

DST und IGB

Name der Forschungsstelle(n)

220 ZN / 4

AiF-Vorhaben-Nr. / GAG

01.06.2006 - 30.11.2008

Bewilligungszeitraum

Schlussbericht für den Zeitraum : 01.06.2006 - 30.11.2008

zu dem aus Haushaltsmitteln des BMWA über die



geförderten IGF-Forschungsvorhaben

Normalverfahren

Fördervariante ZUTECH

Forschungsthema :

Entwicklung von Planungswerkzeugen für Auslegung, Bau und Betrieb von Offshore Windenergie- und Tidesströmungsanlagen

Für ein ZUTECH-Vorhaben sind folgende zusätzliche Angaben zu machen:

Der fortgeschriebene Plan zum Ergebnistransfer in die Wirtschaft

ist beigefügt

liegt bereits vor

wird fristgerecht nachgereicht

Duisburg, im März 2009

Ort, Datum

Unterschrift der/des Projektleiter(s)



Entwicklungszentrum für Schiffstechnik und Transportsysteme e.V.

DST - Development Centre for Ship Technology and Transport Systems

**Entwicklung von Planungswerkzeugen für Auslegung, Bau und Betrieb von
Offshore Windenergie- und Tidenströmungsanlagen**

Bericht 1931 - März 2009

von

Dipl.-Ing. B. Friedhoff
Dipl.-Ing. R. Henn
Dipl.-Math. R. Kaiser
Dipl.-Ing. P. Hinz
Dr.-Ing. K. Lesny

Projektleiter:
Dr.-Ing. T. Jiang / Dr.-Ing. C. Thill
Dr.-Ing. K. Lesny

Direktor:
Prof. Dr. P. Engelkamp

**Entwicklung von Planungswerkzeugen für Auslegung, Bau und Betrieb von
Offshore Windenergie- und Tidesströmungsanlagen**

Duisburg, im März 2009

Fachbereich Schiffshydrodynamik

Projektleiter:



.....
(Dr.-Ing. T. Jiang)

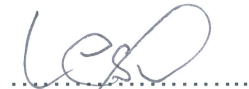
Projektleiter:



.....
(Dr.-Ing. C. Thill)

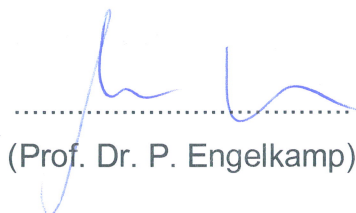
Institut für Grundbau und Bodenmechanik

Projektleiterin:



.....
(Dr.-Ing. K. Lesny)

DST - Entwicklungszentrum für
Schiffstechnik und Transportsysteme e.V.



.....
(Prof. Dr. P. Engelkamp)

Zusammenfassung des Schlussberichts zum IGF-Forschungsvorhaben

IGF-Vorhaben-Nr. 220 ZN im Rahmen des Initiativprogramms „Zukunftstechnologie für kleine und mittlere Unternehmen“ (ZuTech)

Bewilligungszeitraum: 01.06.2006 bis 30.11.2008

Forschungsstelle 1: DST – Entwicklungszentrum für Schiffstechnik und Transportsysteme

Forschungsstelle 2: IGB – Institut für Grundbau und Bodenmechanik an der Universität Duisburg-Essen (Campus Essen)

Forschungsthema: Entwicklung von Planungswerkzeugen für Auslegung, Bau und Betrieb von Offshore Windenergie- und Tideströmungsanlagen

Neben der Endlichkeit fossiler Energieträger wie Kohle, Öl und Gas aber auch nicht-fossiler Brennstoffe wie spaltbarem Uran rücken auch gesellschaftliche Selbstverpflichtungen wie das Kyoto Protokoll die Nutzung erneuerbarer Energien in den Fokus weltweiter Forschung.

Wegen der im Vergleich zu Windenergie und Fotovoltaik größeren Prognosesicherheit stellen Tideströmungskraftwerke eine interessante Ergänzung für ein ganzheitliches Energiekonzept dar. Allerdings erschwert die geringe Energiedichte von Tideströmungen ganz erheblich eine wirtschaftlich tragbare und technisch machbare Umsetzung. Das im Programm zur Förderung der „Industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF)“ vom Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie über die AiF finanzierte Forschungsvorhaben „WindTide“ der Forschungsvereinigung wurde initiiert, um neben der detaillierten Untersuchung machbarer Konzepte auch ein Planungswerkzeug für eine Umsetzung durch interessierte KMU zu entwickeln.

Der zweite Teil der Zielsetzung des Vorhabens wurde bedingt, alle weiteren Ziele voll erreicht. Das bedingte Erreichen der Bereitstellung eines Planungswerkzeuges für interessierte klein- und mittelständige Unternehmen (KMU) begründet sich wie folgt:

Vom GL sind innerhalb des Bewilligungszeitraums dieses Projektes bereits sehr brauchbare allgemeine Richtlinien verfasst worden, die für KMU's genutzt werden können und zu denen keine Konkurrenz aufgebaut werden sollte. Auch die DWA¹ hat eine entsprechende Arbeitsgruppe „Maritime Wasserkraft“ initiiert, welche auf diesem Gebiet an der Erstellung eines Themenbands arbeitet.

¹ Deutsche Vereinigung für Wasserwirtschaft, Abwasser und Abfall e.V.

Innerhalb des Projekts ist daher an der detaillierten Berechnung der auch für diese Richtlinien erforderlichen Lastannahmen gearbeitet worden. Dies konnte wegen der Komplexität der Physik aber nur mit der Entwicklung aufwändiger CFD Werkzeuge erreicht werden. Somit stehen am Ende des Projektes zwar Richtlinien und Werkzeuge zur Verfügung. Jedoch wurden die Richtlinien nicht im Projekt entwickelt und eine selbstständige Anwendung der Werkzeuge von KMU's versagt die benötigte Erfahrung bei der Anwendung der komplexen Programme. Diese Einschätzung wird voll von den im Projektbegleitenden Ausschuss vertretenen KMU's geteilt.

Die weiteren vorgesehenen Zielsetzungen wurden erreicht und die Hauptforschungsergebnisse sind den Teilgebieten entsprechend wie folgt zusammengefasst.

Approximation der Zuströmung

Die bewährten Flachwassergleichungen vom Boussinesq-Typ zur Approximation der Ausbreitung von Schiffswellen im Flachwasser wurden hinsichtlich der Erfassung regelmäßigen und natürlichen Seegangs erweitert und numerisch implementiert.

Mit BESHwa steht nun ein Verfahren zur Verfügung, mit dem die Wellenausbreitung des natürlichen Seegangs über einer beliebigen Bodentopographie in großen Gebieten berechnet werden kann. Dabei können Strömungen und Wasserstände der Tide berücksichtigt werden.

Entwicklung eines instationären RANSE-Lösers

Die bestehende 3-D Finite-Volumen-Methode in der objekt-orientierten Plattform MOUSE wurde für die komplexen Strömungsvorgänge um ein Tidekraftwerk erweitert und angepasst. Diese Strömungen zeichnen sich zum einen dadurch aus, dass sie instationär und inkompressibel sind, zum anderen hat die Strömung einen erheblichen Einfluss auf die Geometrie des Rechengebiets, dann nämlich, wenn durch lokale Strömungsvorgänge die Bodentopographie verändert wird.

