

UNIVERSITÄT STUTTGART

ÖFFENTLICHER BERICHT

Tremac Abschlussbericht zu den Teilvorhaben

Aerodynamische und aeroakustische Simulation von Lasten und Schallquellen ¹
Akustische Untersuchung einer Windenergieanlage mittels Mehrkörpersimulation
und Schallmessung ²

Florian Wenz¹, Levin Klein¹, Jonas Gude¹, Thorsten Lutz¹
Esther Blumendeller², Birger Luhmann ², Francesca Calarco²,
Philipp Rettler ², Po Wen Cheng²

¹Institut für Aerodynamik und Gasdynamik (IAG)

²Lehrstuhl für Windenergie (SWE)

4. Juni 2020

Gefördert durch:



Bundesministerium
für Wirtschaft
und Energie

aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungs- und Symbolverzeichnis	3
1 Kurzdarstellung	7
1.1 Aufgabenstellung	7
1.2 Voraussetzungen, unter denen das Vorhaben durchgeführt wurde	8
1.3 Planung und Ablauf des Vorhabens	9
1.4 Wissenschaftlicher und technischer Stand	11
1.5 Zusammenarbeit mit anderen Stellen	16
2 Eingehende Darstellung	18
2.1 Wichtigste Positionen des zahlenmäßigen Nachweises	18
2.2 Verwendung der Mittel und erzielte Ergebnisse	18
2.2.1 Arbeitspaket A1 Generierung realitätsnaher Anströmungen	18
2.2.2 Arbeitspaket A2 Aeroelastisches Gesamtmodell	27
2.2.3 Arbeitspaket A3 Berechnung der fluktuierenden mechanischen Lasten	51
2.2.4 Arbeitspaket B1 Aeroakustische Emission	59
2.2.5 Arbeitspaket B3 Luftschallmessungen und Modellvalidierung	63
2.2.6 Arbeitspaket C6 Schwingungsmessung	67
2.2.7 Arbeitspaket C8 Interpretation der seismischen Messungen und Modellvalidierung	68
2.2.8 Arbeitspaket D1 Modelltiefe	68
2.2.9 Arbeitspaket D4 Abschließende Empfehlungen	89
2.2.10 Arbeitspakete F1 Öffentlichkeitsarbeit und F2 Austausch und Kooperation	92
2.2.11 Arbeitspakete F3 Aus- und Weiterbildung	93
2.3 Notwendigkeit und Angemessenheit der geleisteten Arbeit	93
2.4 Voraussichtlicher Nutzen	94
2.5 Fortschritt auf dem Gebiet des Vorhabens bei anderen Stellen	95
2.6 Erfolgte oder geplante Veröffentlichungen des Ergebnisses	96
Literatur	97

Abkürzungs- und Symbolverzeichnis

Symbol	Beschreibung	Einheit
A	Skalierungsparameter	$\frac{m}{s}$
AEP	Annual Energy Production	Wh
b	Dämpfungskonstante	$\frac{kg}{s}$
C	Auslastungsfaktor/ Kapazitätsfaktor	%
c_a/ c_L	Auftriebsbeiwert	-
c_m	Momentenbeiwert	-
c_p	Leistungsbeiwert	-
c_s/ c_T	Schubbeiwert	-
c_w/ c_D	Widerstandsbeiwert	-
D_{Rotor}	Rotordurchmesser	m
E	Energie	Wh
E	Leistungsdichte	$\frac{W}{m^2}$
f	Frequenz	Hz
F_D	Widerstandskraft/ Drag Force	N
F_L	Auftriebskraft/ Lift Force	N
h_{Nabe}	Nabenhöhe	m
i	Übersetzungsverhältnis	-
k	Formfaktor	-
k	Federkonstante	$\frac{N}{m}$
m	Masse	kg
M	Antriebsmoment	Nm
n	Drehzahl	$\frac{1}{min}$
p	Druck	Pa
P_{Nenn}	Nennleistung	W
R_{Rotor}	Rotorradius	m
Re	Reynoldszahl	-
s^2	empirische Varianz	-
S	Schub	N

t	Blatttiefe	m
T	Temperatur	$^{\circ}\text{C}$
T_{Volllast}	Volllaststunden	h
u	Umfangsgeschwindigkeit	$\frac{\text{m}}{\text{s}}$
$\overline{u^2}$	quadratischer Mittelwert	-
$\overline{u^3}$	kubischer Mittelwert	-
v_m	Jahresmittel der Windgeschwindigkeit	$\frac{\text{m}}{\text{s}}$
v_{Nenn}	Nennwindgeschwindigkeit	$\frac{\text{m}}{\text{s}}$
v_{tip}	Blattspitzengeschwindigkeit	$\frac{\text{m}}{\text{s}}$
\bar{x}	Mittelwert	-
\tilde{x}	Median	-
z	Flügelanzahl	-
z_0	Rauigkeitslänge	m

Symbol	Beschreibung	Einheit
α	Anstellwinkel	$^\circ$
α_{Bau}	Bauwinkel	$^\circ$
η_{tech}	technische Verfügbarkeit	$\%$
ρ_{Luft}	Luftdichte	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$
η	Wirkungsgrad	$\%$
ε	Gleitzahl	-
$\frac{1}{\varepsilon}$	Gleitverhältnis/ lift to drag ratio	-
λ	Eigenwert	-
λ	Schnelllaufzahl	-
λ_A	Auslegungsschnelllaufzahl	-
Θ	Blattwinkel	$^\circ$
ω/ Ω	Kreisfrequenz	$\frac{1}{\text{s}}$
η_{tech}	technische Verfügbarkeit	$\%$

Symbol	Beschreibung
AP	Arbeitspaket
BEMM	Blattelement Momenten Methode
CFD	Computational Fluid Dynamics (Numerische Strömungsdynamik)
CSD	Computational Structural Dynamics (Numerische Strukturdynamik)
DLL	Dynamic Link Library (dynamische Programmbibliothek)
FEM	Finite-Elemente-Methode
IAG	Institut für Aerodynamik und Gasdynamik
IBF	Institut für Bodenmechanik und Felsmechanik
JST	Jameson-Schmidt-Turkel
KIT	Karlsruher Institut für Technik
LQR	Linear Quadratischer Regler
MEG	MesH Engineering Team
MKS	Mehrkörpersimulation
PIR	Proportional-Integral-Regler
SWE	Stuttgarter Stiftungslehrstuhl für Windenergie
TUM	Technische Universität München
VAKA	Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine
WEA	Windenergieanlage
WENO	Weighted Essentially Non-Oscillatory Scheme

1 Kurzdarstellung

Auch wenn der Aufbau großer Offshore-Windparks im Hinblick auf den nachhaltigen Ausbau des Anteils regenerativer Energien derzeit stark im Fokus steht, ist das Ausbaupotential von Onshore Windenergieanlagen (WEA) durch Erschließung neuer, bislang nicht genutzter Gelände oder durch Repowering nach wie vor signifikant und muss im Zuge der Energiewende genutzt werden. Im Hinblick auf die Akzeptanz und zur Erfüllung verschärfter Anforderungen an den Schutz vor Lärm und Vibrationen gewinnt die Reduktion der Emissionen von Windenergieanlagen beim Entwurf neuer Anlagen eine zentrale Bedeutung. Vibrationen resultieren aus der Wechselwirkung von Lastfluktuationen durch inhomogene Zuströmung mit der Struktur, werden also von Rotorblatt- und Turmstruktur und Fundament sowie von atmosphärischer Turbulenz und Grenzschichtprofil beeinflusst und sind damit grundsätzlich standortabhängig. Zusätzliche Faktoren sind die Blattspitzengeschwindigkeiten, die Blatttiefen-, -dicken-, -steifigkeits- und -massenverteilungen und die Wechselwirkung mit dem Turm. Infraschall entsteht sowohl durch Kopplung von Struktur-schwingung an die umgebende Luft als auch direkt durch Auftriebsschwankungen der Rotorblätter und wird als Druckschwankungen in der Atmosphäre mit Schallgeschwindigkeit übertragen. Vibrationen breiten sich dagegen über die Struktur der Anlage und den Boden als Körperschall aus. Für eine gezielte Optimierung der Struktur und des Fundaments neuer, größer und effizienter Windenergieanlagen sowie zur Einschätzung der Bedeutung von Infraschall und niederfrequenten Vibrationen für die Umwelt sind verlässliche Methoden zur Vorhersage der Emissionen von großer Wichtigkeit. In [30] ist das Gesamtvorhaben in einem Schlussbericht zusammengefasst.

1.1 Aufgabenstellung

Im Teilvorhaben der Universität Stuttgart wurden folgende wissenschaftliche und technische Arbeitsziele verfolgt:

Beitrag des IAG zum Teilprojekt

- Entwicklung einer numerischen Prozesskette zur gekoppelten aerodynamischen und strukturdynamischen Simulation eines detaillierten Modells einer Windenergieanlage (WEA) (AP A2) unter realistischen turbulenten Anströmbedingungen (AP A1)
- Simulation der auf das Fundament übertragenen mechanischen Lasten und Schwingungen (AP A3)
- Simulation der durch Interaktion der Anströmung mit der WEA sowie durch Schwingungen auftretenden Schallquellen auf der Oberfläche der Komponenten der WEA sowie der Luftschallabstrahlung ins Nahfeld (AP B1)

- Validierung der in AP B1 gewonnenen Daten mit Messergebnissen aus AP B3
- Variation der CFD-Modelltiefe zur Ermittlung des optimalen Detaillierungsgrades hinsichtlich der Effizienz der Prozesskette sowie zur Ermittlung der dominierenden Mechanismen der niederfrequenten Schallentstehung (AP D1)
- Kommunikation der Ergebnisse mit Behörden, Fachwelt, Wissenschaft, Lehre und Öffentlichkeit (AP F1-F3).

Beitrag des SWE zum Teilprojekt

- Erweiterung der vorhandenen Kopplung des Strömungslösers FLOWER mit dem Mehrkörpersimulationsprogramm SIMPACK um Dynamik des Turms, Fundaments und Maschinenhauses zu erfassen. (AP A2)
- Aufbau eines aero-servo-elastischen Gesamtmodells einer WEA in gekoppelter SIMPACK-FLOWER Umgebung. (AP A2)
- Entwicklung, Erprobung und Validierung von Verfahren zur Messung von Infraschall an WEA (AP B3)
- Untersuchung der Teilkomponenten der WEA hinsichtlich Infraschallemission mittels Körper- und Luftschallmessungen (AP B3)
- Validierung des aero-servo-elastischen Gesamtmodells der WEA mit Messdaten. (AP B3 und C8)
- Ermittlung der notwendigen minimalen Simulationstiefe des numerischen Gesamtmodells der Windturbine um Strukturschwingungs-Vorhersagen zu berechnen aus welchen mit weiteren Verfahren verlässliche Werte für Luftschall und Körperschallemissionen bestimmt werden können. (AP D1)

1.2 Voraussetzungen, unter denen das Vorhaben durchgeführt wurde

Voraussetzungen am IAG

Das IAG der Universität Stuttgart besitzt aus zahlreichen europäischen und nationalen Forschungsprojekten umfangreiche Erfahrung in der Erforschung relevanter Lärmmechanismen von Windturbinen, der Entwicklung von Lärmvorhersagemodellen sowie der Erforschung von Technologien zur Lärmreduktion. Das IAG kann auch umfangreiche Vorarbeiten im Bereich der Aeroakustik von Windenergieanlagen vorweisen. Im BMWi-geförderten Verbundprojekt INFLOW-Noise wird der

Einfluss der Anströmturbulenz auf Lärmemissionen von Profilen von WEA-Rotoren unter Anwendung eines Ffowcs-Williams-Hawkings-Verfahrens untersucht [19], wie es auch im beantragten Projekt verwendet werden soll, jedoch anstatt für einzelne Profile für eine gesamte Anlage.

In den letzten Jahren wurde systematisch eine CFD basierte Prozesskette aufgebaut. Das IAG verfügt über einschlägige Vorerfahrungen auf dem Gebiet der Turbulenz-Rotor-Interaktion sowie der zeitlichten Fluid-Struktur-Kopplung [39], [37]. Die bestehende Prozesskette beinhaltet deformierbare Rotorblätter und soll im beantragten Projekt um weitere deformierbare WEA-Komponenten wie den Turm sowie um die Interaktion mit dem Fundament erweitert werden.

Diese kompletierte Berechnungskette soll in diesem Vorhaben zur Durchführung vollaufgelöster Simulationen der Schallemission und der Schwingungen der WEA bis hin zu Frequenzen von 25Hz genutzt werden.

Das beantragte Teilvorhaben betrifft die in der Förderbekanntmachung des BMWi vom 08.12.2014 benannte „Technologieentwicklung für die Windenergienutzung an Land sowie den umweltverträglichen und wirtschaftlichen Ausbau der Windenergie“ und zwar insbesondere die „Erforschung der Boden-Bauwerks-Interaktion“ (Förderschwerpunkt 3.1.4) und “die Entwicklung und Standardisierung von Methoden und Modellen, Mess- und Bewertungsverfahren, um Umweltauswirkungen der Windenergienutzung zu erfassen und Umweltrisiken beurteilen zu können“ (Förderschwerpunkt 3.1.8). Bestehende Schutzrechte sind durch das Teilvorhaben nicht berührt.

Voraussetzungen am SWE

Speziell für das TremAc Teilprojekt existieren am SWE umfangreiche Vorarbeiten in den Bereichen der Mehrkörpersimulation, Aeroelastik, sowie Messdatenerfassung und -auswertung. Zudem verfügt der SWE über viel Erfahrung in der Koordination von nationalen sowie internationalen Forschungsprojekten.

Das SWE verfügt über große Erfahrung im Bereich der Gesamtsimulation von WEA mit unterschiedlicher Software und in unterschiedlicher Modelltiefe für verschiedenste Anwendungen. Unter anderem werden am SWE aktuell die auch in der Industrie häufig eingesetzten WEA Simulationstools FLEX5, GH Bladed, SIMPACK, ANSYS und FAST verwendet. Direkte Anwendung in TremAc finden u.a. aktuelle Arbeiten im Bereich gekoppelter Simulationen von Mehrkörpersystemen und CFD [35], [36], [6], [8]. Erfahrungen insbesondere im Bereich der Modellreduktion sowie Optimierung sind daher wertvolle Vorarbeiten für die Aufgaben des SWE in TremAc.

1.3 Planung und Ablauf des Vorhabens

Das Verbundprojekt wurde am 01.06.2015 gestartet. Das Vorhaben mit einer Laufzeit von 36 Monaten gliedert sich in sechs AP-Cluster A – F mit 26 zugeordneten Arbeitspaketen (AP). Die Universität Stuttgart war in folgenden Arbeitspaketen tätig:

- Cluster „Modellaufbau“

- A1: Generierung realitätsnaher Anströmungen (IAG)
- A2: Aeroelastisches Gesamtmodell (IAG, SWE)
- A3: Berechnung der fluktuierenden mechanischen Lasten (IAG)

Hier wurde ein Gesamtmodell einer WEA aufgebaut, das sowohl deren aero-akustische als auch strukturmechanische Eigenschaften mit unterschiedlichem Detaillierungsgrad abbildet. Es ist in der Lage, Zeitreihen von Lasten und Verformungen für ausgewählte Anströmverhältnisse und Betriebslastfälle an allen Punkten der Anlage bereitzustellen.

- Cluster „Luftschallemissionen“

- B1: Aeroakustische Emission (IAG)
- B3: Luftschallmessungen und Modellvalidierung (IAG, SWE)

Hier wurden für die Zeitreihen aus A Luftdruckfluktuationen an definierten Übergabeflächen errechnet und deren Ausbreitung als Luftschallwelle (insbesondere Infraschall) unter Einbeziehung der Wechselwirkung Luft/Boden modelliert. Akustische Messungen an der WEA und entlang des Ausbreitungswegs validierten und korrigierten die verwendeten Rechenmodelle.

- Cluster „Körperschallemissionen“

- C6: Schwingungsmessungen an der WEA (SWE)
- C8: Interpretation der seismischen Messungen und Modellvalidierung (SWE)

Hier wurden die aus den Zeitreihen von A resultierenden Anlagenschwingungen für verschiedene Turmkonstruktionen untersucht sowie deren Ausbreitung als Körperschallwellen unter Einbeziehung der Wechselwirkung Fundament-Baugrund-Gebäude und einer komplexen Topographie modelliert. Seismische Messungen an der WEA, entlang des Ausbreitungswegs im Baugrund und an Immissionsgebäuden validierten und korrigierten die verwendeten Rechenmodelle.

- Cluster „Optimierung von Modellen, Bauteilen sowie Empfehlungen“

- D1: Modelltiefe (IAG,SWE)
- D4: Abschließende technische Empfehlungen (IAG, SWE)

Hier wurden die Rechenmodelle von A - C durch Variation ihres Detaillierungsgrades praxistauglicher gemacht, für infrage kommende WEA-Komponenten wurden Ansätze zur Emissionsminderung entwickelt und zusätzliche Abschirmmaßnahmen diskutiert. Aus den Messungen, Simulationen und Optimierungsansätzen wurden zusammenfassende Empfehlungen aus technischer Sicht abgeleitet.

- Cluster „Wissenstransfer“
 - F1: Öffentlichkeitsarbeit (IAG, SWE)
 - F2: Austausch und Kooperation (IAG, SWE)
 - F3: Aus- und Weiterbildung (IAG, SWE)

Hier wurde das Gesamtvorgaben koordiniert und die während des Vorhabens erstellten objektiven Emissionskriterien zusammen mit einer Bewertung an die Öffentlichkeit herangetragen, mit Behörden der Länder oder des Bundes ausgetauscht und in die Lehre eingebunden.

1.4 Wissenschaftlicher und technischer Stand

Recherche des IAG

Zur Generierung von Anströmturbulenz hat sich im Bereich der Windenergie das Mann-Modell [34] durchgesetzt, das auch am IAG verwendet wird.

Körperschallemissionen an WEA werden sowohl von der Turmstruktur nach unten geleitet als auch durch deren Schwingungen generiert und aufgrund der Wechselwirkung Fundament/Boden in den Untergrund eingetragen, wo sie sich in Form von mikro-seismischen Kompressions- und Scherwellen im Baugrund vorwiegend entlang der Geländeoberfläche ausbreiten. Durch den Einfluss der Geländeoberfläche konzentriert sich die abgestrahlte Energie in Oberflächenwellen (Rayleigh- und Love-Wellen), die sich oberflächennah mehrerer Kilometer ausbreiten [60]. Sie sind zumeist niederfrequent (< 30 Hz), weil die höheren Frequenzanteile bereits durch die Turmstruktur oder spätestens durch den Baugrund (Tiefpaß) vergleichsweise besser gedämpft werden. Diese niederfrequenten Erschütterungen können unter Umständen Forschungs- und Beobachtungsstationen, die sensitive seismische Messungen, beispielsweise zur Erdbebendetektion, durchführen, beeinträchtigen.

R. Widmer-Schnidrig u.a. [57] und Fiori et al. [14] konnten beispielsweise die Erschütterungsbelastung aufgrund des Betriebs eines Windparks bis in 2 km Entfernung messtechnisch nachweisen. Weitere Informationen zur Erschütterungsbelastung infolge von WEAs können in Ishii und Ishihara [20], Jakobsen [21] und Rogers and Mannwell [45] gefunden werden. Noch weitreichender erscheinen die Analysen in der Nähe von Virgo, der italo-französischen Messstation für Gravitationswellen in der Nähe von Pisa, wo Saccorotti u.a. [46] Störungen mit der Hauptfrequenz von 1,7 Hz aufgrund von WEAs in einer Entfernung von 11 km detektiert haben. Diese Beobachtungen reihen sich ein in übereinstimmende Berichte von Schofield [49] aus dem Stateline Wind Project (Washington-Oregon, USA) und von Styles u.a. [52], die eine Analyse des möglichen Einflusses eines projektierten Windparks (in Eskdalemuir, Schottland) in der Nähe einer britischen seismischen Beobachtungsstation vorstellen. Ob die gemessenen seismischen Störungen auch nur ansatzweise in einer für Anwohner oder Menschen relevanten Größenordnung liegen, soll an dieser Stelle nicht diskutiert oder kommentiert werden.

Die Simulation von Erschütterungsemissionen erfordert neben der Struktur des Triebstrangs zunächst eine detaillierte Kenntnis der zeitabhängigen Lastübertragung von Turmkopf (Gondel) zu Turmfuß (Fundament) mit Berücksichtigung der jeweiligen Tragkonstruktion (Rohrturm, Fachwerk, Hybridkonstruktion), der verwendeten Materialien (Stahl, Holz und Beton) und insbesondere der Verbindungen (geschraubt, geschweißt, geklebt). Die Struktur der WEAs inklusive Rotorblättern, Turm und Fundament fungiert als eine Art Filter, welcher in Abhängigkeit der Eigenformen Störungen weiterleitet oder herausdämpft [52]. Mit diesen Fragen befassen sich andere Teilvorhaben im Detail.

Die Modellierung der Wechselwirkung Fundament-Baugrund erfordert demnach ein iteratives Vorgehen: Aufgrund einer angenommenen gemittelten Baugrundsteifigkeit wird die Gesamtdynamik von Rotor, Gondel und Turm zunächst grob (mit wenigen elastischen Steifigkeitsparametern) abgeschätzt. Auf der Basis der Lastzeitreihen am Fundament kann in einem zweiten Schritt dann das nichtlineare Baugrundverhalten unter Einbeziehung der Abstrahldämpfung präzisiert und damit wiederum die Dynamik der Turmkonstruktion verbessert werden. Die Wellenausbreitung weist infolge der Interaktion Boden/Fundament eine bestimmte Abstrahlcharakteristik in Abhängigkeit von den angeregten Freiheitsgraden (Translation, Rotation) auf. In der Entwurfspraxis unterbleibt dieser zweite Schritt der Präzisierung oft, da der numerische Aufwand enorm ist. Für das Fundament wird in der Regel lediglich ein Standfestigkeitsnachweise auf Basis der lokal vor Ort vorliegenden Bodeneigenschaften durchgeführt. Eine Simulation der Fluid-Struktur-Interaktion im geplanten Detaillierungsgrad unter Berücksichtigung der Interaktion von Atmosphäre, Aerodynamik, Struktur und Bodenmechanik wurde nach Kenntnis der Antragsteller bisher nicht realisiert.

Akustische Emissionen, insbesondere solche im niederfrequenten Bereich (< 20 Hz), entstehen an der WEA durch Strömungsablösung an Nabe und Spitze der Rotorblätter, durch Auftriebschwankungen der Rotorblätter, durch Luftverdrängung zwischen stehendem Turm und bewegtem Rotorblatt sowie durch Kopplung von Strukturschwingung mit der umgebenden Luft. Sie werden als Druckschwankung in der Atmosphäre mit Schallgeschwindigkeit übertragen [44].

Eine Abschätzung der direkten niederfrequenten Emissionen kann mit einem semi-empirischen Verfahren von Viterna [54] durchgeführt werden. Dabei wird der Schalldruckpegel der n -ten Flügelharmonischen basierend auf Anströmgeschwindigkeit und Anlagendaten berechnet. Um den tatsächlichen Lärmpegel an einer Beobachterposition zu erhalten, müssen sowohl das mittlere Hintergrundrauschen als auch die Refraktionen in der Atmosphäre berücksichtigt werden. Mit dieser Methode können nur einzelne Frequenzen betrachtet werden. Nicht berücksichtigt werden inhomogene Anströmung, Geländedaten und Wechselwirkung mit der Struktur. Zur vollständigen Betrachtung der Mechanismen, welche niederfrequenten Schall erzeugen, müssen erweiterte numerische Methoden verwendet werden.

Levanthall [32] berichtet, dass niederfrequenter Schall sehr schwierig zu absorbieren oder zu dämpfen ist. Einhausungen würden extrem dicke Wände verlangen (Materialdicken bis zu einem

Viertel der Wellenlänge). Die Absorption durch den Boden oder durch Schirmbarrieren ist ebenfalls gering aufgrund der vergleichsweise kleineren Abmessungen in Bezug zur Wellenlänge. Dieses Problem verstärkt sich, wenn in einem Park mehrere WEA operieren. Ihre Interaktion hinsichtlich der Interferenzen und der Streuung des niederfrequenten Schalls am Ort des Anwohners ist noch nicht geklärt. Für die Interaktion sind bessere Modelle erforderlich als die einfachen Ausbreitungsmodelle.

CFD erlaubt Simulationen bestimmter Betriebsbedingungen von WEA mit einer hohen Genauigkeit und unter Erfassung von komplexen Effekten, welche wichtig für die Aeroakustik und den Körperschall sind und zur Validierung von Modellen reduzierter Komplexität dienen können. Mit den oben genannten aero-akustischen Werkzeugen lassen sich auch die an den Boden übertragenen Körperschwingungen sowie Schallpegel grundsätzlich in beliebigem WEA-Abstand berechnen. Ausgangspunkt ist die Simulation der Schallquellen, die durch turbulenz- oder schwingungsinduzierte aerodynamische Druckschwankungen auf Körperoberflächen entstehen. Die Berechnung der Schallausbreitung in der Luft kann entweder direkt durch die Lösung der kompressiblen Navier-Stokes-Gleichungen oder mittels akustischer Analogien simuliert werden. Die direkte akustische Simulation bietet den Vorteil, dass Reflektionen an Randbedingungen, etwa am Erdboden, sowie der Einfluss von Temperaturschichtungen der Atmosphäre erfasst werden können. Die Schallwellen müssen jedoch mit einer abhängig vom numerischen Verfahren ausreichenden Anzahl Gitterzellen aufgelöst werden, damit die numerische Dissipation vernachlässigbar bleibt. Liegt die Beobachterposition in einem turbulenten Strömungsfeld, was im betrachteten Anwendungsfall gegeben ist, kann nicht trivial zwischen hydrodynamischen (turbulenzinduzierten) und akustischen Druckschwankungen differenziert werden. Dies kann jedoch durch eine räumliche Wellenzahlanalyse erreicht werden, welche die unterschiedlichen Ausbreitungsgeschwindigkeiten als Unterscheidungskriterium nutzt [48]. Beim Einsatz akustischer Analogien wie der Lighthill- oder der Ffowcs-Williams-Hawkings-Gleichung wird hingegen ein idealer Ausbreitungsweg ohne Hindernisse in einem homogenen Medium angenommen. Im Vergleich zum hörbaren Schallbereich gilt es bei niederfrequentem Schall einige Besonderheiten zu beachten: Die Wellenlängen sind deutlich größer (Größenordnung 10 Meter bis mehrere hundert Meter). Daraus ergibt sich einerseits eine reduzierte Anforderung an die Gitterauflösung bei direkter akustischer Simulation. Andererseits liegen dadurch relevante Beobachterpositionen im akustischen Nahfeld (definiert als Bereich innerhalb von 5 Wellenlängen um die Schallquelle), sodass Interferenzeffekte eine dominante Rolle spielen. Es bedarf daher eines zusätzlichen Werkzeugs, um auch den Ausbreitungsweg detaillierter zu modellieren.

Dafür kommt ebenfalls die Randelementmethode (BEM) infrage; denn sie ist sowohl zur Beschreibung seismischer Wellen in elastischen Medien verwendbar als auch für akustische Wellen in Luft. Dies wurde unter Beweis gestellt, indem konkrete Randwertprobleme auch bei Luftschall mit BEM bereits untersucht wurden wie die Abschirmwirkung von Schallschutzwänden und

–wällen verschiedener räumlicher Formgebung ([59], [4], [5]). Die Modellierung der akustischen Wellenausbreitung erfordert ebenfalls die schon genannten numerischen Regularisierungs- und Integrationstechniken FFM, ACA, GMRES u.ä. ([12], [33], [41], [53], [13]) und kann zudem von einer virtuellen Spiegelung des Halbraums Gebrauch machen [59]. Basierend auf der Berechnung des akustischen Nahfelds mittels akustischer Analogien sowie Wellenzahlzerlegung wird die Wellenausbreitung in einem anderen Teilprojekt untersucht.

Recherche des SWE

Modellierung von Windenergieanlagen

Das Simulationsmodell einer WEA muss nach dem aktuellen Stand der Technik mit einer entsprechenden Modelltiefe aufgebaut werden. Im Folgenden wird der Aufbau typischer WEA Simulationsmodelle, welche von Anlagenherstellern zum Anlagendesign, zur Lastfallberechnung, Zertifizierung und zu akustischen Untersuchungen verwendet werden, dargestellt: Relevant für die Luftschalluntersuchungen ist die Abbildung der Aerodynamik. Die aerodynamischen Kräfte auf den Rotor durch die Windanströmung werden üblicherweise mit einem auf der Blattelement Momenten Methode (BEMM) basierenden Löser berechnet, welcher ein Kräftegleichgewicht zwischen lokalen Blattkräften und dem globalen Impulsleichgewicht über die Stromröhre herstellt. Dabei werden zusätzlich semiempirische Korrekturen verwendet durch welche Blattspitzenverluste, und Nachlaufeffekte erfasst werden und die zu genaueren Ergebnissen führen. Am SWE stehen für das SIMPACK WEA Modell dafür zwei weit verbreitete BEMM Modelle zur Verfügung, AeroDyn entwickelt von NREL und das BEMM AeroModule von ECN. Als Windanströmung werden numerisch generierte turbulente oder uniforme Windfelder verwendet, welche das Vektorfeld der Windgeschwindigkeit in der Rotorebene zu jedem Simulationszeitschritt vorberechnen. Am SWE werden dafür TurbSim von NREL und SWIFT von ECN eingesetzt. Insbesondere für die Körperschalluntersuchungen in AP C ist die Strukturmodellierung relevant: Die mechanische Struktur der WEA wird in den üblicherweise verwendeten Simulationsprogrammen aus starren und elastischen Körpern aufgebaut, welche über Gelenke mit definierten Freiheitsgraden verbunden sind. Typischerweise werden die Rotorblätter und der Turm als modal reduzierte elastische Balkenmodelle (Bernoulli bzw. Timoshenko Balken) aufgebaut, da deren Verformungen nicht vernachlässigbar klein sind. In SIMPACK steht dafür ein geometrisch nichtlineares Balkenmodell zur Verfügung, mit dem auch bei großen Durchbiegungen der Rotorblätter und gekoppelter Biege und Torsionsbelastung korrekte Ergebnisse erzielt werden. Da für die akustischen Emissionen der Anlage jedoch auch die Flexibilität weiterer Komponenten relevant ist, werden für TremAc insbesondere Komponenten des Triebstrangs bzw. Maschinenträgers elastisch abgebildet. Für die Körperschalluntersuchungen ist zudem eine gute Abbildung des Fundaments der WEA notwendig. Stand der Technik für onshore Anlagen ist hier die Vorgabe von am Turmfuß zusammengefassten linearen Steifigkeit und Dämpfungsmatrizen; eine Modellierungsmethode welche auch in SIMPACK möglich ist. Der Regler der WEA wird

üblicherweise über eine DLL-Schnittstelle mit dem Modell verknüpft, über welche die Signale der Turbine an den Regler übergeben werden und dieser die entsprechenden Regelkommandos für Blattpitch und Generatormoment wieder an das Simulationsmodell übergibt. In SIMPACK lassen sich neben Regler DLLs nach der GH Bladed Spezifikation auch Regler aus MATLAB/Simulink direkt über eine spezielle Schnittstelle anbinden. Um in TremAc weitere Effekte abzubilden, welche potentiell relevant für akustische Untersuchungen sind, kann am SWE das WEA Modell zudem mit einer erweiterten Modelltiefe aufgebaut werden, welche über den aktuellen Stand der Technik hinausgeht. Basierend auf Resultaten aus der Simulationsvalidierung wird ggf. am SWE das WEA Modell für ausgewählte Komponenten detaillierter modelliert werden. Dazu stehen am SWE u.a. zwei verschiedene aerodynamische Potentialströmungslöser, WInDS, entwickelt von der University of Massachusetts und das AeroModule AWSM von ECN mit SIMPACK gekoppelt zur Verfügung. Diese Modelle bilden insbesondere den Nachlauf intrinsisch ab und erfassen damit physikalisch mehr Effekte als traditionelle BEMM Löser. Sie benötigen damit weniger Korrekturmodelle und liefern bessere Ergebnisse. Die zusätzlichen Informationen über den Nachlauf können evtl. auch für die akustischen Untersuchungen hilfreich sein. Im Projekt soll in Zusammenarbeit mit dem IAG zudem die existierende Kopplung von SIMPACK mit dem URANS CFD Löser FLOWER erweitert werden. AM SWE besteht auch die Möglichkeit das Turmfundament mit Unterstützung des KIT über detailliertere Bodenmodelle in SIMPACK abzubilden.

Infraschallmessung an WEA

Der gängige Standard der zur Messung der Schallimmission bei der Zertifizierung einer WEA eingesetzt wird ist die IEC 61400-11 Norm [2]. Mittels dieser Messungen wird für einen jeweiligen Anlagentyp der Schalleistungspegel sowie eventuelle Zuschläge für Tonhaltigkeit (z.B. dominante Einzeltöne) und Impulshaltigkeit (eher niederfrequente rhythmische Impulse) bestimmt. Die Schallimmission L_p an einem relevanten Immissionspunkt im Abstand R kann dann nach folgender Formel abgeschätzt werden [17].

$$L_p = L_{WEA} - 10 \log_{10}(2\pi R^2) - \alpha R + K \quad (1)$$

mit L_{WEA} dem Schalleistungspegel an der Schallquelle in dB(A), R dem Abstand zum Immissionspunkt in m, α dem Absorptions-Koeffizient in dB(A) / m und K dem Zuschlag für Ton- und Impulshaltigkeit in dB(A).

Die IEC Norm zur Messung der Schallimmission definiert Prozesse um den Schalleistungspegel der Anlage konsistent und genau messen zu können. Dabei wird das Folgende untersucht:

- Die Positionierung der Schallmessstellen.
- Anforderungen an das verwendete Messequipment.

- Anforderungen an die Aufnahme der Akustischen und Meteorologischen Daten sowie der relevanten Betriebsdaten der WEA.
- Die Analyse der Daten.

Zu beachten ist, dass alle definierten Anforderungen in dieser internationalen Norm nur für einen Frequenzbereich von $>20\text{Hz}$ gelten. Das heißt also, der für das Projekt TremAc relevante Messbereich im Infraschallbereich wird nicht berücksichtigt. Lediglich im Annex A wird angemerkt, dass Infraschall durchaus gemessen werden kann um die Schallemission der WEA vollständig zu quantifizieren. Es wird aber auch darauf hingewiesen, dass gewisse Aspekte des Infraschalls zum Zeitpunkt der Normschreibung im Jahr 2002 noch nicht vollständig verstanden sind.

In Deutschland erfolgt die Beurteilung der mit dem Betrieb verbundenen Betriebsgeräusche einer WEA nach der Technischen Anleitung zum Schutz gegen Lärm (TA-Lärm) [1] aus dem Jahr 1990. Auch in dieser Anleitung ist der Infraschalls nur am Rande unter dem Stichwort besondere Regelungen aufgeführt. Es wird außerdem nicht explizit auf Infraschall eingegangen, sondern allgemein auf die Berücksichtigung von tieffrequenten Geräuschen, welche mit Frequenzen $<90\text{Hz}$ definiert werden.

1.5 Zusammenarbeit mit anderen Stellen

Zusammenarbeit des IAG

Die in AP B1.1 vom IAG berechneten Luftschall-Emissionen der WEA und die in AP A3.1 berechneten mechanischen Lasten am Turmfuß wurden für die Propagationsrechnungen (AP B2) an das IBF übergeben. Die vom SWE erfassten akustischen Messergebnisse (AP B3.2) wurden am IAG zur Validierung in AP B3.3 genutzt. Abbildung 1 zeigt nochmals den Zusammenhang der Arbeitspakete für die Arbeiten am IAG.

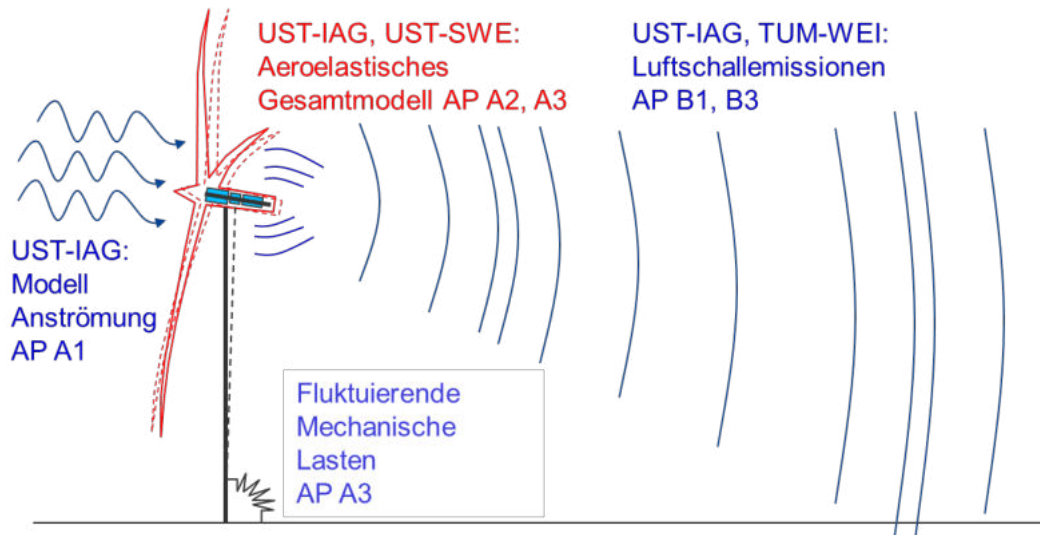


Abbildung 1: Schematische Beschreibung des Zusammenhangs zwischen den in AP A1 - AP B3 vom IAG durchgeführten Arbeiten.

