	HWR	
31	$Y_{00,41,H}$	0	$U_{03,03_5}$	HWR	
32	$Y_{00,42,H}$	0	$U_{03,03_6}$	HWR	
33	$Y_{00,43,H}$	0	$U_{03,04_5}$	HWR	
34	$Y_{00,44,H}$	0	$U_{03,04_6}$	HWR	
35	$Y_{00,45,H}$	0	$U_{04,05_6}$	HWR	
36	$Y_{00,46,H}$	0	$U_{04,05_{7}}$	HWR	
37	$Y_{00,47,H}$	0	$U_{05,04_5}$	HWR	
38	$Y_{00,48,H}$	0	$U_{05,04_6}$	HWR	
39	$Y_{00,49,H}$	0	$U_{06,03_5}$	HWR	
40	$Y_{00,50,H}$	0	$U_{06,03_6}$	HWR	
41	$Y_{00,31,N}$	0	$U_{07,02_3}$	NWR	
42	$Y_{00,32,N}$	0	$U_{07,02_4}$	NWR	
43	$Y_{00,33,N}$	0	$U_{07,09_3}$	NWR	
44	$Y_{00,34,N}$	0	$U_{07,09_4}$	NWR	
45	$Y_{00,35,N}$	0	$U_{10,03_3}$	NWR	
46	$Y_{00,36,N}$	0	$U_{10,03_4}$	NWR	
47	$Y_{00,37,N}$	0	$U_{13,06_4}$	NWR	
48	$Y_{00,38,N}$	0	$U_{13,06}_{5}$	NWR	
49	$Y_{00,39,N}$	0	$U_{13,09_4}$	NWR	
Messdatensätze in der Testphase					
01	$Y_{00,02,H}$	0	U_{03i03} 2	HWR	
02	$Y_{00,04,H}$	0	U_{03i04_2}	HWR	
03	$Y_{00,06,H}$	0	U_{04i05_3}	HWR	
04	$Y_{00,08,H}$	0	U_{05i04_2}	HWR	
05	$Y_{00,10,H}$	0	U_{06i03_2}	HWR	
06	$Y_{00,12,H}$	0	U_{07i02_2}	HWR	
07	$Y_{00,16,H}$	0	U_{10i03_2}	HWR	
08	$Y_{00,18,H}$	0	U_{13i06_3}	HWR	
09	$Y_{00,34,N}$	0	U_{07i09}_{4}	NWR	
10	$Y_{00,35,N}$	0	$U_{10i0333}$	NWR	
11	$Y_{00,40,N}$	0	U_{13i09}_{5}	NWR	
12	$Y_{00,41,N}$	0	$U_{03i03}{}^5$	NWR	
13	$Y_{05,03,H}$	5	U_{04i05}_{5}	HWR	
14	$Y_{05,04,H}$	5	U_{04i05_4}	HWR	
Fortsetzung auf der folgenden Seite					

lfd.Nr.	Datensatz	Schaden	Windlastfile	Windrichtung	
15	$Y_{05,05,H}$	5	U_{04i05_1}	HWR	
16	$Y_{05,06,H}$	5	$U_{04i05_{9}}$	HWR	
17	$Y_{05,03,N}$	5	U_{04i05_5}	NWR	
18	$Y_{05,04,N}$	5	U_{04i05} 4	NWR	
19	$Y_{05,05,N}$	5	U_{04i05} 1	NWR	
20	$Y_{05,06,N}$	5	U_{04i05} 9	NWR	
21	$Y_{09,03,H}$	9	U_{04i05_3}	HWR	
22	$Y_{09,04,H}$	9	U_{04i05} 6	HWR	
23	$Y_{09,05,H}$	9	U_{04i05} 2	HWR	
24	$Y_{09,06,H}$	9	U_{04i05} 4	HWR	
25	$Y_{09,03,N}$	9	U_{04i05} 3	NWR	
26	$Y_{09,04,N}$	9	$U_{04i05} {\ }_{6}$	NWR	
27	$Y_{09.05,N}$	9	U_{04i05} 2	NWR	
28	$Y_{09.06,N}$	9	U_{04i05} 4	NWR	
29	$Y_{13.05,H}$	13	U_{04i05} 9	HWR	
30	$Y_{13,10,H}$	13	U_{04i05} 2	HWR	
31	$Y_{13\ 17\ H}$	13	U_{04i05} 4	HWR	
32	$Y_{13\ 18\ H}$	13	U_{04i05} 6	HWR	
33	$Y_{13,05,N}$	13	U_{04i05} 9	NWR	
34	$Y_{13 \ 10 \ N}$	13	U_{04i05} 2	NWR	
35	$Y_{13 \ 17 \ N}$	13	U_{04i05} 4	NWR	
36	$Y_{13 \ 18 \ N}$	13	U_{04i05} 6	NWR	
37	$Y_{17,01,H}$	17	U_{04i05} 3	HWR	
38	$Y_{17,02,H}$	17	U_{04i05} 2	HWR	
39	$Y_{17,05,H}$	17	U_{04i05} 9	HWR	
40	$Y_{17,06,H}$	17	U_{04i05}	HWR	
41	$Y_{17,01,N}$	17	U_{04i05}	NWR	
42	$Y_{17,02,N}$	17	$U_{04:05-2}$	NWR	
43	$Y_{17,05,N}$	17	U_{04i05}	NWR	
44	$Y_{17,06,N}$	17	U_{04i05}	NWR	
45	$Y_{21,01,H}$	21	$U_{04:05}$	HWR	
46	$Y_{21,01,H}$ $Y_{21,02,H}$	21	$U_{04:05}$	HWR	
47	$Y_{21,02,H}$ $Y_{21,05,H}$	21	$U_{04:05}$ 7	HWR	
48	$Y_{21,05,H}$ $Y_{21,06,H}$	21	$U_{04:05-1}$	HWR	
49	$Y_{21,00,H}$ $Y_{21,01,N}$	21		NWB	
50	$Y_{21,01,N}$ $Y_{21,02,N}$	21	$U_{04:05}$	NWR	
51	$V_{21,02,N}$ $V_{21,05,N}$	21	$U_{04:05}$	NWB	
52	$Y_{21.06.M}$	21	$U_{04:05}$	NWR	
53	$Y_{25,01,H}$	$\frac{-1}{25}$	$U_{04:05}$	HWR	
54	$Y_{25,02,H}$	$\frac{20}{25}$	$U_{04:05}$	HWR	
55	$Y_{25,02,H}$	$\frac{20}{25}$	$U_{04:05}$	HWR	
56	$Y_{25,04,H}$	$\frac{25}{25}$	$U_{04:05_2}$	HWR	
57	-20,04,H $Y_{25,01,M}$	$\frac{20}{25}$	$U_{04:05}$	NWR	
58	$Y_{25,01,N}$	$\frac{25}{25}$	U_{04i05}	NWR	
Fortsetzung auf der folgenden Seite					

B.1 Zusammenstellung der numerisch simulierten Antwortdatensätze und Zuordnung der Windlastdateien 219

lfd.Nr.	Datensatz	Schaden	Windlastfile	Windrichtung
59	$Y_{25,03,N}$	25	U_{04i05_2}	NWR
60	$Y_{25,04,N}$	25	U_{04i05_9}	NWR