Für die Erfassung des so genannten Kolkens ist ein Lagrangescher Ansatz gewählt worden, der die Transportvorgänge von Sediment durch die Strömung durch stochastische Auslöse- und Ablagerungsansätze erlaubt. Zurzeit sind kaum empirische Modelle für eine physikalisch exaktere Beschreibung des Auslösens und Ablagerns bekannt, die Flexibilität und Modularität des gewählten Ansatzes erlaubt aber, das stochastische Modell jederzeit gegen ein anderes auszuwechseln.

Die auch im Nahfeld der Tideströmungsanlage noch auftretenden unterschiedlichen Skalen, z. B. in der Grenzschicht der Repellerprofile und der erheblichen Zwischenräume zu tragendem Monopile, freier Wasseroberfläche und veränderlichem Boden können sehr rechenzeitintensiv sein. Zur Beschleunigung der rechenzeitintensiven Simulationen wurden die Algorithmen parallelisiert. Die vorhandene Parallelisierung hat sich für die wegen der auftretenden rotatorischen Relativbewegungen als nicht mehr praktikabel gezeigt, weil durch die Feststellung veränderlicher Nachbarschaften die benötigten Zeiten von der Ordnung $O(n_p)^2$ und damit umgekehrt proportional zum Ziel einer turn around Zeitreduktion sind.

² Mit n_p gleich der Anzahl der parallel ablaufenden Prozessen

Trotz laufend steigender verfügbarer Rechenleistung bei zugleich sinkenden Hardwarepreisen spielt das Thema Parallelisierung eine sehr wichtige Rolle. Die hier entwickelte Parallelisierung der Overset-Methode, die aufgrund stets wechselnder Netzuordnung äußerst aufwendig ist, wird zurzeit von keinem kommerziellen Code in dieser effektiven Form erreicht.

Implementierung der Kopplungstechnik

Tideströmungsanlagen zeichnen sich auch durch die Problematik extrem unterschiedlicher Größenskalen aus. Als kleine Skalen (lokal) sollen dabei die Vorgänge in unmittelbarer Nähe des Repellers verstanden werden, welche jedoch durch Einflüsse der Bodentopographie und Wellenentstehung (global) innerhalb eines sehr großen Rechengebiets entscheidend beeinflusst werden.

Globale Einflüsse werden mit dem angepassten Boussinesq Programm BESH*i*Wa erfasst. BESH*i*Wa wird danach mit einem dreidimensionalen RANSE- oder Euler-Löser (MOUSE oder kommerzielle Löser) dadurch gekoppelt, dass BESH*i*Wa die Randbedingungen für das im RANSE Code beschriebene Detail vorgibt. Da sich gezeigt hat, dass die Rückwirkung der wasserbaulichen Struktur auf die Wellen gering ist, kann die Berechnung entkoppelt durchgeführt werden.

Validierung

Da für eine Validierung keine geeigneten Messungen in der DST-Datenbank vorhanden waren, sind umfangreiche Versuche in Form von Freifahrt- und Aufstellungsversuchen in verschiedenen Versuchstanks des DST durchgeführt worden.

Mit den im Strömungsmodus möglichen Geschwindigkeiten sind jedoch unerwünschte Maßstabeffekte festgestellt worden. Daher ist eine Aufstellung entwickelt worden, mit der die Strömung in einem Testquerschnitt durch die Bewegung des Schleppwagens erzeugt wurde. Dafür ist ein Stück Meeresboden durch den Tank geschleppt worden, auf dem die zu untersuchenden Strukturen installiert wurden. Das korrekte Geschwindigkeitsprofil wurde durch Gitternetze vor dem Testquerschnitt erzeugt und vor dem Versuch aufgemessen.

Gemessen wurden Kräfte und Momente auf die Gesamtstruktur. Mittels eines speziell entwickelten Messgliedes konnten auch Kräfte auf Teilstrukturen, z. B. den Kragarm zur Fixierung einer Generatorgondel gemessen werden. Zusätzlich wurden Versuche mit Strömung und Seegang durchgeführt.

Die Ergebnisse dieser Messungen wurden weitergehend für die Validierung der oben genannten Programmentwicklungen verwendet, dienten aber auch als Eingabegrößen für die Auslegung der Strukturgründungen. Insbesondere für die Seegangsinduzierten oszillierenden Lasten konnten so Lastannahmen für die Bodenmechanischen Untersuchungen bereitgestellt werden.

Bodenmechanische Aspekte

Ein ursprünglich für Offshore-Windenergieanlagen entwickeltes Bemessungskonzept konnte grundsätzlich auf kombinierte Windenergie- und Tideströmungsanlagen übertragen werden, da die zu führenden Nachweise vergleichbar sind. Mit der korrekten Ermittlung der maßgebenden Gründungsbelastung aus den Modellversuchen am

DST konnten die auf die Gründung einwirkenden Belastungsverhältnisse ermittelt werden. Die Spannungsverhältnisse im Nahfeld des Monopiles konnten mit einem FE-Modell ermittelt werden. Mit der Bestimmung der unteren und oberen Spannungsgrenze des Bodens aus zyklischen Elementversuchen konnte die Grenztiefe unter Berücksichtigung der Spannungsverhältnisse im Nahfeld des Pfahls festgestellt werden. Damit können die Teilverformungen je Belastungsstufe und die Gesamtverformung innerhalb der angestrebten Lebensdauer bestimmt werden, sodass die Monopileverformung mit angepassten Bodeneigenschaften bekannt ist.

Ausblick

Aus dem bearbeiteten Forschungsvorhaben ist ein Programmpaket entstanden, welches zur Untersuchung und Abschätzung von hydrodynamischen Wechselwirkungen zwischen Tidenströmung und Repeller und Strukturen von Tidenströmungsanlagen eingesetzt werden kann. Mit den hier entwickelten Methoden steht ein Instrument zur Verfügung, mit welchem geschulte Anwender integrale Größen wie zu erwartende Leistungsausbeute aber auch detaillierte dynamische Lasten zur Auslegung der Struktur und ihrer Gründung berechnen können.

Die Forschungsergebnisse aus den hier geförderten Arbeiten eröffnen somit eine fundierte Auslegung von Offshore Tidenstromanlagen bezüglich der zu erwartenden Energieausbeute und hydrodynamischen Lasten aus dem am Standort vorliegenden Strom mithilfe der angepassten CFD Codes (z. B. MOUSE). Diese Lasten bilden die notwendigen Eingabegrößen für ein ebenfalls in dieser Arbeit entwickeltes Bemessungskonzept zur Auslegung der Gründung.

Diese Methode reicht weit über klassische Verfahren zur überschlägigen Abschätzung von hydrodynamischen Lasten auf Offshore Bauwerke hinaus, was durch die aus der Energieauskopplung bedingten zusätzlichen Lasten auf die Gründung bedingt ist. Insbesondere sei hier die Torsion auf den Monopile beim Vertikalachser genannt.