Außerdem wurde das IAG beim Erstellen des numerischen Setups der kommerziellen WEA und bei der Durchführung der dazugehörigen Simulation vom Hersteller unterstützt. Außerhalb des Konsortiums gab es keine Zusammenarbeit mit anderen Stellen. Allerdings wurden die Ergebnisse schon während der Projektlaufzeit in die IEA Tasks 29 und 39 eingebracht.

Zusammenarbeit des SWE

Für eine Validierung des in AP A2 entwickelten aero-elastischen Modelle, wurden Messdaten der seismischen Array-Messungen (AP C) vom KIT-GPI an das SWE übermittelt.

Die in AP B3.2 ermittelten Luftschallmessdaten konnten an das UNSTUTT-IAG und das TUM-WEI für die Validierung der in AP B1.1 und AP B1.2 entwickelten Simulationsmodelle übergeben.

Des weiteren wurden die Messdaten der Emissions-, Immissions- und seismischen Messungen vom KIT-IBF und KIT-GPI untereinander und mit den in AP E2.1 und E2.2 erhobenen medizinischen und psychologischen Befragungsergebnissen verglichen.

2 Eingehende Darstellung

2.1 Wichtigste Positionen des zahlenmäßigen Nachweises

Die in TremAc von USTUTT veranschlagten Personal- und Sachmittel wurden planmäßig eingesetzt. Die wichtigsten Positionen des zahlenmäßigen Nachweises sind

- etwa 369.537 Euro an Personalmitteln, mit diesen Personalmitteln wurden die im nachfolgenden Unterkapitel dargestellten wissenschaftlich/technischen Ergebnissen erzielt
- etwa 19.619 Euro an Reisemitteln, mit den Reisemitteln wurden An-/Abreise zu den Projekt-treffen, Konferenzen, Messkampagnen sowie gegebenenfalls erforderliche Hotelübernach-tungen gezahlt.

Die exakten Zahlen bitten wir dem Schlussverwendungsnachweis zu entnehmen.

2.2 Verwendung der Mittel und erzielte Ergebnisse

In diesem Kapitel werden die erzielten Ergebnisse ausführlich dargestellt und den vorgegeben Zielen gegenübergestellt. Für jedes bearbeitete Arbeitspaket werden die Ergebnisse von IAG und SWE jeweils separat vorgestellt.

Das IAG hat im Rahmen dieses Projekts CFD basierte Fluid-Struktur gekoppelte Simulationen mit turbulenter Anströmung durchgeführt. Dazu wurde eine generische WEA Anlage zur Untersu-chung der Mechanismen betrachtet und eine kommerzielle WEA zum Vergleich mit Experimenten berechnet.

Das SWE hat die vorhandene FLOWER-SIMPACK Kopplung um weitere Freiheitsgrade er-weitert, um die Dynamik des Turms, Fundaments und des Maschinenhauses erfassen zu können. Außerdem erfolgten akustische Messungen im Bereich der WEA, um die Validierung der Simulati-onsmodelle zu ermöglichen und neue Verfahren zur Messung von Infraschall zu erproben.

2.2.1 Arbeitspaket A1 Generierung realitätsnaher Anströmungen

Beitrag des IAG zu AP A1

Arbeitspaket A1.1 Generierung eines turbulenten Strömungsfelds

Ziel des Arbeitspakets war die Generierung eines turbulenten Strömungsfeldes, das für die nach-folgenden Simulationen als Randbedingung verwendet wird. Es mussten geeignete Netze für die Simulationen erstellt werden und sinnvolle Setup-Parameter gewählt werden.

Inhalt des Arbeitspakets

Zur Validierung der im Verbundvorhaben verwendeten Simulationsmethoden mit gemessenen Daten ist eine möglichst gute Übereinstimmung der Randbedingungen in Simulation und Messung essenziell. Zu diesen Randbedingungen gehört neben der Geometrie und dem Betriebspunkt der Windenergieanlage auch der Charakter der Anströmung.

Die atmosphärische Bodengrenzschicht lässt sich durch die Superposition eines zeitunabhängigen, höhenabhängigen Geschwindigkeitsprofils $u(h)$ und eines turbulenten Schwankungsanteils $[u', v', w'](h, t)$ darstellen. Für die Simulation der Windenergieanlage wurden die Fälle homogene Anströmung und Anströmung mit Geschwindigkeitsprofil, ohne und mit überlagerter Turbulenz, betrachtet. Letzterer bildet die reale bodennahe Atmosphärenrenzschicht am besten ab. Zur Interpretation der auftretenden Effekte sind aufgrund des chaotischen Charakters der Anströmturbulenz jedoch die beiden Anströmfälle mit reduzierter Komplexität teilweise besser geeignet.

Einspeisung des Turbulenzfelds unter Berücksichtigung der Auswirkung auf die Akustik

Da der tatsächliche Standort der zu untersuchenden Anlage zu Beginn des Projektes noch nicht feststand, wurden zuerst umfangreiche Studien zur Einspeisung der Turbulenz in die Fluid-Strukturgekoppelte Strömungssimulation durchgeführt, insbesondere im Hinblick auf die spätere Akustikauswertung. Dieser Arbeitspunkt betrifft die Schnittstelle der Arbeitspakete A1 und A2. Um in der Strömungssimulation in AP A3 IEC konforme Turbulenzeigenschaften im Bereich der WEA zu erreichen, muss untersucht werden, wie sich die am Rand des Berechnungsgebiets eingespeiste Turbulenz im Strömungsfeld entwickelt. Aufbauend auf aus vorherigen Projekten gewonnenen Erfahrungen wurde zu diesem Zweck Einströmturbulenz mit unterschiedlichen Parametern basierend auf dem Mann-Modell [34] generiert und der Transport durch das Strömungsfeld untersucht. Im Hinblick auf niederfrequente akustische Simulationen sind andere turbulente Skalen als bei bisher durchgeführten Lastsimulationen relevant. Das CFD-Setup für den hier verwendeten Strömungslöser FLOWer (vgl. Kapitel 2.2.3) wurde dazu auf einen guten Erhalt der Turbulenz als auch im Hinblick auf die Rechenzeit optimiert. Dabei spielt die Gitterauflösung sowie das verwendete Rechenverfahren eine entscheidende Rolle.

Insbesondere für die Akustikauswertung dürfen keine Störungen, die von den Rändern des Rechengebiets ausgehen, im Feld vorhanden sein. Bereits bei der Einspeisung eines stationären Geschwindigkeitsprofils entstanden jedoch zunächst Störungen am Übergang des Strömungsfeldes mit Geschwindigkeitsgradient über die Höhe zum homogenen Fernfeld. Das Problem wurde gelöst, indem die seitlichen Randbedingungen als reibungsfreie Wände definiert wurden. Der Abstand der Ränder zur Anlage wurde auf 768 m erhöht, um einen Einfluss auf die Anströmung der Anlage zu vermeiden. Am oberen Rand des Rechengebiets muss die Fernfeld-Machzahl genau auf den Wert eingestellt werden, der sich am oberen Rand aufgrund des Potenz-Geschwindigkeitsprofils ergibt.

Trotzdem entstanden bei der Initialisierung des Rechengebietes mit dem Grenzschichtprofil starke Druckstörungen, die an den Rändern reflektiert wurden und stehende Wellen ausbildeten. Durch Wahl eines sehr großen Zeitschrittes in der Größenordnung einer Umdrehung pro Zeitschritt konnte jedoch erreicht werden, dass diese stehenden Wellen innerhalb weniger Zeitschritte dissipierten. Danach konnte die Simulation mit normalem Zeitschritt fortgesetzt werden.

Um akustische Störungen, die durch die Turbulenzeinspeisung entstehen können weiter zu reduzieren, wurde außerdem das Programm zur Generierung des Turbulenzfeldes modifiziert. Die Turbulenz wird nun nur noch in einem rechteckigen Bereich stromauf der Anlage eingespeist, in dem auch die Gitterauflösung hoch genug ist, um die Turbulenz zu propagieren. Die dazu erforderliche Gitterweite ist aus vorherigen Projekten bekannt und beträgt 1 m. In diesem Bereich wurde mit einem WENO-Verfahren (Weighted Essentially Non-Oscillatory) 5. Ordnung zur Rekonstruktion der konvektiven Flüsse in Verbindung mit einem HLLC-Riemannlöser [27] gerechnet, damit die Turbulenz nicht durch numerische Effekte vorzeitig dissipiert. Um einen harten Übergang zu vermeiden wird die Turbulenz zum Rand hin linear ausgeblendet. In Abbildung 2 und Abbildung 3 sind das vorgegebene Turbulenzfeld bzw. die Propagation der Turbulenz im Rechengebiet dargestellt.

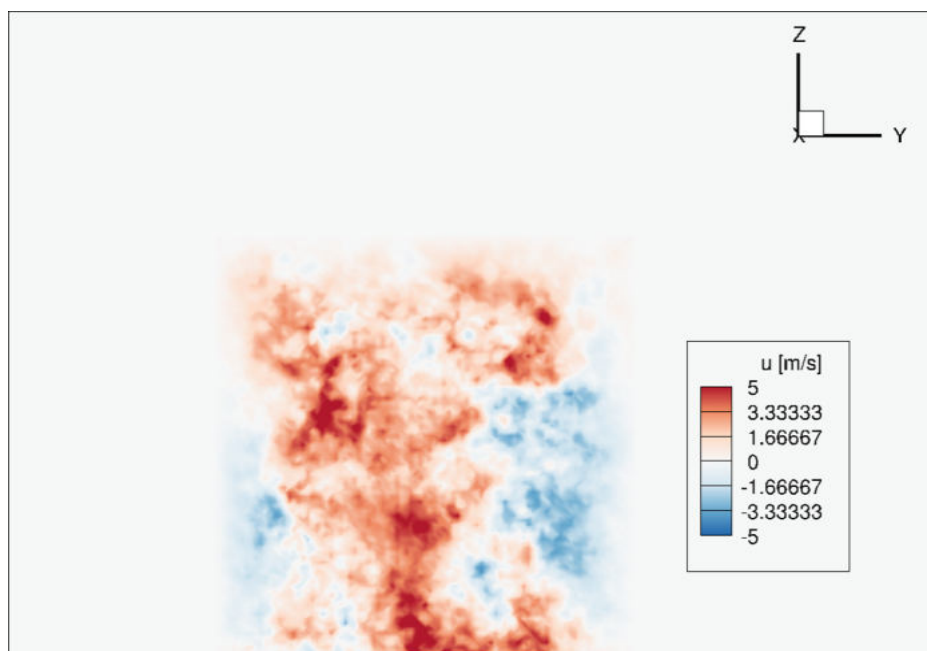


Abbildung 2: Eingespeistes Turbulenzfeld ohne überlagerte mittlere Geschwindigkeit mit Ausblendung zu den Rändern hin.

Da die eingespeisten Turbulenzdaten physikalisch nicht exakt zum Strömungsfeld passen, werden die Turbulenzeigenschaften durch den Einspeisevorgang geringfügig verändert. Eine iterative Variation der Eingangs-Turbulenzparameter ist erforderlich, um am Anlagenstandort die gewünschten Turbulenzeigenschaften zu erreichen. In Abbildung 4 sind Grenzschichtprofile aus der Simulation für einen Zwischenschritt des für die Anströmung der generischen WEA durchgeführten Iterations-

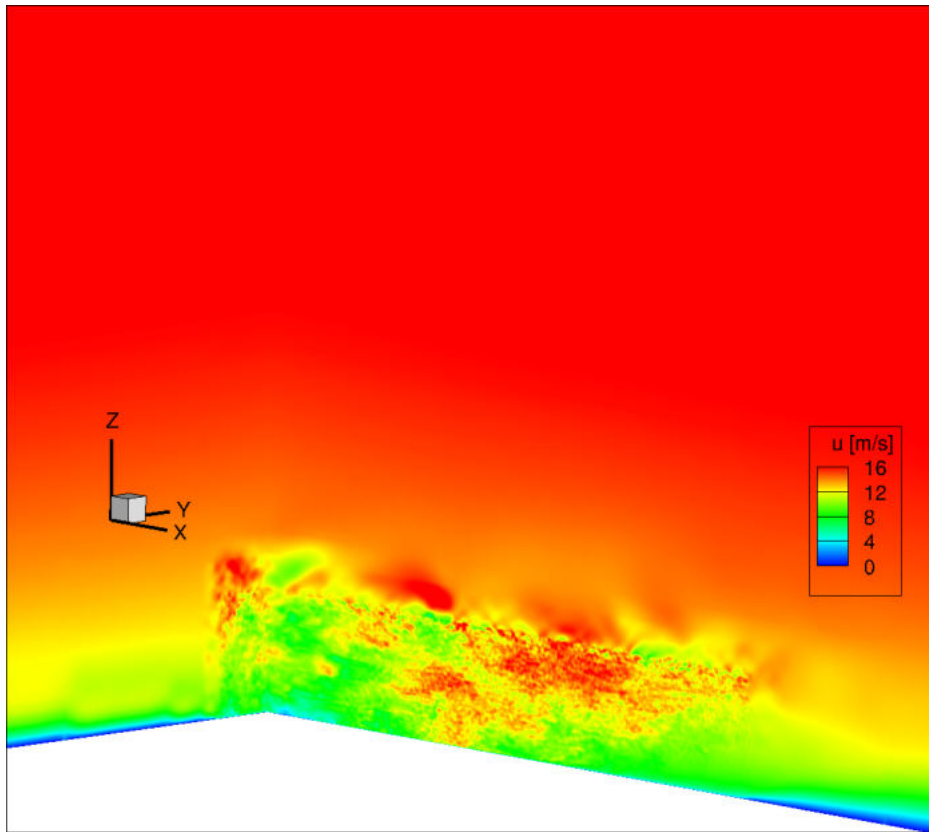


Abbildung 3: Propagation der Turbulenz mit überlagerter mittlerer Geschwindigkeit im Rechengebiet.

prozess dargestellt. Das Geschwindigkeitsprofil stimmt im Bereich des Rotors gut mit der Vorgabe überein, während der Turbulenzgrad noch zu gering ist.

Definition standardspezifischer Anströmbedingungen

Mit den Ergebnissen der Voruntersuchungen konnte sobald der Standort der Anlage und die zu untersuchende Windgeschwindigkeit feststanden ein entsprechendes Turbulenzfeld generiert werden.

Feldmessungen in Kombination mit einem numerischen Modell einer kommerziellen Windenergieanlage (WEA) bieten in diesem Forschungsprojekt einzigartige Möglichkeiten zur Verfahrenvalidierung. Voraussetzung ist jedoch, dass die Anströmung der Anlage während der Feldmessungen möglichst gut in der Simulation abgebildet wird. Grundsätzlich existieren zwei Möglichkeiten, dieses Ziel zu erreichen: erstens die Durchführung der Simulation nach Abschluss der Messkampagne (AP B3.2), zweitens die Durchführung von Langzeitmessungen mit einer Dauer, die hinreichend groß ist, dass mit großer Wahrscheinlichkeit die Bedingungen der Simulation, die beliebig gewählt wurden, für einen gewissen Zeitraum auftreten. Da die Dauer der Messkampagnen in AP B3.2 begrenzt waren, wurde das Risiko, dass bei einer Simulation mit geschätzten Werten vor Auswertung der Messergebnisse später keine Validierung auf Grund fehlender Anströmsituation möglich ist, als

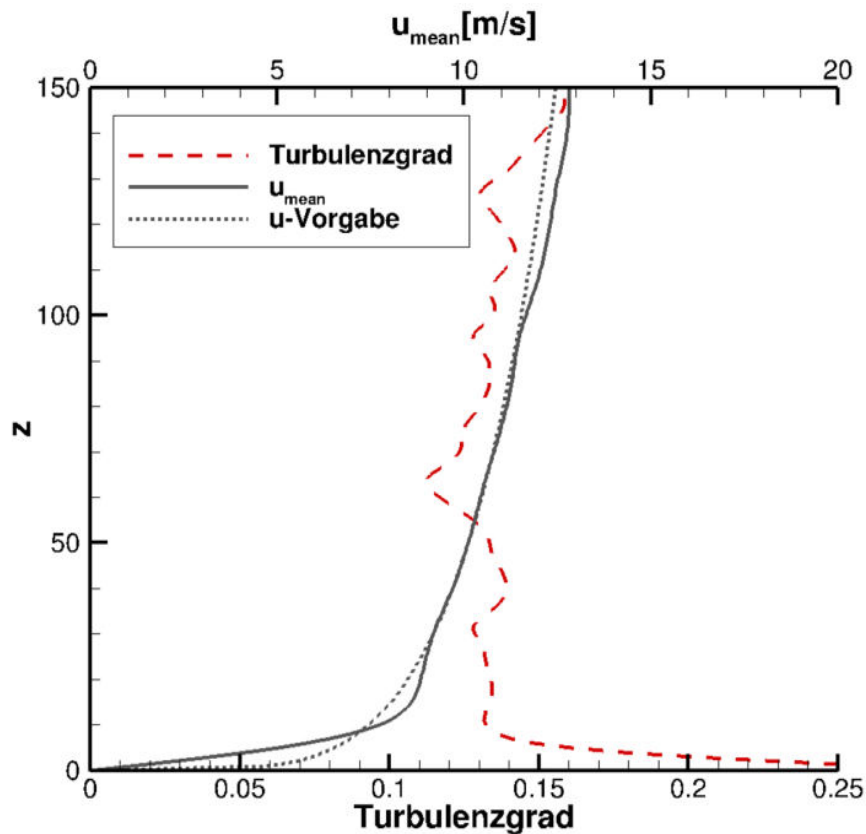


Abbildung 4: Mittleres Geschwindigkeitsprofil und Turbulenzgrad über der Höhe am Anlagenstandort.

zu groß bewertet. Daher wurde die Simulation der kommerziellen Anlage erst nach Abschluss von AP B3.2 durchgeführt.

Das numerische Modell der kommerziellen Anlage stand nur für Arbeiten im Hause des Herstellers zur Verfügung, weshalb für Testrechnungen während des Aufbaus des aeroelastischen Gesamtmodells auf eine generische WEA (OFFWINDTECH WEA 5MW) zurückgegriffen wurde. Die beiden Anlagen sind für unterschiedliche Anströmgeschwindigkeiten ausgelegt, deshalb mussten zwangsläufig zwei unterschiedliche Geschwindigkeitsprofile und Turbulenzfelder erzeugt werden.

Für den gewählten Standort wurden daher zwei standortspezifische Turbulenzfelder erstellt. Das Vorgehen gliedert sich wie bereits erwähnt in zwei Schritte: Zunächst wird ein mittleres Geschwindigkeitsprofil $u(h)$ über dem Abstand zum Boden festgelegt, danach werden die turbulenten Schwankungen $[u', v', w'](h, t)$, die mittels des Mann-Modells [34] erzeugt wurden, überlagert.

Für die Simulationen der generischen WEA wurden die Parameter für das mittlere Geschwindigkeitsprofil und die Turbulenz nach der Norm IEC 61400-1 [11] festgelegt, da zum damaligen Zeitpunkt keine Daten aus Windmessungen zur Verfügung standen. Die Auslegungs-Windklasse der kommerziellen Anlagen ist IIA und der Standort Ingersheim wird mit Geländekategorie II

angesetzt. Diese Kategorien wurden auch für die generischen WEA angenommen und bei neutraler Schichtung ergeben sich damit die Werte in Tabelle 4.

	generische WEA	kommerzielle WEA
Nabenhöhe	90 m	138 m
Windgeschwindigkeit auf Nabenhöhe	11,3 m/s (Arbeitspunkt)	8,5 m/s
Exponent des Potenzprofils	0,2	0,397
Turbulenzgrad	19%	4,1%
Integrale Längenskala	42 m	33,6 m

Tabelle 4: Daten der Anströmung für die generische und die kommerzielle WEA

Ein standortspezifisches turbulentes Strömungsfeld für die Simulation der kommerziellen WEA wurde erzeugt nachdem die Messkampagne im Februar 2019, die im Rahmen von AP B3.2 durchgeführt wurde, abgeschlossen war. Dazu wurden die erhobenen Feldmessdaten am Standort Ingersheim der Projektpartner und die Anlagendaten nach einem nachzurechnenden Messintervall (=Windbedingungen) durchsucht. Dabei wurde ein Zeitraum von circa 5min mit konstanter Drehzahl, konstantem Pitch, einer Windgeschwindigkeit im mittleren Teillast-Bereich, geringer Turbulenzintensität und kleiner Windrichtungsänderung identifiziert. Außerdem mussten eindeutige Peaks im Frequenzspektrum des parallel gemessenen Schalldrucks vorhanden sein. Die Wahl fiel auf einen Betriebspunkt der am 7.2.2019 gemessen wurde (siehe Abbildung 5). Im rot markierten Bereich von 22:30-22:40 Uhr (UTC) ist der Verlauf der Drehzahl relativ glatt und die oben genannten Nebenbedingungen sind ebenfalls erfüllt. Die vom SWE in AP B3.2 gemessene Schallemission zeigt besonders kurz vor der Abschaltung der WEA um 22:40 Uhr (UTC) klare Linien im Spektrogramm die der Anlage zugeordnet werden können (siehe Abbildung 6), was eine spätere Validierung der Simulationsergebnisse ermöglicht. Daher wurde der Zeitbereich von 22:38-22:40 Uhr (UTC) als nachzurechnendes Intervall gewählt.

Für die Simulation der gewählten Situation mussten nun aus den zur Verfügung stehenden Daten das Geschwindigkeitsprofil $u(z) = u_{hub} (z/z_{hub})^\alpha$ und die Eingangsparameter für den Mann-Box-Generator extrahiert werden.

Dazu wurden zuerst die mittlere Windgeschwindigkeit auf Nabenhöhe u_{hub} und der Scherungsexponent α mit folgenden Gleichungen iterativ bestimmt:

$$u_{hub} = u_{10m} \left(\frac{z_{hub}}{10m} \right)^\alpha \quad (2)$$

und

$$u_{eff} = \left(\frac{\int A(z) \left(u_{hub} \left(\frac{z}{z_{hub}} \right)^\alpha \right)^3}{\int A(z)} \right)^{1/3} \quad (3)$$

u_{eff} ist dabei die effektive Geschwindigkeit in der Rotorkreisfläche A , bestimmt aus der Kennlinie über die Leistung und u_{10m} ist die gemessene Geschwindigkeit am 10m Messmast. Daraus ergibt

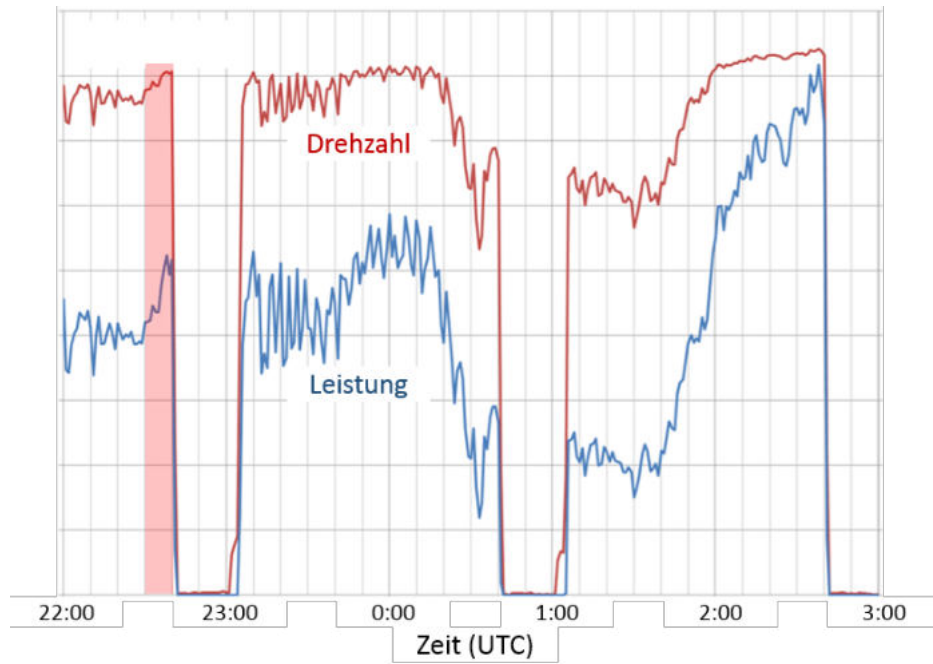


Abbildung 5: Zeitverlauf der Drehzahl (rot) und der Leistung (blau) der Leistung der kommerziellen WEA am 07.02.2019.

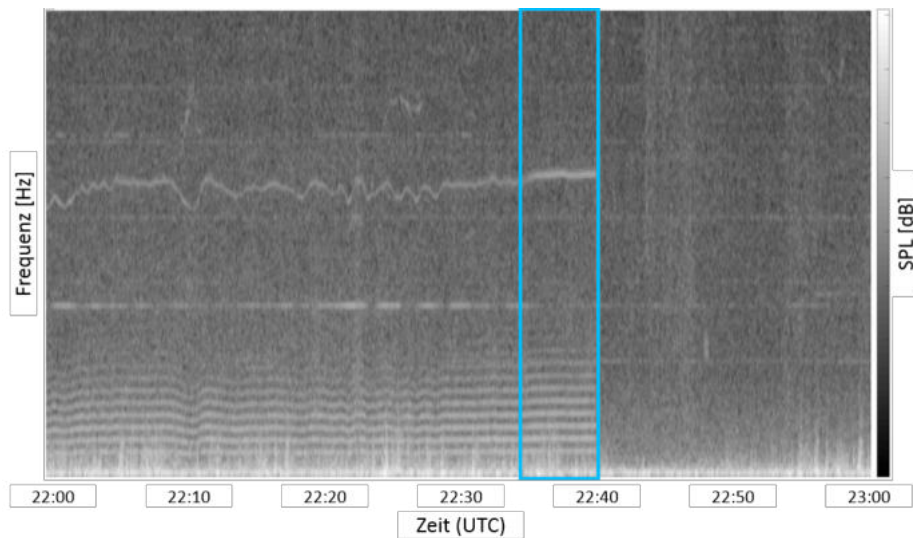


Abbildung 6: Spektrogramm des vom SWE gemessenen Schalldruckpegels (AP B3.2) am 07.02.2019.

sich für den gewählten Zeitraum die mittlere Windgeschwindigkeit auf Nabenhöhe zu $u_{hub} = 8,5$ m/s und der Scherungsexponent zu $\alpha = 0,397$.

Die mittlere Turbulenzintensität auf Nabenhöhe lässt sich nur schlecht aus Kurzzeitstatistiken der Rotordrehzahl oder Leistung bestimmen, da die Anlage als Low-Pass-Filter das System beeinflusst. Die hochfrequenten Turbulenzeffekte kommen somit nicht in den Messwerten an. Eine grobe Abschätzung des Turbulenzgrades TI ergibt sich aus der minimalen und maximalen sowie mittleren Leistung innerhalb eines 10min-Fensters um den betrachteten Zeitraum (22:30-22:40 Uhr (UTC)) unter Verwendung der Anlagenkennlinie

$$TI = \frac{u(P_{max}) - u(P_{min})}{2 \cdot u(P_{mean})} = 4,1\% . \quad (4)$$

Die noch fehlenden Parameter für das Mann-Modell wurden nach der Norm IEC 61400-1 [11] festgelegt. Dazu zählt die Längenskala ($L = 33,6$ m) sowie das Anisotropiemaß $\Gamma = 3,9$, das für ein Kaimal-Spektrum steht. Das Turbulenzfeld wurde dann mit dem bereits erwähnten modifizierten in-house Code erzeugt und hat eine Länge von 60 Sekunden.

Zusammengefasst finden sich die Daten der Anströmung für die Simulation der kommerziellen Windenergieanlage in Tabelle 4.

Zusammenfassung

Es wurden zwei turbulente Strömungsfelder erzeugt. Eines gemäß den IEC Richtlinien für die generische Anlage und eines entsprechend der Messergebnisse aus AP B3.2 für die kommerzielle WEA. Außerdem wurden Kriterien für die Erstellung des Rechengitters und den Randbedingungen definiert, um den numerischen Einfluss auf die Lösung zu reduzieren.

Änderungen

Aufgrund der Entscheidung zwei Windenergieanlagen zu betrachten, eine generische und eine kommerzielle, mussten zwei Strömungsfelder geniert werden. Außerdem wurde wegen der Verzögerung der Definition des Standortes zu Beginn des Projekts und dem späten Abschluss der Messkampagnen (AP B3.2) zusätzliche, allgemeine Untersuchungen zur Einspeisung des Turbulenzfeldes unter Berücksichtigung der Auswirkungen auf die Akustik durchgeführt.

Arbeitspaket A1.2 Anströmung im komplexen Gelände

Ziel des Arbeitspaketes war zu entscheiden, ob die Berücksichtigung der Geländeographie nötig ist und ob der dadurch erhöhte Mehraufwand im Verhältnis zum Nutzen gerechtfertigt ist.

Inhalt des Arbeitspakets

Aus einem Gespräch am IAG mit einem Anwohner, der sich durch tieffrequenten Schall gestört fühlt, konnten wertvolle Informationen über die vorherrschenden Anströmbedingungen, bei denen erhöhte Immissionen wahrgenommen wurden, gewonnen werden. Demnach treten Beschwerdesituationen insbesondere bei moderatem Wind aus Nordost bei stabiler Schichtung auf. In diesem Fall wird die Anlage, wie in Abbildung 7 zu erkennen, aus Richtung einer Hochebene angeströmt, was einen starken Einfluss der Orographie, insbesondere bei stabiler Schichtung, unwahrscheinlich macht.



Abbildung 7: Anströmung aus Nordost (rechter Bildrand) auf die Anlage (Mitte). Quelle: Google Earth.

Daher wurde entschieden, dass der zeitliche Mehraufwand für die Aufbereitung der Geländedaten und die anschließende Vernetzung sowie der erhöhte Rechenaufwand aufgrund des größeren Rechennetzes im Anbetracht des nur geringen Einflusses nicht gerechtfertigt sind.

Der Einfluss der Orographie, insbesondere in Anbetracht des komplexen Geländes bei Anströmung aus Richtung Enz- und Neckartal und der vorhandenen bewaldeten Hänge, sowie der Einfluss unterschiedlicher atmosphärischer Schichtung auf die Anströmbedingungen konnte aufgrund des begrenzten Zeitrahmens des Projekts nicht untersucht werden. Für zukünftige Forschungsvorhaben bleibt dies jedoch ein lohnenswerter Aspekt.

Zusammenfassung

Der gewählte Standort erfordert keine Berücksichtigung der Orographie, da die als potentiell Lärmkritische Anströmrichtung einem flachen Gelände sehr nahe kommt.

Änderungen

Die Entscheidung kein komplexes Gelände zu berücksichtigen, reduziert den Arbeitsaufwand in diesem Arbeitspaket. Dies wurde durch die zusätzlichen Untersuchungen im AP A1.1 zum Einfluss der Turbulenzeinspeisung auf die Akustikauswertung kompensiert.

2.2.2 Arbeitspaket A2 Aeroelastisches Gesamtmodell

Beitrag des IAG zu AP A2

Arbeitspaket A2.1 Erweiterung der vorhandenen Kopplung des Strömungslösers FLOWER mit dem Mehrkörpersimulationsprogramm SIMPACK

Ziel des Arbeitspaketes war die Erweiterung der vorhandenen Kopplung des Strömungslösers FLOWER mit dem Mehrkörpersimulationsprogramm SIMPACK, um die Dynamik bisher starrer Komponenten zu erfassen. Das IAG befasste sich dabei mit den Erweiterungen auf Seite des Strömungslösers FLOWER.

Inhalt des Arbeitspakets

Zur Fluid-Struktur gekoppelten Simulation von WEAs wurde die am IAG und SWE bereits vorhandene Schnittstelle zwischen dem DLR Strömungslöser FLOWER und dem kommerziellen Mehrkörper Simulationsprogramm SIMPACK eingesetzt. Streiner [51] entwickelte eine Kopplung des CFD-Lösers FLOWER an den MKS-Löser SIMPACK, um die Strukturverformung der Rotorblätter von Windkraftanlagen zu berücksichtigen. Meister [38] übernahm die Kopplung mit einigen kleineren Modifikationen in die seinerzeit aktuelle Version des Strömungslösers FLOWER. Er führte Simulationen einer Offshore WEA bei unterschiedlichen Anströmbedingungen mit einer als implizit-explizit bezeichneten schwachen Kopplung durch.

Die Motivation zur umfangreichen Weiterentwicklung der Kopplung zwischen SIMPACK und FLOWER ergab sich maßgeblich aus den Einschränkungen der bestehenden Kopplung, die teilweise auch von Meister [38] beschrieben wurden:

- Kopplung auf Rotorblätter begrenzt (Elastizität und Pitchverstellung)
- Restriktive Gitterstruktur
- Keine Wiederaufnahmefähigkeit (engl. restart) von gekoppelten Rechnungen
- Aufbau des SIMPACK Modells abhängig vom CFD Gitter

Um diese Einschränkungen zu überwinden, wurde im Rahmen dieses Arbeitspaketes eine partitionierte Strömungs-Struktur-Kopplung zwischen dem Strömungslöser FLOWER und dem MKS-Löser SIMPACK entwickelt. Die folgende detaillierte Darstellung der Kopplung ist der 2019 eingereichten Dissertation von Levin Klein mit dem Titel "Numerische Untersuchung aerodynamischer und aeroelastischer Wechselwirkungen und deren Einfluss auf tieffrequente Emissionen von Windkraftanlagen"[25] entnommen. Außerdem wurde der Kopplungsansatz sowie die Umsetzung bereits von Klein et al. [26] veröffentlicht.

Die SIMPACK-seitige Implementierung basiert auf einer am SWE entwickelten Kopplung des CFD-Lösers ANSYS CFX mit SIMPACK [7]. FLOWer-seitig wurden existierende Bibliotheken zur Lastintegration und Gitterdeformation erweitert. Die Kopplung ermöglicht es, FLOWer auf einem Hochleistungsrechner mit Linux Betriebssystem und SIMPACK auf einem Arbeitsplatzrechner oder Server unter Windows auszuführen. Die Kommunikation erfolgt dabei über Dateien, die auf die jeweilige Festplatte geschrieben werden. Ein Kommunikationsskript in MS Powershell mit eingebundener WINSCP.NET Bibliothek überträgt die Dateien auf die jeweils andere Maschine.

Die Fluid-Struktur Kopplung wurde im Rahmen von Tremac dahingehend erweitert, dass beliebige aufeinander aufbauende Festkörperbewegungen und Verformungen Balken-diskretisierter Körper im Strömungslöser berücksichtigt werden können und die resultierenden Lasten an den Strukturlöser übertragen werden können. Für den konkreten Anwendungsfall bedeutet dies, dass z.B. die Bewegung der gesamten WEA die sich aus der Strukturmechanik des Turmes und der den Eigenschaften des Fundaments ergeben in der Strömungssimulation berücksichtigt werden können. Vom SWE wurde dazu eine erweiterte Schnittstelle zum Strukturlöser SIMPACK bereitgestellt.

Kopplungsschema

FLOWer und SIMPACK tauschen nicht kontinuierlich Informationen aus, sondern nur zu vorgegebenen Zeitpunkten. Es wurden drei unterschiedliche Kopplungsschemata implementiert. Eine wesentliche Eigenschaft aller Schemata ist, dass immer nur ein Löser rechnet und der jeweils andere auf die Ergebnisse wartet. Abbildung 8 zeigt das implizit-explizite Schema erster Ordnung, das bereits von Streiner [51] in der bestehenden Kopplung verwendet wurde. SIMPACK berechnet die Verformungen zum Zeitpunkt $t + \Delta t$ mit den Lasten, die es zum Zeitpunkt t von FLOWer erhalten hat (explizit). Anschließend werden diese Verformungen an FLOWer übergeben und FLOWer berechnet die aerodynamischen Lasten zum Zeitpunkt $t + \Delta t$ (implizit). Aus dem Zeitversatz Δt ergibt sich ein Fehler, da SIMPACK die Verformungen auf Grundlage der aerodynamischen Lasten des vorherigen Zeitschrittes berechnet. Dieser Fehler kann mit einer implizit-impliziten Kopplung reduziert werden. Bei diesem Kopplungsschema werden die aerodynamischen Kräfte nach einer vorgegebenen Anzahl innerer Iterationen in FLOWer an SIMPACK übergeben und in SIMPACK wird die Berechnung der Verformungen zum Zeitpunkt $t + \Delta t$ wiederholt. Dabei wird linear zwischen den Lasten zum Zeitpunkt t und den nun bekannten Lasten zum Zeitpunkt $t + \Delta t$ interpoliert. Mit den resultierenden Verformungen wird die iterative Berechnung der Strömungslösung des aktuellen Zeitschrittes in FLOWer fortgeführt. Dieses Verfahren wurde zwar in die aktuelle Kopplung implementiert, kam aber bisher nur testweise zum Einsatz, da es einen gravierenden Einfluss auf die Rechenzeit hat. Das dritte implementierte Kopplungsschema ermöglicht die Berücksichtigung von Strukturverformung in stationären Strömungssimulationen mit FLOWer. Eine Anwendung dafür sind beispielsweise Berechnungen von Rotoren im 120°-Modell mit realistischer Rotorblattverformung. Auch dieses Verfahren kam im Rahmen dieses Projekts nicht zum Einsatz.