Die auftretenden Strömungsphänomene sind dabei äußerst komplex, sodass zurzeit eine direkte Anwendung der entwickelten Planungswerkzeuge durch kleine und mittlere Unternehmen erschwert wird. Ausblickend wird erwartet:

- dass bei ausreichender Anwendung sich statistische Werte mitteln lassen, welche in tabellarischer Form als Entscheidungshilfe für KMU's herangezogen werden können.
- dass in ersten Großversuchen die entwickelten Verfahren mit Langzeitmessungen verglichen werden können, sodass
- dieses Projekt beitragen konnte an einer Nutzbarmachung prognosesicherer erneuerbarer Energien in Form von kombinierten Offshore Wind- und Tidenstromanlagen.

Eine Veröffentlichung der Projektergebnisse auf der Homepage ist in Kürze vorgesehen.

Inhalt

1	Umgebungsbedingungen/Standorte.....	16
2	Versuchsanlagen	21
3	Experimentelle Untersuchungen zur Hydrodynamik kombinierter Tidestromanlagen	23
3.1	Allgemeine Konzepte zur Nutzung von Meeresströmungen	23
3.2	Twin-Rotor: Konzept und Modellbau.....	24
3.3	Modellversuche mit Horizontalachser-Konzept.....	29
3.3.1	Repeller Freifahrt.....	29
3.3.2	Anpassung des Geschwindigkeitsprofils	36
3.3.3	Messungen mit der Gesamtstruktur in gleichförmiger Anströmung	37
3.3.4	Gesamtstruktur im Seegang.....	39
3.3.5	Untersuchung der Anlage in Umlaufströmung.....	41
3.4	Turbinenkonzept mit vertikaler Achse.....	41
3.5	Versuchsergebnisse zur Vertikalachs-Anlage.....	45
3.5.1	Variation der Flügelzahl.....	45
3.5.2	Variation der Blattstellwinkel.....	46
3.6	Untersuchungen im Seegang	49
3.7	Versuche zum Sedimenttransport an einem angeströmten Zylinder	50
3.8	Zusammenfassung der experimentellen Untersuchungen.....	51
4	Numerische Verfahren	52
4.1	Flachwasserapproximation BESHwa.....	52
4.1.1	Flachwassergleichungen vom Boussinesq-Typ.....	52
4.1.2	Randbedingungen	53
4.1.3	Tideströmung.....	54
4.1.4	Winderregter Seegang	54
4.1.5	Numerische Lösung.....	55
4.1.6	Kopplung mit RANSE/Euler-Lösern.....	56
4.1.7	Simulationsbeispiele.....	57

4.2	Weiterentwicklung des 3D-Feldlösers MOUSE zur Vollständig gekoppelten instationären Berechnung rotierender Systemen an Bauwerken	64
4.2.1	Grundzüge des Basislösers für Strömungen mit freier Oberfläche	64
4.2.2	Verfahren der künstlichen Kompressibilität.....	66
4.2.3	Overset-Methode für rotierende Systeme.....	67
4.2.4	Modellierung des Sediment Transportes	74
4.2.5	Numerische Untersuchungen	80
4.2.6	Exemplarische Untersuchungen zur Tandemrotoranlage.....	80
4.2.7	Simulationen zu unterschiedlichen Vertikalachsen.....	86
4.2.8	Beispielrechnung zum Sediment	97
4.2.9	Zusammenfassung der numerischen Entwicklungen und Simulationen	98
4.3	Numerische Untersuchungen mit Ansys CFX.....	98
4.3.1	Erhaltungsgleichungen und Turbulenzmodellierung	98
4.3.2	Diskretisierung der Erhaltungsgleichungen	98
4.3.3	Verfahren zur Realisierung der Rotationsbewegung	99
4.3.4	Randbedingungen	99
4.3.5	Gittergenerierung.....	100
4.3.6	Ergebnisse.....	102
4.4	Zusammenfassung Numerische Verfahren.....	102
5	Bodenmechanische Aspekte	103
5.1	Ausgangslage, Zielsetzung und Inhalte	103
5.2	Geotechnische Untersuchungen.....	104
5.3	Geeignete Gründungsvarianten.....	104
5.4	Bemessungskonzept und zyklische Elementversuche	111
5.5	Kolkbildung im Gründungsbereich	132
5.6	Erfahrungsstand zu den Planungswerkzeugen.....	135
5.7	Zusammenfassung für den geotechnischen Bearbeitungsteil.....	138
6	Literatur	140
7	Vorträge	141

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Genehmigungsgebiete für WKA (Quelle: BSH)	16
Abbildung 2: Stromcharakteristik Sandbank 24	16
Abbildung 3: Stromcharakteristik Riffgrund Borkum	16
Abbildung 4: Flächenbezogene Strahlleistung und Kraft in Strömungsrichtung	18
Abbildung 5: Flächenbedarf (rot) und Staukraft (blau) einer 1MW Turbine	19
Abbildung 6: Geschwindigkeitsprofil des Tidestroms.....	20
Abbildung 7: Seegangparameter in den Genehmigungsgebieten.....	21
Abbildung 8: Versuchsanlagen des DST	22
Abbildung 9: Konzept einer Horizontalachsen-Tideströmungsturbine	25
Abbildung 10: Geometrie von Flügel und Nabe	26
Abbildung 11: FEM-Modell des Kraftmessglieds, Darstellung der Vergleichsspannung	27
Abbildung 12: Kraftmessglied mit DMS vor dem Abdichten.....	28
Abbildung 13: Ansicht des vollständigen Modells von vorne	28
Abbildung 14: Ansicht des vollständigen Modells von hinten.....	29
Abbildung 15: Freifahrtgerät mit einem der Repeller	30
Abbildung 16: Dimensionslose Drehmomente in Abhängigkeit der Reynoldszahl....	31
Abbildung 17: Reynoldszahl-abhängige Polaren des verwendeten Profils NACA 4412 (Lnenicka u. Horeni, 1974)	32
Abbildung 18: Gfk-Repeller.....	32
Abbildung 19: CfK-Repeller	33
Abbildung 20: Verläufe des Momentenbeiwerts bei verschiedenen Reynoldszahlen	33
Abbildung 21: Freifahrt diagramm für 5,0 m/s Anströmgeschwindigkeit	34
Abbildung 22: Drehmomentenbeiwerte - Vergleich Experiment und Rechnung	35
Abbildung 23: Leistungsbeiwerte - Vergleich Experiment und Rechnung	35
Abbildung 24: Kraftbeiwerte - Vergleich Experiment und Rechnung	35
Abbildung 25: Ausschnitt eines der Drahtgitter zur Anpassung des Geschwindigkeitsprofils	36
Abbildung 26: Eingestelltes Geschwindigkeitsprofil über der Bodenplatte	37
Abbildung 27: Rotor im stationären Betrieb bei Anströmung von rechts.....	38
Abbildung 28: Fundamentmoment mit Maßstabskorrektur für Großausführung	38
Abbildung 29: Horizontallast mit Korrektur für Großausführung	39
Abbildung 30: Einspannmoment in der Gründung	40
Abbildung 31: Horizontallast im Einspannquerschnitt.....	40

Abbildung 32: Tragflügelbefestigung für Vertikalachsturbine.....	42
Abbildung 33: Gesamtstruktur H-Rotor mit Tripod-Gründung.....	43
Abbildung 34: Modellansicht mit vier Flügeln.....	44
Abbildung 35: Einfluss der Flügelzahl auf Betriebspunkt und Leistungsbeiwert	45
Abbildung 36: Verlauf des Anströmwinkels während eines Umlaufzyklus	45
Abbildung 37: Zyklische Lastverläufe für 2-, 3- und 4-flüglige Anlage bei 1,5 m/s Stromgeschwindigkeit	46
Abbildung 38: Einfluss des Anstellwinkels auf den Leistungsbeiwert	47
Abbildung 39: Einfluss des Anstellwinkels auf den Momentenbeiwert.....	47
Abbildung 40: Messung mit und ohne Geschwindigkeitsprofil	48
Abbildung 41: Einfluss der Tauchtiefe in gleichverteilter Anströmung	48
Abbildung 42: Verformung der Wasseroberfläche bei minimaler Tauchung	49
Abbildung 43: Einfluss des Seegangs auf Leistungsbeiwert und Betriebspunkt eines 3-flügligen Rotors	49
Abbildung 44: Exemplarischer Kraftverlauf bei gleicher Dreh- und Wellenperiode...	50
Abbildung 45: Sedimentschüttung vor und nach einer Testfahrt mit 0,6 m/s	51
Abbildung 46: Unterwasseraufnahmen der zweiten Schüttung vorher und nachher	51
Abbildung 47: Bodentopographie	58
Abbildung 48: Wellenbild	58
Abbildung 49: Längsschnitt bei $y = 500$ m.....	59
Abbildung 50: Längsschnitt bei $y = 1500$ m.....	59
Abbildung 51: Längsschnitt bei $y = 2500$ m.....	59
Abbildung 55: Grunddiskretisierung: exemplarisch zweidimensional (links) und Rechenmolekül der 3D knotenzentrierten Diskretisierung.....	64
Abbildung 56: Darstellung der Levelset Funktion zur Beschreibung der freien Oberfläche.....	65
Abbildung 57: Overset-Gitterstrategie: Starre Teilgitter mit wechselseitiger Informationsübertragung bei veränderlicher Zuordnung.....	67
Abbildung 58: Datentypen (links) und Programmstruktur (rechts) der Overset-Objekt- Methode. Die Module fügen sich in bestehende MOUSE- Programmstrukturen ein	69
Abbildung 59: Schematische 2D Darstellung der Interpolationskopplung in zwei Hierarchieebenen K-1 und K. Die Pfeile geben die Richtung der Datenübertragung an. Eine Schutzzone in der keine Datenübertragung stattfindet, hier grau dargestellt, ist erforderlich ...	70
Abbildung 60: Dissektion eines Elements in Subtetraeder am Beispiel eines Prismas. Phantompunkte auf den Vierecksflächenmitten (blau) und im Zentrum	

des Elements (grün). Beispielhaft dargestellt sind vier der 14 Subtetraeder des Prismenelements.	71
Abbildung 61: Vererbungsfolge möglicher Bewegungsmodelle.....	73
Abbildung 62: Flugmechanik eines repräsentativen Sedimentkorns	75
Abbildung 63 Flug- und Ruhephase, Deposition, Auslösung und Reflexion.	76
Abbildung 64: Auslösung, Flugphase und Deposition eines repräsentativen Sedimentkorns	76
Abbildung 65: Beispieltrajektorien dreier Sedimentkörner, Parallelströmung, rechte Berandung reflektierend, untere Berandung (Boden) ist Depositionsrand.	77
Abbildung 66: Wie Abbildung 65, jedoch veränderte Anfangsbedingung und Depositionsrand mit Auslösebedingung bei konstanter Auslösehöhe.	78
Abbildung 67: Wie Abbildung 66, jedoch Auslösung mit stochastisch streuender Auslösehöhe.....	78
Abbildung 68: Methodensammlung für Segementtransport.....	79
Abbildung 69: Vertikale Geschwindigkeit mit horizontaler Schnittebene in Höhe der Tragarme. Zusätzlich ist die Rotorebene transparent eingeblendet. .	80
Abbildung 70: Wie Abbildung 69 jedoch mit einer Schnittebene durch die linke Gondel.....	80
Abbildung 71: Geschwindigkeitskomponente in Anströmrichtung	81
Abbildung 72: Druck und Auslenkung der Oberfläche (10-fach überhöht).....	81
Abbildung 73: Geschwindigkeitskomponente normal zur hinteren Schnittebene und die freie Oberfläche (10-fach überhöht) bei Seegang.....	81
Abbildung 74: Repellergeometrie	81
Abbildung 75: Raumfeste Geometrie.....	82
Abbildung 76: Raumfeste Geometrie.....	82
Abbildung 77: Vernetzung des Repellers	83
Abbildung 78: Vernetzung der Gondel.....	83
Abbildung 79: Vernetzte Repellereinheit	83
Abbildung 80: Repellereinheit im Hingergrundgitter mit Schnittebene.....	83
Abbildung 81: Geschwindigkeitskomponenten normal zur Schnittebene zu unterschiedlichen Zeitpunkten.....	84
Abbildung 82: Repellergitter und Repellergeometrie im gesamten Simulationsgebiet	85
Abbildung 83: Verteilung des Druckes auf der Geometrie und einer transparenten Schnittebene mit Isolinien.....	85
Abbildung 84: Gegenläufig drehende und ineinander greifende Rotoren	86

Abbildung 85: Modell eines vertikal drehenden Rotors im Versuchstank	86
Abbildung 86: Vernetztes Blatt dreifach in einen vernetzten Kreisring eingesetzt	87
Abbildung 87: Rotor mit Koppelgitter im Hintergrundgitter.....	87
Abbildung 88: Schnittebenen mit Isolinien der Geschwindigkeiten v in vertikaler Richtung und Isolinien der Anströmung u von links (x-Richtung) zu zwei verschiedenen Zeiten	88
Abbildung 89: Schnittebene mit Isolinien der Geschwindigkeit quer zur Anströmung	89
Abbildung 90: Vergleich von Moment um die Drehachse, Widerstandskraft und Querkraft zwischen Simulation und Experiment.....	89
Abbildung 91: Zwei Rotorblätter mit Koppelgitter im Hintergrundgitter	90
Abbildung 92: Schnittebenen mit Isolinien der Geschwindigkeiten v in vertikaler Richtung und Isolinien der Anströmung u von links (x-Richtung) zu zwei verschiedenen Zeiten	90
Abbildung 93: Schnittebene mit Isolinien der Geschwindigkeit quer zur Anströmung	91
Abbildung 94: Vergleich von Moment um die Drehachse, Widerstandskraft und Querkraft zwischen Simulation und Experiment.....	91
Abbildung 95: Schnittebenen mit Isolinien der Geschwindigkeiten v in vertikaler Richtung und Isolinien der Anströmung u von links (x-Richtung) zu zwei verschiedenen Zeiten	92
Abbildung 96: Schnittebene mit Isolinien der Geschwindigkeit quer zur Anströmung	93
Abbildung 97: Vergleich von Moment um die Drehachse, Widerstandskraft und Querkraft zwischen Simulationen bei gleicher Drehzahl	93
Abbildung 98: Auslenkung der freien Oberfläche [m]	94
Abbildung 99: Auslenkung der freien Oberfläche zehnfach überhöht, mit Blickrichtung von oberhalb der Oberfläche nach unten	94
Abbildung 100: Verknüpfte Gitter für detaillierten Rotor	95
Abbildung 101: Schnittebenen mit Isolinien der Geschwindigkeitskomponenten bei der Durchströmung des Rotors	96
Abbildung 102: Vergleich des Drehmomentes von Simulation und Experiment unter Berücksichtigung unterschiedlicher Rotorbauteile zu einem Zeitpunkt	96
Abbildung 103 : Modellierung des Sedimenttransportes am Beispiel eines Monopiles zu unterschiedlichen Zeitpunkten	97
Abbildung 104: Schematische Darstellung der Randbedingungen.....	100
Abbildung 105: Hexaedergitter nichtrotierendes System.....	101
Abbildung 106: Tetraedergitter	101
Abbildung 107: Rückstromgebiete auf der Saugseite bei verschiedenen Reynoldszahlen.....	102