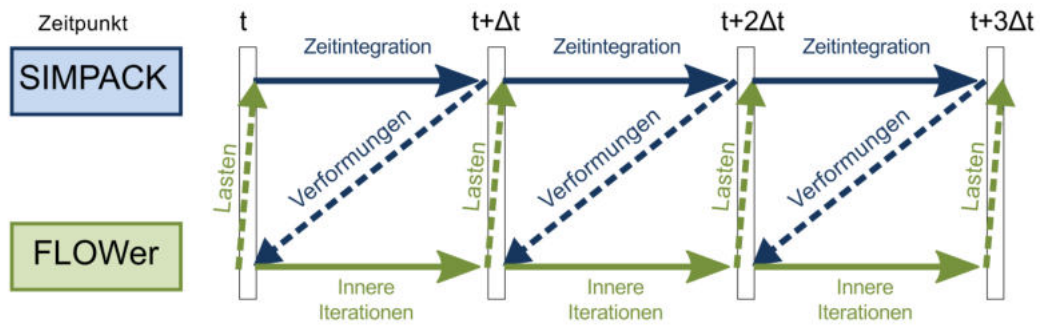


Abbildung 8: Kopplungsschema der FLOWer-SIMPACT Kopplung (basierend auf [26]).

Kommunikation

Die Kommunikation zwischen FLOWer und SIMPACK erfolgt über Dateien. Diese Methode wurde auch von Arnold et al. [7] verwendet und bietet daher den Vorteil, dass in der SIMPACK-seitigen Implementierung nur geringfügige Änderungen erforderlich waren. Die Dateien enthalten Informationen zu den Verformungen bzw. Lasten des Modells. Zusätzlich gibt es noch sogenannte „ready“-Dateien, die keinen Inhalt haben und lediglich die Verfügbarkeit der Daten anzeigen. Es werden nur diese beiden Arten von Dateien kommuniziert. Folglich findet keine Initialisierung durch eine spezielle Kommunikation zu Beginn der Simulation statt. Dies ermöglicht die Wiederaufnahme der Simulation im einen Löser, ohne, dass der andere Löser davon beeinträchtigt wird. Aufgrund der begrenzten Rechenzeit auf Hochleistungsrechnern ist eine Wiederaufnahme von FLOWer bei den meisten gekoppelten Simulationen unumgänglich.

Ein Kommunikationsskript in MS Powershell wurde für die vorliegende Kopplung neu entwickelt. Die Hauptfunktion des Skriptes ist es, die vom jeweiligen Löser geschriebenen Dateien dem jeweils anderen Löser zur Verfügung zu stellen. Durch Einbinden der WINSCP.NET Bibliothek können Dateien zwischen dem lokalen Windows System und dem entfernten Linux System übertragen werden, die umfangreichste Funktionserweiterung im Vergleich zur Umsetzung von Arnold et al. [7]. Daneben bietet das Skript noch weitere Funktionalitäten:

- Skriptbasierte Ausführung von SIMPACK mit Übergabe von Parametern
- Erstellung einer Sicherheitskopie der Kommunikationsdateien
- Wiederaufnahmefunktionalität durch Zurverfügungstellen von Sicherheitskopien der Kommunikationsdateien

Besonderes Augenmerk wurde auf die Wiederaufnahmefunktionalität gelegt. Eine Wiederaufnahme ist dann notwendig, wenn eine bestehende Simulation weiter gerechnet werden soll oder, wenn eine Simulation vor Beendigung aufgrund eines Fehlers (z.B. Verbindungsverlust, Lizenzverlust)

abgebrochen ist. FLOWer muss dann von der aktuellsten verfügbaren Wiederaufnahme-Datei neu gestartet werden. Um SIMPACK an den selben Zeitschritt zu bringen, wird die Struktursimulation von Beginn an neu gestartet und das Kommunikationsskript stellt die FLOWer Kommunikationsdateien bis zum entsprechenden Schritt zur Verfügung. Anschließend wird die Kopplung normal fortgesetzt.

Lasten und Verformungen werden nur an diskreten Positionen des Modells berechnet. Diese Positionen werden im Strukturmodell mit sogenannten Kommunikationsmarkern festgelegt und liegen in der Regel innerhalb der Geometrie des jeweiligen Körpers. Jeder dieser Positionen werden für die Kommunikation drei Marker im Strukturmodell zugeordnet.

- **Bewegter Marker:** Folgt der Bewegung und Verformung der Struktur.
- **Referenzmarker:** Beschreibt das Koordinatensystem, in welchem kommuniziert wird. Folgt keiner Strukturverformung.
- **Unverformter Marker:** Dient als Referenz für Verformungen und Lasten. Hat keine Relativbewegung zum Referenzmarker. Folgt keiner Strukturverformung.

Voraussetzung ist, dass die Koordinatensysteme für die Kommunikation in FLOWer und SIMPACK gleich definiert sind. Das bedeutet, dass sie zu jedem Zeitpunkt in beiden Simulationen an der selben Position liegen und die selbe Orientierung haben. Für starre Strukturen, die nur Festkörperbewegungen ausführen können, genügt ein Kommunikationsmarker. Flexiblen Strukturen wird eine Anzahl an Kommunikationsmarkern zugewiesen und entlang der Längsachse der Struktur verteilt. In FLOWer muss für jede Struktur ein Kommunikationskoordinatensystem festgelegt werden. Daher müssen auch alle Referenzmarker einer Struktur in SIMPACK identisch sein.

Die Kommunikation der Verformungen basiert darauf, dass für jeden Marker die Verschiebung und Verdrehung übergeben wird. Die Verschiebung wird dabei in Form eines Vektors in alle drei Raumrichtungen angegeben, die Verdrehung als Eulerwinkel. Grundsätzlich können sämtliche Bewegungen und Verformungen, die mit dem Strukturmodell in SIMPACK dargestellt werden, auch übertragen werden.

Gitterverformung

Zur Verformung von Volumennetzen stellt die Deformations-Bibliothek [50] in FLOWer einen Algorithmus basierend auf Radialen Basis Funktionen zur Verfügung. Die Verformung der Knoten des Volumengitters geschieht dabei in Abhängigkeit der Verformung einer Punktwolke. Die Punktwolke wiederum ergibt sich aus einem verformten Oberflächengitter. Es ergibt sich eine Matrix die die Verschiebung der Knoten mit der Verschiebung der Punkte verknüpft. Die Größe der Matrix ist von der Anzahl an Punkten in der Punktwolke abhängig. Da die Matrix während der Initialisierung der Gitterdeformation invertiert werden muss, hat sie großen Einfluss auf die Rechendauer. Um

die Leistung zu verbessern, kann ein sogenannter Reduzierer (engl. reducer) auf Grundlage eines Octree-Verfahrens eingesetzt werden. Das Volumen, in dem sich die Punkte befinden wird dabei in Würfel aufgeteilt. Nach der Reduktion befindet sich in jedem Würfel einer vorgegebenen Kantenlänge nur noch ein Punkt. Die Gültigkeit eines Reduzierers kann regional begrenzt werden. Das hat den Vorteil, dass die Kantenlänge lokal an die Dimensionen der Punktwolke angepasst werden kann. Beispielsweise kann so an der Wurzel eines Rotorblattes ein wesentlich größerer Reduzierer angewendet werden als an der Spitze.

Die Aufgabe des Oberflächendeformators in der Kopplung zu SIMPACK ist es, die Oberflächenpunkte im CFD Modell abhängig von den Verformungen des/der Kommunikationsmarker zu verschieben. Da aus SIMPACK keine Verformungen der eigentlichen Oberfläche bekannt sind, wird angenommen, dass die Oberflächenpunkte eine Festkörperbewegung entsprechend der nächstliegenden Marker durchführen. Für starre Körper mit nur einem Marker wird einfach die Verschiebung und Rotation des Markers auf die gesamte Oberfläche aufgeprägt. Das bedeutet, der Vektor vom Marker zum Oberflächenpunkt wird entsprechend rotiert und dann verschoben. Die Geometrie des verformten Körpers wird dabei exakt erhalten.

Für flexible Körper, die durch mehr als einen Marker diskretisiert sind, wurde eine Splineinterpolation als Alternative zur bestehenden linearen Interpolation implementiert [3]. Die lineare Interpolation hat mehrere Nachteile. So muss einerseits ein Richtungsvektor vorgegeben werden der für den gesamten Körper gilt. Dies ist zum Beispiel für gekrümmte Körper wie ein vorgebogener Blatt ungünstig. Andererseits ergeben sich bei der Verformung Knicke in der Oberfläche, die aus der linearen Verbindung der Marker resultieren. Die Splineinterpolation basiert weitestgehend auf dem von Arnold et al. [7] verwendeten Ansatz. Es werden neun kubische Splines erstellt. Jeweils drei für die Position der undeformierten Marker, die Verschiebungen der bewegten Marker und die Rotationswinkel der bewegten Marker. Die Splines sind abschnittsweise definierte Polynome dritter Ordnung und sind abhängig von der Anzahl der verwendeten Stützstellen (entspricht der Anzahl der Marker). Die Vorgabe von zwei Randbedingungen an den äußeren Enden entscheidet über die Art des Splines. Dies ist an freien Enden weniger entscheidend als an Enden, an denen der betrachtete Körper mit einem anderen Körper verbunden ist, wie zum Beispiel ein Rotorblatt an der Nabe. Es handelt sich um eine feste Einspannung, die nur einen Rotationsfreiheitsgrad um die Pitch-Achse hat. Physikalisch betrachtet darf das Rotorblatt am Anschluss zur Nabe keine Verdrehung um die anderen beiden Achsen aufweisen. Die Zuordnung des Oberflächenpunktes zu einer diskreten Position auf dem Spline erfolgt iterativ. Die kürzeste Entfernung des Punktes zum unverformten Spline wird ermittelt.

In Abbildung 9 ist der Unterschied zwischen linearer Interpolation und Splineinterpolation exemplarisch verdeutlicht. Mit der Splineinterpolation lässt sich bereits mit wenigen Markern eine glatte, knickfreie Oberfläche erstellen, die an den Enden einer vorgegebenen Ausrichtung folgt. Um mit linearer Interpolation ein vergleichbares Ergebnis zu erreichen, müssten wesentlich mehr

Marker verwendet werden. Mit einer äquidistanter Verteilung der Marker wird das beste Ergebnis erreicht.

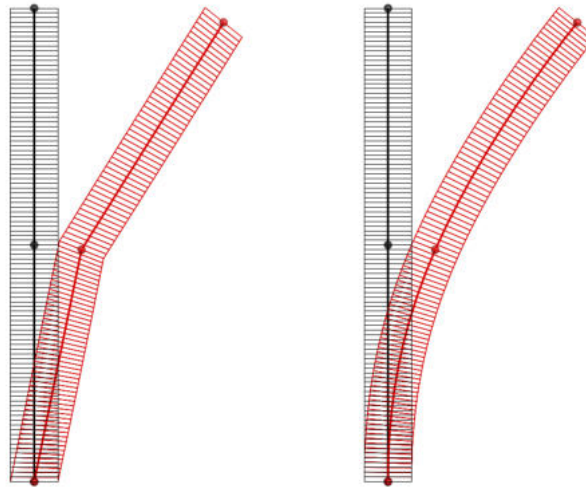


Abbildung 9: Unverformtes (schwarz) und verformtes (rot) Oberflächengitter, lineare Interpolation (links) und Splineinterpolation (rechts) für einen einfachen Testfall mit drei Markern (entnommen aus [25]).

Obwohl die Splineinterpolation im Vergleich zur linearen Interpolation wesentlich mehr Operationen erfordert und noch dazu ein iteratives Verfahren beinhaltet, konnte keine nennenswerten Laufzeitänderung bei der Ausführung der Deformation festgestellt werden.

Lastberechnung

In SIMPACK werden die, durch die Kopplung zu FLOWer, empfangenen aerodynamischen Lasten an den Positionen der bewegten Marker auf die Struktur aufgeprägt. Die empfangenen Lasten liegen im Kommunikationskoordinatensystem vor, also dem des Referenzmarkers, und müssen daher ins körpereigene Koordinatensystem umgerechnet werden. Anschließend rechnet SIMPACK bis zum Zeitpunkt der nächsten Kommunikation.

In FLOWer können mittels einer Bibliothek [28] die Kräfte und Momente auf Wände im CFD Gitter berechnet werden. Die Kräfte setzen sich aus wandnormalen Druckkräften und wandtangentialen Reibungskräften zusammen. Für die Kopplung mit SIMPACK müssen die absoluten Lasten für die den Markern zugeordneten Teilflächen bestimmt werden. Für diesen sektionalen Ansatz wird die Oberfläche durch Ebenen zerteilt und die Lasten der resultierenden Teilflächen einzeln berechnet. Die Summe der sektionalen Teillasten entspricht den Gesamtlasten. Die bestehende Implementierung wurde dahingehend erweitert, dass Verformungen der Marker bei der Positionierung und Ausrichtung der Schnittebenen berücksichtigt werden. Die Aufpunkte werden wie Punkte des Oberflächengitters behandelt und entsprechend verformt und die Normalenvektoren entsprechend

gedreht.

Optimierung der Konvergenz der gekoppelten Simulation

Dual Time Stepping ist ein implizites Verfahren zur Zeitintegration das im Strömungslöser FLOWer zum Einsatz kommt. Zur Ermittlung der Strömungslösung wird in jedem neuen Zeitschritt ein Startwert für den Lösungsvektor benötigt. Je näher dieser Ausgangszustand an der tatsächlichen Lösung ist, desto weniger Iterationen sind zum Erreichen der konvergierten Lösung notwendig. Üblicherweise wird dabei die Lösung des vorherigen Zeitschritts als Ausgangszustand verwendet. Neben skalaren Größen wie Druck und Dichte enthält der Lösungsvektor auch den Vektor der Strömungsgeschwindigkeit. Bei einer Verformung zwischen zwei Zeitschritten ändert sich also die Ausrichtung des Netzes zum lokalen Koordinatensystem, während die Ausrichtung der Geschwindigkeitsvektoren zum lokalen Koordinatensystem gleich bleibt. In Tests stellte sich heraus, dass sich das Konvergenzverhalten der Strömungslösung durch die Rotation des Netzes gegenüber den Geschwindigkeitsvektoren deutlich verschlechtert.

Eine neue Implementierung erlaubt es den Einfluss der Gitterverformung auf die Geschwindigkeitsvektoren zu berücksichtigen, indem diese abhängig von der lokalen Gitterverformung rotiert werden. Dazu wird die Rotation einer Zelle aus den verformten Gittern des aktuellen Zeitschritts (n) und des vorherigen Zeitschritts ($n - 1$) berechnet. Aus den Zellkanten, die an eine Ecke der Zelle anschließen, werden normierte Richtungsvektoren gebildet. Anschließend wird die Rotation gesucht, die zwei dieser Vektoren auf ihren aktuellen Zustand abbildet. Die Rotation setzt sich aus zwei aufeinanderfolgenden Rotationen zusammen und wurde mit Quaternionen umgesetzt. Der Ansatz basiert auf der Annahme, dass die Rotation der betrachteten Zelle zwischen zwei Zeitschritten einer Festkörperdrehung entspricht. Der Effekt der Optimierung ist in Abbildung 10 dargestellt.

Validierung der Kopplung

Zur Validierung der Kopplung wurde eine biegeeweiche Platte als häufig verwendeter Testfall herangezogen, der auf Wall [55] zurückgeht. Eine dünne (0,06 cm), biegeeweiche Platte der Länge 4 cm befindet sich hinter einem Rechteckzylinder mit 1 cm Kantenlänge. Durch die Umströmung wird die Platte zum Schwingen angeregt. Für die Validierung wurde das Problem in FLOWer modelliert. Nach etwa 2,5 s stellt sich eine periodische Schwingung mit einer mittleren Amplitude von 1,08 cm und einer Frequenz von 3,20 Hz ein. Dieses Ergebnis passt sehr gut zur Veröffentlichung von Froehle und Persson [16] sowie zu der von Sayed [47].

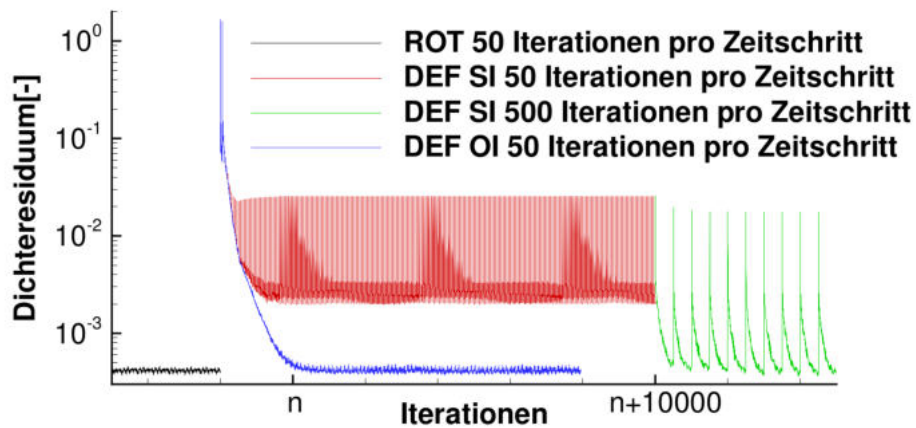


Abbildung 10: Dichteresiduen eines Testfalls in FLOWer. Vorgabe der Rotation (ROT) im Vergleich zum Deformator (DEF)) mit Standardinitialisierung (SI) und optimierter Initialisierung (OI) (entnommen aus [25]).

Zusammenfassung

Nachdem die Funktionalität prinzipiell sicher gestellt war, wurde die Prozesskette der FLOWer-SIMPACT Kopplung nochmals überarbeitet und verfügt nun über verbesserte Funktionalitäten. Dies betrifft einerseits die Interpolation der Deformationen auf die zu verformende CFD-Oberfläche. Dies wird nun über eine Spline-Interpolation realisiert, sodass eine gleichmäßigere und damit realistischere deformierte Oberfläche im Vergleich zur linearen Interpolation entsteht. Des Weiteren wurde die „Restart“-Funktion erweitert und bietet nun die Möglichkeit einer Fortsetzung der Simulation mit veränderten Modellparametern. Durch zeitweilige Anpassung der Dämpfung sollten so in Zukunft kürzere Einschwingvorgänge der Struktur und speziell des Turms möglich sein.

Durch eine weitere Implementierung im Strömungslöser FLOWer wurde die Konvergenz der Strömungslösung bei Deformation rotierten Oberflächen wesentlich verbessert. Dazu werden die Geschwindigkeitsvektoren des Strömungsfeldes zu Beginn jedes Zeitschrittes entsprechend der Deformation rotiert. Dadurch ist jetzt auch eine Kopplung mit veränderlicher Drehzahl möglich. FLOWer rechnet dabei mit konstanter Drehzahl und die Drehzahländerung im Strukturmodell wird rein durch die Rotation in der Deformation übertragen.

Änderungen

Die Erweiterung der Fluid-Struktur-Kopplung konnte wie geplant abgeschlossen werden. Zudem wurde eine Optimierung der Funktionalität bezüglich Ergebnisgenauigkeit (Spline-Interpolation) und numerischer Konvergenz durchgeführt. Außerdem wurde zusätzlich die Berücksichtigung eines Reglers ermöglicht.

Arbeitspaket A2.3 Aufbau eines aero-servo-elastischen Gesamtmodells der WEA in gekoppelter SIMPACK-FLOWER Umgebung

Ziel dieses Arbeitspakets war es, mit den in AP A2.1 implementierten Erweiterungen ein aero-servo-elastisches Gesamtmodell der kommerziellen WEA und einer generischen WEA zu erstellen. Dabei sollte die generische WEA zur Validierung der Funktionalität und zur Untersuchung von Gitteranforderungen und dem numerischen Setup genutzt werden. Außerdem soll das generische WEA-Modell eine einfache Variation der Modelltiefe ermöglichen um in AP D1.1 genutzt werden zu können.

Inhalt des Arbeitspakets

Wie bereits erwähnt, stand das numerische Modell der kommerziellen Anlage nur für Arbeiten im Hause des Herstellers zur Verfügung. Daher wurde beschlossen, das geplante methodische Vorgehen inklusive Testrechnungen anhand eines generischen Onshore-Windenergieanlagenmodells zu demonstrieren. Dazu wurde die generische OFFWINDTECH Windenergieanlage [37] gewählt. Diese basiert weitestgehend auf der NREL 5 MW WEA [23]. Es wurde vor allem der aerodynamische Auslegungspunkt angepasst. Grundsätzlich handelt es sich um eine Offshore Anlage. Allerdings liegen die Nennwindgeschwindigkeit und die Schnelllaufzahl im Bereich von Onshore Anlagen. Lediglich die Bodenfreiheit von weniger als einem halben Rotordurchmesser fällt sehr gering aus, ist aber für küstennahe Onshore Standorte auch nicht unrealistisch.

Generische WEA (OFFWINDTECH WEA)

Die nachfolgende Beschreibung des Aufbaus und des numerischen Setups der generischen WEA ist der 2019 eingereichten Dissertation von Levin Klein mit dem Titel "Numerische Untersuchung aerodynamischer und aeroelastischer Wechselwirkungen und deren Einfluss auf tieffrequente Emissionen von Windkraftanlagen"[25] entnommen. Außerdem wurde das Gesamtmodell der generischen Anlage bereits in der Veröffentlichung von Klein et al. [26] genutzt.

Die Netze der generischen Anlage wurden komplett neu erstellt. Grundsätzlich wurden dabei Erfahrungen aus dem OFFWINDTECH Projekt und aus anderen Forschungsprojekten (z.B. AssiSt [31]) berücksichtigt und aktuellste Werkzeuge zur automatisierten Gittergenerierung genutzt. Gegenüber den im OFFWINDTECH Projekt verwendeten Netzen konnte durch den Einsatz von hängenden Gitterpunkten im Hintergrundnetz eine stärkere Verfeinerung im Bereich der Anlage realisiert werden und die Komponentennetze dementsprechend kleiner und mit kleineren Zellgrößen im Überlappungsbereich gestaltet werden. Die Gitterkonvergenz wurde in Fischer et al. [15] untersucht.

Im Rahmen des Projekts wurden verschiedene an die Komplexität der Rechenfälle angepasste

Gitterkonfigurationen verwendet. Die Basis bildet ein 120° Modell in dem nur ein Drittel des Rotors tatsächlich berechnet wurde und rotationsperiodische Randbedingungen zur Berücksichtigung der anderen beiden Rotorblätter aufgeprägt wurden. Mit diesem Modell konnten kostengünstig Untersuchungen am reinen Rotor und Validierungen bzw. Plausibilisierungen von neu implementierten Methoden unter gleichförmiger Einströmung durchgeführt werden.

Zur Untersuchung der gesamten Anlage unter unterschiedlichen Bedingungen wurden mehrere Setups erstellt. Dabei wurden die Komponenten der Anlage in ein Hintergrundnetz mit Boden eingebettet (Abbildung 11). Für Simulationen mit stationärem Geschwindigkeitsprofil (SG) und turbulentem Geschwindigkeitsprofil (TG) in der Anströmung wurde dieses Hintergrundnetz stromauf der WEA entsprechend AP A1.1 verfeinert (Zellkantenlänge von 1 m). Daher wurde das Rechengitter hinsichtlich der räumlichen Auflösung so angepasst, dass nur die Turbulenz aufgelöst wird, die anschließend tatsächlich auf die Anlage trifft, um den Rechenaufwand und die Größe der Daten auf ein Minimum zu reduzieren.

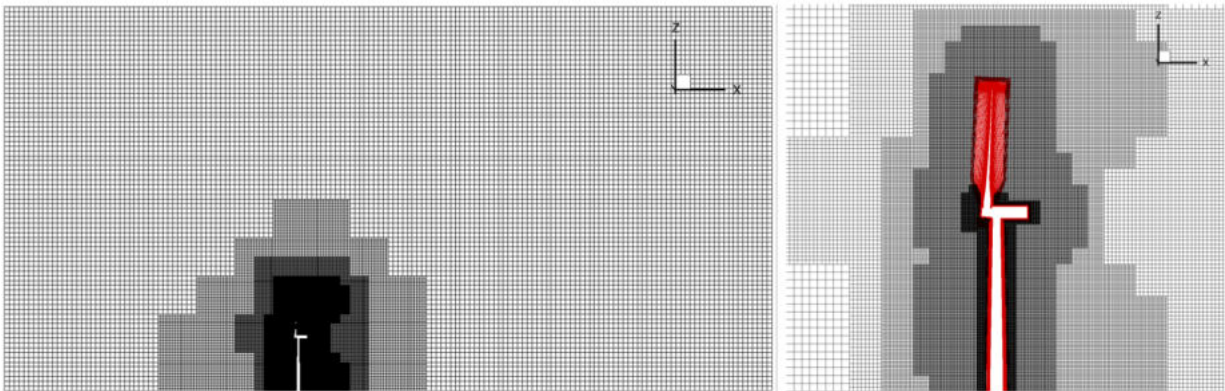


Abbildung 11: Längsschnitt durch das Rechengebiet für die Simulationen des Vollmodells mit gleichförmiger Anströmung. Komponentennetze der WEA (im rechten Bild rot eingefärbt) eingebettet im Hintergrundnetz mit hängenden Gitterpunkten (entnommen aus [25]).

Das Blattnetz hat eine CH-Topologie und wurde mit dem IAG internen Werkzeug AUTOMESH, einem Skript für den kommerziellen Gittergenerator gridgen, erstellt. Im Bereich der Grenzschicht ist das Netz extrudiert, wobei die Zellgröße der untersten Schicht in wandnormaler Richtung in Abhängigkeit der lokalen Reynolds-Zahl angepasst ist ($y^+ < 1$). Die Auflösung entspricht der des mittleren Netzes in der im vorigen Abschnitt erwähnten Gitterstudie [15]. Die Oberfläche ist radial mit 180 und in Umfangsrichtung mit 120 Zellen aufgelöst.

Zur Generierung der Hintergrundnetze im Vollmodell wurde das Vernetzungsskript BACKGRID verwendet, das am IAG entwickelt wurde. Durch die Verwendung von hängenden Gitterpunkten ermöglicht diese Art von Vernetzung lokale Verfeinerungen. Dadurch können Gitterzellen und damit Rechenzeit eingespart werden. Ein weiterer Vorteil der automatischen Gittergenerierung ist die enorme Zeitersparnis beim Erstellen und die schnelle Anpassbarkeit der Netze. Um einen

Einfluss der äußeren Gitterabmessungen auf die Strömung zu vermeiden, wurden die Grenzen des Rechengebiets entsprechend den in AP A1.1 erarbeiteten Richtwerten gesetzt. Die Größe des, in Abbildung 11 im Schnitt dargestellten, Rechengebietes für die Simulationen des Vollmodells bei gleichförmiger Anströmung beträgt etwa $20R \times 15R \times 10R$ ($L \times B \times H$). Die WEA befindet sich dabei etwa $7,6R$ stromab des Fernfeldrandes.

Die weiteren Komponenten der Anlage wurden manuell vernetzt. Die Möglichkeiten der Chimera Technik wurden dabei umfangreich genutzt. So wurden Nabe und Blattanschlüsse einzeln vernetzt und ein nicht rotierendes Nabenanschlussnetz verbindet die rotierende Nabe mit der Gondel. Ebenfalls getrennt vernetzt wurden Gondel und Turm.

Insgesamt besteht das Rechnernetz des Vollmodells für Simulationen mit gleichförmiger Anströmung aus circa 42 Millionen Zellen und das Netz für Rechnungen mit turbulenter Anströmung aus 86 Millionen Zellen.

Das Strukturmodell der OFFWINDTECH WEA in SIMPACK wurde am Stuttgarter Lehrstuhl für Windenergie (SWE) von Matha et al. [37] erstellt. Die Rotorblätter sind aus 15 einzelnen flexiblen Körpern (lineare Euler-Bernoulli Balkenelemente) aufgebaut, die jeweils starr miteinander verbunden sind. Damit ergibt sich ein nichtlineares Modell der Rotorblätter. Ebenfalls im Modell der Rotorblätter enthalten ist nichtlineare Biege-Torsionskopplung. Umgesetzt wurde dies durch Vorgabe von Torsions-, Biege- und Radialsteifigkeit sowie der Lage des Schubmittelpunktes und der elastischen Achse. Die strukturellen Eigenschaften des Turms entsprechen denen der NREL 5 MW WEA [23]. In Simulationen mit flexiblem Turm werden die ersten 20 Eigenmoden der Turmstruktur berücksichtigt. Nabe und Gondel entsprechen denen der NREL 5 MW WEA und sind starre Körper. Das Fundament ist ebenfalls als starrer Körper modelliert, ist allerdings über ein Feder-Dämpfer-System mit dem Boden verbunden. Es wurde am Institut für Bodenmechanik und Felsmechanik (IBF) des Karlsruher Institut für Technologie (KIT) in AP C1 ausgelegt. In den Simulationen mit flexiblem Triebstrang wird die Torsion als einziger Freiheitsgrad der Welle zugelassen. Ebenfalls von der NREL 5 MW WEA übernommen ist der Regler [23]. Dieser beinhaltet sowohl einen Drehzahlregler (Generatorregler) als auch einen Pitch-Regler.

An der Kommunikation zwischen FLOWer und SIMPACK sind je nach Simulation insgesamt maximal 160 Marker beteiligt. Pro Rotorblatt kommen 49 Marker zum Einsatz, da Nabe und Gondel starr sind, genügt hier jeweils ein Marker. Am Turm kommen 11 Marker zum Einsatz, die entlang der Turmachse angeordnet sind. Da die Blattanschlüsse im CFD Modell starr mit der Nabe verbunden sind, werden diese zusammen mit der Nabe bewegt. Der Nabenanschluss ist starr mit der Gondel verbunden und wird mit dieser zusammen bewegt. Die Kommunikation der rotierenden Strukturen findet im rotierenden Nabenkoordinatensystem (Index $nb1$) statt. Das Turmfußkoordinatensystem (Index tf), in welchem die Lasten und Verformungen, der nicht rotierenden Komponenten (Gondel und Turm), übertragen werden, liegt im Schnittpunkt der Turmachse mit

dem Boden. Die Positionen aller Marker im unverformten Zustand sind in Abbildung 12 dargestellt. Die Abbildung zeigt außerdem die beiden Koordinatensysteme, in denen kommuniziert wird, sowie das Turmkopfkoordinatensystem (Index tk). Das bereits angesprochene Nabenkoordinatensystem liegt im Mittelpunkt der unverformten Nabe mit der x-Achse entlang der Rotorachse zur Gondel.

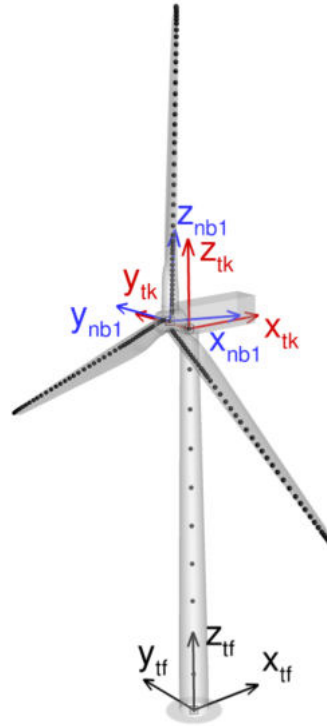


Abbildung 12: Position der unverformten Marker und des Naben- (Index $nb1$), Turmfuß- (Index tf) und Turmkopfkoordinatensystems (Index tk) (entnommen aus [25]).

Kommerzielle WEA

Mit den Erkenntnissen aus dem Aufbau des generischen Modells konnte der Aufbau des Modells der kommerziellen Anlage relativ zügig erfolgen. Allerdings mussten die dazu nötigen Arbeiten beim Hersteller vor Ort durchgeführt werden. Dazu waren mehrere Aufenthalte notwendig. Während eines dreiwöchigen Aufenthalts im September 2017 wurde die Geometrie der kommerziellen Anlage vernetzt und die Kopplung zu dem beim Hersteller bereits vorhandenen Strukturmodell aufgesetzt. Wie für die generische Anlage wurden die einzelnen Komponenten der Anlage separat vernetzt und mittels der Chimera-Technik verbunden. Das Hintergrundnetz hat die selben Abmessungen wie das der generischen Anlage und lediglich die Bereiche der Verfeinerung wurden an die kommerzielle Anlage angepasst. Da mit dieser Anlage lediglich ein Fall mit turbulenter Anströmung gerechnet wurde, wurde nur ein Netz mit entsprechender Verfeinerung stromauf der Anlage erstellt. Das erzeugte Netz besteht insgesamt aus 72 Millionen Zellen.

An der Kommunikation zwischen FLOWer und SIMPACK sind insgesamt 114 Marker beteiligt.

Pro Rotorblatt kommen 29 Marker zum Einsatz, da Nabe und Gondel starr sind, genügt hier jeweils ein Marker. Am Turm kommen 25 Marker zum Einsatz, die entlang der Turmachse angeordnet sind. Wie bei der generischen Anlage sind die Blattanschlüsse im CFD Modell starr mit der Nabe verbunden und der Nabenanschluss ist starr mit der Gondel verbunden. Die Kommunikation der Blätter findet jeweils im dazugehörigen rotierenden Blattwurzelkoordinatensystem statt. Die Lasten und Verformungen der nicht rotierenden Komponenten werden im Turmfußkoordinatensystem übertragen.

Ein zweiter Aufenthalt im April 2019 wurde genutzt, um das numerische Modell auf den in AP A1.1 definierten Betriebspunkt inklusive passender Anströmung anzupassen und rechenfertig zu machen. Aufgrund von Konvergenzproblemen der Simulation war ein dritter Aufenthalt nötig, bei dem das Struktumodell und einige Kleinigkeiten in der Kommunikation zwischen dem Strömungslöser und dem Strukturlöser angepasst wurden. Im Rahmen dieses Aufenthalts wurde auch die für AP A3.1 nötige Rechnung der kommerziellen Anlage gestartet.

Zusammenfassung

Das generische Windenergieanlagenmodell der OFFWINDTECH WEA in Onshore-Konfiguration wurde dahingehend erweitert, dass neben der Rotorblattaeroelastik auch die Turmaeroelastik sowie die daraus resultierenden Bewegungen von Gondel und Nabe berücksichtigt werden können. Bewegungen die durch ein elastisches Fundament entstehen, können ebenfalls berücksichtigt werden. Beim Einsatz eines Reglers ist außerdem die Torsionsverformung des Triebstrangs berücksichtigt. Die Netze und das CFD Setup mussten dafür entsprechend angepasst werden. Dies beinhaltet im Besonderen die optimale Verbindung der Berechnungsnetze der einzelnen Komponenten der WEA sowie die Gewährleistung optimaler Gitterqualität in jedem realistischen Verformungszustand. Nur so kann die Strömung physikalisch korrekt dargestellt werden. Mit den gewonnenen Erkenntnissen konnte die kommerzielle Anlage ebenfalls vernetzt werden. Das Gesamtmodell verfügt über die selben Funktionalitäten und die selbe Komplexität wie das Modell der generischen WEA.

Änderungen

Die aero-servo-elastischen Gesamtmodelle der generischen und der kommerziellen Windenergieanlage konnten wie geplant erstellt werden. In diesem AP waren keine Änderungen nötig.

Beitrag des SWE zu AP A2

Arbeitspaket A2.1 Erweiterung der vorhandenen Kopplung des Strömungslösers FLOWER mit dem Mehrkörpersimulationsprogramm SIMPACK

Inhalt des Arbeitspakets

Um die Dynamik des Turms, Fundaments und Maschinenhauses zu erfassen ist eine Erweiterung der vorhandenen FLOWER-SIMPACK Kopplung um weitere Freiheitsgrade notwendig. Das SWE hat sich dabei auf die Erweiterung von SIMPACK fokussiert.

Umgebung

In Phase II des TremAc-Projektes wird ein generisches Turbinenmodell verwendet, welches in seinen Dimensionen und Leistungscharakteristik der kommerziellen WEA angenähert ist. Dieses Modell wurde mit Hilfe des multi-objective optimization Codes cp-max der TUM im Detail parametrisiert. Das Modell dient zur Plausibilisierung gegenüber Messdaten, zur Identifikation schallrelevanter Effekte und zur Integration unterschiedlich detaillierter Subkomponenten. Zu diesem Zweck muss das Modell in SIMPACK überführt werden. Benötigt werden dazu die detaillierten Strukturparameter, die aerodynamischen Blatteigenschaften sowie die Leistungscharakteristik.

Methoden

Das WEA-Modell wird im Mehrkörpersimulationsprogramm (MKS) SIMPACK aufgesetzt. SIMPACK verknüpft einzelne Körper über kinematische Zwangsbedingungen. Durch die Definition von Krafterelementen zwischen einzelnen Körpern ergibt sich ein nichtlineares, dynamisches System. Die dynamische Antwort des Systems auf äußere Anregung kann durch Zeitintegration ermittelt werden. Ebenso erlaubt SIMPACK eine lineare Betrachtung des Systems. Die für die WEA maßgeblichen äußeren Kräfte stammen aus der Aerodynamik und der Generatorreaktion. Die transienten aerodynamischen Kräfte werden in Kopplung mit dem ECN AeroModule bestimmt, mit Hilfe eines BEMM-Ansatzes. Der Regler wird als externe DLL über ein standardisiertes Interface eingebunden. Als multi-purpose MKS-Software erlaubt es SIMPACK, offene Modelltopologien von Windturbinen zu realisieren, was die Berechnung komplexer Triebstrangkonfigurationen mit großer Detailtiefe ermöglicht. Ebenso können flexible Komponenten als modal reduzierte Körper aus externen FEM-Programmen importiert werden, z.B. die Turmhülle als Schalenmodell. Im Gegensatz dazu können Blätter und Türme in spezialisierten Programmen zur Berechnung von Windturbinenlasten, wie z.B. Bladed oder FAST, nur als Balkenmodell dargestellt werden. der Aufbau des SIMPACK-Modells ist in AP 2.3 beschrieben.