Abbildung 108: Monopilegründung mit Twinrotor	105
Abbildung 109: Quadpodgründung mit drei Unterwasserrotoren.....	105
Abbildung 110: Unterwasserrotor mit vertikaler Achse	107
Abbildung 111: Resultierende Belastungskomponenten am Pfahlkopf einer Monopilegründung.....	107
Abbildung 112: Räumliches FE-Modell zur Berücksichtigung von Torsionsmomenten	109
Abbildung 113: Fließfläche der DRUCKER-PRAGER-Bruchbedingung mit Kappe in der p-q-Ebene	110
Abbildung 114: Vergleich der Pfahlverformung ohne (links) und mit Torsionsmoment (rechts).....	111
Abbildung 115: Bemessungskonzept für kombinierte Offshore-Windenergie- und Tideströmungsanlagen am Beispiel der Monopilegründung.....	112
Abbildung 116: Zur Definition des zyklischen Belastungsverhältnisses.....	113
Abbildung 117: Definition der Grenztiefe	114
Abbildung 118: Wellenhöhenüberschreitungsdiagramm für die Nordsee (HAPEL, 1990)	116
Abbildung 119: Wellenkräfte für eine Wassertiefe von 35 m	116
Abbildung 120: Dimensionsloses Beanspruchungskollektiv der Horizontalkraft (t = 1 a).....	116
Abbildung 121: Dimensionslose Biegelinien der Pfähle.....	117
Abbildung 122: Deviatorspannungen unter dem Kollektivhöchstwert ($H_W = 20,7$ m, $e/D = 3,5$)	119
Abbildung 123: Erweiterter zyklischer Triaxialstand	120
Abbildung 124: Schema des Versuchsaufbaus	121
Abbildung 125: Beispielhafter Spannungsverlauf	122
Abbildung 126: Zugehörige Entwicklung der plastischen Dehnung	122
Abbildung 127: Relative plastische Dehnung der einzelnen Belastungsstufen im doppellogarithmischen Maßstab.....	123
Abbildung 128: Verlauf der relativen plastischen Dehnung, normiert bei $N = 10^4$, im doppellogarithmischen Maßstab.....	123
Abbildung 129: Festigkeitskurven für verschiedene Dehnungskriterien	124
Abbildung 130: Einwirkende Spannungskollektive des Bodens.....	127
Abbildung 131: Spannungskollektiv, Lage zur Festigkeitskurve und anteilige Verformungsbeiträge am Beispiel des Pfahles mit $D = 8$ m	128
Abbildung 132: Spannungskollektiv, Lage zur Festigkeitskurve und anteilige Verformungsbeiträge aller Pfähle	128

Abbildung 133: Verformungszustand und akkumulierte plastische Dehnung	129
Abbildung 134: Zyklenzahlabhängiges Elastizitätsmodul	130
Abbildung 135: Referenzdehnung für das SWM.....	131
Abbildung 136: Dimensionslose Biegelinie, zyklisch ($t = 1a$).....	131
Abbildung 137: Entwicklung der bezogenen Pfahlkopfverschiebung über die Beanspruchungsdauer	132
Abbildung 138: Vergleich verschiedener Ansätze zur Ermittlung der Kolktiefe.....	134
Abbildung 139: Auswertung der Kolktiefe nach Sumer & Fredsoe (2002).....	135

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Klassierte Tidenstrom-Daten an der Position N 55.75° E 4.08° (Prozentuale Häufigkeiten)	17
Tabelle 2: Klassierte Tidenstrom-Daten an der Position N 53.70° E 6.48° (Prozentuale Häufigkeiten)	17
Tabelle 3: Schnittgrößen bei unterschiedlicher Anordnung bei Unterwasserrotoren in Höhe Meeresboden	107
Tabelle 4: Materialparameter UL in ABAQUS/ STANDARD 6.6 (2006).....	110
Tabelle 5: Pfahleigenschaften für die Parameterstudie	115
Tabelle 6: Belastungsstufen eines beispielhaft gewählten zyklischen Triaxialversuchs	122
Tabelle 7: Einflussfaktoren auf die Kolkbildung	133
Tabelle 8: Ansätze zur Abschätzung der bezogenen Kolkentiefe.....	134
Tabelle 9: Überblick über einige Hubinseln	137
Tabelle 10: Überblick über vorhandene Konstruktionsschiffe	137

1 Umgebungsbedingungen/Standorte

Zur Konzeption der experimentellen Untersuchungen zur Hydrodynamik von Tidestromanlagen mussten im Vorfeld mögliche Standorte und die hydrodynamisch relevanten Umgebungsbedingungen untersucht werden. Hierzu wurden zunächst die Strömungsverhältnisse im Bereich ausgewählter Genehmigungsgebiete für Offshore-Windkraftanlagen in der Deutschen Bucht betrachtet (Abbildung 1). In einem ersten Schritt wurden die auf der Internetseite des Bundesamts für Seeschifffahrt und Hydrografie (BSH) veröffentlichten Prognosen des Oberflächenstroms in den Genehmigungsgebieten Sandbank 24 und Riffgrund Borkum über einen Zeitraum von 72 Stunden hinsichtlich Geschwindigkeit und Richtung protokolliert. Die Aneinanderreihung dieser Vektoren zeigt eindrucksvoll die signifikanten Unterschiede der Stromcharakteristik innerhalb eines Seegebiets (Abbildung 2 und Abbildung 3).