Arbeitspaket A2.3 Aufbau eines aero-servo-elastischen Gesamtmodells der WEA in gekoppelter SIMPACK-FLOWER Umgebung

Modellaufbau

Die Geometrie und Struktur des generischen Referenzmodells (im Weiteren TremAc-Modell) wurde von TUM mit Hilfe des cp-max Codes unter der Annahme bestimmter Randparameter abgeleitet. Die Grundabmessungen entsprechen der kommerziellen WEA in der bei Ingersheim errichteten Variante mit einer Turmhöhe von 138m. Es handelt sich dabei um eine Turbine der Klasse IEC 2A. Der Rotordurchmesser beträgt 82m und die Nennleistung 2 MW. Die Turbine ist als Direktantriebs-Variante konzipiert, also initial ohne Getriebeübersetzung. Eine Torsionsflexibilität des Triebstrangs ist in der Basisversion nicht berücksichtigt.

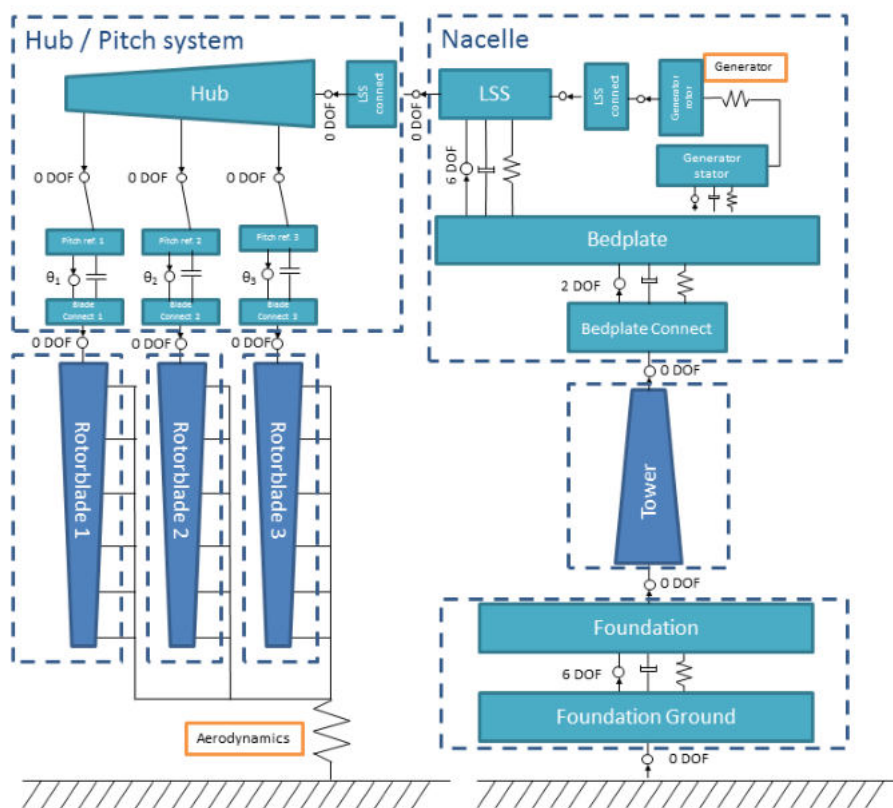


Abbildung 13: Grundtopologie des umgesetzten SIMPACK-Modells

Die Grundtopologie des umgesetzten SIMPACK-Modells ist in Abbildung 13 dargestellt. Die Gondel, der Generator und die Nabe sind hier als steife Körper über Schwerpunktmasse und -lage sowie die Rotationsträgheiten bezüglich des Schwerpunktes definiert. Die Blätter und der Turm sind als finite Balkenelement-Körper eingebunden. Hierfür wird über den Verlauf des Körpers abschnittsweise der Querschnitt und Materialkennwerte benötigt, bzw. die abschnittswise Massen- und Steifigkeitseigenschaften. Der Turm ist in der TUM-Variante ein reiner Stahlturm, welcher im

Vergleich zum tatsächlichen Hybridturm mit Betonanteil eine deutlich kleinere Masse aufweist. Zur Untersuchung von Getriebevibrationen wurde das Modell fiktiv mit einem MEG (MesH Engineering Team) Getriebe und einem eigens entwickelten Regler ausgestattet. Die wichtigsten Kennwerte des TremAc-Modells sind Tabelle 5 zu entnehmen.

Tabelle 5: Modellkennwerte des Modells

Bezeichnung	Kennwert	Einheit
Class and Category	IEC Class 2A	-
Rotor Rotation	Clockwise rotation	-
Rotor Orientation	Upwind	-
Number of Blades	3	-
Control	Variable speed collective pitch	-
Drivetrain	Geared configuration	-
Rated Aerodynamic Power	2.2	MW
Rotor Diameter	82.00	m
Hub Height	138.00	m
Rotor Cone Angle	2.00	deg
Nacelle Uptilt Angle	6.00	deg
Rotor Overhang	4.00	m
Length Blade Root Flange	1.20	m
Hub Mass	27000	kg
Nacelle Mass	21750	kg
Generator Mass	50000	kg
Blade Mass	9600	kg
Tower Mass	858	tons

Nennpunkt

Die Betriebsführung der kommerziellen WEA weist einen relativ großen Teillastbereich auf, d.h. Nennleistung wird erst bei einer sehr hohen Windgeschwindigkeit von 15 m/s erreicht. Die Nenndrehzahl des Synchrongenerators von 17.7 rpm ist hingegen schon bei 11.8 m/s Windgeschwindigkeit erreicht. Der Regler des TremAc-Modells wurde nachträglich entsprechend dieser Betriebsvorgaben angepasst.

Rotorblatt

Die Blattgeometrie ist in Abbildung 14 und 15 dargestellt. Verwendet wird im Innenbereich des Rotors ein sogenanntes Flatback-Profil der FX77-Klasse. Im Außenbereich kommen DU-Profile zum Einsatz (DU00, DU91, DU93, DU95, DU97). Das Rotorblatt weist eine typische Verteilung der Sehnenlänge auf, die zur Nabe hin ansteigt und damit die aerodynamische Effektivität erhöht. Das TremAc-Modell weist somit einen maximalen Leistungsbeiwert c_p von 0.495 bei einer Schnelllaufzahl λ von 8.6 auf.

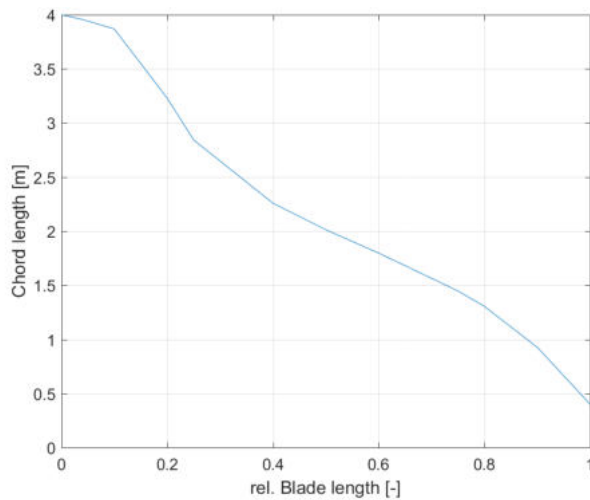


Abbildung 14: Sehnenlänge des Rotorblattes

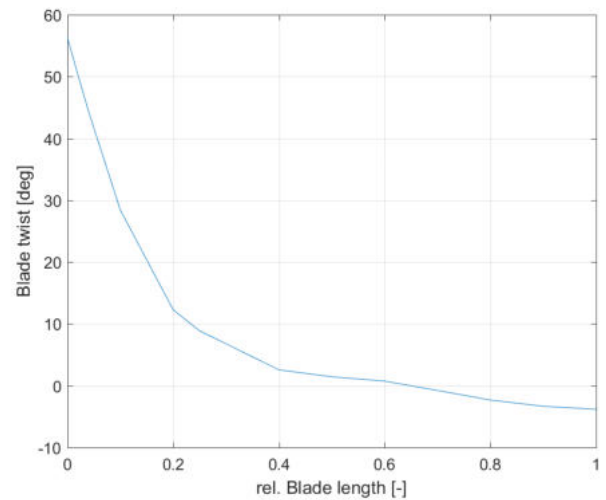


Abbildung 15: Rotorblattverwindung

Aus der Grundgeometrie und dem hinterlegten Lagenaufbau lassen sich die abschnittswise Massen- und Steifigkeitseigenschaften des Rotorblattes bestimmen. Rotorblätter werden innerhalb des TremAc-Projektes immer mit Hilfe finiter Balkenelemente repräsentiert. Für den isolierten FE-Körper des Blattes ergeben sich schließlich die in Tabelle 6 aufgeführten Eigenfrequenzen samt modaler Charakterisierung.

Tabelle 6: Eigenfrequenzen des Rotorblattes

Mode Number	Eigenfrequency	Mode description
1/2	0.961	1st flapwise bending
3/4	1.528	1st edgewise bending
5/6	2.410	2nd flapwise bending
7/8	4.069	3rd flapwise bending
9/10	5.098	2nd edgewise bending
11/12	7.539	4th flapwise bending
13/14	9.858	3rd edgewise bending
15/16	11.731	5th flapwise bending
17/18	12.391	1st torsion
19/20	15.835	6th flapwise bending

Turmmodelle

Zusätzlich zu dem Stahlturm des Basismodells der TremAc-Modells („SIMB“) wurden zwei weitere Turmkonfigurationen von KIT-VAKA entworfen und zur Verfügung gestellt. Bei diesen Türmen handelt es sich einerseits um einen Hybridturm („HYB“), bestehend aus einem unteren Betonanteil und einem darauf montierten Stahlteil, sowie einem sogenannten „BSS“-Turm (Bolted Steel Shell Tower). Dieser wird vollständig aus Stahlsegmenten zusammengeschaubt. Beide Modelle liegen sowohl als Balkenelement als auch als Schalenelement-Modelle vor. Wie aus Tabelle 7 erkennbar ist, weisen die unterschiedlichen Turmmodelle signifikant unterschiedliche Massen und Eigenfrequenzen auf. Die erste Biegeeigenfrequenz des BSS ist etwas niedriger als bei den anderen beiden Türmen, die darüber liegenden Biege- und Torsionsfrequenzen dagegen tendenziell darüber. Der SIMB-Stahlturm erweist sich als sehr zugsteif (hohe relative Zugeigenfrequenz), aber torsionsweich (relativ niedrige Torsionseigenfrequenz). Der HYB-Turm weist die niedrigsten Biegeeigenfrequenzen auf. Im Vergleich dazu ist insbesondere die Torsionssteifigkeit hoch mit dem Hybridkonzept, aufgrund der segmentierten Bauweise und der hohen Schubfestigkeit von Beton.

Tabelle 7: Turmeigenfrequenzen der Balkenelementkörper. Eigenfrequenzen der flexiblen Körper wurden mit einer zusätzlichen, punktförmigen Turmkopfmasse von 127.7 t ermittelt. Die Zusatzmasse repräsentiert die Rotor-Nabe-Einheit der Windturbine

Turmmodell	Frequenz in Hz		
	SIMB	HYB	BSS
Masse	879 t	1656 t	602 t
$f_{1,Bending}$	0.378	0.371	0.348
$f_{2,Bending}$	1.545	1.509	1.710
$f_{3,Bending}$	4.591	3.463	4.470
$f_{4,Bending}$	9.187	6.437	8.753
$f_{1,Tension}$	9.465	9.413	8.467
$f_{1,Torsion}$	8.530	11.677	11.780
$f_{5,Bending}$	15.702	10.518	14.252

Hybrid und BSS-Turm sind nicht nur als Balken-, sondern auch als Schalenelementkörper verfügbar. Diese sind in der FE-Software Ansys Workbench konzipiert worden und werden für die Verwendung in SIMPACK exportiert. Durch die Darstellung der Turmoberfläche mit Schalenelementen haben diese Modelle signifikant höhere Zahl von Freiheitsgraden. Durch modale Kondensation lassen sich diese Freiheitsgrade beim Export reduzieren. Die Deformation des Körpers wird dann als Superposition einer begrenzten Anzahl von Eigenformen dargestellt. Der SIMPACK Anwender kann entscheiden, in welchem Frequenzbereich Moden aktiv sein sollen. Für Lastannahmen ist in der Regel die Superposition niederfrequenter Turmmoden bis 20 Hz ausreichend. Für Schall- und seismische Emissionen kann ein größerer Frequenzbereich notwendig sein. Es zeigt sich allerdings, dass durch das Schalenmodell bereits im Frequenzbereich bis 20 Hz eine Vielzahl von sogenannten Ringmoden auftreten. Bei den Eigenformen dieser Ringmoden verformt sich der Turm nicht bezüglich seiner Mittelsehne, wie dies bei Biege- und Torsionsmoden der Fall ist. Stattdessen deformiert die Oberfläche wie in Abbildung 16 und 17 für den HYB- und BSS-Turm dargestellt. Die Deformation einer Ringmode entspricht einem Beulen. Wird eine Ringmode durch äußere Anregung aktiviert, führt dies zu einer vornehmlich orthogonalen Oberflächenschwingung, die vergleichbar mit einem Lautsprecher ist. Wie in Tabelle 8 aufgeführt ist können diese Ringmoden bereits unterhalb von 10 Hz auftreten, womit auch niederfrequente, über die Turmhülle abgegebene Schallemissionen plausibel sind.

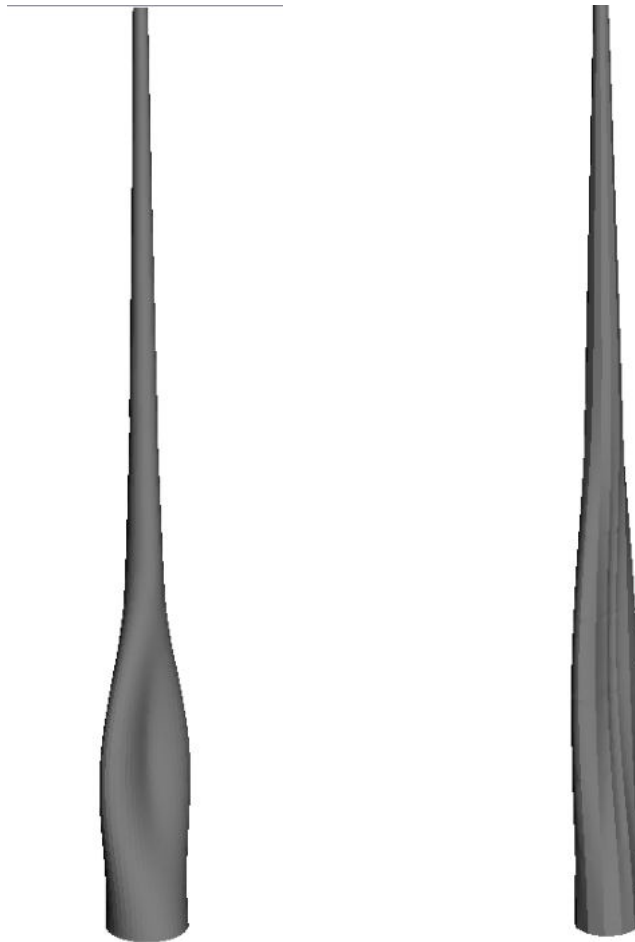


Abbildung 16: Erste Ring-Mode des Hybridturms

Abbildung 17: Erste Ring-Mode des BSS-Turms

Tabelle 8: Eigenfrequenzen der ersten Ringmoden des Hybrid- und BSS-Turms

Turmmodell	Frequenz in Hz	
	HYB Shell	BSS Shell
$f_{1,Shell}$	8.254	4.978
$f_{2,Shell}$	8.288	5.018
$f_{3,Shell}$	12.826	7.179
$f_{4,Shell}$	12.912	7.222
$f_{5,Shell}$	13.248	9.628
$f_{6,Shell}$	13.252	9.875
$f_{7,Shell}$	15.693	9.903

Getriebe

Die Referenzanlage der kommerziellen WEA sowie die daran angelehnte generische TremAc-Modell sind als Direktantriebanlagen konzipiert. Um die potenziellen Schallmechanismen von strukturbedingten Vibrationen zu analysieren, wurde von MEG ein **fiktives** Getriebe ausgelegt. Die aus der Getriebeverzahnung induzierten Vibrationen übertragen sich auf die Gondel- und Turmstruktur. Diese diskreten Frequenzen übertragen sich über die Außenhülle, also primär den Turm, die Gondelverkleidung und die Blätter, auf die umgebende Luft. Getriebevibrationen machen sich in einiger Entfernung als Tonalität bemerkbar, also als hervorstechendes, schmalbandiges Brummen oder Pfeifen. Tonhaltigkeit wird gemäß den gängigen Emissionsschutzrichtlinien mit Aufschlägen bestraft und ist daher zu vermeiden. Sowohl Getriebe- als auch Direktantriebanlage können signifikante Tonhaltigkeit im Geräuschspektrum aufweisen.

Das von MEG entworfene Getriebe hat eine Gesamtübersetzung von 97, welche über drei Stufen (eine Planetenstufe, zwei Stirnradstufen) realisiert wird. Das Hohlrads der Planetenstufe hat einen Durchmesser von 1410 mm, das größte Stirnrad einen Durchmesser von 1185.7 mm (siehe weitere Parameter in Tabelle 9). Das Getriebe wird über eine Dreipunktlagerung auf einem zunächst starren Maschinenträger befestigt. Ein nabennahes Hauptlager trägt die Hauptlast aus Rotorschub und Gewichtskraft des Rotors. Die aus der Gewichtskraft und der Rotorlast resultierenden Momente werden über den Planetenträger in die erste Getriebestufe eingebracht. Über das Hohlrads und das starre Gehäuse werden die Momente auf den Maschinenträger übertragen. Zwischen Getriebegehäuse und Maschinenträger sind flexible Kraftelemente modelliert. Die sogenannten Pendelstützen dienen zur Manipulation der Getriebeeigenfrequenzen und können maßgeblich den Vibrationstransfer von Getriebe auf die Tragstruktur beeinflussen.

Die prinzipielle Anordnung des Triebstrangs ist in Abbildung 18 erkennbar. Da Maschinenträger, Nabe und Antriebswelle als starre Körper ausgeführt sind, ist deren Darstellung nur schematisch zu verstehen. In Ermangelung an realen Daten ist eine spezifische Auslegung dieser Komponenten nicht erfolgt und auch nicht vorgesehen. Um abzuschätzen, ob die Annahme eines starren Maschinenträgers hinnehmbar ist, wurde zusätzlich ein flexibler Maschinenträger eingesetzt. Dieser entstammt als generisches Modell aus einem vorangegangenen Projekt [18] und ist ebenfalls für eine 2MW-Anlage konzipiert worden. Der flexible Maschinenträger wurde in Ansys Workbench mit dem Hybridturm zu einem flexiblen Gesamttragkörper verschmolzen und kann in SIMPACK importiert werden, siehe Abbildung 19. Deformiert sich also der Maschinenträger, verformt sich auch der Turmanschluss. Somit ist gewährleistet, dass der Transferpfad von Vibrationen über den Gierlagerflansch nicht verfälscht wird. Dieses Modell dient zur Verifizierung der vorher getroffenen Annahmen, nicht zur quantitativen Bestimmung Vibrationspfaden.

Tabelle 9: Eigenfrequenzen der ersten Ringmoden des Hybrid- und BSS-Turms

		S1 Planet gear stage			S2 Spur gear stage			
Value	Unit	Sun	Planets	Ring	Wheel	Pinion	Wheel	Pinion
Stage ratio	-	5.833			4.21		3.94	
Number of teeth	-	18	34	-87	97	23	138	35
Helix angle at pitch diameter	deg	-9.30	9.30	9.30	-11.00	11.00	-17.50	17.50
Standard pitch diameter	mm	291.84	551.25	-1410.54	1185.79	281.17	868.18	220.19

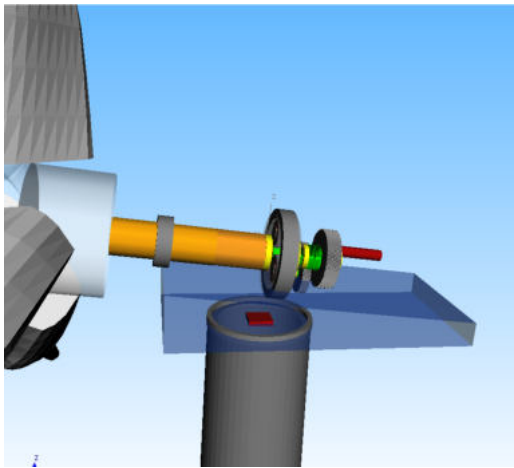


Abbildung 18: Prinzipielle Anordnung des Triebstrangs

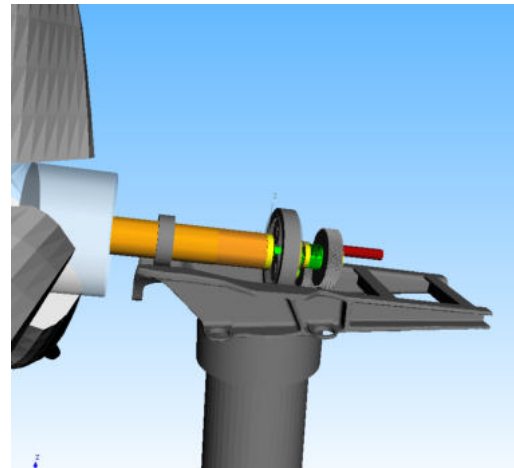


Abbildung 19: Flexibler Gesamtträgerkörper aus Maschinenträger mit Hybridturm

Fundament

Als wesentliches Übertragungselement von Strukturvibrationen in den Boden fungiert das Fundament der Windturbine. Die Kräfte, die vom Fundament in den Boden übertragen werden, hängen von der Geometrie des Fundaments selber sowie des Bodenmaterials ab. Erfahrungsgemäß ist die entsprechende Transferfunktion komplexwertig und frequenzabhängig. Zur Untersuchung des Fundament/Boden-Einflusses wurde von KIT-IBF und KIT-VAKA ein generisches Fundamentmodell mit frequenzabhängigem Übertragungsverhalten entworfen. Die Fundamentgeometrie kann dabei teilweise öffentlich zugänglicher Informationen der Ingersheimer kommerzielle Turbine entnommen werden. Alle weiteren Parameter beruhen auf Erfahrungswerten und sind damit plausibel für diese Turbinenklasse. Geometrie und Strukturinformationen sind in Abbildung 20 und Tabelle 10 aufgeführt.

Tabelle 10: Daten zur Fundamentgeometrie

Durchmesser	19,6 m	Infotafel Ingersheim
Einbindetiefe	2,94 m	Daten KIT-IBF
Masse	1859 t	Berechnung KIT- VAKA

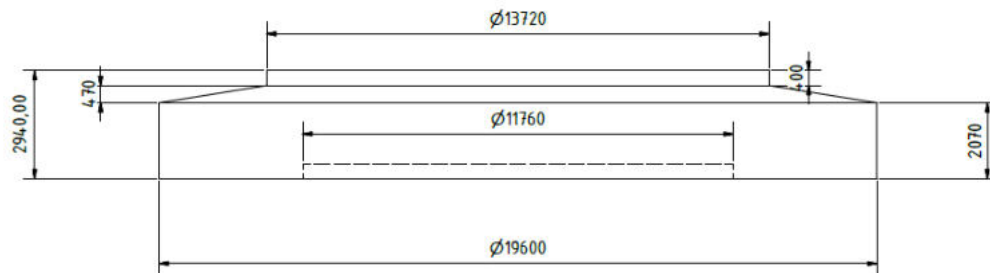


Abbildung 20: Geometrie des Fundaments der Ingersheimer Turbine

Für eine gegebene Fundamentgeometrie können mit Hilfe von bekannten Bodenparametern die frequenzabhängigen Transferfunktionen bestimmt werden. Aus dem komplexwertigen Verlauf lassen sich anschließend Verläufe für Federsteifigkeiten und -dämpfungen ermitteln, jeweils für 3 Translationsrichtungen und 3 Rotationsrichtungen(11). Zwei verschiedene Bodenarten (Kalkstein - KS, Tonschiefer - TS) mit jeweils zwei Schubmodulen wurden herangezogen, um unterschiedliche Böden charakterisieren zu können. Als Input für das Boden/Fundament-Kraftelement in SIMPACK stehen somit insgesamt 4 verschiedene Bodenparametersätze zur Verfügung. Zur vereinfachten Betrachtung wurde in einem ersten Schritt die Frequenzabhängigkeit vernachlässigt. Um stationäre Parameterkennwerte zu erhalten wurden stattdessen die Steifigkeitswerte zwischen 0,5Hz und 10Hz gemittelt, da in diesem Bereich die Steifigkeit nahezu konstant ist. Für die Dämpfung wurden die Werte zwischen 0,5Hz und 5Hz gemittelt.

Tabelle 11: Verläufe für Federsteifigkeiten und -dämpfungen für drei Translations- und Rotationsrichtungen zwei verschiedener Bodenarten

Boden	Steifigkeit Translation		Steifigkeit Rotation		Dämpfung Translation		Dämpfung Rotation	
	kxx / kyy MN/m	kzz MN/m	kMx /kMy MNm/rad	kMz MNm/rad	cxx / cyy MN/s/m	czz MN/s/m	cMx /cMy MNms/rad	cMz MNmS/rad
KS 0,25	6,20E5	8,83E5	5,29E7	6,27E7	1,56e3	2,88e3	4,86e2	2,33e2
KS 0,33	7,54E5	5,95E5	4,86E7	6,27E7	1,54e3	2,65e3	8,68e2	2,33e2
TS 0,25	8,10E4	1,08E5	6,74E6	8,02E6	5,36e2	9,88e2	7,14e2	5,97e2
TS 0,33	9,82E4	7,80E7	6,17E6	8,02E6	5,277e2	9,06e2	7,66e2	5,97e2

Regler

Der Turbinenregler greift über das Generatorgegenmoment und den kollektiven Blattpitchwinkel in den Betrieb der Anlage ein. Aufgabe des Reglers ist die Leistung und Drehzahl zu begrenzen, bzw. unterhalb des Nennpunktes für leistungsoptimalen Betriebspunkt zu sorgen. Der ursprüngliche LQ-Regler der TUM konnte nicht in SIMPACK verwendet werden, da die Strukturmodelle leichte Unterschiede aufwiesen. Es konnte in einigen Betriebspunkten daher nicht garantiert werden, dass der LQ-Regler instabil wird. Der neu entworfene Regler ist ein erweiterter PI-Regler, der basierend auf der gemessenen Rotordrehzahl eine Regelung des Generatormomentes und des Pitchwinkels vornimmt. Die durchschnittliche Leistung, Drehzahl- und Pitchwinkel über die Windgeschwindigkeit sind in Abbildung 21 und 22 dargestellt. Die Fehlerbalken kennzeichnen die jeweilige Standardabweichung in einem turbulenten Windfeld. Der Vergleich von Drehzahl und Leistungsverlauf zeigt, dass das für die kommerzielle WEA charakteristische Offset zwischen Nennwindgeschwindigkeit (Windgeschwindigkeit bei der Nennleistung erzeugt wird) und der Windgeschwindigkeit, bei der Nenndrehzahl erreicht wird, gut durch den Regler reproduziert werden kann. Im turbulenten Windfeld sind unterhalb der Nenndrehzahl die Drehzahlschwankungen relativ groß. Dies erschwert z.B. die Analyse von Schallmessungen, da bei niedrigen Windgeschwindigkeiten keine konstante Drehzahl über einen längeren Messzeitraum einstellt. Bei hohen Windgeschwindigkeiten wird die Drehzahl zwar durch den Regler annähernd konstant gehalten, allerdings ist bei solchen Bedingungen auch das Eigengeräusch des Windes deutlich erhöht und somit die Schallemissionen der Windturbine nachrangig.

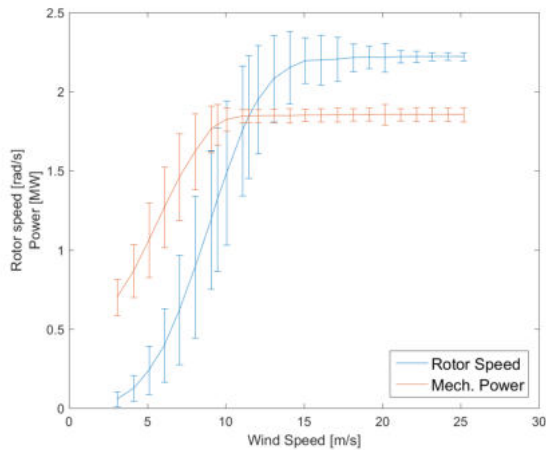


Abbildung 21: Durchschnittliche Leistung und Drehzahl über der Windgeschwindigkeit

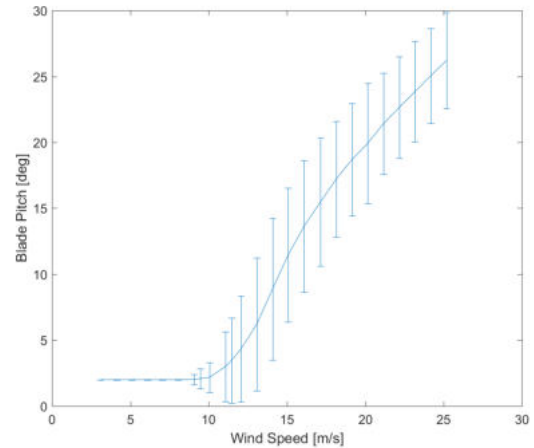


Abbildung 22: Durchschnittliche Pitchwinkel über der Windgeschwindigkeit

Zusammenfassung

Es wurde ein aero-elastisches Gesamtmodell der WEA erstellt, welches das detaillierten Modell des Triebstranges und die Kopplung zu einem aerodynamischen CFD Löser integriert, um den zusätzlich den Einfluss der Turmdynamik, des Fundaments und des Maschinenhauses zu untersuchen.

Änderungen

Es waren keine Änderungen in diesem Arbeitspaket nötig und die Ziele wurden alle erreicht.

2.2.3 Arbeitspaket A3 Berechnung der fluktuierenden mechanischen Lasten

Beitrag des IAG zu AP A3

Arbeitspaket A3.1 Auswahl von Referenz-Lastfällen, Durchführung einer gekoppelten Simulation mit CFD (Detaillierte Untersuchung) und Ergebnisaufbereitung als Zeitreihen

Ziel des Arbeitspaketes war die Durchführung der gekoppelten Simulationen zur Berechnung der fluktuierenden mechanischen Lasten am Turmfuß als Quelle der seismischen Emissionen sowie der Druckschwankungen auf der Anlagenoberfläche als Quelle der akustischen Emissionen (AP B1.1). Außerdem wurden die Rechnungen mit verschiedener Komplexität durchgeführt um in AP D1.1 Aussagen zur Modelltiefe treffen zu können.

Inhalt des Arbeitspakets

Wie in AP 2.3 erwähnt wurde das methodische Vorgehen sowie der Einfluss der Modelltiefe am Modell der generischen WEA untersucht. Die gewonnenen Erkenntnisse wurden anschließend für eine Rechnung der kommerziellen Anlage für einen gemessenen Betriebspunkt inklusive passender Anströmung genutzt, um eine Validierung in AP B3.3 zu ermöglichen.

FLOWer ist ein kompressibler, blockstrukturierter Reynolds-Averaged Navier-Stokes (RANS)-Löser, der vom Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt (DLR) [29] entwickelt wurde. Am IAG wurde der Code ständig erweitert und auf die Berechnung von Windenergieanlagen optimiert. Für die im Rahmen dieses Projekts durchgeführten instationären RANS-Rechnungen wurde das Menter-SST Turbulenzmodell [40] verwendet. Zur besseren Auflösung der Wirbel im Nachlauf der WEA, sowie der turbulenten Anströmung, wurde in Teilen des Hintergrundnetzes, wie in AP A1.1 erwähnt, mit dem weighted essentially non-oscillatory scheme (WENO) [27] gerechnet. Gegenüber dem im restlichen Rechengitter genutzten Jameson-Schmidt-Turkel (JST) Verfahren zweiter Ordnung [22] zeichnet es sich durch eine deutlich geringere numerische Dissipation, bei etwas erhöhtem Rechenaufwand, aus und ist besonders zur Anwendung auf kartesischen Netzen, bzw. Netzen mit hängenden Gitterpunkten, geeignet.

Die Ergebnisse der Simulation der generischen WEA sind in der 2019 eingereichten Dissertation von Levin Klein mit dem Titel "Numerische Untersuchung aerodynamischer und aeroelastischer Wechselwirkungen und deren Einfluss auf tieffrequente Emissionen von Windkraftanlagen"[25] dokumentiert. Die nachfolgende Beschreibung ist dieser Dissertation entnommen. Außerdem wurden die Ergebnisse bereits von Klein et al. [26] und Wenz et al. [56] veröffentlicht.

Generische WEA (OFFWINDTECH WEA)

Es wurden mehrere gekoppelte Simulationen mit unterschiedlichem Detailierungsgrad durchgeführt, um die Luftschall- und Turmfußemissionen an die entsprechenden Projektpartner für die Ausbreitungsrechnung übergeben zu können. Die unterschiedlich komplexen Fluid-Struktur gekoppelten Simulationen stellen eine Kombination der CFD Rechenfälle in Tabelle 12 und der MKS Modelle in Tabelle 13 dar. Ihre Benennung setzt sich entsprechend aus den Namen der CFD Rechenfälle und der MKS Modelle zusammen (z.B. LC2_FSC3). Eine Besonderheit stellt der Lastfall LC2_SD dar. SD steht darin für „steady deformation“, konstante Verformung. Es handelt sich dabei nicht um eine gekoppelte Simulation, sondern um eine reine CFD Simulation in der die gemittelten Verformungen des Lastfalls LC2_FSC1 aufgeprägt wurden.

Um einen bezüglich der aerodynamischen Kräfte und des Strömungsfeldes gut konvergier-ten Zustand zu erreichen, wurden konvergierte Strömungssimulation als Ausgangspunkt für die Strömungs-Struktur gekoppelten Rechnungen genutzt. Dies ermöglichte das Einsparen von Re-

	LC0	LC1	LC2	LC3	LC4
Modell	120°	voll	voll	voll	voll
Einströmung	gleichförmig	gleichförmig	gleichförmig	SG	TG
$u_{Nabe,mittlere}$	11,3m/s	11,3m/s	11,3m/s	11,3m/s	11,3m/s
Rotor	ja	ja	ja	ja	ja
Gondel	nein	nein	ja	ja	ja
Turm	nein	nein	ja	ja	ja
Boden	nein	ja	ja	ja	ja
Tiltwinkel	0°	5°	5°	5°	5°

Tabelle 12: Übersicht und Benennung der CFD Rechenfälle [25].

	Gravitation	Tilt	Flexible Komponenten	Drehzahl	Pitch
FSC0	nein	0°	Rotorblätter	11,7rpm	0°
FSC1	ja	5°	Rotorblätter	11,7rpm	0°
FSC3	ja	5°	Rotorblätter, Turm, Fundament	11,7rpm	0°
FSC5	ja	5°	Rotorblätter, Triebstrang, Turm, Fundament	frei	frei

Tabelle 13: Definition der eingesetzten Strukturmodelle mit unterschiedlicher Anzahl von Freiheitsgraden [25].

chenkosten, da gekoppelte Simulationen mit unterschiedlichen Strukturfreiheitsgraden von der selben konvergierten Strömungslösung gestartet werden konnten.

Der untersuchte Betriebspunkt wurde im OFFWINDTECH Projekt auf maximale aerodynamische Leistung ausgelegt und zeichnet sich durch eine hohe Induktion aus. In den CFD Simulationen mit FLOWer, die in ungestörter Strömung gestartet wurden, führt dies dazu, dass das Strömungsfeld um die WEA, das heißt die Abbremsung und Umlenkung der Strömung und damit die Aufweitung des Nachlaufs und die damit verbundenen aerodynamischen Kräfte auf die WEA, zeitlich sehr langsam konvergierten. Aus diesem Grund wurden in allen Fällen mindestens 32 Umdrehungen vor dem Start der Kopplung beziehungsweise des Auswertzeitraums gerechnet. In diesen Vorrechnungen konnte außerdem zusätzlich Rechenzeit eingespart werden, indem eine gröbere zeitliche Auflösung (1,5° Umlaufwinkel pro Zeitschritt) mit weniger inneren Iterationen (30) gewählt wurde. Die Simulationen der eigentlichen Lastfälle wurden dann mit halbiertem Zeitschritt (0,75° Umlaufwinkel pro Zeitschritt) und 100 inneren Iterationen aus den Vorrechnungen gestartet. Es wurden mehrere gekoppelte Simulationen an der generischen 5MW Turbine zum Einfluss des Zeitschritts und der inneren Iterationen im Strömungslöser FLOWer durchgeführt, um das Optimum zu finden.

Die Komplexität der Simulationen wurde schrittweise gesteigert. Nach ersten Simulationen zum prinzipiellen Test der Funktionalität, bei denen nur ein Rotorblatt berücksichtigt wurde (LC0_FSC1), wurde das CFD Setup auf einen Dreiblattrotor mit Nabe ausgeweitet (LC1_FSC1). Abbildung 23 zeigt die Deformation der Rotorblätter.