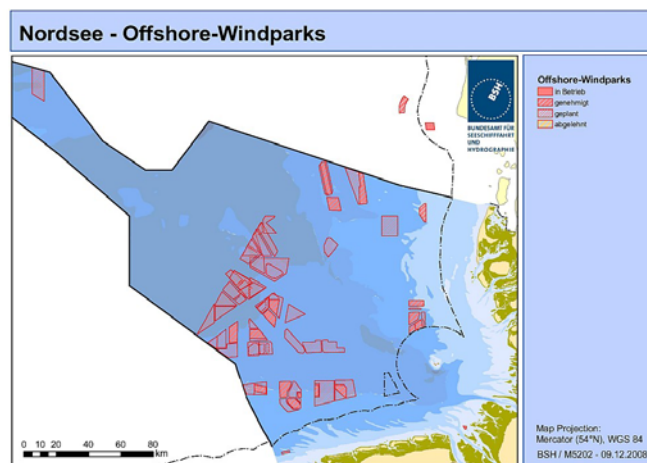


Abbildung 1: Genehmigungsgebiete für WKA (Quelle: BSH)

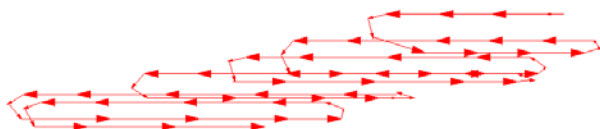


Abbildung 2: Stromcharakteristik Sandbank 24

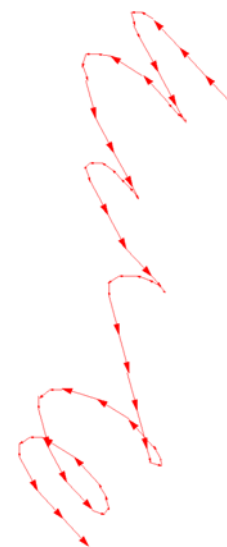


Abbildung 3: Stromcharakteristik Riffgrund Borkum

An beiden Standorten ist eine Süd-West setzende, windinduzierte Strömung überlagert worden. Allerdings dominieren im periodischen Stromanteil die Komponenten parallel zu den Breitenkreisen im Genehmigungsgebiet Sandbank 24 wesentlich stärker. Die so gewonnenen Kenntnisse genügen noch nicht, um die langfristige

Charakteristik des Tidestroms mit einer detaillierten Häufigkeitsverteilung an einem Standort zu beschreiben. Beispielsweise die Auswirkungen einer Spring- oder Nipp-tide durch die Konjunktion oder Opposition der Anziehungskräfte von Sonne und Mond werden nicht erfasst.

Aus einem vorangegangenen Vorhaben bestand Zugriff auf die Ergebnisse des EU-Projekts HIPOCAS³, welche mit der Genehmigung des GKSS – Forschungszentrums Geesthacht genutzt werden konnten. In diesem Projekt (Weiße et al. 2003) wurden durch so genannte Reanalysen zeitlich und räumlich aufgelöste Daten von insgesamt 17 Parametern für die südliche Nordsee zusammengestellt. Es liegen stundenweise gemittelte Werte für mehr als 12.000 Raumpunkte, entsprechend einer Kantenlänge von etwa fünf Kilometern, über einen Zeitraum von 43 Jahren vor.

Klassierte Strömungsgeschwindigkeiten und -richtungen für den Sommer 1998, in dem sehr geringe Einflüsse durch Windfelder überlagert wurden, bieten einen guten Überblick über den Tidestrom an den beiden ausgewählten Standorten. Die nachstehenden Tabellen zeigen die Häufigkeiten der jeweiligen Strömungsbedingungen. Die Charakteristika in anderen Genehmigungsgebieten sind vergleichbar oder liegen zwischen diesen Beispielen.

**Tabelle 1: Klassierte Tidestrom-Daten
 an der Position N 55.75° E 4.08° (Prozentuale Häufigkeiten)**

Angle \ Speed	0.00	0.05	0.10	0.15	0.20	0.25	0.30	0.35	0.40	0.45	0.50	0.55	0.60	0.65	0.70	0.75	0.80	0.85	0.90	0.95
	0.05	0.10	0.15	0.20	0.25	0.30	0.35	0.40	0.45	0.50	0.55	0.60	0.65	0.70	0.75	0.80	0.85	0.90	0.95	1.00
0-30	0.28	2.5	1.53	0.83	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
30-60	0.28	1.94	3.75	2.92	1.94	0.28	0.28	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
60-90	1.39	2.22	2.78	4.31	3.33	0.56	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
90-120	0.56	1.11	1.94	2.5	0.83	0.28	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
120-150	0.56	1.11	1.39	0.69	0.28	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
150-180	0.69	0.83	0.56	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
180-210	0.14	0.56	0.83	0.28	0.14	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
210-240	0.69	2.64	3.33	2.64	1.94	0.69	0.56	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
240-270	0.56	3.33	6.25	6.39	3.33	0.42	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
270-300	1.11	3.06	4.86	1.94	0.42	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
300-330	0.97	2.78	1.81	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
330-360	0.83	1.94	0.83	0.14	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0

**Tabelle 2: Klassierte Tidestrom-Daten
 an der Position N 53.70° E 6.48° (Prozentuale Häufigkeiten)**

Angle \ Speed	0.00	0.05	0.10	0.15	0.20	0.25	0.30	0.35	0.40	0.45	0.50	0.55	0.60	0.65	0.70	0.75	0.80	0.85	0.90	0.95
	0.05	0.10	0.15	0.20	0.25	0.30	0.35	0.40	0.45	0.50	0.55	0.60	0.65	0.70	0.75	0.80	0.85	0.90	0.95	1.00
0-30	0	0.97	0.14	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
30-60	0	0.14	0.83	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
60-90	0	0	0.14	0.69	1.81	1.53	1.11	1.67	1.94	2.64	1.39	1.81	0.83	0.56	0	0	0	0	0	0
90-120	0	0	0.14	0	0.14	0.42	2.36	2.22	2.64	3.47	3.61	3.61	3.33	1.39	0	0	0	0	0	0
120-150	0	0	0	0.83	1.81	1.67	0.56	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
150-180	0	0	0.56	2.36	0.28	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
180-210	0	0	1.11	1.11	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
210-240	0	0	0.14	2.08	0.56	0.14	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
240-270	0	0	0	0	1.11	2.08	1.53	1.81	1.39	1.94	2.5	2.5	2.36	2.64	2.22	1.67	0.14	0	0	0
270-300	0	0	0	0.42	1.81	0.69	0.83	0.83	2.08	1.39	1.94	2.08	1.81	2.22	1.39	0.97	0	0	0	0
300-330	0	0.14	1.11	0.56	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
330-360	0	0.56	0.56	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0

Die maximalen Strömungsgeschwindigkeiten im Bereich der deutschen Offshore-Windparks sind ohne die unregelmäßigen Auswirkungen von Windfeldern je nach Standort kleiner als 0,35 bzw. 0,85 m/s. Da die im erfassten Querschnitt enthaltene

³ Hindcast of Dynamic Processes of the Ocean and Coastal Areas of Europe

Strahlleistung sich mit der dritten Potenz der Strömungsgeschwindigkeit ändert, ist der Energieinhalt bei 0,5 m/s Strom mit rund 60 W/m² sehr gering. Das Erfassen entsprechend großer Strömungsquerschnitte wird durch das ungünstige Verhältnis zwischen der Leistung und den resultierenden Lasten (Abbildung 4) auf die Gründungsstruktur erschwert, in welche die Strömungsgeschwindigkeit nur quadratisch eingeht.

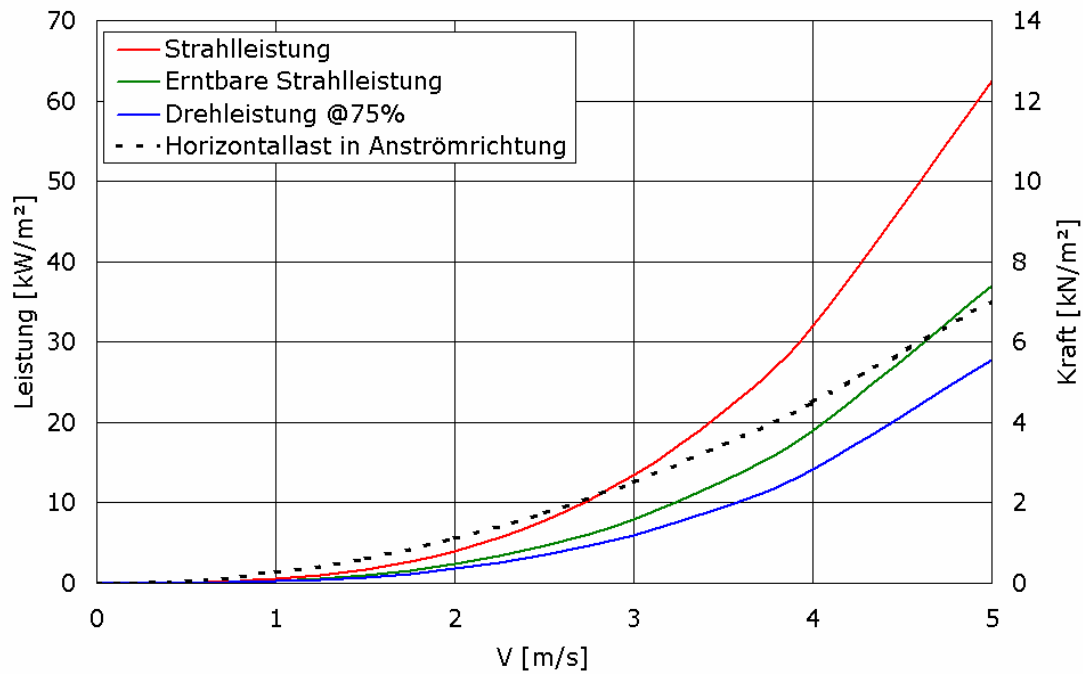


Abbildung 4: Flächenbezogene Strahlleistung und Kraft in Strömungsrichtung

Von der in der Strömung vorhandenen Energie kann nur ein bestimmter Teil vom Betreiber „geerntet“ werden. In Abbildung 4 wird dieser Teil als „erntbar“ bezeichnet. Als erntbare Strahlleistung wird der Energieanteil verstanden, der nach dem Betz'schen Gesetz aus der Strömung im Idealfall ausgekoppelt werden kann. Er entspricht einer Geschwindigkeitsreduktion nach der Strahltheorie auf ein Drittel der ungestörten Anströmung und einem Leistungsanteil von 16/27 bzw. knapp 60%.

Abbildung 5 zeigt den Zusammenhang von Leistung und Kraftwirkung exemplarisch für eine 1 MW-Anlage. Über der Strömungsgeschwindigkeit logarithmisch aufgetragen sind zum einen die erforderliche Fläche (rot) des für die Energieauskopplung erforderlichen Strahlquerschnitts bei einem angenommen Leistungsbeiwert $c_P=0,4$ sowie die zu erwartende Kraft (blau) in Anströmrichtung, welche in den Baugrund abzuführen ist. Für einen wirtschaftlichen Betrieb sind Standorte mit einer mittleren Strömungsgeschwindigkeit ab etwa 1 m/s wünschenswert. Modellversuche wurden bis 4 m/s in der Großausführung durchgeführt.

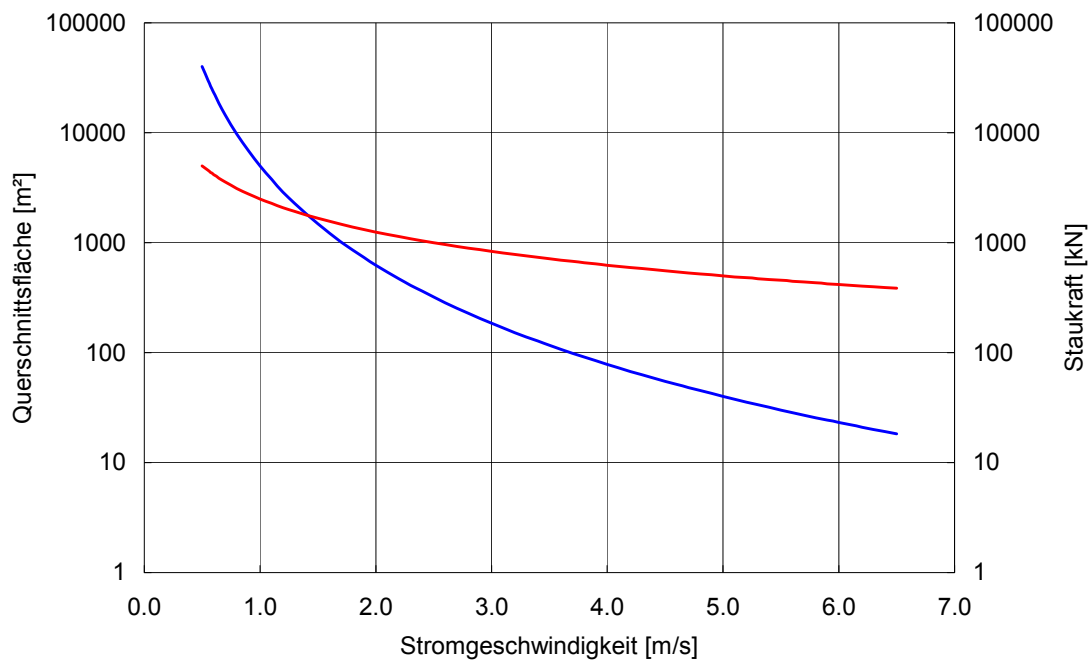


Abbildung 5: Flächenbedarf (rot) und Staukraft (blau) einer 1MW Turbine

Durch den Reibungseinfluss am Gewässerboden bildet sich ein Geschwindigkeitsprofil, welches näherungsweise ab der halben Wassertiefe bis zur Oberfläche eine konstante Strömungsgeschwindigkeit erreicht. Darunter lässt sich das Profil gut mit einem Potenzgesetz annähern. Die Strömungskomponenten aus der Wirkung von Windfeldern dagegen klingen linear mit dem Abstand von der freien Oberfläche ab. Die Strömungszustände an realen Standorten können durch den Einfluss der Bodentopologie stark von diesem theoretischen Ansatz abweichen.