Nachdem die Simulationen mit flexiblen Blättern (LC1_FSC1) erfolgreich durchgeführt wurden

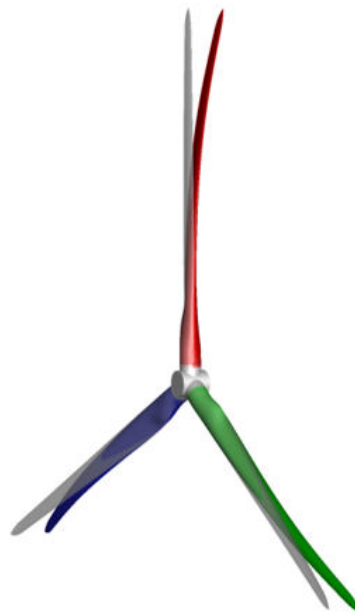


Abbildung 23: Fluid-Struktur gekoppelte Rechnung des gesamten Rotors der generischen WEA (LC1_FSC1). Deformierte Blätter (bunt) im Vergleich zur undeformierten Geometrie.

und plausible Verformungen lieferte (siehe Abbildung 24), wurden im nächsten Schritt weitere Komponenten der Windkraftanlage berücksichtigt (LC2_FSC1). Anschließend wurde eine Simulation unter Berücksichtigung der Turm- und Fundamentflexibilität durchgeführt (LC2_FSC3). In der CFD Simulation führt dies zu einer Verformung des gesamten Rotors. Diese lief direkt numerisch stabil und lieferte physikalisch sinnvolle Ergebnisse. Optimierungspotential bei der Durchführung der Simulation bestand noch bezüglich des Einschwingvorgangs der Struktur. Speziell die Turmschwingung wurde nur sehr langsam gedämpft, was die benötigte Simulationszeit bis zum konvergierten Zustand verlängerte.

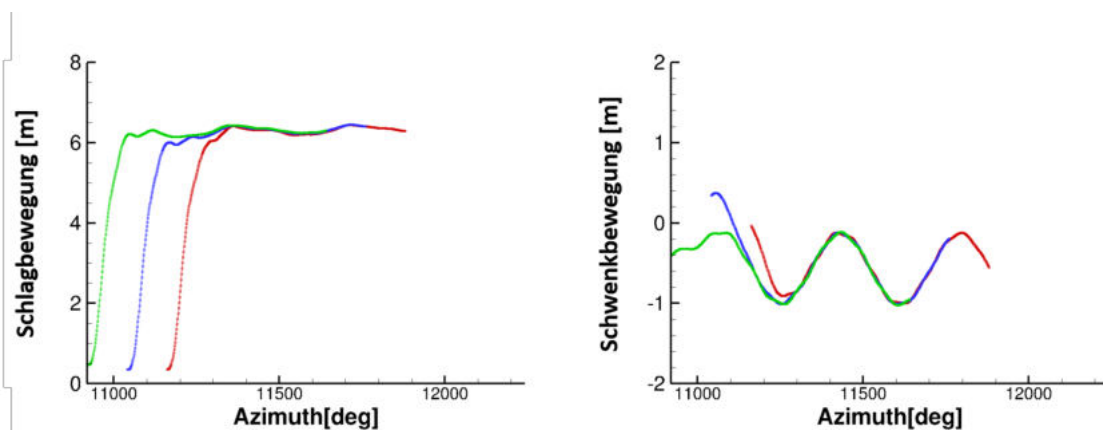


Abbildung 24: Ergebnisse der gekoppelten Rotorsimulation (LC1_FSC1). Deformation der Rotorblätter an der Blattspitze.

Die Struktursimulation wurde zu Beginn der Kopplung mit FLOWer aus einem nicht initialisierten Zustand gestartet. Dabei kam es zu einer schlagartigen Einwirkung von externen Kräf-

ten (Gravitations-, Fliehkraft- und Aerodynamikkräften). Da alle flexiblen Bauteile aus ihrem unverformten Zustand losgelassen wurden, führt dieser Vorgang zu einem Überschwingen der Verformungen am Turm und an den Rotorblättern. Die Schlagbewegungen der Rotorblätter wurden aerodynamisch sehr stark gedämpft und konvergierten dementsprechend schnell. Für die Schwenkbewegungen der Rotorblätter (siehe Abbildung 24) und die Turmverformungen war dies nicht der Fall. Daher dauerte es mehrere Umdrehungen bis die initialen Schwingungen abgeklungen waren und bis die Ergebnisse zur Auswertung geeignet waren. Dies ist ungünstig, da der CFD-Teil der gekoppelten Simulationen, wie oben beschrieben, sehr rechenintensiv ist. Um diesen Vorgang zu beschleunigen, wurde die Möglichkeit in SIMPACK genutzt, externe Kräfte und Dämpfer mit zeitabhängigen Funktionen zu definieren. Um die Verformungsgeschwindigkeit zu Beginn der Kopplung zu reduzieren, wurden die aerodynamischen Lasten mit einem linear (von 0 auf 1) ansteigenden Lastfaktor über die ersten 120 Zeitschritte (entspricht einer viertel Umdrehung bei Simulationen mit konstanter Drehzahl) hochgefahren. Da es nicht möglich ist, Fliehkraft und Gravitationskraft ebenfalls zeitabhängig anzuheben, kamen am Turm sowie an den Rotorblättern zusätzliche Dämpfer zum Einsatz, um die anfänglichen Schwingungen zu dämpfen. Dazu wurden externe Kräfte in alle drei Koordinatenrichtungen definiert, die der jeweiligen Verformungsgeschwindigkeit entgegen wirken. Die gekoppelte Simulation startete ungedämpft. Anschließend folgte der Zeitraum, in welchem die Dämpfer aktiv waren. Die manuell ermittelten und optimierten Dämpfungskonstanten wurden dabei nicht sprunghaft angepasst, sondern stiegen linear an und fielen linear ab. Abbildung 25 zeigt repräsentativ die Auslenkung der Turmspitze, die Dämpfungskonstante sowie die Kraft des Turmdämpfers in x-Richtung für den Fall LC2_FSC3. Dank dieser Vorgehensweise ist es ausreichend, die ersten beiden gekoppelten Umdrehungen von der Auswertung auszuschließen.

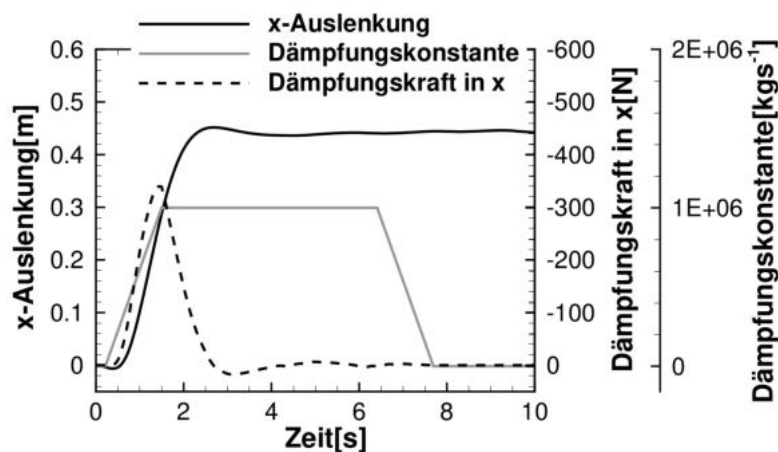


Abbildung 25: Auslenkung des Turmkopfes und künstliche Dämpfungskraft am Turm zu Beginn der gekoppelten Simulation im Fall LC2_FSC3 (entnommen aus [25]).

Anschließend wurden für die generische 5MW Anlage Simulationen unter gescherter Anströ-

mung einmal ohne (LC3_FSC3) und einmal mit überlagerter Turbulenz (LC4_FSC3) durchgeführt. Durch die Berücksichtigung turbulenter Anströmung erhöhte sich der Rechenaufwand massiv, da das Hintergrundnetz feiner aufgelöst werden musste (wie in AP A1.1 und A2.3 beschrieben), das numerische Verfahren rechenintensiver ist und außerdem der betrachtete Simulationszeitraum länger gewählt werden musste, um statistisch verwertbare Ergebnisse zu erhalten. Die Ergebnisse zeigen einen guten Transport der Turbulenz (Abbildung 26) und physikalisch plausible aerodynamische Lasten.

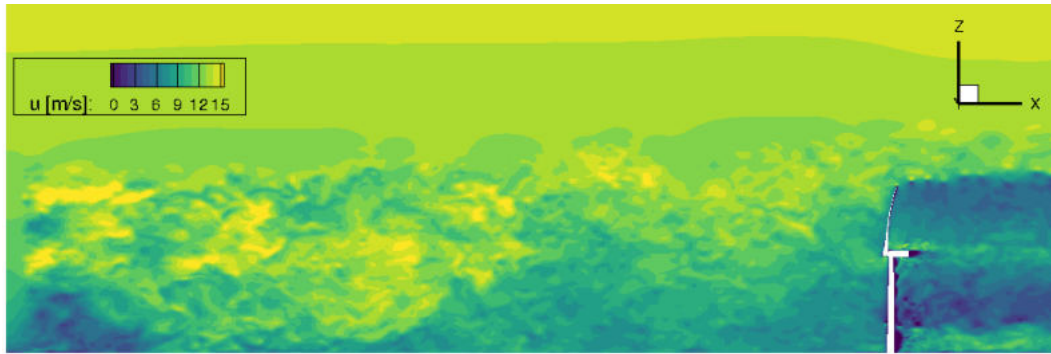


Abbildung 26: Längsschnitt durch das Strömungsfeld. Strömungsgeschwindigkeit in axialer Richtung für LC4_FSC3.

Zur Untersuchung des Einflusses der Triebstrangflexibilität auf die Turmfußlasten wurden SIMPACK Simulationen mit dem Aerodynamik Modell Aerodyn durchgeführt. Die Simulationen zeigten, dass die Berücksichtigung der Triebstrangflexibilität nur mit eingeschaltetem Generatorregler sinnvoll ist, da ansonsten unrealistisch hohe Turmfußlasten entstehen. Daraufhin wurde eine gekoppelte CFD-SIMPACK Simulation mit flexiblem Triebstrang und aktiviertem Regler durchgeführt. Aufgrund der etwas höheren aerodynamischen Leistung im Vergleich zur Aerodyn Rechnung kommt es allerdings zum Anstieg der Drehzahl, was die Vergleichbarkeit der Fälle in der Studie zur Modelltiefe gefährdet. Um eine Anpassung des Reglers zu vermeiden, wurden gekoppelte CFD-CSD Simulationen der generischen 5MW Turbine mit gescherter Einströmung durchgeführt (LC3_FSC5). Im Vergleich zur Simulation mit gleichförmiger Anströmung reduziert sich durch die Scherung das Drehmoment des Rotors geringfügig und entspricht in etwa dem Nennmoment. Die sich ergebende Drehzahl schwankt somit um die bisher vorgegebene Drehzahl und ein Vergleich mit den Fällen mit konstanter Drehzahl ist möglich. Somit konnten gekoppelte Simulationen mit flexiblem Triebstrang und über Regler gesteuerte Drehzahl und Pitch durchgeführt werden. Anschließend wurde die Rechnung mit turbulenter Anströmung wiederholt (LC4_FSC5).

Ein Skript zur Auswertung der instationären aerodynamischen Lasten wurde im Hinblick auf die Turmlasten erweitert. Es bietet nun die Möglichkeit sowohl integrale als auch sektionale (entlang der Turmhöhe) Lasten auf die Turmstruktur zu untersuchen. Lastschwankungen am Fundament

beziehungsweise am Turmfuß sind die Quelle tieffrequenter seismischer Emissionen. In den Fluid-Struktur gekoppelten Simulationen werden daher die Lasten an der Schnittstelle zwischen Turm und Fundament (Schnittpunkt der Turmachse mit dem Boden) ausgewertet. In reinen CFD Simulationen werden die aerodynamischen Kräfte und Momente im selben Koordinatensystem betrachtet. Die Zeitreihen dieser Turmfußlasten werden an die Projektpartner zur Berechnung der seismischen Propagation übergeben.

Die Anregung der WEA ist von externen Kräften dominiert, die periodisch mit der Blattdurchgangsfrequenz auftreten, beispielsweise Gravitationskräfte, aber auch aerodynamische Kräfte, die periodische Schwankungen durch Scherung und Turmvorstau aufweisen. Daher eignet sich eine Auswertung im Frequenzbereich, um auftretende Effekte zu charakterisieren und die unterschiedlichen Rechenfälle zu vergleichen. Daher wurde auf alle extrahierten Zeitreihen eine Frequenzanalyse mittels FFT angewandt. Die resultierenden Spektren eignen sich sehr gut, um in AP D1.1 Aussagen zum Einfluss der Modelltiefe auf niederfrequente Emissionen zu treffen.

Kommerzielle WEA

Die Simulation der kommerziellen WEA musste aus Vertraulichkeitsgründen beim Hersteller vor Ort durchgeführt werden. Alle notwendigen Programme wurden dazu durch das IAG mit Unterstützung des Herstellers dort installiert. Die Rechnung wurde mit der in AP A1.1 generierten Anströmung und dem dazugehörigen Betriebspunkt gestartet. Die Turbulenz wurde 384m stromauf der Anlage in das Rechengebiet eingespeist. Bei einer mittleren Windgeschwindigkeit von 8,5m/s benötigt die Turbulenz circa 45s um bis zur Anlagenposition zu propagieren. Daher wurde die Anlage für 15 Umdrehungen als starre Anlage mit einem Zeitschritt von $1,5^\circ$ Azimuth gerechnet bis die Turbulenz in den Nachlauf propagiert ist (ca. 56 Sekunden). Anschließend wurde der Zeitschritt wie schon bei der generischen Anlage auf $0,75^\circ$ reduziert. Die Rechnung wurde mit der starren Anlage für 16 Umdrehungen fortgesetzt. Anschließend wurde die Fluid-Struktur-Kopplung eingeschaltet und weitere 12 Umdrehungen gerechnet. Dabei waren die Rotorblätter und der Turm flexibel während die Nabe, die Gondel und das Fundament sowie sämtliche Anschlüsse starr behandelt wurden. Es kam kein Regler zum Einsatz weshalb auch der Triebstrang starr gerechnet wurde. (vgl. FSC3 der generischen Anlage, ohne Feder-Dämpfer-System des Fundaments zum Boden). Für die ersten 480 Zeitschritte (entspricht einer Umdrehung) war eine künstliche Dämpfung im Strukturmodell implementiert, die das Überschwingen der flexiblen Komponenten bei Last Aufbringung reduziert. Ausgewertet und verglichen wurden die Umdrehungen 16-31 (starre Anlage) sowie 34-43 (flexible Anlage).

Zusammenfassung

Es wurden mehrere Simulationen der generischen Anlage mit unterschiedlichen Anströmungen und einer Variation der flexiblen Strukturen durchgeführt. Anschließend wurde eine Simulation der kommerziellen Anlage mit turbulenter gescherter Anströmung und flexiblen Rotorblättern, Turm und Fundament gerechnet. Mit Hilfe von Auswerteskripten wurden die instationären Turmfußlasten extrahiert.

Änderungen

Es waren keine Änderungen in diesem Arbeitspaket nötig und die Ziele wurden alle erreicht.

Beitrag des SWE zu AP A3

Arbeitspaket A3.2 Auswahl von Betriebslastfallkollektiven, Durchführung einer gekoppelten Simulation mit BEMM und Ergebnisaufbereitung als Zeitreihen

Die Lastreihen verschiedener Turbinenkonfigurationen (unterschiedliche Turmkonzepte, verschiedene Antriebsstrangdetailierungsgrade) wurden berechnet und in Kooperation mit dem KIT-VAKA (Karlsruher Institut für Technik - Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine) ausgewertet. Anhand der Spektren verschiedener Turmkonzepte, können im niederfrequenten Bereich fünf charakteristische Anregungen identifiziert werden, siehe Abbildung 27, hervorgerufen durch die Anregung aus der Rotordrehung sowie der breitbandig angeregten Eigenfrequenzen der Turmbiegung und der Blattdurchbiegung. Unterschiedliche Turmformen (Stahl oder Hybrid) und Modellierungsansätze (Balken oder Schalenmodell) führen einerseits zu veränderten Amplituden sowie zu einer Verschiebung der Eigenfrequenzen relativ zueinander. Stahlturmkonzepte führen demnach zu deutlich niedrigeren Lasteinträgen ins Fundament im Bereich der ersten Turmbiegeeigenfrequenz als der Hybridturm aufgrund geringerer Massen. Gleichzeitig ist die zweite Biegeeigenfrequenz, die erheblich zum Gesamteintrag beisteuert, leicht nach unten verschoben gegenüber den Stahlturmkonzepten.

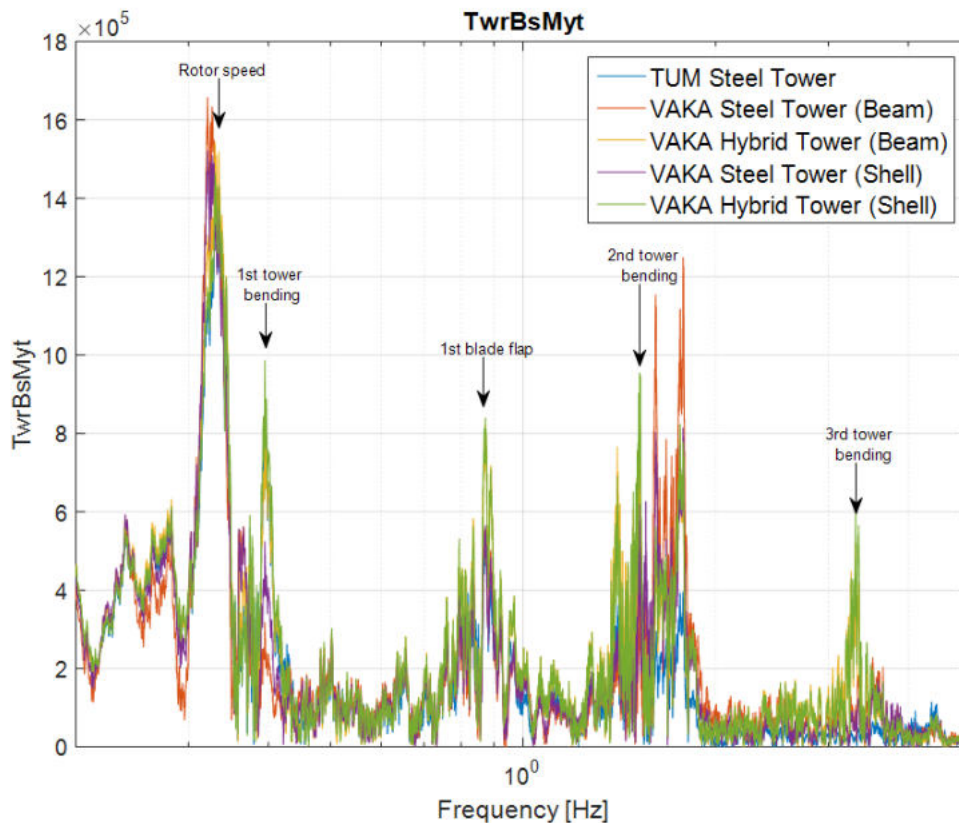


Abbildung 27: Amplitudenspektrum des Turmfußbiegemomentes in Schubrichtung. Markiert sind die Anregungs- und Eigenfrequenzen der Hybridturm-Konfiguration.

2.2.4 Arbeitspaket B1 Aeroakustische Emission

Beitrag des IAG zu AP B1

Arbeitspaket B1.1 Berechnung der Druckfluktuationen an definierten Übergabeflächen anhand CFD-basierter Zeitreihen

Ziel des Arbeitspakets ist die Berechnung des Schalldrucks sowie der Schallschnelle auf einem Zylinder um die Anlage aus den CFD Ergebnissen in AP 3. Der Zylinder dient als Übergabefläche der akustischen Emissionen an die Propagationsrechnung in AP B2.

Inhalt des Arbeitspakets

In diesem AP wurden vom IAG die Luftschall-Emissionen an der Quelle berechnet. In einem weiteren Schritt wurde vom IBF, basierend auf den von IAG und WEI simulierten Schallemissionen, die Schallausbreitung ins Fernfeld berechnet (AP B2). Für die Übergabe der Daten zwischen den Partnern wurde ein weiter unten beschriebenes Format abgestimmt. Ausgangsbasis für die Berechnung der Schallquellen sind die Lösungen der instationären Strömungssimulationen aus AP

A3.1.

Die Oberflächenlösungen der strukturgekoppelten Strömungssimulation (AP A3.1) wurden zu jedem Zeitschritt abgespeichert und nachträglich mit dem am IAG entwickelten Ffowcs-Williams-Hawkings-Löser ACCO [24] ausgewertet. Durch Integration der Druck- und Geschwindigkeitsfluktuationen aus instationären Strömungslösungen über eine Hüllfläche, die die lärm erzeugende Geometrie vollständig umschließt, ist die Berechnung der Schalldrücke an beliebigen Beobachterpositionen im Fernfeld möglich. Auf der linken Seite der Ffowcs-Williams Hawkings Gleichung (2.2.4) steht die Wellengleichung, die den Transport schwacher Störungen im Fernfeld beschreibt. Auf der rechten Seite stehen Monopol- Dipol- und Quadrupol-Quellterme, die die Schallentstehung beschreiben. Monopol-Lärm entsteht durch die Verdrängungswirkung von Körpern, Dipollärm durch (Auftriebs-) Kräfte auf das Fluid und Quadrupollärm durch Turbulenz in der Strömung. Quadrupollärm konnte in den betrachteten Fällen vernachlässigt werden, da dieser mit der achten Potenz der hier sehr geringen Machzahl skaliert. Im Verbund-Forschungsprojekt INFLOW-Noise wurde gezeigt, dass die besten Ergebnisse im Vergleich mit Messungen erzielt werden, wenn zur Berechnung niederfrequenter Schallemission, bis zu Frequenzen die den Inflow Noise einschließen, die Hüllfläche direkt auf der Körperoberfläche liegt [42]. Diese Konfiguration wurde auch für die vorliegenden Akustikauswertungen verwendet. Dadurch war es möglich, bei der Akustikauswertung einzelne Komponenten der WEA und deren Anteil an den Gesamt-Schallemissionen getrennt zu betrachten, was auch durchgeführt wurde (siehe dazu AP D1). Der ursächlich durch kleinskalige Turbulenz in der Blattgrenzschicht hervorgerufene höherfrequente Hinterkantenlärm wird dabei nicht erfasst.

$$\frac{\partial^2 \rho'}{\partial t^2} - c_0^2 \frac{\partial^2 \rho'}{\partial x_i^2} = \frac{\partial^2 [T_{ij} H(f_s)]}{\partial x_i \partial x_j} - \frac{\partial}{\partial x_i} [p' n_i + \rho u_i (u_n - v_n) \delta(f_s)] + \frac{\partial}{\partial t} [\rho_0 v_n + \rho (u_n - v_n) \delta(f_s)] \quad (5)$$

Als Übergabefläche der akustischen Daten wurde der Schalldruck für 4218 diskrete Beobachterpositionen auf einer Zylinderoberfläche mit Radius 100 m und einer Höhe von 200 m um die Anlage ausgewertet (siehe Abbildung 28). Die Beobachterpunkte auf der Zylinderfläche sind in radialer und axialer Richtung äquidistant mit einem Abstand von etwa 5 m verteilt.

Die Wahl des Abstands beruht auf der Forderung einer ausreichend feinen Diskretisierung der Zylinderoberfläche bei gleichzeitig aufgrund der Rechenzeit begrenzten Anzahl von Beobachterpunkten. Der erforderliche Maximalabstand der Beobachterpunkte ergab sich aus der gewünschten Frequenzauflösung (die außerdem noch vom Zeitschritt abhängt) gemäß des Nyquistschen Abtasttheorems und der Schallgeschwindigkeit, einschließlich eines Sicherheitsfaktors. Da der Druck keine vektorielle Größe ist, lies sich aus der Information des zeitlichen Druckverlaufs an den Beobachterpunkten nicht die Richtung der Schallwellen bestimmen. Diese war jedoch für die weitere Berechnung der Schallausbreitung ins Fernfeld mittels Boundary Element-Methode durch

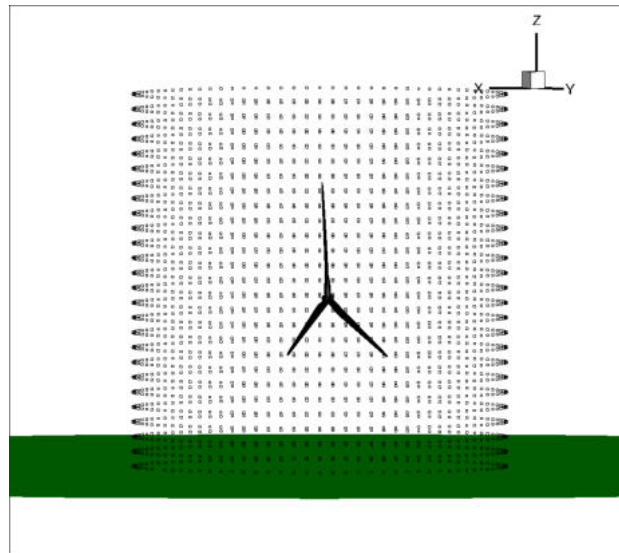


Abbildung 28: Darstellung der Beobachterpositionen auf der zylindrischen Übergabefläche um die WEA.

das IBF erforderlich. Deshalb wurde zusätzlich die Komponente des Schallschnellevektors normal zur Zylinderoberfläche berechnet. Dazu wurden zusätzlich Zeitreihen des Drucks für Beobachterpunkte, die auf einer Zylinderfläche mit geringfügig größerem Durchmesser ($\Delta r = 0,05 \text{ m}$) liegen, ausgewertet. Aus der Differenz der jeweiligen Drücke auf innerem und äußerem Zylinder zu jedem Zeitschritt konnte mittels Differenzenquotient die Komponente des Schallschnellevektors in Richtung des Verbindungsvektors v_n zwischen den beiden Punkten A und B nach Gleichung (2.2.4) berechnet werden. Das Produkt von Schalldruck und Schallschnelle ergibt die Schallintensität.

$$v_n(t) = \frac{-1}{\rho} \int \frac{p_B(t) - p_A(t)}{\Delta r} dt \quad (6)$$

Für jeden Beobachterpunkt wurden die Werte von Schalldruck und Schallschnelle zu jedem Zeitschritt der Simulation berechnet und konnten für AP B2 genutzt werden. Die Berechnung der Koordinaten der Beobachterpunkte auf innerem und äußerem Zylinder erfolgte mittels eines Python-Programms. Die Schallschnelle wurde mittels eines Tecplot-Macros berechnet, nachdem die Druck-Zeitreihen auf den auszuwertenden Bereich (nach Konvergenz der Simulation) beschnitten wurden und der statische Anteil des Druckes subtrahiert wurde. Der Einfluss der Windrichtung sowie der mittleren Windgeschwindigkeit auf die Zeitreihen des Schalldrucks an den Beobachterpositionen sind in den Daten bereits enthalten. Anschließend wurden die Daten in Form von ASCII-Textdateien ans IBF übergeben. Es wurde bei der Definition der Schnittstelle darauf geachtet, dass diese bei einem Umstieg auf das reale Anlagenmodell erhalten bleiben konnte. Bei der Modellierung der kommerziellen WEA blieben die Schnittstelle und das Datenaustauschformat dieselben wie beim generischen Modell, sowohl für Validierungen als auch zur Ergebnisinterpretation. Damit ist gewährleistet, dass die Simulationen zügig während eines Aufenthalts im Hause des Herstellers

durchgeführt werden können.

Da die Beobachterpunkte für tiefe Frequenzen unter etwa 3,5 Hz weniger als fünf Wellenlängen Abstand von den Schallquellen an der Anlage hatten, lagen die Beobachterpunkte für diesen Frequenzbereich im akustischen Nahfeld. Das Nahfeld ist dadurch charakterisiert, dass die wellenartige Schallausbreitung ohne Materietransport von einer periodischen Verschiebung der Luftteilchen überlagert ist. Allein aus den Druckschwankungen lässt sich der tatsächliche Schallanteil nicht rekonstruieren. Dazu ist die Phasenlage der Schallschnelle, die ebenso ausgewertet wurde, erforderlich. Aus diesem Grund wurden als Einheit der Pegel im Nahfeld keine Schallpegel in dB verwendet, sondern der physikalische Druck in Pa.

Unabhängig von der am IBF durchgeführten Berechnung der Schallausbreitung wurden am IAG Untersuchungen zur Auswirkung unterschiedlicher Detailierung des aeroelastischen Gesamtmodells auf Luftschall und Vibrationen sowie die Richtungscharakteristik der Schallabstrahlung untersucht. Die Ergebnisse und deren Interpretation sind in AP B3.3 sowie AP D1.1 dargestellt. Der Schalldruck wurde für die Auswertung in einen effektiven Schalldruckpegel (SPL) in Dezibel umgerechnet. Dazu wurde folgende Gleichung genutzt

$$SPL = 20 \log_{10} \left(\frac{\frac{p}{\sqrt{2}}}{20 \mu\text{Pa}} \right) \text{ dB}. \quad (7)$$

Alle betrachteten Schalldruckpegel sind unbewertet.

Zusammenfassung

In diesem Projekt wurde zur Berechnung des tieffrequenten Schalls der am IAG entwickelte Ffowcs-Williams-Hawkings-Löser ACCO verwendet [24]. Dieser ermöglicht die Berechnung des Zeitverlaufs des akustischen Drucks an beliebigen Beobachterpositionen ausgehend von aerodynamischen Größen. Die akustischen Größen wurden als Basis zur Wellenausbreitung auf einer Hüllfläche, die die Schallquelle umschließt, ausgewertet. Außerdem wurden zur Bewertung und Analyse der akustischen Eigenschaften der WEAs auch Beobachter auf einem Schallteppich am Boden um die Anlage betrachtet.

Änderungen

Es waren keine Änderungen in diesem Arbeitspaket nötig und die Ziele wurden alle erreicht.

2.2.5 Arbeitspaket B3 Luftschallmessungen und Modellvalidierung

Beitrag des SWE zu AP B3

Arbeitspaket B3.1 Erprobung und Entwicklung neuer Verfahren zur Messung von Infraschall

Messtechnik

Ziel des Arbeitspaketes war die Erprobung und Entwicklung neuer Verfahren zur Messung von Infraschall. Es wurde daher Schallmesstechnik beschafft, die für die Messung im Infraschallbereich ausgelegt ist. Es handelt sich um das in seiner maximalen Systemgröße flexible IMC-Cronosflex mit der Basiseinheit, dem Sound/Audio-Modul mit 24 bit Auflösung und einer maximalen Abtastrate von 100 kHz(100 kS/sec) und dem CANSAS-Modul. Das mit diesem System zu verwendende Schallmessequipment besteht aus zwei 1/2 Zoll Freifeldmikrofonen der Firma G.R.A.S Typ 47AC mit einer Frequenzantwort von ± 3 dB bei 0.9 Hz bis 20 kHz, einer Bodenplatte und Windschirmen der Firma Microtech Gefell. Um die mit der Messtechnik verbundene Messelektronik und das Datenerfassungssystem vor Wetter und Diebstahl zu schützen dient ein mobiler Messcontainer als Messtechnik-Zentrale. Um zeitgleich mit den akustischen Daten meteorologische Parameter zu erfassen, wurde ein 10 m hoher Messmast an dem Messcontainer montiert. An dem Messmast sind ein Thermo/Hygro-Sensor für die Erfassung der Temperatur und Luftfeuchte, ein 3D Sonic-Anemometer zur Messung der Windgeschwindigkeit und Windrichtung, sowie ein Barometer zur Erfassung des Luftdruckes installiert worden. Zur Sicherung der Messtechnik diente eine am Messmast montierte Fotokamera. Abbildung 29 zeigt den Aufbau des Messcontainers mit dem Messmast in Wilstedt (entsprechend dem Aufbau in Ingersheim).



Abbildung 29: Mobiler Messcontainer und mit Sensoren ausgestatteter Messmast zur Erfassung meteorologischer Daten

Erprobung neuer Messverfahren

Für die Erprobung neuer Messverfahren wurden im Zuge des Projektes zwei verschiedene Messmethoden miteinander verglichen. Zum einen erfolgten Messungen mit einem Infraschallmikrofon auf einer schallharten Platte mit sekundärem Windschirm gemäß IEC 61400-11 [11], siehe Abbildung 30. Zum anderen wurde ein Infraschallmikrofon in einer für das Projekt gebauten, an den Seiten schallharten Kiste auf einem Stativ platziert [10]. Die Kiste wurde ebenmäßig zum Boden eingegraben und mit einem Deckel versehen. Die Kiste ist 0.4 m breit und tief und hat eine Höhe von ca. 0.85 m. Der entsprechende Aufbau ist in Abbildung 31 zu sehen.



Abbildung 30: Platzierung des Mikrofons auf einer schallharten Platte mit einem sekundären Windschirm



Abbildung 31: Platzierung des Mikrofons auf einem Stativ in der Kiste vergraben im Erdboden

In einem ersten Schritt fand eine Erprobung dieser Verfahren ohne WEA am 14.03.2018 im Böenwindkanal der Universität Stuttgart statt. Der Messaufbau ist der Abbildung 32 zu entnehmen. Die Mikrofone wurden mit einem Abstand von circa 1 m zueinander positioniert. Um eine Aussage hinsichtlich der Eignung des Messverfahrens mit der Kiste zu machen, werden die Frequenzspektren in Abbildung 35 miteinander zu verglichen.



Abbildung 32: Messaufbau mit zwei verschiedenen Messpositionen der Infraschallmikrofone im Windkanal der Universität Stuttgart zur Erprobung der Infraschallmessverfahren

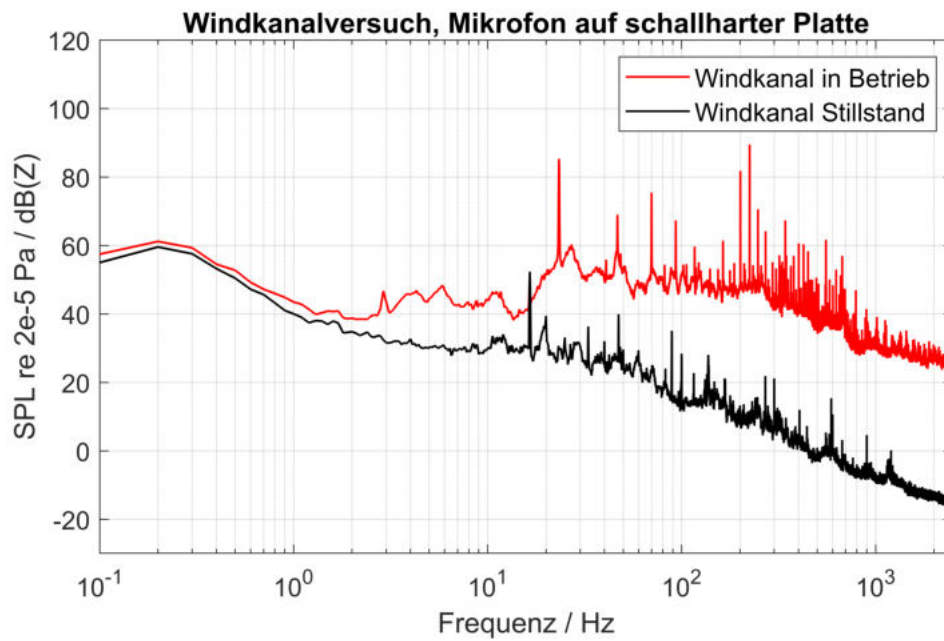


Abbildung 33: Vergleich der unbewerteten Frequenzspektren für die Mikrofonposition auf der schallharten Platte mit dem Windkanal in Betrieb und bei Stillstand

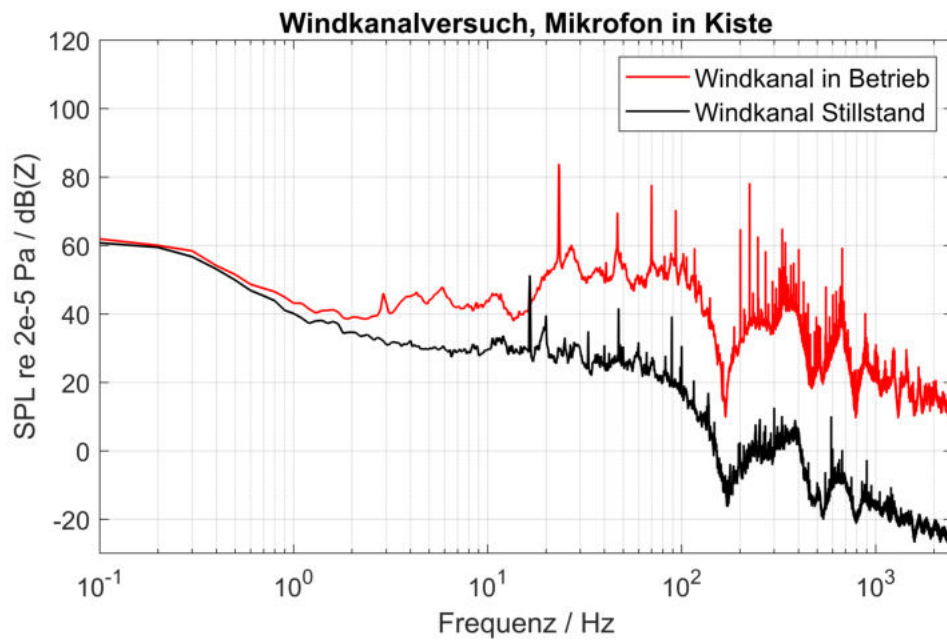


Abbildung 34: Vergleich der unbewerteten Frequenzspektren für die Mikrofonposition in der Kiste mit dem Windkanal in Betrieb und bei Stillstand

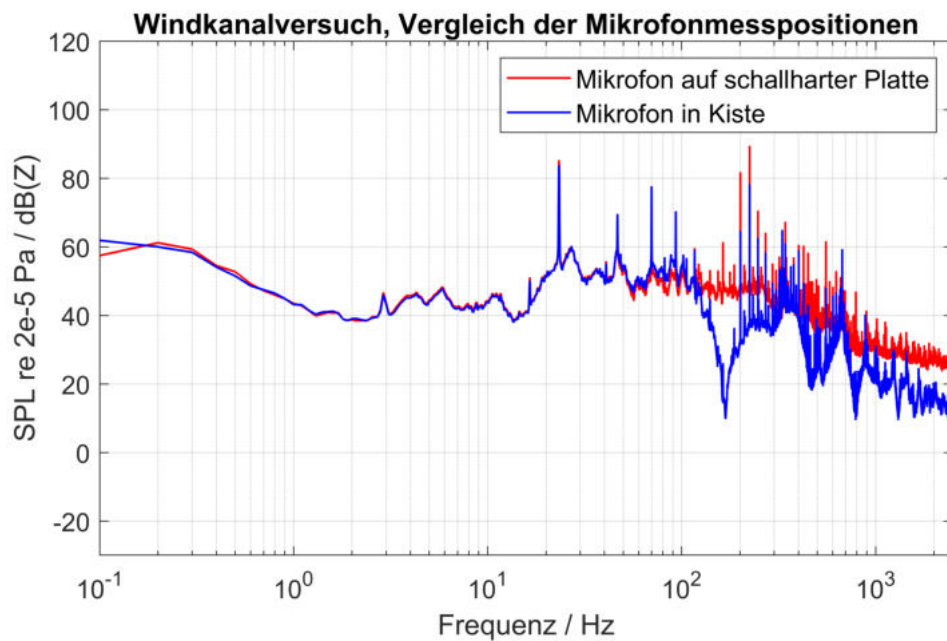


Abbildung 35: Vergleich der unbewerteten Frequenzspektren gemessen mit dem Mikrofon auf der schallharten Platte und in der Kiste im Stuttgarter Windkanal

In den Abbildungen 33 bis 34 ist der unbewertete Schalldruckpegel für die zwei untersuchten Messpositionen der Mikrofone über der Frequenz von 1 bis 2500 Hz dargestellt. Die schwarzen Kurven zeigen den Schalldruckpegel des Hintergrundgeräusches bei stillstehendem Windkanal und

die roten Kurven das Spektrum bei einem betriebenen Windkanal.

Abbildung 35 zeigt den unbewerteten Schalldruckpegel für den Frequenzbereich von 0 bis 2.500 Hz für die zwei Mikrofonpositionen bei betriebenen Windkanal. In Rot ist das Frequenzspektrum für das Mikrofon auf der Platte dargestellt, in Blau das Spektrum des Mikrofons in der Kiste. Im niederfrequenten Bereich bis zu einer Frequenz von 150 Hz ähneln sich die Spektren beider Mikrofone hinsichtlich der Peaks und des Schalldruckpegels. Daraus folgt zunächst, dass bei einer Messung in der Kiste keine Vorteile bezüglich der Verminderung des Windrauschens vorliegen. Ab der Frequenz von 150 Hz ist der Kurvenverlauf des Mikrofons in der Kiste von Schallpegelminima geprägt. Diese sind auf die Dimensionen der Kiste und den akustischen Moden zurückzuführen. Für die Maße der Kiste mit 0,4 x 0,4 x 0,85 m liegt bei 200 Hz die 1. Resonanz in Längsrichtung der Kiste (0,85 m = halbe Wellenlänge bei 200 Hz) vor. Daraus kann geschlossen werden, dass sich dieses Messverfahren für den Infraschallbereich eignet, allerdings keine ersichtlichen Vorteile durch Störgeräuschunterdrückung vorliegen. Außerdem ist der Frequenzbereich bei dieser Methode stark begrenzt.

Detaillierte Informationen zu den Messkampagnen und Auswertungen können [9] entnommen werden.

2.2.6 Arbeitspaket C6 Schwingungsmessung

Beitrag des SWE zu AP C6

Arbeitspaket C6.2 Messung der Körperschallemission an Turm, Gondel und Blatt

Inhalt des Arbeitspakets

Zur Validierung der Simulationen aus AP A soll eine Langzeitmesskampagne durchgeführt werden, bei der die Schwingung der WEA bei verschiedenen Betriebszustände aufgezeichnet werden.

Änderungen

Die Messkampagne der Körperschallemission wurde vom Projektpartner im Frühjahr 2018 durchgeführt. Dabei konnten anscheinend nur wenige der vorab vorgeschlagenen Messpositionen entlang der Turmhülle besetzt werden. Die Messergebnisse lagen bis zum Abschluss des Projektes den Projektpartnern nicht vor.

2.2.7 Arbeitspaket C8 Interpretation der seismischen Messungen und Modellvalidierung

Beitrag des SWE zu AP C8

Arbeitspaket C8.4 Plausibilisierung der Simulationsmodelle

Inhalt des Arbeitspakets

Die mit dem in AP A aufgebauten aero-servo-elastischen Modell berechneten dynamischen Lasten, Verschiebungen, Geschwindigkeiten und Beschleunigungen an ausgewählten Stellen der gesamten WEA sollten mit in C6.1 und C6.2 gemessenen Daten von Beschleunigungssensoren und/oder Dehnungsmessstreifen validiert werden.

Änderungen

Bis zum Schluss des Projektzeitraumes lagen keine Ergebnisse der Körperschallemission des Projektpartners vor, weshalb keine Plausibilisierung des Simulationsmodells stattfinden konnte. Daher wurde das Modell mit den Messergebnissen der seismischen Messungen am Fundament des Turmes validiert. Die ausführliche Erläuterung ist dem Abschnitt AP B3.3 zu entnehmen.

2.2.8 Arbeitspaket D1 Modelltiefe

Beitrag des IAG zu AP D1

Arbeitspaket D1.1 Schrittweise Reduktion des Detaillierungsgrads bei verformbaren Komponenten im CFD-Modell

Ziel dieses Arbeitspaketes war es Erkenntnisse über die nötige Modelltiefe zur Abbildung der dominanten Mechanismen der niederfrequenten Schallentstehung zu erlangen. Die minimale Modelltiefe zur effizienten Simulation der entscheidenden Mechanismen von niederfrequenten akustischen und seismischen Emissionen sollte identifiziert werden.

Inhalt des Arbeitspakets

Die folgende detaillierte Darstellung der Ergebnisse ist der 2019 eingereichten Dissertation von Levin Klein mit dem Titel "Numerische Untersuchung aerodynamischer und aeroelastischer Wechselwirkungen und deren Einfluss auf tieffrequente Emissionen von Windkraftanlagen"[25] entnommen. Außerdem wurden die Ergebnisse sowie Empfehlungen zur nötigen Modelltiefe teilweise bereits von Klein et al. [26] veröffentlicht. Weitere Methoden zur Auswertung der akustischen niederfrequenten Emissionsdaten wurden von Wenz et al. [56] beschrieben.

Da die Geometrie der kommerziellen Anlage nur für Arbeiten im Hause des Herstellers zur Verfügung stand, war es nicht möglich die umfangreichen Untersuchungen zur Modelltiefe anhand dieser Anlage durchzuführen. Die Untersuchungen zur Modelltiefe wurden daher entsprechend den Fortschritten beim Aufbau des aeroelastischen Gesamtmodells (AP A2.3) der generischen 5 MW-Windenergieanlage durchgeführt. Alle qualitativen Erkenntnisse bezüglich der Modelltiefe sind allgemeingültig und daher nicht anlagenspezifisch. Die gewonnenen Erkenntnisse wurden dazu verwendet, die Simulation der kommerziellen Anlage in AP A3.1 ohne weitere Vorversuche mit der erforderlichen Modelltiefe durchzuführen.

Aufgrund des hohen Rechenzeitaufwands einer CFD basierten Simulation konnten nicht alle möglichen Kombinationen aller Parameter untersucht werden. Zum Teil ist die Auswahl der Kombinationen durch erforderliche Testrechnungen bei der Erweiterung des aeroelastischen Gesamtmodells bestimmt. Zusätzlich wurden gezielt interessante Kombinationen von Parametern ausgewählt (siehe AP A3.1). Die Modelltiefe der Simulation der generischen OFFWINDTECH WEA wurde in vier unabhängigen Stufen getrennt variiert:

- **Starre Struktur:** In dieser Studie wurden drei Lastfälle bei gleichförmiger Einströmung und ohne Fluid-Struktur-Kopplung betrachtet. Das Augenmerk lag auf dem Einfluss des Turms und des Blatt-Turm Abstandes auf die aerodynamischen Lasten und auf die aeroakustischen Emissionen. Da die Struktur als starr behandelt wurden, war sichergestellt, dass es sich um rein aerodynamische Effekte handelt.
- **Einfluss der Strukturfreiheitsgrade bei konstanter Drehzahl:** In dieser Studie wurden drei Lastfälle bei gleichförmiger Einströmung mit unterschiedlicher Anzahl an Strukturfreiheitsgraden betrachtet. Es wurde untersucht, wie sich die Zeitverläufe und Spektren von Lasten, Verformungen und akustischen Immissionen durch zusätzliche Freiheitsgrade verändern.
- **Einfluss der Zuströmung bei konstanter Drehzahl:** Bei gleichbleibender Anzahl an Strukturfreiheitsgraden wurden drei Simulationen mit unterschiedlicher Zuströmung betrachtet. Es wurde untersucht, wie sich die Zeitverläufe und Spektren von Lasten, Verformungen und akustischen Emissionen unter realistischeren Zuströmbedingungen verhalten.
- **Variable Drehzahl:** Diese Studie behandelt die komplexesten Lastfälle. Dabei wurden zwei Fluid-Struktur gekoppelte Lastfälle mit Generator Drehmoment- und Pitchregelung betrachtet.

Die im folgenden detailliert beschriebenen Ergebnisse der vier Studien zeigen, dass die Ursache des tieffrequenten Schalls in der Wechselwirkung zwischen Turm und Rotor liegen. Also muss die instationäre Blattelastik sowie die gekoppelte instationäre viskose Umströmung von Turm und vorbeilaufendem Rotor korrekt erfasst werden. Diese ist nur mit instationären CFD Rechnungen möglich. Weiter zeigt sich, dass der Turm mehr tieffrequenten Schall abstrahlt als der Rotor und folglich bei Emissionsrechnungen berücksichtigt werden muss.

Starre Anlage

Die Vergleiche der Simulationen zeigen, dass die Berücksichtigung des Turms einen starken Einfluss auf die Ergebnisse hat. Einerseits werden die Lastschwankungen am Rotor durch die Blatt-Turm Interaktion dominiert, andererseits treten am Turm ebenfalls transiente Lasten auf. Die Amplituden der aerodynamischen Kräfte am Turm sind dabei höher als am Rotor. Ein Effekt, der durch die Reduktion des Blatt-Turm Abstandes noch verstärkt wird. Die Blatt-Turm Interaktion bewirkt an den Rotorblättern reine Auftriebsschwankungen. Dagegen gerät der Turm beim Passieren eines Blattes in dessen Unterdruck auf der Saugseite, was eine Kraft zum Blatt hin bewirkt. Diese Lastschwankungen überlagern sich am Turm mit Auftriebsschwankungen durch instationäre Ablösungen. Die Frequenzanalyse des Druckbeiwertes am Turm zeigt, dass bei der ersten und zweiten Harmonischen der BDF die größten Amplituden auf der dem auflaufenden Blatt zugewandten Turmvorderseite auftreten. Da die Wellenform kein Sinus ist, sondern ein periodisches Impulssignal, sind die Höherharmonischen dieser Grundfrequenz im Spektrum deutlich ausgeprägt. Die aerodynamisch induzierten Lastschwankungen am Turmfuß sind folglich durch die Turmlasten dominiert und im Fall LC2_SD zusätzlich erhöht (Abbildung 36).

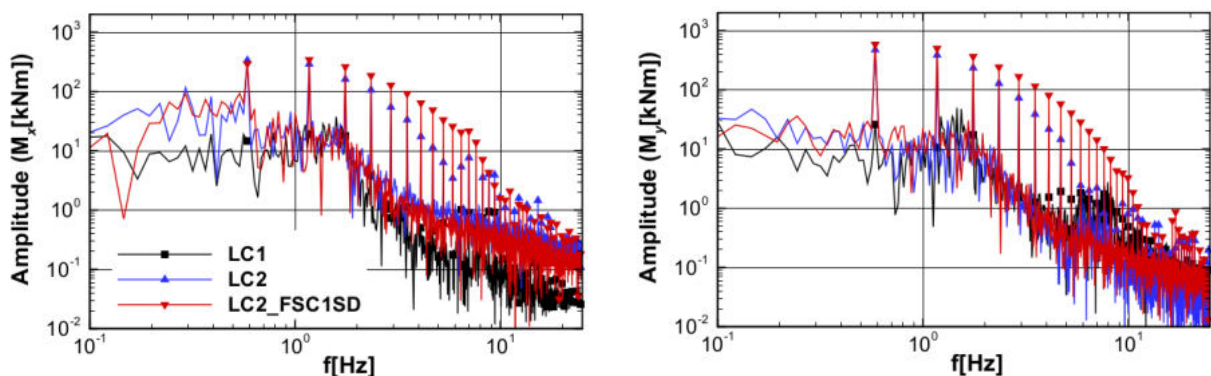


Abbildung 36: Spektren der Turmfußlasten (M_x und M_y) der starren Anlage LC1, LC2, LC2_SD (entnommen aus [26]).

Die Schalldruckpegel an Beobachtern in einem Abstand von 1000 m zur Anlage sind ebenfalls von der Blatt-Turm Interaktion dominiert. Wird die Schallabstrahlung von der Turmoberfläche berücksichtigt, erhöhen sich die Schalldruck-Peaks am Beobachter beim Blattdurchgang vor dem Turm. Im zugehörigen Spektrum äußert sich dies vor Allem in deutlich erhöhten Pegeln der Höherharmonischen der Blattdurchgangsfrequenz. Dabei wird im betrachteten Frequenzbereich vom Turm ebenfalls mehr Schall abgestrahlt als vom Rotor und gleichzeitig gleichmäßiger in alle Richtungen, während die Abstrahlung vom Rotor stromab-stromauf gerichtet ist (Abbildung 37).

Jedes Rotorblatt ist umgeben von einem Druckfeld (stärkerer Unterdruck auf der Saugseite, schwächerer Überdruck auf der Druckseite). Bei einem Luvläufer (alle modernen Anlagentypen)

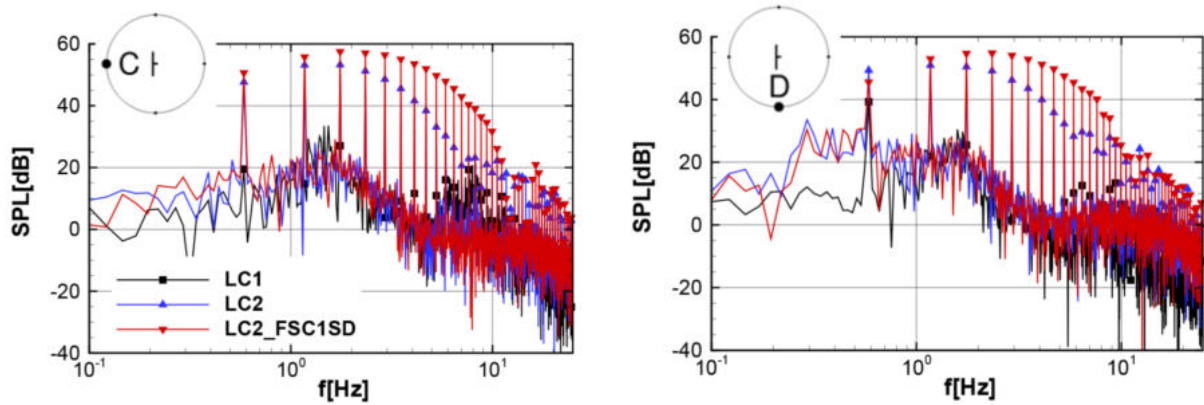


Abbildung 37: Spektren des ungewichteten SPL an zwei Beobachtern am Boden in 1000 m Abstand von der WEA für die Fälle LC1, LC2, LC2_SD (entnommen aus [26]).

ist die Saugseite dem Turm zugewandt. Durch den Turmvorstau der anströmenden Luft (Wind) werden der Anstellwinkel und die effektive Anströmgeschwindigkeit und damit der Auftrieb des Rotorblatts temporär verringert. Diese zeitliche Auftriebsänderung erzeugt den vom Rotorblatt abgestrahlten Teil des Schalls bei der Rotor-Turm-Interaktion. Der vom Turm abgestrahlte Anteil entsteht durch Druckschwankungen auf der Turmoberfläche, die daraus resultieren, dass der Turm sich beim Vorbeistreichen des Rotorblatts kurzzeitig in dessen Druckfeld befindet. In Abbildung 38 sind die Druckbeiwerte an Blatt und Turm während 1/3 Umdrehung dargestellt. Am Blatt wurde der Punkt des geringsten Drucks auf der Profilloberfläche bei 80% Radius gewählt, am Turm der am nächsten dazu gelegene Punkt. Es ist erkennbar, dass die Druckschwankungen und die zeitliche Änderungsrate am Turm deutlich größer als am Blatt sind. Zusammen mit der im Vergleich zum Blatt größeren Turmoberfläche erklärt dies den großen Anteil des Turms an der Schallabstrahlung.

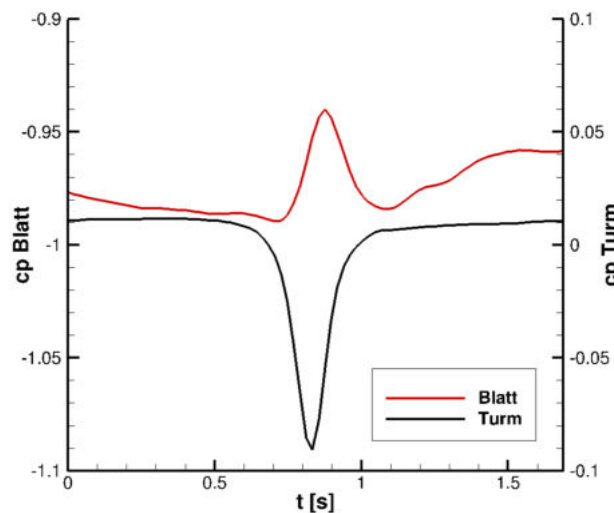


Abbildung 38: Druckbeiwerte (normiert mit Blattspitzengeschwindigkeit) an Blatt und Turm bei 80% Radius während 1/3 Umdrehung (LC2_SD).

Der Anteil der Gondel an der Schallabstrahlung wurde ebenfalls untersucht. Dieser ist im be-

trachteten Frequenzbereich (kleiner 20 Hz) jedoch vernachlässigbar klein. Nicht untersucht werden konnten mit den verwendeten Methoden (Balkenmodelle) vom Triebstrang erzeugter Lärm, der durch die Verkleidung dringt, sowie Membranschwingungen der Verkleidung. Dazu wäre ein Schalenmodell der Gondel erforderlich, das im Rahmen des zeitlichen Budgets des Projekts nicht erstellt werden konnte.

Die Ergebnisse passen sehr gut zu denen für eine Modellwindkraftanlage von Yauwenas et al. [58] und bestätigen, dass die Erkenntnisse auch für eine WEA in Realgröße unter Anströmung zutreffen. Dies bestätigt damit auch, dass es unzureichend ist, als Quelle für aerodynamisch induzierten tieffrequenten Schall von Windkraftanlagen ausschließlich den Rotor zu betrachten, wie dies in nahezu allen Veröffentlichungen zum tieffrequenten Schall von WEA getan wird.

Für die Untersuchung von tieffrequenten seismischen und akustischen Emissionen mit Hilfe von CFD zeigen die Ergebnisse diese Studie, dass:

- der Turm in der Simulation berücksichtigt werden muss, da sonst die Auswirkungen der Blatt-Turm Interaktion nicht abgebildet werden können,
- der Blatt-Turm Abstand die Intensität der Blatt-Turm Interaktion beeinflusst und daher die Verformung des Blattes aufgrund aerodynamischer und strukturmechanischer Lasten berücksichtigt werden muss,
- der Turm in der Berechnung der Lasten und der Akustik berücksichtigt werden muss, da sonst jeweils die erheblicher Anteil des Schalls nicht berücksichtigt wird und die Amplituden unterschätzt werden.

Für gekoppelte CFD Simulationen mit Turm zeigen die Ergebnisse, dass nicht nur die aerodynamischen Lasten des Rotors, sondern auch die des Turms an den Strukturlöser übergeben werden müssen, da sonst ein erheblicher Anteil der aerodynamisch einwirkenden Lastschwankungen in der Struktursimulation unberücksichtigt bleibt.

Einfluss der Strukturfreiheitsgrade bei konstanter Drehzahl

In dieser Untersuchung wurde der Einfluss der Strukturfreiheitsgrade auf das Verhalten der WEA untersucht. Dazu wurden drei Simulationen bei gleichförmiger Anströmung und konstanter Drehzahl verglichen: starre Struktur mit statisch verformten Blättern (LC2_SD), Strukturmodell mit flexiblen Rotorblätter (LC2_FSC1) sowie Strukturmodell mit flexiblen Rotorblätter, Turm und Fundament (LC2_FSC3).

Die in den beiden Simulationen mit flexibler Struktur auftretenden Schwingungen der Blattspitze werden klar von der Rotorfrequenz dominiert und unterscheiden sich kaum zwischen den beiden

Lastfällen. Die periodische Schwingung in Schwenkrichtung aufgrund der Gravitationskraft hat dabei nur einen geringen Einfluss auf die aerodynamischen Lasten am Rotorblatt. Die Schwingung in Schlagrichtung ist dagegen stark mit dem aerodynamischen Schub gekoppelt, wodurch die Lastschwankungen gedämpft werden. Die Turmfußlasten sind im Fall mit elastischem Rotor gegenüber dem starren Fall nur leicht verändert und Eigenfrequenzen der Struktur sind nicht erkennbar. Im Fall mit flexiblem Turm und Fundament zeigt sich dagegen ein klarer Einfluss der Eigenfrequenzen, insbesondere der ersten Biegeeigenfrequenzen (Abbildung 39). Dies ist in den Turmkopfbewegungen sichtbar und wirkt sich auch deutlich auf die Turmfußlasten aus. Die erste Turmbiegeeigenfrequenz ist im Moment um die Längsachse dominant und auch im Moment um die Querachse ist die erste Biegeeigenfrequenz klar vorhanden, wenn auch aufgrund der starken aerodynamischen Dämpfung nicht so ausgeprägt. Die Amplituden der BDF Harmonischen sind gegenüber den beiden Fällen mit starrem Turm tendenziell reduziert, im Bereich von Eigenfrequenzen aber verstärkt.

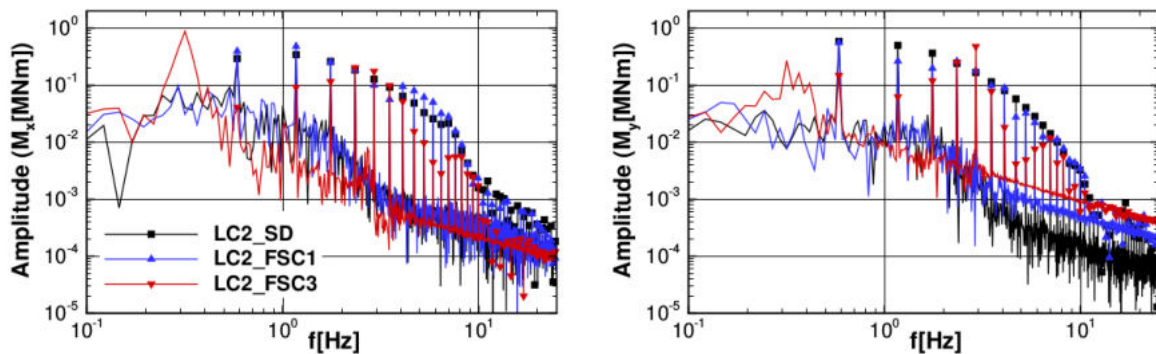


Abbildung 39: Spektren der Turmfußlasten (M_x und M_y) der flexiblen Anlage LC2_SD, LC2_FSC1 und LC2_FSC3 (entnommen aus [26]).

Die tieffrequenten akustischen Emissionen unterscheiden sich dagegen kaum zwischen den betrachteten Fällen und die vorhandenen Unterschiede sind auf den etwas reduzierten Blatt-Turm Abstand in den gekoppelten Simulationen zurückzuführen. Aussagen aus der Literatur, wonach das durch die Blatt-Turm Interaktion induzierte Schwingen des Rotorblattes zur zusätzlichen Schallabstrahlung führt, lassen sich mit den Beobachtungen in dieser Studie nicht bestätigen.

Für die Untersuchung von tieffrequenten seismischen und akustischen Emissionen mit Hilfe von CFD zeigen die Ergebnisse diese Studie, dass:

- die Flexibilität der Rotorblätter berücksichtigt werden muss, um einerseits einen realistischen Blatt-Turm Abstand zu erhalten und andererseits den Einfluss auf die Turmfußlasten abzubilden,
- die Freiheitsgrade von Turm und Fundament einen erheblichen Einfluss auf die Lastschwankungen am Turmfuß haben und daher in der Simulation berücksichtigt werden müssen,

- die tieffrequenten akustischen Emissionen bei gleichförmiger Anströmung sehr gut ohne Fluid-Struktur-Kopplung abgebildet werden können, wenn ein passender Blatt-Turm Abstand berücksichtigt wird.

Einfluss der Zuströmung bei konstanter Drehzahl

In dieser Studie wurde der Einfluss der Anströmung auf das Verhalten der WEA untersucht. Dazu wurden drei gekoppelte Simulationen mit identischem Strukturmodell (Rotorblätter, Turm und Fundament sind flexibel, der Triebstrang ist starr) bei konstanter Drehzahl verglichen. Die Komplexität der Anströmung wurde von gleichförmig (LC2_FSC3) über geschert (LC3_FSC3) zu geschert mit überlagerter Turbulenz (LC4_FSC3) gesteigert. Während der Verlauf von Schub und Leistung auf den Rotor im Fall mit gescherter Anströmung sehr ähnlich zum Referenzfall mit gleichförmiger Anströmung ist, ergeben sich deutlich höhere periodische Lastschwankungen auf die Rotorblätter. Dies wirkt sich auch entsprechend auf die Bewegung der Blattspitze aus. Die Turmkopfbewegung ist dagegen eher etwas schwächer ausgeprägt. Die stochastischen Störungen der turbulenten Anströmung haben einen erheblichen Einfluss auf Lasten und Verformungen. Die Schwankungsbreiten werden deutlich größer und in den Spektren liegt das Breitbandrauschen wesentlich höher als in den beiden Vergleichsfällen (Abbildung 40). Die Amplituden der Harmonischen der BDF sind dadurch teilweise kaum noch prominent. Eigenfrequenzen des Rotorblattes sind nach wie vor in allen betrachteten Fällen weder in der Blattspitzenbewegung, noch in den aerodynamischen Blattbiegemomenten zu identifizieren. Bei turbulenter Anströmung zeigen sich die Eigenfrequenzen aber deutlicher in den Turmfußlasten und den Turmkopfbewegung. In den Turmfußbiegemomenten sind die Amplituden bei der ersten Biegeeigenfrequenz dominant.

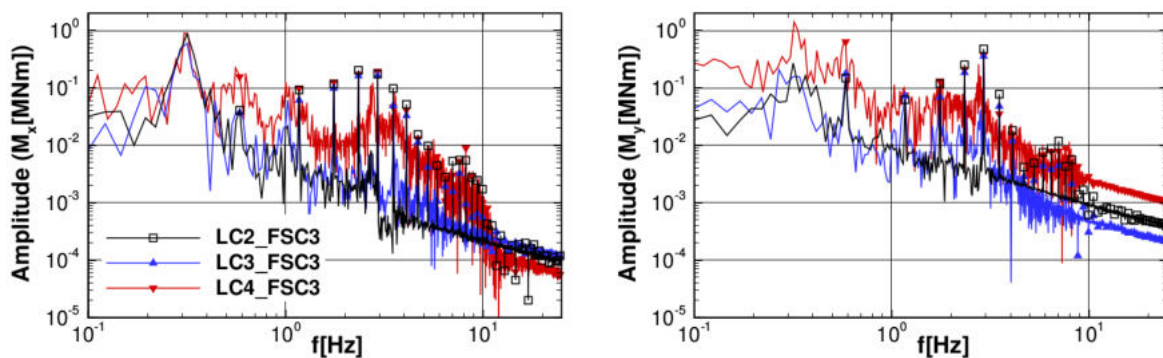


Abbildung 40: Spektren der Turmfußlasten (M_x und M_y) der flexiblen Anlage für verschieden Anströmungen LC2_FSC3, LC3_FSC3 und LC4_FSC3 (entnommen aus [26]).

Wesentlich geringer ist der Einfluss der Anströmung auf die tieffrequenten akustischen Emissionen, die im Spektrum weiterhin klar von den Spitzen bei den BDF Harmonischen geprägt sind (Abbildung 41). Aufgrund des im Mittel erhöhten Blatt-Turm Abstandes sind die Amplituden

der BDF Harmonischen besonders bei gescherter Anströmung etwas reduziert. Die turbulente Anströmung bewirkt vor allem eine deutliche Anhebung des Breitbandpegels am stromab liegenden Beobachter aufgrund erhöhter Schallabstrahlung vom Rotor durch lokale Auftriebsschwankungen (breitbandiges Rauschen des Vorderkantenlärms bzw. Inflow Noise). Eigenfrequenzen der Struktur sind in den Schalldruckspektren weiterhin nicht auszumachen. Es hat sich gezeigt, dass die Anströmung Einfluss auf die Schalldirektivität hat, indem ein Breitbandschalldruckpegel für den niederfrequenten Frequenzbereich ($f < 46,8\text{Hz}$) auf einem Schallteppich am Boden um die Anlage ausgewertet wurde (Abbildung 42).

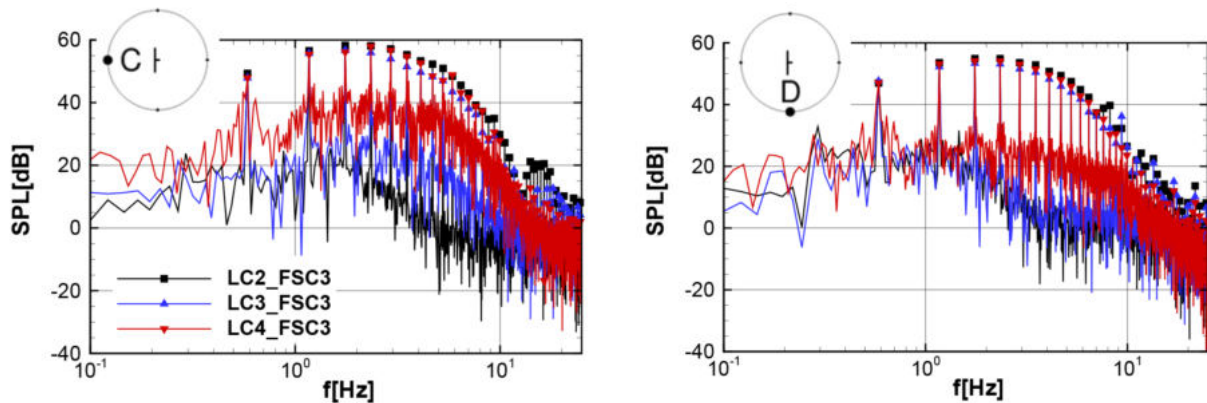


Abbildung 41: Spektren des ungewichteten SPL an zwei Beobachtern am Boden in 1000 m Abstand von der WEA für unterschiedliche Anströmungen LC2_FSC3, LC3_FSC3 und LC4_FSC3 (entnommen aus [26]).

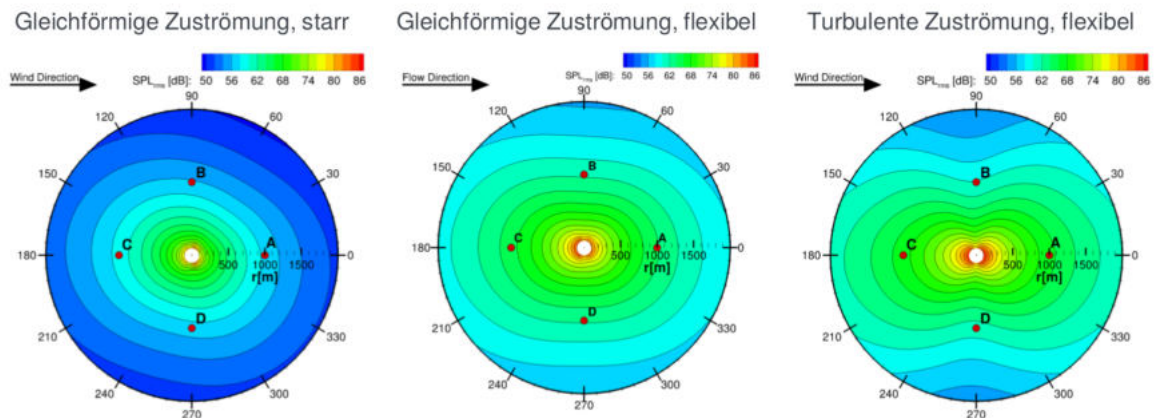


Abbildung 42: Ungewichteter breitbandiger SPL ($f < 47,8\text{Hz}$) am Boden um die Anlage für LC2, LC2_FSC3 und LC4_FSC5 (basierend auf [56]).

Für die Untersuchung von tieffrequenten seismischen und akustischen Emissionen mit Hilfe von CFD zeigen die Ergebnisse dieses Kapitels, dass:

- die turbulente Anströmung berücksichtigt werden muss, da sie eine deutlich breitbandigere Anregung der Turmfußlasten bewirkt und Eigenfrequenzen der Struktur dadurch mehr zur Geltung kommen,
- bei turbulenter Anströmung die breitbandige Schallabstrahlung vom Rotor angehoben wird und sich dadurch die Spektren von seitlichen und in Strömungsrichtung gelegenen Beobachtern stärker unterscheiden,
- bei entsprechend hohem Turbulenzgrad und/oder großem Blatt-Turm Abstand die akustische Abstrahlung des Rotors im tieffrequenten Spektrum, an stromauf oder stromab der WEA gelegenen Beobachtern, dominant gegenüber der des Turms werden kann,
- die Turmflexibilität auch bei komplexer Anströmung für die Untersuchung von tieffrequenten akustischen Emissionen vernachlässigt werden kann.

Variable Drehzahl

In dieser Studie wurden je zwei Simulationen mit gescherter beziehungsweise gescherter, turbulenter Zuströmung betrachtet. Gegenüber den Simulationen im vorherigen Kapitel wurde das Strukturmodell um einen elastischen Triebstrang und einen Regler erweitert, wodurch die Drehzahl variabel ist (LC3_FSC5 und LC4_FSC5).

Während die Drehzahl bei gescherter Zuströmung relativ gleichmäßig ist, hat der Regler bei turbulenter Zuströmung einen erheblichen Einfluss auf den Betriebszustand (Drehzahl und Pitchwinkel) und damit auf das aerodynamische Verhalten der Anlage (Abbildung 43). Die Einbindung des Reglers bietet daher die Möglichkeit das Verhalten der Anlage, insbesondere bei instationärer Anströmung realitätsnaher zu simulieren.

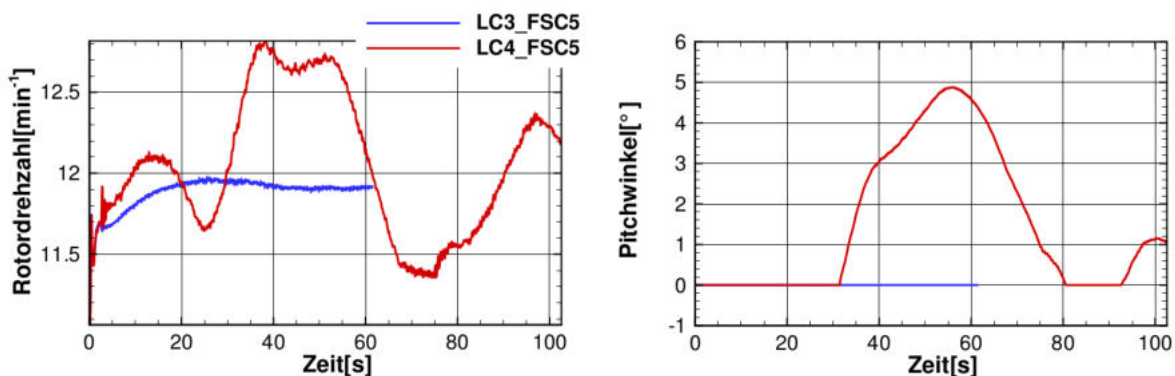


Abbildung 43: Betriebsdaten der Lastfälle LC3_FSC5 und LC4_FSC5 (entnommen aus [25]).

Da die BDF mit der Drehzahl variiert, sind zeitbezogene Frequenzanalysen im Fall mit turbulenter Zuströmung nur begrenzt aussagekräftig wenn es um den Einfluss BDF periodischer Effekte geht. Die Frequenzanalyse im Drehzahlbereich (Frequenz beschreibt Häufigkeit pro Umdrehung)

zeigt, dass sich die Amplituden der BDF Harmonischen kaum verändern, sondern sich im Wesentlichen nur die Frequenzen verschieben (Abbildung 44b). Der Einfluss von Eigenschwingungen auf die niederfrequenten Emissionen lässt sich dagegen mit der zeitbezogenen FFT gut untersuchen (Abbildung 44a) und es zeigt sich, dass die zusätzlichen Freiheitsgrade im Triebstrang die Kopplung von Rotationsmoden des Rotors mit der Turmschwingung reduzieren. In beiden Lastfällen sind die ersten Biegeeigenfrequenzen der Anlage die einzigen klar im Spektrum der Turmfußbiegemomente identifizierbaren Eigenmoden.

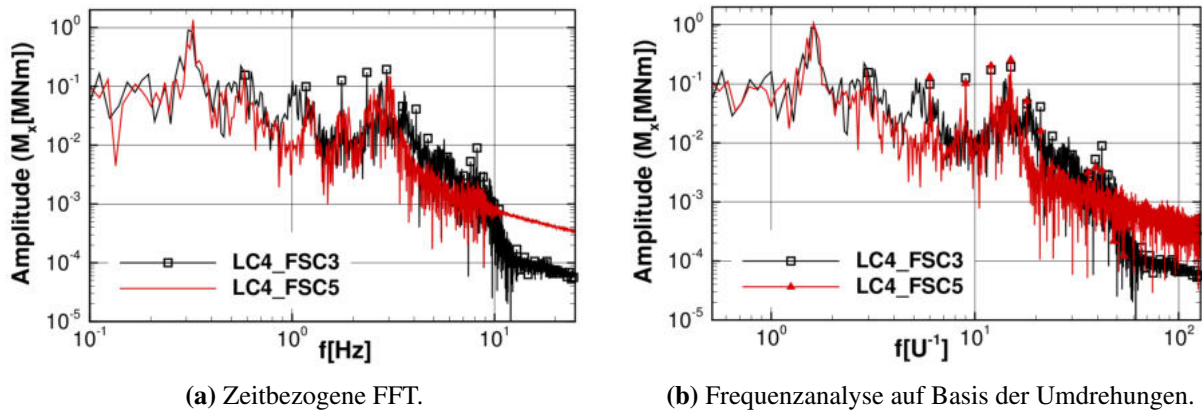


Abbildung 44: Spektrale Betrachtung der Turmfußbiegemomente für LC4_FSC5 im Vergleich zu LC4_FSC3 (entnommen aus [25]).

In den betrachteten Schalldruckspektren bleibt der tonale Charakter erhalten. Insbesondere am seitlichen Beobachter (B) ist zu sehen, dass auch der emittierte Schalldruck im Fall mit turbulenter Anströmung klar von der Blatt-Turm Interaktion dominiert wird (Abbildung 45). Im Spektrum lässt sich dies allerdings ebenfalls nur mit der Frequenzanalyse im Drehzahlbereich erfassen.

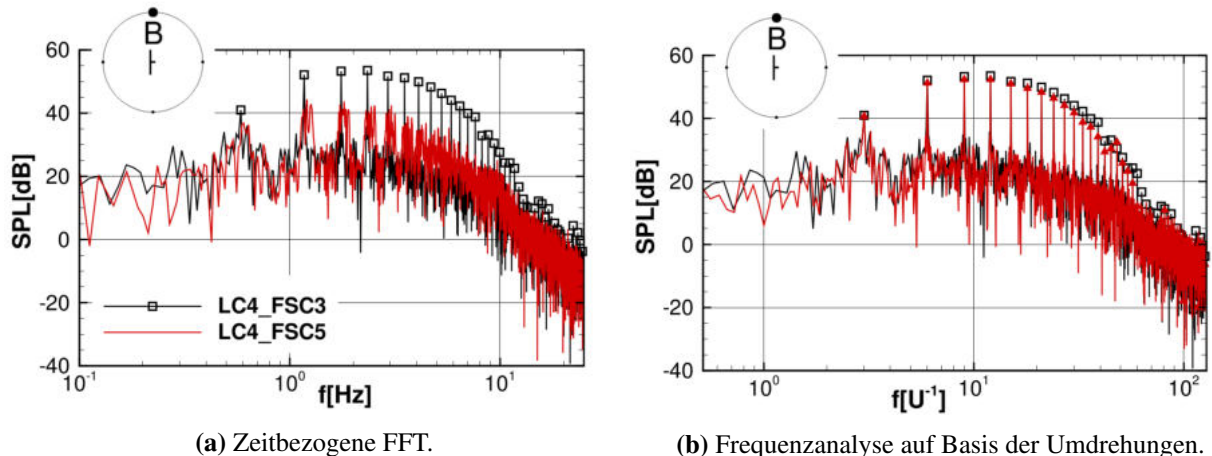


Abbildung 45: Schalldruckspektren an der Beobachterposition B auf Bodenhöhe mit einem Abstand von 1000 m zur WEA für LC4_FSC5 im Vergleich zu LC4_FSC3 (entnommen aus [25]).

Wie erwähnt, ist eine direkte Auswertung per FFT bei Rechnungen mit Regler bei denen die Drehzahl variiert schwierig zu interpretieren. Neben der beschriebenen Analyse im Drehzahlbereich ist ein Verzerren des Zeitsignals bezüglich der Blatt-Turm-Durchgänge vor der FFT hilfreich. Dazu wird die Dauer des Originalsignals durch die Anzahl der im Signal erfassten Blatt-Turm-Durchgänge dividiert. Die sich ergebende mittlere Blattdurchgangszeit wird äquidistant diskretisiert, so dass die ursprüngliche Abtastrate ungefähr erhalten bleibt. Jede der erfassten Blatt-Durchgangs-Perioden wird auf eine der normierten mittleren Perioden interpoliert. Die Aneinanderreihung dieser Segmente ergibt das quasi-periodische Signal mit einer verzerrten Zeitserie.

Außerdem konnte gezeigt werden, dass der Blatt-Turm-Durchgang einen charakteristischen Puls im Schalldruck-Zeit-Signal erzeugt, der aber je nach Position rings um die Anlage variiert. Der stochastische Anteil der aufgrund der turbulenten Zuströmung das Signal überlagert, erschwert die Detektion des Blatt-Turm-Pulses. Daher wurde eine Rekonstruktion des Schalldrucksignals aus den ersten 15 Harmonischen im Spektrum genutzt sowie eine Mittelung aller Blatt-Turm-Passagen (Abbildung 46). Diese Auswertung hat gezeigt, dass auch in Strömungsrichtung, wo der vom Rotor emittierte, stochastische Anteil im Schalldruck deutlich höher als seitlich der WEA ist, die Blatt-Turm-Interaktion einen charakteristischen Schallpuls emittiert.

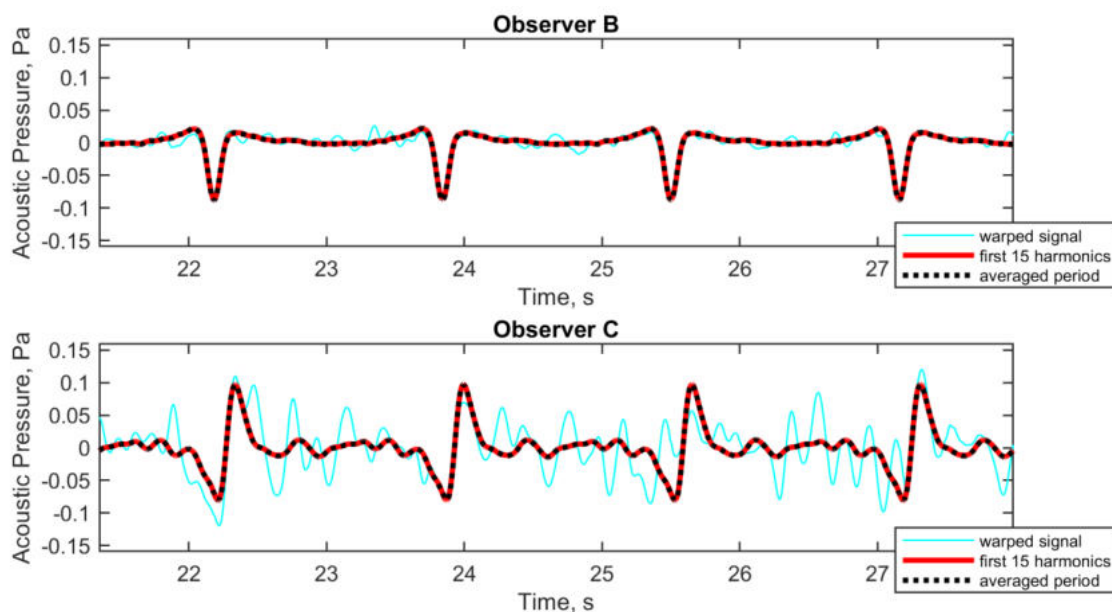


Abbildung 46: Schalldruck, rekonstruiertes Signal aus 15 Harmonischen und gemittelte Blattdurchgangspe-rioden. Jeweils für einen Beobachter stromauf (C) und einen seitlichen Beobachter (B) für den Fall LC4_FSC5 (basierend auf [56]).

Für die Untersuchung von tieffrequenten seismischen und akustischen Emissionen mit Hilfe von CFD zeigen die Ergebnisse dieses Kapitels, dass:

- die Triebstrangflexibilität und Drehzahlregelung berücksichtigt werden muss, da sie einen

Einfluss auf die Eigenmoden der WEA haben, der auch in den Spektren der Turmfußlasten sichtbar ist,

- die Drehzahl- und gegebenenfalls auch die Pitchregelung bei entsprechend hohem Turbulenzgrad berücksichtigt werden muss, da sie einen erheblichen Einfluss auf den Betriebszustand und die aerodynamischen Lasten haben,
- die Drehzahlregelung bei geringem Turbulenzgrad für die Untersuchung von tieffrequenten akustischen Emissionen vernachlässigt werden kann, sofern die Drehzahl passend vorgegeben wird.

Zusammenfassung

Auf Basis der Fluid-Struktur-gekoppelten Simulationen der generischen 5 MW Anlage wurden Akustiksimulationen durchgeführt. Dabei wurde der Anteil einzelner Anlagenkomponenten an der Gesamtschallemission untersucht. Wesentlich für die Schallerzeugung im tieffrequenten Bereich ist die Blatt-Turm-Interaktion. Dabei entstehen impulsartige Druckstörungen, die sich im Spektrum als tonale Lärmanteile bei der Blattdurchgangsfrequenz und deren Höherharmonischen auswirken. Eine neu gewonnene Erkenntnis ist, dass der größte Anteil des Schalls vom Turm und nicht vom Blatt abgestrahlt wird. Grund dafür ist, dass das Druckfeld des vorbeistreichenden Blattes starke, impulsartige Druckschwankungen auf der Turmoberfläche hervorruft, die als Lärm ins Fernfeld abgestrahlt werden. Für die Ermittlung der Luftschall-Emissionen ist in erster Linie die Elastizität des Rotors bedeutend, da der Abstand zum Turm durch die Durchbiegung des Rotors verändert wird, was sich auf die Blatt-Turm-Interaktion auswirkt.

Bei turbulenter Anströmung kommt ein breitbandiges Schallspektrum durch Interaktion von Anströmturbulenz und Rotor hinzu. Dadurch sind die Peaks beim Blattdurchgang und den Höherharmonischen deutlich weniger prominent und die Peaks bei Eigenfrequenzen verändern sich im Vergleich zu den Fällen mit gleichförmiger Anströmung teilweise. Im betrachteten Frequenzbereich bis etwa 20 Hz dominieren jedoch weiterhin die tonalen Anteile der Blatt-Turm-Interaktion. Eine Auswertung auf einem Schallteppich am Boden um die Anlage ermöglicht Aussagen zur Direktivität der Emission. Während der Rotor eine leichte Direktivität aufweist ist der Turm als Hauptschallquelle richtungsindifferent. Die Richtwirkung der Schallabstrahlung ist allerdings stark frequenzabhängig. Während bei der Blattdurchgangsfrequenz der Schall vor Allem in der Rotorebene abgestrahlt wird, erfolgt die Abstrahlung bei den höherharmonischen Frequenzen primär in und entgegen der Anströmrichtung.

Änderungen

Die Modelltiefe wurde ausführlich an einer Vielzahl von Simulationen und mittels unterschiedlicher Auswertungen untersucht und evaluiert. In diesem AP waren keine Änderungen nötig.

Beitrag des SWE zu AP D1

Arbeitspaket D1.2 Ermittlung des notwendigen Detaillierungsgrads beim BEMM- und MKS-Modell

Analyse des Einflusses der Turmmodellierung

In dieser Studie wird der Einfluss der Turmmodellierung auf schallrelevante Effekte beurteilt. Als schallrelevante Effekte werden einerseits die seismischen Einträge in den Boden, also primär die Schnittlasten am Turmfuß, sowie die Schwingungen der Turmoberfläche angesehen. Es gilt die Annahme, dass sich die Turmoberfläche ähnlich einer Lautsprechermembran verhält. Schwingungen der Oberfläche übertragen sich in Form von Schalldruckschwankungen auf die umgebene Luft. Hierfür sind bereits kleine Schwingungsamplituden ausreichend.

Die gängige Modellierung der Turmstruktur basiert auf einem finiten Balkenelement-Ansatz. Dem gegenüber steht eine finite Elemente-Darstellung mit Hilfe von Schalenelementen. Wird beim Balkenelementansatz die Turmgeometrie auf eine longitudinale Sehne mit eindimensionaler Ausbreitung reduziert, so wird im Gegensatz dazu beim Schalenmodell-Ansatz die tatsächliche Turmoberfläche in dreidimensionaler Geometrie abgebildet. Schalenelemente eignen sich daher gut, da die Turmhülle prinzipiell dünnwandig ist im Vergleich zum Durchmesser. Nur mit Hilfe der Schalenelement-Modelle lassen sich Vibrationen der Turmoberfläche abbilden. Die Rechenzeit mit Schalenmodell-Turm ist dabei aber erhöht, da innerhalb des normalerweise für die modale Reduktion angesetzten Frequenzfensters deutlich mehr Eigenmoden zu finden sind.

Um den Analyseaufwand zu begrenzen wurden entlang der Turmlänge 25 kinematische Sensoren verteilt, siehe Abbildung 47. Diese Sensoren verorten sich auf fünf unterschiedlichen Höhen (H1-H4, BS1). Auf jeder Höhe sind wiederum vier Sensoren über den Umfang der Oberfläche verteilt (Centered Front, Centered Rear, Lateral Left, Lateral Right). Zusätzlich findet sich ein Sensor auf jeder Höhe im Zentrum (Centered Middle). In vertikaler Richtung wurden die Sensoren dort platziert, wo das numerische Modell eine maximale Bauchigkeit einer niederfrequenten Ringmode aufweist. Die Annahme ist also, dass wenn eine Mode signifikant angeregt wird, die Oberflächenamplituden in den gewählten Höhen maximal werden.

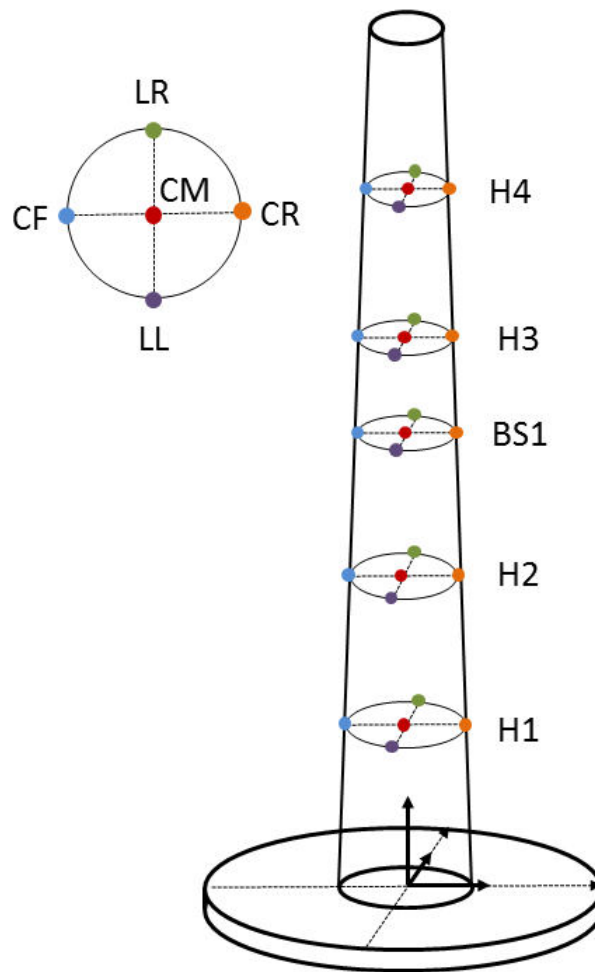


Abbildung 47: Verteilung kinematischer Sensoren auf dem Turm

Bezüglich des seismischen Eintrages im niederfrequenten Bereich gibt es keinen signifikanten Einfluss der Modellierung. In Abbildung 48 wird das Turmfußbiegemoment zwischen dem Balkenmodell und dem Schalenmodell des Hybridturms gegeneinander verglichen. Unterhalb von 15 Hz stimmen alle Peaks im Spektrum des Biegemomentes gut überein, sowohl im Hinblick auf spektrale Leistungsdichte als auch auf Frequenz. Oberhalb von 15 Hz bleibt das Verhalten qualitativ gleich, es kommt aber zu einer leichten Frequenzverschiebung der Peaks. Der Balkenelement-Turm zeigt leicht niedrigere Eigenfrequenzen. Dadurch können sich auch die Amplituden der dazugehörigen Peaks verändern, da sich die Anregungsintensität in Abhängigkeit der Frequenz ändern kann und auch die angenommene konstante Dämpfung sich anders in der Strukturantwort niederschlägt. Es gilt, dass die für die Lastenrechnung relevanten Turmmoden ausreichend genau mit dem Balkenelement abgebildet werden können. Für die Untersuchung von höherfrequenten Schallphänomenen, wie z.B. Tonalitäten ist dagegen eine präzisere Darstellungsform notwendig. Es ist aber nicht unbe-

dingt ausreichend, das Balkenmodell durch ein Schalenmodell zu ersetzen. Für die Ausprägung der Eigenfrequenzen des Schalenmodells ist die Turmkopf- und Turmfußanbindung entscheidend. Grundsätzlich erlaubt das Schalenmodell eine elliptische Deformation des Anschlussflansches sowohl am oberen als auch am unteren Ende des Turms. Dieses Ausbeulen verändert maßgeblich die Form und Frequenz der Turmmoden. Für die Systemeigenfrequenzen hängt es entscheidend davon ab, welche Deformationen die Flanschverbindung zulässt, also wie stark sich Gierlager und Fundamentanschluss mitverformen lassen. Eine detaillierte Betrachtung dieser Komponenten wurde in Ermangelung an plausiblen Daten nicht vorgenommen.

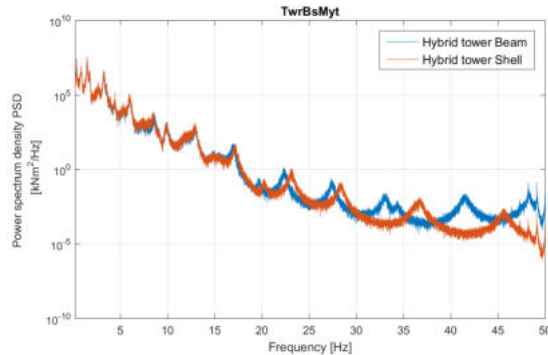


Abbildung 48: Turmfußbiegemoment

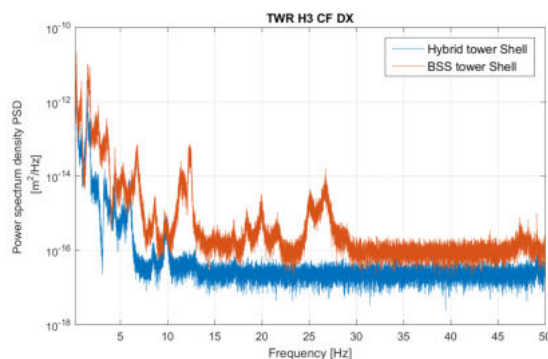


Abbildung 49: Radialen Oberflächenschwingungen von Sensor H3-CR

In Abbildung 49 ist das Leistungsdichtespektrum der radialen Oberflächenschwingungen von Sensor H3-CR dargestellt. Es wird hier nur die Differenz bezüglich des Mittelsensors H3-CM herangezogen, also die reine Oberflächenschwingung unabhängig von Deformationen der Turmachse. Da der Sensor im Balkenelement-Modell praktisch mit dem Zentralmarker fixiert ist, besteht das Differenzsignal aus numerischem Rauschen, gut zu erkennen im Spektrum als nahezu konstante Leistungsdichte über alle Frequenzen. Interessanter ist das Spektrum des Schalenmodells. Bis zu einer Frequenz von 14 Hz werden Anregungen aus der Aerodynamik und der Rotation

auch als Schwingungen der Turmoberfläche sichtbar. Die Amplituden sind dabei sehr niedrig, so dass nicht automatisch von einer akustisch relevanten Emission ausgegangen werden kann. Die maximale spektrale Dichte aller anderen Sensoren ist niedriger als die hier dargestellte. Es sind in diesem Spektrum nicht die Turmmoden, die hervorstechen, sondern vielmehr eine Kombination aus Blattmoden und drehzahlproportionaler Anregung, was mit der relativ hohen Position des Sensors zu erklären ist. Mit größerer Höhe wird der Beitrag der Turmeigenmasse zu den Querschnittslasten geringer, entsprechend schlagen Turmkopflasten (Rotorlasten, Triebstranganregung) stärker auf die Deformation der Turmhülle durch.

Die vorangegangenen Beobachtungen sind vor allem auf das Hybridturmkonzept zu beziehen, welches in sehr ähnlicher Form auch in Ingersheim vorliegt. Der hohe Beton-Anteil mit seinen großen Wandstärken reduziert maßgeblich die Schwingneigung der Turmhülle. Das Stahlsegment ist relativ kurz und neigt daher weniger dazu, niedrigfrequente Ringmoden auszubilden. Im Vergleich zum Hybridturm zeigen sich beim BSS-Turm deutlich höhere Schwingungsamplituden, zu erkennen im Spektrum von Sensor BS1-CF in Abbildung 50. Dieser Sensor ist mittig entlang der Turmlänge positioniert. Der BSS-Turm weist in diesem Bereich eine starke Bauchigkeit der ersten Ringmode auf, die sich an gleicher Stelle im Hybridturm nicht feststellen lässt. Es ist nicht verwunderlich, dass entsprechend die Schwingungsamplituden am BSS-Turm größer sind, sie sind aber auch um 4 Ordnungen größer als die maximal auftretenden Amplituden am Hybridturm.

Betrachtet man einen anderen Sensor, z.B. H3-CF in Abbildung 51, so verringert sich zwar der relative Unterschied zwischen den Maximalamplituden, dennoch schwingt die BSS-Hülle an dieser Position nach wie vor stärker als die des Hybridturms. Dabei gilt es zu beachten, dass der Ring H3 so gewählt wurde, dass eine besondere Bauchigkeit einer Ringmode des Hybridturms erfasst werden kann.

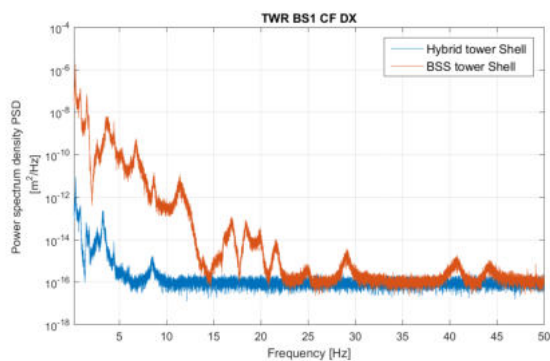


Abbildung 50: Schwingungsamplituden am BSS-Turm

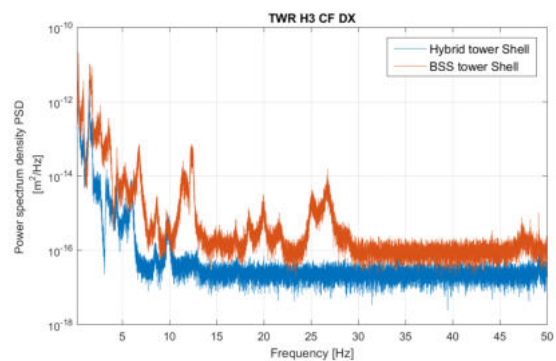


Abbildung 51: Schwingungsamplituden am Hybridturm

Analyse des Einflusses der Fundamentparametrisierung

Der seismische Eintrag in den Boden ergibt sich aus den Lasten am Turmfuß, die über das Fundament in den Boden übertragen werden. Das Fundament kann sich geringfügig um alle Raumachsen rotieren und verschieben. Der Bodenbelag wirkt dabei als rückstellendes Feder-Dämpfer-Element. Für eine gegebene Geometrie hängen die Steifigkeit und Dämpfung von der Bodenbeschaffenheit ab. Es wurden Fundamenteigenschaften für zwei geologische Formationen (Kalkstein, Tonschiefer) mit jeweils zwei unterschiedlichen Scherkoeffizienten parametrisiert, siehe Tabelle 14.

Bodenart	Scherkoeffizient ν
Kalkstein	0.25
	0.33
Tonschiefer	0.25
	0.33

Tabelle 14: Scherkoeffizient unterschiedlicher geologische Formationen

Über den Fundamentrand sind kinematische Sensoren im Abstand von 45° verteilt. Die Benennung der einzelnen Sensoren erfolgt entsprechend der Himmelsrichtungen mit Bezug zur Gondelposition, wobei der in axialer Richtung stromaufwärts liegende Sensor im „Norden“ und der stromabwärts (in Schubrichtung gelegen) gelegene Sensor im „Süden“ liegt, vgl. Abbildung 52.

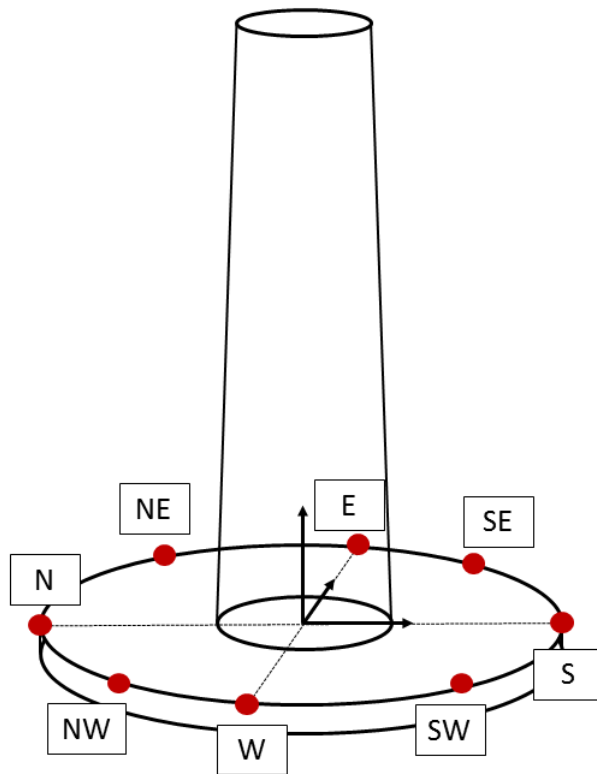


Abbildung 52: Verteilung der kinematischen Sensoren am Fundamentrand

In Abbildung 53 wird zunächst dargestellt, wie sich der Fundamenttyp auf die Turmfußlasten der Turbine auswirkt. Die vornehmliche Momentrichtung ist hier in Schubrichtung, welches ein Moment um die y-Achse hervorruft. Im Spektrum ist hier kein relevanter Unterschied in Turmfußlasten zu erkennen, der durch die Boden-Fundament-Interaktion zurückgeführt werden könnte. Das dynamische System bestehend aus Fundament und Feder-Dämpferelement hat eine sehr hohe Steifigkeit in Kipprichtung im Vergleich zur Drehmasse des Fundaments, so dass die entsprechende Kipp-Eigenfrequenz sehr hoch ist. Niedrigere Frequenzen des kinematisch nachgeschalteten Systems der Turbine werden daher kaum beeinflusst. In Translationsrichtung ist dagegen die Dämpfung sehr groß im Vergleich zur Steifigkeit. Die niedrigste Systemeigenfrequenz mit signifikanter Fundamentbeteiligung ist eine Kombination aus longitudinaler Turmdehnung sowie einer Vertikalbewegung des Fundaments. Die überragend hohe Dämpfung dieser Mode führt dazu, dass die gedämpfte Eigenfrequenz deutlich niedriger als die ungedämpfte Eigenfrequenz ist, eine Reduktion von ca. 37 Hz auf 6 Hz. Durch die hohe Dämpfung ist diese Mode dynamisch irrelevant. Der Peak bei 6 Hz im Spektrum wird vornehmlich durch die 4. Turmbiegung, nicht durch die Longitudinalmode hervorgerufen.

Die unterschiedlichen Gesteinsformationen haben hingegen einen Einfluss auf die Dynamik des

Fundamentes selber. In Abbildung 54 ist erkennbar, dass die vertikalen Schwingungsamplituden des „nördlich“ gelegenen Sensors bei einem Kalkstein-Boden zwei Größenordnungen unterhalb der Amplituden bei Tonschiefer -Boden liegen. Dies ist auf die deutlich erhöhte Bodensteifigkeit von Kalkstein zurückzuführen. Der qualitative Verlauf des Spektrums ist dabei weitgehend unabhängig vom Bodentyp, d.h. die Peaks treten bei sehr ähnlichen Frequenzen und bei vergleichbarer relativer Amplitude auf. Der einzige ersichtliche Unterschied in den Spektren tritt beim Vergleich der Tonschieferböden auf. Bei einem Scherparameter von 0,33 wird bei knapp unter 10 Hz ein weiterer Peak sichtbar. An dieser Frequenz wird eine gekoppelte Turmbiegemode besonders verstärkt, die eine Längung bzw. Stauchung der gesamten Turmstruktur zur Folge hat. Daran ist auch der Fundamentkörper mit einer Vertikalbewegung beteiligt. In Vertikalrichtung liegt für diesen Boden eine deutlich höhere Steifigkeit vor, ohne dass die Dämpfung entsprechend angehoben wird. Die Dämpfung dieser Mode ist daher geringer, so dass die entsprechende Frequenz sichtbar wird.

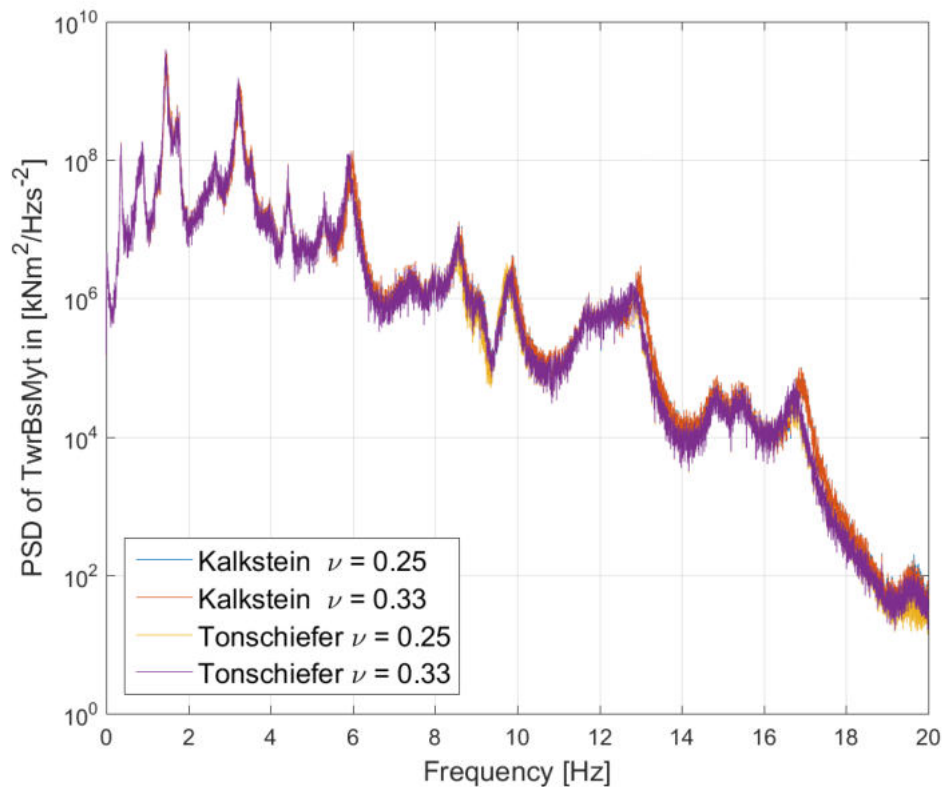


Abbildung 53: Turmfußlasten der Turbine für die zwei betrachteten geologischen Formationen (Kalkstein und Tonschiefer)

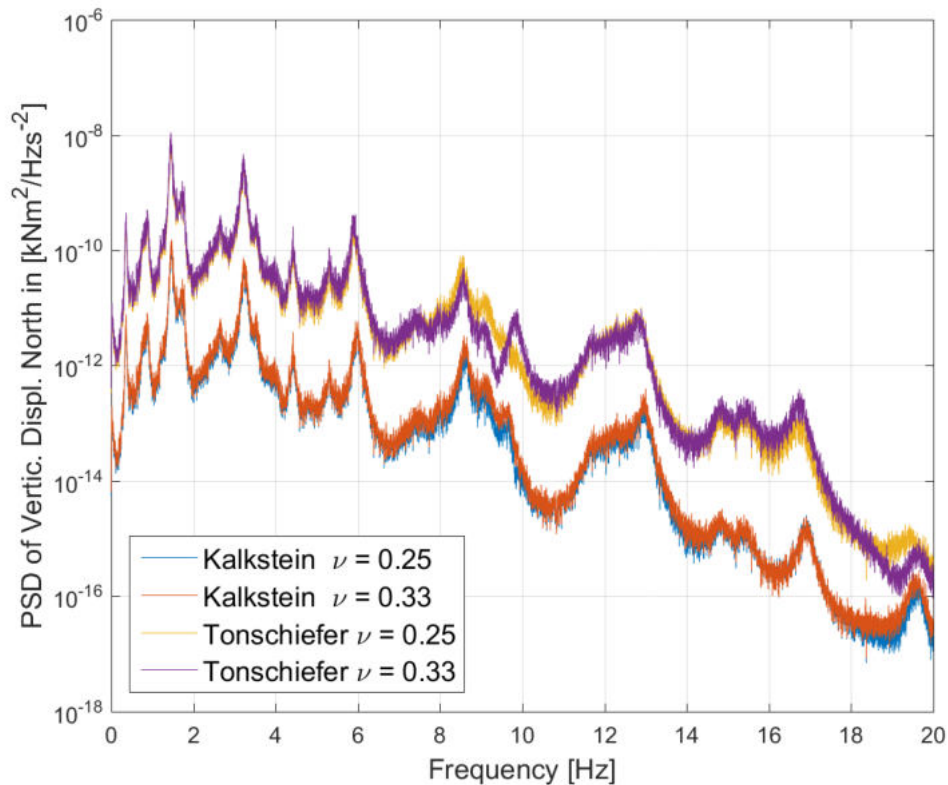


Abbildung 54: Schwingungsspektren des nördlich gelegenen kinematischen Sensors für die zwei betrachteten geologischen Formationen (Kalkstein und Tonschiefer)

Der Vergleich der Schwingungsspektren der unterschiedlichen Sensoren erlaubt es, auf die vorherrschende Bewegungsform des Fundamentes rückzuschließen. Dies ist auch dahingehend interessant, da die Validierungsmessungen an einer fixen Position des Fundaments erhoben wurden. Je nach Gondelposition repräsentieren die Daten daher mal eine axiale, mal eine laterale Position.

Wie man in Abbildung 55 sieht, unterscheiden sich die Spektren der einzelnen Fundamentverschiebungen vor allem für mittlere Frequenzen, die sich auf seismischem Wege relativ weit fortpflanzen können. Unterhalb von 6 Hz gibt es eine klare Korrelation zwischen Nord und Südsensor, sowie zwischen Ost und West-Sensor. Da gleichzeitig der mittige Sensor ein deutlich niedrigeres Amplitudenniveau aufzeigt, liegt eine zentrische Kippbewegung vor. Dabei dominiert zwar tendenziell die Vorwärts-/Rückwärtsbewegung gegenüber der seitlichen Kippung, es ist aber zu erkennen wie jede Systemmode die Fundamentkippung in beide Richtungen anregt. Dies ändert sich erstmal sichtbar bei etwa 6 Hz. Die hier dominierende vierte Turmbiegemode hat in Vorwärts-/Rückwärtsrichtung eine höhere modale Masse, und entsprechend eine niedrigere Eigenfrequenz als in seitlicher Richtung. Jeder Sensor zeichnet diese Bewegungsform als erhöhte Schwingungsamplitude auf, jedoch liegt der Peak niedriger in Nord-Süd-Richtung (ca. 6 Hz) als in Ost-West-Richtung (ca. 6.4 Hz).

Zwischen 8 Hz und 12 Hz zeigen sich mehrere Peaks im Spektrum, die entweder einer Vorzugsrichtung zuzuordnen sind, oder bei denen sich die Kippbewegung insgesamt auflöst und die gegenüberliegenden Sensoren unterschiedliche Amplitude aufweisen. So ein Fall ist bei etwa 8.5 Hz zu erkennen. Der nördliche und südliche Sensor zeigen hier sehr unterschiedliche Amplituden, gleichzeitig liegt zum ersten Mal die Amplitude des zentralen Sensors am Turmfuß in der gleichen Größenordnung wie die Sensoren am Rand. Zu erklären ist dieses Phänomen mit einer Fundamentbewegung um den Rotationspunkt des südlichen Sensors. Hier kann die Schubwirkung des Rotors eine Rolle spielen, die den Gesamtschwerpunkt der Anlage nach hinten (Richtung Süden) verschiebt. Diese Beobachtung ist hinsichtlich der Messkonfiguration zu beachten. Wird z.B. der Sensor südlich platziert, bzw. dreht sich die Turbine so, dass der Sensor südlich liegt, so würden die markanten Schwingungen bei 8.5 Hz möglicherweise nicht erfasst werden können. Nur mit einer ringförmigen Messanordnung ließe sich der komplette seismische Eintrag vollständig erfassen.

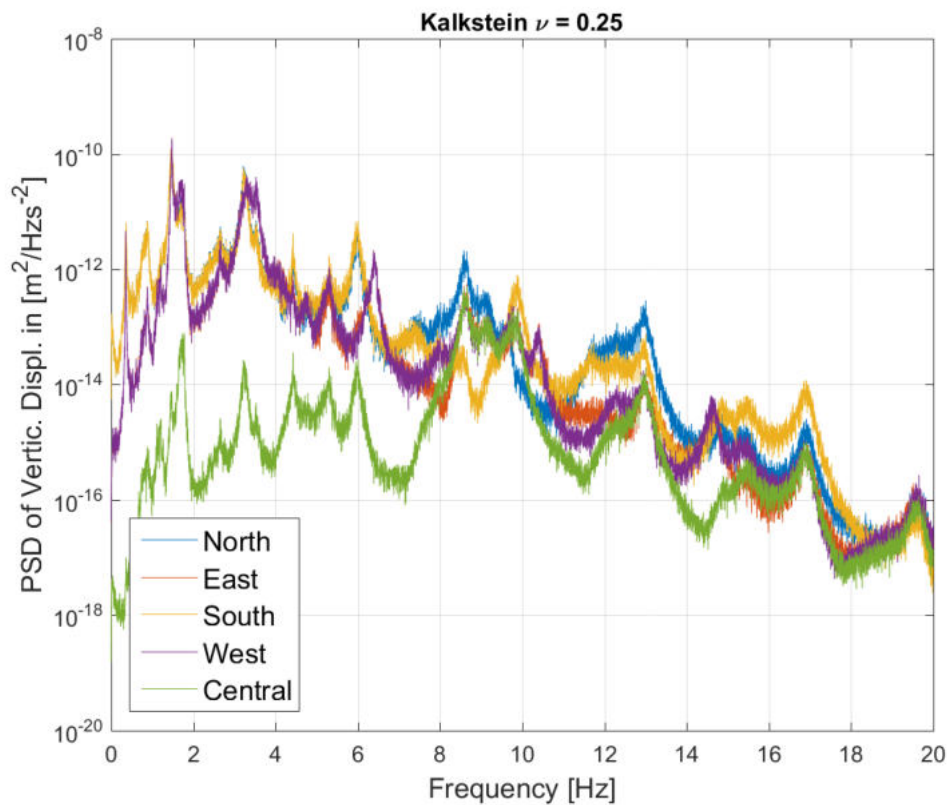


Abbildung 55: Spektren der einzelnen Fundamentverschiebungen

2.2.9 Arbeitspaket D4 Abschließende Empfehlungen

Beitrag des IAG zu AP D4

Ziel dieses Arbeitspaketes ist es auf Seiten des IAGs Empfehlungen zur simulationsgestützten Prognose von WEA-Schall- und Erschütterungsemissionen zu geben.

Inhalt des Arbeitspakets

Mit der erweiterten Prozesskette wurden numerische Studien zu tieffrequenten Emissionen von Windkraftanlagen durchgeführt. Die tieffrequenten Emissionen wurden anhand der Turmfußlasten und des Schalldrucks bewertet. Die Studien wurden mit steigender Komplexität bezüglich der berücksichtigten Komponenten in der Strömungssimulation, der Anzahl der Strukturfreiheitsgrade und der Zuströmung ausgeführt, um spezifische Effekte besser zuordnen zu können. Die Spektren wurden dabei im Frequenzbereich von 0,1 bis 25 Hz betrachtet. Daraus ergaben sich folgende Erkenntnisse zur Simulation

- Die Blatt-Turm Interaktion hat einen starken Einfluss auf Turmfußlasten und akustische Emissionen. Die Spektren der Simulationen mit Turm waren von den Harmonischen der BDF dominiert, während ohne Turm nur sehr schwache periodische Effekte auftraten. Folglich ist es essenziell den Turm in der Simulation zu berücksichtigen. Also muss die gekoppelte instationäre viskose Umströmung von Turm und vorbeilaufendem Rotor korrekt erfasst werden. Diese ist nur mit instationären CFD Rechnungen möglich.
- Die Reduktion des Blatt-Turm Abstandes durch Berücksichtigung einer realistischen Durchbiegung der Rotorblätter erhöhte die Amplituden bei diesen Frequenzen zusätzlich. Folglich ist es essenziell mit der tatsächliche Form der Geometrie im Betrieb (unter Last) zu rechnen.
- Sowohl die Lastschwankungen am Turmfuß als auch die Schalldruckpegel werden vom Turm gegenüber dem Rotor dominiert. Der Turm muss also als Quelle der akustischen Emission berücksichtigt werden.
- Die Abstrahlung des Rotors zeigt eine starke Direktivität in axiale Richtung, während der Turm fast gleichmäßig in alle Richtungen abstrahlt.
- So lange mit einer realistischen (statischen) Durchbiegung der Rotorblätter gerechnet wird, ist für die akustischen Emissionen keine Fluid-Struktur gekoppelte Rechnung nötig.
- Die Turmfußlasten verändern sich mit Fluid-Struktur-Kopplung mit elastischem Turm, Rotor und Fundament deutlich und die Spektren werden von den ersten Biegeeigenfrequenzen der WEA dominiert.

- Die gescherte turbulente Anströmung führt hauptsächlich zu stochastischen Lastschwankungen an den Rotorblättern, was sich in einer breitbandigen Anhebung der Amplituden der tiefrequenten Emissionen zeigt. Die Prominenz der Harmonischen der Blattdurchgangsfrequenz reduziert sich dadurch deutlich und in den Spektren der Turmfußlasten sind Eigenfrequenzen der WEA deutlicher zu sehen. Aufgrund der Direktivität der Abstrahlung des Rotors wirkt sich die Turbulenz in den akustischen Emissionen an den axialen Beobachtern wesentlich stärker aus als an den seitlichen.
- Durch die Berücksichtigung eines Reglers und eines flexiblen Triebstrangs erhöht sich die Zahl der Freiheitsgrade, was eine Veränderung in den Eigenfrequenzen bewirkt.
- Bei Rechnungen mit stark veränderlicher Drehzahl (Regler) eignet sich eine umdrehungsbezogene Frequenzanalyse besser als ein herkömmliches Spektrum zur Analyse, da diese verschmieren.

Aus den Studien lässt sich erkennen, dass die Blatt-Turm Interaktion für die tieffrequenten akustischen Emissionen eine entscheidende Rolle spielt. Der Schall entsteht einerseits durch Schwankung des Auftriebs am Rotorblatt und andererseits durch Druckschwankungen am Turm. Die Abstrahlung vom Turm ist dabei bei der untersuchten Anlage deutlich größer und turbulente Anströmung erhöht primär breitbandig den Pegel des vom Rotor abgestrahlten Schalls, wodurch die Prominenz des tonalen Blatt-Turm Interaktions Schalls abnimmt.

Ingenieurmodelle, die den Schall auf Grundlage der durch die BEM ermittelten Lastschwankungen berechnen, können beispielsweise nur den Einfluss des Turmes auf den Rotor berücksichtigen, aber nicht umgekehrt den Einfluss des Rotors auf den Turm. Diese Modelle können daher immer nur einen Teil des tieffrequenten Schalls abbilden. Auf der anderen Seite zeigen die Ergebnisse hinsichtlich der aerodynamischen Lasten, dass auch die am Turm aufgrund der Interaktion mit dem Rotor auftretenden Lastschwankungen in der Größenordnung der am Rotor auftretenden Lastschwankungen liegen und damit eine wesentliche Rolle für die resultierenden Turmfußlasten spielen. Gängige Ingenieurmodelle, wie die BEM, können diese Lastschwankungen ebenfalls nicht abbilden.

Zusammenfassung

Für die Modellierung von tieffrequentem Schall bedeuten die Ergebnisse, dass es essenziell ist, den Blatt-Turm Abstand, also die Durchbiegung des Blattes, sowie die instationäre Wechselwirkung der Strömungsfelder realistisch abzubilden. Das ist beispielsweise durch Fluid-Struktur gekoppelte CFD Simulationen, die den Effekt der Blatt-Turm Interaktion korrekt erfassen, möglich. Gleichzeitig muss das Modell aber auch in der Lage sein, die resultierenden instationären Druckschwankungen am Turm und den daraus resultierenden Schall zu berücksichtigen, da sonst ein erheblicher Anteil des Schalls vernachlässigt wird

Änderungen

In diesem AP waren keine Änderungen nötig.

Beitrag des SWE zu AP D4

Ziel dieses Arbeitspaketes ist es auf Seiten des SWEs Empfehlungen zu Verfahren und Durchführung von Infraschallmessungen an WEA und des notwendigen Detaillierungsgrads beim BEMM- und MKS-Modell für akustische Untersuchungen zu geben.

Inhalt des Arbeitspakets

Im Zuge des Projektes wurden akustische und meteorologische Messdaten erfasst. Daraus lassen sich Empfehlungen für Langzeitmessungen ableiten:

- Messungen in Zeiträumen von mindestens 4 Wochen, um die fluktuierenden Wetterbedingungen zu berücksichtigen und zu erfassen. Dadurch können viele verschiedene Windgeschwindigkeiten und Positionen der Mikrofone zur WEA berücksichtigt werden.
- Messungen im Tages- und Nachtzeitraum.
- Abschaltungen der WEA sind erforderlich, um die Anlagengeräusche und Störgeräusche identifizieren zu können.
- Messungen an möglichst vielen verschiedenen Messpositionen.
- Windschirme sind erforderlich, um das Mikrofon vor Witterungseinflüssen zu schützen und Windgeräusche zu reduzieren (Die Positionierung eines Mikrofons in einer im Erdreich vergrabenen Kiste hat keine Vorteile hinsichtlich dieser Empfehlungen).

Für die Auswertung der Messdaten sind hochaufgelöste SCADA-Daten Voraussetzung mit einer Auflösung von mindestens 1 Minute.

Des wurden Empfehlungen zum notwendigen Detaillierungsgrads beim BEMM- und MKS-Modell ermittelt. Zum Einen wurde der Einfluss der Turmmodellierung auf schallrelevante Effekte beurteilt, zum Anderen die Fundamentparametrisierung und der damit zusammenhängende seismische Eintrag in den Boden aus Lasten am Turmfuß.

Hinsichtlich der Turmmodellierung bei Betrachtung eines Balkenelementansatzes und eines Schalenmodell-Ansatzes ergeben sich folgende Empfehlungen:

- Kein Einfluss des Turmmodells auf das Biegemoment für Frequenzen unter 15 Hz.
- Für Frequenzen oberhalb von 15 Hz muss der Detaillierungsgrad anhand der Fragestellung ermittelt werden. Mit dem Balkenmodellansätzen können Turmmoden für eine Lastenberechnung ausreichend genau beschrieben werden. Für die Untersuchung höherfrequenter

Schallereignisse eignet sich ein Schalenmodell-Ansatzes besser, da die elliptische Verformung des Turmfußes möglich ist, was maßgeblich die Systemeigenfrequenzen beeinflusst.

Für die Fundamentparametrisierung bei Betrachtung eines Kalkstein und eines Tonschiefer Fundamentes ergeben sich folgende Empfehlungen:

- Für die Berechnung der Turmfußlasten der WEA liegt kein Einfluss des Fundaments vor.
- Bei Betrachtung der Dynamik des Fundamentes spielt die Wahl des Fundamentes hingegen eine große Rolle. Während der qualitative Verlauf der Schwingungsamplituden unabhängig vom Bodentyp ist, liegen die vertikalen Schwingungsamplituden bei einem Kalkstein-Boden zwei Größenordnungen unter den Amplituden bei Tonschiefer-Boden.

Zusammenfassung

Um die Schallemissionen bei verschiedenen Wetterbedingungen zu messen und den Einfluss zu ermitteln sind Langzeitmesskampagnen zu empfehlen. Dringend notwendig sind dabei Abschaltungen der WEA mindestens im Nachtzeitraum.

Der Detaillierungsgrad bei der Modellierung des Turmes und des Fundamentes ist abhängig von dem gewünschten Ergebnis. Da ein Schalenmodellansatz eine Verformung der Turmkopf- und Turmfußanbindung zulässt, kann die Ausprägung der Systemeigenfrequenzen ermittelt werden, was ein Balkenelement-Ansatz nicht ermöglicht. Eine genaue Definition des Fundamentes sollte bei der Betrachtung der Fundamentdynamik erfolgen, ist allerdings bei der Berechnung der Turmfußlasten nicht notwendig.

Änderungen

In diesem AP waren keine Änderungen nötig.

2.2.10 Arbeitspakete F1 Öffentlichkeitsarbeit und F2 Austausch und Kooperation

Beitrag des IAG zu AP F1 und F2

Sämtliche Veröffentlichungen, sowohl schriftliche Publikationen als auch Präsentationen, des IAG die im Rahmen dieses Projekts entstanden, sind in Abschnitt 2.6 gelistet.

Beitrag des SWE zu AP F1 und F2

Vorstellung des Projekts und zum Projektende von Messergebnissen bei öffentlichen Bürgerversammlungen in Wilstedt und Ingersheim. Es folgten Pressemitteilungen in lokalen Zeitschriften, darunter Stuttgarter Zeitung, Ludwigsburger Kreiszeitung, Bietigheimer Zeitung und Wümme Zeitung.

Alle weiteren Veröffentlichungen des SWE die im Rahmen dieses Projekts entstanden, sind in Abschnitt 2.6 gelistet.

2.2.11 Arbeitspakete F3 Aus- und Weiterbildung

Beitrag des IAG zu AP F3

Im Rahmen des Projekts wurden am IAG folgende Abschlussarbeit betreut

- Bachelorarbeit von A. Albrecht mit dem Titel „Untersuchung des Einflusses der Balkendiskretisierung in der Fluid-Struktur-Kopplung von Rotorblättern“ [3].

Beitrag des SWE zu AP F3

Im Rahmen des Projekts wurden am SWE folgende Forschungsarbeit betreut

- Forschungsarbeit von T. Pfüller mit dem Titel „Analyse des emittierten Infraschallspektrums einer Windenergieanlage“ [43].

2.3 Notwendigkeit und Angemessenheit der geleisteten Arbeit

IAG und SWE

Die Auslegung leistungsfähiger, zuverlässiger und zuletzt kostengünstiger Windenergieanlagen bedarf hochgenauer Vorhersagemethoden für Lasten und Leistung sowie seismische und akustische Emissionen, die bereits früh in den Entwurfsprozess integriert werden. Im Zuge dessen bietet die Etablierung von CFD im industriellen Umfeld die Möglichkeit Kosten gegenüber aufwändigen Versuchen einzusparen. Außerdem können Problemstellungen bearbeitet werden, in denen einfache Ingenieurmodelle wie BEM nicht mit ausreichender Genauigkeit anwendbar sind. Beispiele im Kontext dieses Projektes sind die akustischen Emissionen der Anlage bei atmosphärischer Zuströmung, oder aber die detaillierte aerodynamische Betrachtung der Interaktion zwischen Rotorblatt und Turm. Das universitären Umfeld leistet hier bei der stetigen Weiterentwicklung der CFD Methoden bezüglich der spezifischen Anforderungen und Fragestellungen der Industrie einen Beitrag. In diesem Zusammenhang wurden im Rahmen des TremAc Projekts vom IAG methodische Weiterentwicklungen auf zwei Gebieten durchgeführt. Diese befassen sich zum einen mit der Fluid-Struktur-Kopplung der Anlage und der einhergehenden Aerodynamik und zum anderen mit der aeroakustischen Vorhersagegüte der WEA im niederfrequenten Bereich. Die erfolgten Weiterentwicklungen lassen sich wie folgt gliedern:

- Verbesserung der Fluid-Struktur-Kopplung zur genaueren Vorhersage der Aerodynamik um die Anlage und der Anlagenlasten.

- Hierzu wurde die flexible Behandlung von Rotorblättern, Turm, Triebstrang sowie dem Fundament ermöglicht. Dadurch wird die Aerodynamik an der WEA Geometrie wie sie im Betrieb vorliegt (deformiert) berechnet. Dadurch können die auftretenden Effekte realistischer abgebildet werden.
- Durch die Integration einer Restart-Funktion können nun außerdem sehr lange Echtzeiten gerechnet werden, was vor allem unter turbulenter Anströmung essentiell ist, um statistische Aussagen treffen zu können.
- Untersuchung der Ursachen und Bestimmung der Quellen niederfrequenter Emissionen.
 - Hierzu wurde der Beitrag einzelner Anlagenkomponenten zur Schallimmission an Beobachterpositionen um die WEA quantifiziert. Dadurch konnte der Turm als wichtige Quelle identifiziert und Richtcharakteristiken erkannt werden.
 - Die Blatt-Turm-Interaktion bzw. das dazugehörige Druckfeld konnte als die Hauptursache niederfrequenter akustischer Emissionen identifiziert werden.

Die Erweiterung der Fluid-Struktur-Kopplung konnte vom SWE im Rahmen des Projektes durchgeführt werden. Um zusätzlich den Einfluss der Turmdynamik, des Fundaments und des Maschinenhauses zu untersuchen, wurde ein aero-elastisches Gesamtmodell aufgebaut, welches die detaillierten Modelle der Projektpartner integriert. Dies ermöglicht neben der Untersuchung der areoakustischen Quellen auch eine Körperschalluntersuchung. Hierzu konnte der Beitrag der Turmkonfiguration und der Bodenart identifiziert werden.

Für eine Bestätigung der Modellergebnisse ist die Validierung der numerischen Simulationsmodelle mit Messdaten erforderlich. Dies ermöglicht die Identifikation der Blattdurchgangsfrequenz und höher Harmonischen, sowie die Zuordnung von Tonalitäten zur WEA. Da bisher keine internationale Norm die Messung und Bewertung von Infraschall festlegt, wurde im Rahmen des Projektes vom SWE ein verfahren zur Messung von Infraschall entwickelt und erprobt. Hierzu wurden zwei verschiedene Mikrofonpositionen untersucht und hinsichtlich ihrer Eignung zur Messung von Infraschall bewertet. Dadurch konnte die Messmethode mit einem Mikrofon auf einer schallharten Platte im Vergleich zur Position in einer im Erdboden vergrabenen Kiste hinsichtlich der Reduzierung von Windgeräuschen als besser geeignet bewertet werden, da keine Störung des Signals durch die Kiste auftritt.

2.4 Voraussichtlicher Nutzen

IAG

Es hat sich gezeigt, dass die niederfrequente Emissionen von der Aeroelastik sowie den Zuströmbedingungen/atmosphärischen Bedingungen abhängen. Aufgrund des enormen Rechenaufwands der

numerischen Strömungssimulation kann die vorgestellte Methode nur in ausgewählten Fällen zum Einsatz kommen und es können nur relativ kurze Zeiträume betrachtet werden. Die Prozesskette eignet sich allerdings sehr gut zur Studie der auftretenden Mechanismen. Perspektivisch kann die entwickelte Prozesskette auch zur Untersuchung höherer Frequenzen (z.B. Inflow Noise) genutzt werden. Dazu muss allerdings eine noch größere Rechnerkapazität zur Verfügung stehen.

Für die Untersuchung einer Vielzahl von Betriebszuständen oder einer Optimierung von WEA bezüglich der tieffrequenten Emissionen ist die Methode also nur bedingt geeignet. Bestehende vereinfachte Berechnungsmethoden müssen demnach erweitert werden oder es müssen neue Methoden entwickelt werden, um den Einfluss des Turms auf Schall und aerodynamische Lasten adäquat wiederzugeben. Simulationen mit der FLOWer-SIMPACK Kopplung könnten dann wiederum zur Validierung dienen. Die neu implementierte Kopplung bietet darüber hinaus die Möglichkeit, noch wesentlich komplexere Lastfälle als in dieser Arbeit zu untersuchen und Validierungsdaten für vereinfachte Modelle zu erzeugen. Das Potential liegt daher vor allem dort, wo diese Ingenieurmodelle an ihre Grenzen stoßen, wie beispielsweise der Simulation einer stehenden Anlage unter Extremwindbedingungen. Auch die Simulation von schwimmenden Windkraftanlagen stellt ein mögliches Anwendungsgebiet der neuen Kopplung dar. Hydrodynamische Kräfte müssten dafür über an SIMPACK gekoppelte Modelle oder Löser berücksichtigt werden, da FLOWer nur die Aerodynamik berechnen kann.

SWE

Es konnte eine Abhängigkeit der niederfrequenten Emissionen von WEA von den aero-akustischen und strukturmechanischen Eigenschaften ermittelt werden. Mit Hilfe des vorgestellten Gesamtmodells können die Lasten und Verformungen für beliebige Betriebslastfälle und Anströmverhältnisse und die Entstehungsmechanismen ermittelt werden.

Aufgrund der Tatsache, dass für die Messung von Infraschall keine definierten Forderungen vorliegen und gewisse Aspekte des Infraschalls noch nicht vollständig verstanden sind, konnte mit den erfolgten akustischen Messungen zusammen mit den meteorologischen Parametern neue Erkenntnisse und Kompetenzen gewonnen werden. Dies bietet zudem die Möglichkeit bei zukünftigen Messungen über lange Zeiträume hinweg schon im Voraus Verbesserungen bei der Installation und Durchführung zu verwirklichen.

2.5 Fortschritt auf dem Gebiet des Vorhabens bei anderen Stellen

IAG

Sind keine bekannt.

SWE

Sind keine bekannt.

2.6 Erfolgte oder geplante Veröffentlichungen des Ergebnisses

IAG

- Eine Veröffentlichung des IAG mit dem Titel „Advanced computational fluid dynamics (CFD) - multi-body simulation (MBS) coupling to assess low-frequency emissions from wind turbines“ wurde im Wind Energy Science Journal herausgegeben [26].
- Eine Veröffentlichung und eine Präsentation des IAG mit dem Titel „Analysis of a high fidelity aero-servo-elastic process chain to assess low-frequency emissions from wind turbines“ wurde bei der Wind Turbine Noise Conference 2019 in Lissabon herausgegeben bzw. vorgestellt [56].
- Eine Dissertation mit dem Titel „Numerische Untersuchung aerodynamischer und aeroelastischer Wechselwirkungen und deren Einfluss auf tieffrequente Emissionen von Windkraftanlagen“ wurde an der Universität Stuttgart eingereicht [25].
- Eine Präsentation des IAG mit dem Titel „Noise prediction and reduction for wind turbines - current research at IAG“ wurde im Rahmen des IEA Task 39 (Quiet Wind Turbine Technology) beim IEA Acoustics KoM, Dublin 2017 gehalten.
- Eine Präsentation des IAG mit dem Titel „High fidelity aero-servo-elastic process chain to assess low-frequency emissions from wind turbines“ wurde beim EERA JP Wind annual meeting in Amsterdam am 18. September 2018 gehalten.
- Eine Präsentation des IAG mit dem Titel „Strömungsinduzierte Lärmquellen und Technologien zur Reduktion“ wurde beim 10. Rheiner Windenergie-Forum 2019 gehalten.
- Eine Präsentation des IAG mit dem Titel „Current work at IAG“ wurde im Rahmen des IEA Task 39 (Quiet Wind Turbine Technology) beim IEA Acoustics KoM, Lisbon 2019 gehalten.

SWE

- Eine Veröffentlichung und eine Präsentation des SWE mit dem Titel „Acoustic and seismic emissions from wind turbines“ wurde bei der Deutschen Windenergie-Konferenz 2017 in Bremen [10] gehalten.
- Eine Präsentation des SWE mit dem Titel „The TremAc Project - Modelled and Measured Sound Levels Around Wind Farm Sites“ wurde bei der Wind Europe 2018 in Hamburg gehalten.

- Eine Präsentation des SWE zur Vorstellung des Projektes TremAc wurde im Rahmen des IEA Task 39 (Quiet Wind Turbine Technology) beim IEA Acoustics KoM, Dublin 2017 gehalten.
- Eine Veröffentlichung des SWE mit dem Titel „Investigations on Low Frequency Noises of On-Shore Wind Turbines“ wurde im Mai 2020 im Acoustics Journal herausgegeben [9].

Literatur

- [1] *Technische Anleitung zum Schutz gegen Lärm (TA Lärm), Sechste Allgemeine Verwaltungsvorschrift zum Bundes-Immissionsschutzgesetz.* März 1990.
- [2] *IEC 61400-11 Messung und Bewertung tieffrequenter Geräuschemissionen.* November 2003.
- [3] A. Albrecht. *Untersuchung des Einflusses der Balken Diskretisierung in der Fluid-Struktur-Kopplung von Rotorblättern.* Inv.Nr. Di 17-2353. Bachelorarbeit. Universität Stuttgart, 2017.
- [4] H. Antes. Anwendungen der methode der randelemente in der elastodynamik und der fluiddynamik. *Mathematische Methoden in der Technik*, 9, 1988.
- [5] H. Antes and O. von Estorff. Ausbreitung transienter akustischer wellen-untersuchungen mit einer zeitschritt-randelementmethode. *Ingenieur-Archiv*, 59(1):17–31, 1989.
- [6] M. Arnold, F. Biskup, and P. Cheng. Simulation of fluid-structure-interaction on tidal current turbines based on coupled multibody and cfd methods. *Journal of Ocean and Wind Energy (JOWE) Vol. 1. No. 2*, pages 119–126, 2014.
- [7] M. Arnold, P. W. Cheng, F. Biskup, et al. Simulation of fluid-structure-interaction on tidal current turbines based on coupled multibody and cfd methods. In *The Twenty-third International Offshore and Polar Engineering Conference*. International Society of Offshore and Polar Engineers, 2013.
- [8] F. Beyer, D. Matha, M. Arnold, B. Luhmann, and P. Cheng. Coupled cfd and vortex methods for modelling hydro- and aerodynamics of tidal current turbines and on- and offshore wind turbines. *Simpack User Meeting*, 2014.
- [9] E. Blumendeller, I. Kimmig, G. Huber, P. Rettler, and P. W. Cheng. Investigations on Low Frequency Noises of On-Shore Wind Turbines. (Wind turbine noise):343–365, 2020.
- [10] F. Calarco, P. W. Cheng, T. Zieger, and J. Ritter. Acoustic and seismic emissions from wind turbines. In *DEWEK*, 2017.

- [11] I. E. Commission et al. Iec 61400-1: Wind turbines part 1: Design requirements. *International Electrotechnical Commission*, pages 54–56, 2005.
- [12] P. Coulier, S. François, G. Lombaert, and G. Degrande. Application of hierarchical matrices to boundary element methods for elastodynamics based on green’s functions for a horizontally layered halfspace. *Engineering Analysis with Boundary Elements*, 37(12):1745–1758, 2013.
- [13] J. Feng, X. Zheng, H. Wang, H. Wang, Y. Zou, Y. Liu, and Z. Yao. Low-frequency acoustic-structure analysis using coupled fem-bem method. *Mathematical Problems in Engineering*, 2013, 2013.
- [14] I. Fiori, L. Giordano, S. Hild, G. Losurdo, E. Marchetti, G. Mayer, and F. Paoletti. A study of the seismic disturbance produced by the wind park near the gravitational wave detector. In *Third International Meeting on Wind Turbine Noise*. Expanded Abstracts Aalborg, Denmark, 2009.
- [15] A. Fischer, L. Klein, T. Lutz, and E. Krämer. Simulations of unsteady aerodynamic effects on innovative wind turbine concepts. In *High Performance Computing in Science and Engineering ’16*, pages 529–543. Springer, 2016.
- [16] B. Froehle and P.-O. Persson. A high-order discontinuous galerkin method for fluid–structure interaction with efficient implicit–explicit time stepping. *Journal of Computational Physics*, 272:455–470, 2014.
- [17] R. Gasch and J. Twele. *Windkraftanlagen, Grundlagen, Entwurf, Planung und Betrieb*. Teubner Verlag, 5. edition.
- [18] J. Holierhoek, H. Korterink, R. van de Pieterman, H. Braam, RademakersL., D. Lekou, HecquetT., and H. Söker. *Recommended Practices for Measuring in Situ the ‘Loads’ on Drive Train, Pitch System and Yaw System*. Abschlussbericht PROTEST, 2010.
- [19] J. Illg, T. Lutz, and E. Krämer. Aeroacoustic simulation of an airfoil in turbulent inflow. In *6th International Conference on Wind Turbine Noise, Glasgow*, pages 20–23, 2015.
- [20] H. Ishii and T. Ishihara. Numerical study of maximum wind load on wind turbine towers under operating conditions. In *Proceedings of the 5th International Symposium on Computational Wind Engineering 2010*, pages 1–8, 2010.
- [21] J. Jakobsen. Infrasound emission from wind turbines. *Journal of Low Frequency Noise, Vibration and Active Control*, 24(3):145–155, 2005.
- [22] A. Jameson, W. Schmidt, and E. Turkel. Numerical solution of the euler equations by finite volume methods using runge kutta time stepping schemes. In *14th fluid and plasma dynamics conference*, page 1259, 1981.

- [23] J. Jonkman, S. Butterfield, W. Musial, and G. Scott. Definition of a 5-mw reference wind turbine for offshore system development. Technical report, National Renewable Energy Lab.(NREL), Golden, CO (United States), 2009.
- [24] M. Kessler and S. Wagner. Source-time dominant aeroacoustics. *Computers & fluids*, 33(5-6):791–800, 2004.
- [25] L. Klein. *Numerische Untersuchung aerodynamischer und aeroelastischer Wechselwirkungen und deren Einfluss auf tieffrequente Emissionen von Windkraftanlagen*. eingereichte Dissertation. Universität Stuttgart, 2019.
- [26] L. Klein, J. Gude, F. Wenz, T. Lutz, and E. Krämer. Advanced computational fluid dynamics (cfd)–multi-body simulation (mbs) coupling to assess low-frequency emissions from wind turbines. *Wind Energy Science*, 3(2):713–728, 2018.
- [27] U. Kowarsch, M. Keßler, and E. Krämer. High order cfd-simulation of the rotor-fuselage interaction. 2013.
- [28] P. P. Kranzinger, U. Kowarsch, M. Schuff, M. Keßler, and E. Krämer. Advances in parallelization and high-fidelity simulation of helicopter phenomena. In *High Performance Computing in Science and Engineering '15*, pages 479–494. Springer, 2016.
- [29] N. Kroll, C.-C. Rossow, K. Becker, and F. Thiele. The megaflow project. *Aerospace Science and Technology*, 4(4):223–237, 2000.
- [30] V. P. Kudella. Objektive Kriterien zu Erschütterungs- und Schallemissionen durch Windenergieanlagen im Binnenland Zusammenfassender Schlussbericht zum Gesamtvorhaben. pages 1–40, 2020.
- [31] T. Kühn et al. *Anlagen-Strömungssimulation und Standortkalibrierung, Teilvorhaben: Anlagensimulation, Transitionsvorhersage und Gondeloptimierung*. Abschlussbericht. AssiSt, 2017.
- [32] G. Leventhall, P. Pelmear, and S. Benton. A review of published research on low frequency noise and its effects. 2003.
- [33] Y. Liu. *Fast Multipole Boundary Element Method: Theory and Applications in Engineering*. Cambridge University Press, 2009.
- [34] J. Mann. Wind field simulation. *Probabilistic engineering mechanics*, 13(4):269–282, 1998.
- [35] D. Matha, D. Bekiropoulos, S. Fischer, T. Duarte, K. Boorsma, T. Lutz, and P. Cheng. Variations in extreme load predictions for floating offshore wind turbine extreme pitching motions applying different aerodynamic methodologies. *ISOPE Anchorage, USA*, 2013.

- [36] D. Matha, T. Lutz, F. Wendt, and P. Cheng. Aerodynamic inflow conditions on floating offshore wind turbine blades for airfoil design purposes. *ISOPE Greece*, 2012.
- [37] D. Matha, F. Schuon, and T. Lutz. *Baseline FOWT Definition v4*. Deliverable Report D3.1. KIC-OFFWINDTECH, 2013.
- [38] K. Meister. *Numerische Untersuchung zum aerodynamischen und aeroelastischen Verhalten einer Windenergieanlage bei turbulenter atmosphärischer Zuströmung*. Shaker Verlag, 2015.
- [39] K. Meister, T. Lutz, and E. Krämer. Development of a process chain for a detailed wake simulation of horizontal axis wind turbines. *EUROMECH [508]-Wind turbine wakes, Madrid*, 2009.
- [40] F. R. Menter. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. *AIAA journal*, 32(8):1598–1605, 1994.
- [41] D. Ntalaperas, S. Tsinopoulos, and D. Polyzos. A fast wavelet/bem for wave scattering solutions. In *Advanced Topics In Scattering Theory And Biomedical Engineering*, pages 414–421. World Scientific, 2010.
- [42] J. Peinke et al. *Bewertung relevanter Lärmquellen von Windenergieanlagen unter realen atmosphärischen Zuströmbedingungen*. Abschlussbericht. INFLOW-Noise, 2016.
- [43] T. Pfüller, I. Würth, and P. W. Cheng. *Analyse des emittierten Infraschallspektrums einer Windenergieanlage*. Forschungsarbeit. Universität Stuttgart, 2015.
- [44] Robert-Koch-Institut. Infraschall und tieffrequenter schall – ein thema für den umweltbezogenen gesundheitsschutz in deutschland? *Bundesgesundheitsblatt - Gesundheitsforschung - Gesundheitsschutz*, 50(12):1582–1589, 2007.
- [45] A. L. Rogers and J. F. Manwell. Wind turbine noise issues. *Renewable Energy Research Laboratory, University of Massachusetts*, 2004.
- [46] G. Saccorotti, D. Piccinini, L. Cauchie, and I. Fiori. Seismic noise by wind farms: A case study from the virgo gravitational wave observatory, italy. *Bulletin of the Seismological Society of America*, 101(2):568–578, 2011.
- [47] M. Sayed. *Analysis of Engineering Models by CFD-based Aeroelastic Simulations of Wind Turbine Blades*. Verlag Dr. Hut, 2019.
- [48] A. Schell. *Entwicklung einer Berechnungsmethode zur Vorhersage der Schallausbreitung im Nahfeld eines umströmten Kraftfahrzeugs*. Verlag Dr. Hut, 2014.

- [49] R. Schofield. Seismic measurements at the stateline wind project. *Rept No LIGO T020104-00-*, *Laser Interferometer Gravitational Wave Observatory available at http://www.ligo.caltech.edu/docs/T/T010104_00.pdf*, 2001.
- [50] M. Schuff, P. Kranzinger, M. Keßler, and E. Krämer. Advanced cfd-csd coupling: Generalized, high performant, radial basis function based volume mesh deformation algorithm for structured, unstructured and overlapping meshes. 2014.
- [51] S. Streiner. *Beitrag zur numerischen Simulation der Aerodynamik und Aeroelastik großer Windkraftanlagen mit horizontaler Achse*. Verlag Dr. Hut, 2011.
- [52] P. Styles, R. Westwood, S. Toon, M. Buckingham, B. Marmo, B. Carruthers, et al. Monitoring and mitigation of low frequency noise from wind turbines to protect comprehensive test ban seismic monitoring stations. 2011.
- [53] T. Takahashi. An interpolation-based fast-multipole accelerated boundary integral equation method for the three-dimensional wave equation. *Journal of Computational Physics*, 258:809–832, 2014.
- [54] L. A. Viterna. The nasa-lerc wind turbine sound prediction code. 1981.
- [55] W. A. Wall. Fluid-structure interaction based upon a stabilized (ale) finite element method. In *Computational Mechanics (World Congress), New Trends and Applications, 1998*, 1998.
- [56] F. Wenz, L. Klein, T. Lutz, P. Rettler, et al. Analysis of a high fidelity aero-servo-elastic process chain to assess low-frequency emissions from wind turbines. In *8th International Conference on Wind Turbine Noise*. Lisbon, 2019.
- [57] R. Widmer-Schmidrig, T. Forbriger, and W. Zurn. *Windkraftanlagen als seismische Störquellen, Poster*, 2004.
- [58] Y. Yauwenas, B. Zajamšek, J. Reizes, V. Timchenko, and C. J. Doolan. Numerical simulation of blade-passage noise. *The Journal of the Acoustical Society of America*, 142(3):1575–1586, 2017.
- [59] C.-J. Zheng, H.-B. Chen, and L.-L. Chen. A wideband fast multipole boundary element method for half-space/plane-symmetric acoustic wave problems. *Acta mechanica sinica*, 29(2):219–232, 2013.
- [60] T. Zieger and J. R. Ritter. Influence of wind turbines on seismic stations in the upper rhine graben, sw germany. *Journal of Seismology*, 22(1):105–122, 2018.