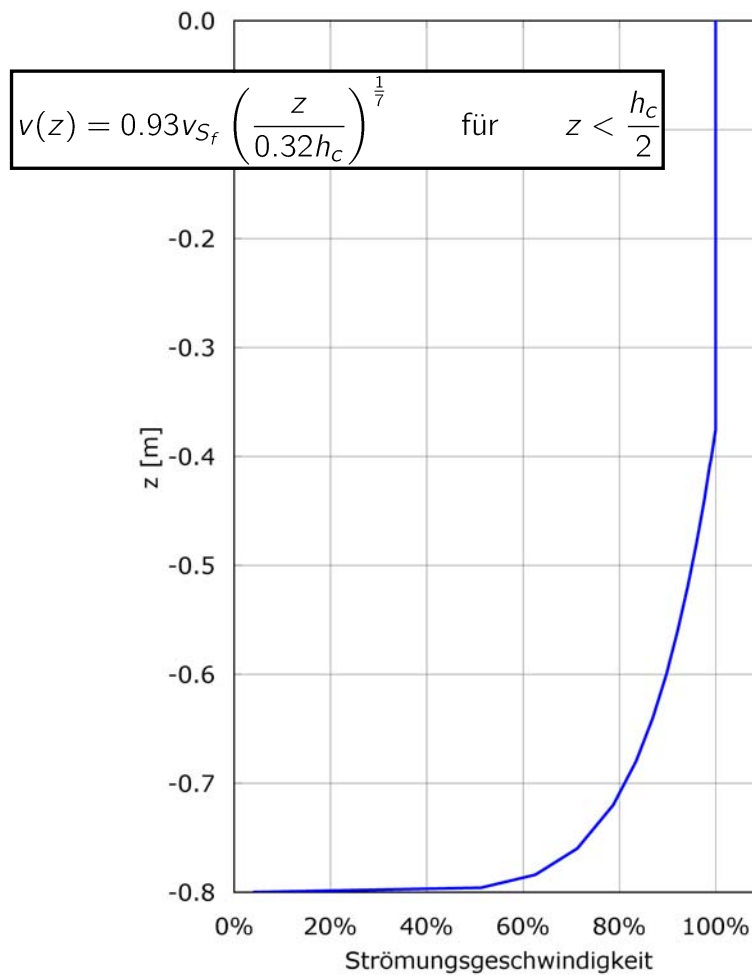


Abbildung 6: Geschwindigkeitsprofil des Tidestroms

Aus den oben genannten Hindcast-Daten wurden auch Statistiken für die auftretenden Seegänge hinsichtlich der Perioden und Wellenhöhen aufgestellt (Abbildung 7). Für die Modellversuche wurden Szenarien entlang der relativ scharfen Grenze minimaler Perioden für verschiedene Wellenhöhen ausgewählt.

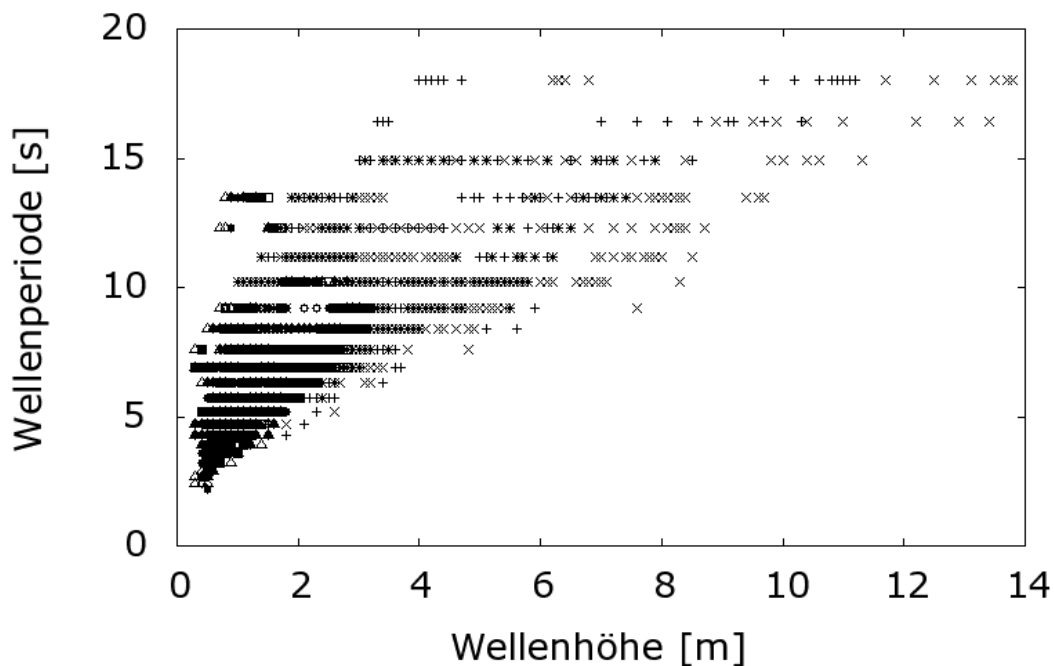


Abbildung 7: Seegangparameter in den Genehmigungsgebieten

2 Versuchsanlagen

Der große Flachwassertank bildet das Kernstück der Versuchsanlagen des DST. Mit einer Gesamtlänge von 200 m, einer Breite von 10 m und einer variablen Wassertiefe zwischen 0 und 1,25 m bietet er für die Untersuchung vieler schiffs- und meeres-technischer Problemstellungen ideale Voraussetzungen. Parallel zu diesem Becken liegt ein schmalerer Tank mit einer Breite von 3 m und einer Wassertiefe von bis zu 3 m im einen Teil und nach einer ansteigenden Rampe einer zum großen Tank identischen Sohlenhöhe im anderen Teil. An diesen Tank schließt sich ein abtrennbares rechteckiges Manövrierbecken mit einem rotierenden Schlepparm an. Diese parallelen Becken ermöglichen durch Umpumpen ein zügiges Anpassen der Wassertiefe an die Anforderungen des jeweiligen Modellversuchs. Dieselbe Pumpenanlage ermöglicht außerdem das Erzeugen einer Ringströmung in beiden Tanks zur Simulation strömender Gewässer. Die erreichbare Strömungsgeschwindigkeit und die verfügbare Wassertiefe sind jedoch durch das erforderliche Gefälle zwischen den Tanks und die installierte Pumpenleistung limitiert. Beide Tanks sind mit Wellengeneratoren ausgestattet, so dass auch Versuche in regelmäßigen Wellen oder langkämmigen Seegängen eines beliebigen Spektrums durchgeführt werden können. Die maximale Wellenhöhe beträgt je nach Wassertiefe und Wellenperiode 0,20 bis 0,50 m. Zur Unterdrückung unerwünschter Reflektionen können künstliche Strände am gegenüberliegenden Tankende installiert werden, was neben einer längeren Messdauer auch eine schnellere Beruhigung des Wasserspiegels vor dem nächsten Versuch ermöglicht.

Im großen Flachwassertank stehen zwei verschiedene Schleppwagen zur Verfügung. Der große konventionelle Schleppwagen, welcher bei Bedarf mittels eines Auslegers auch den schmalen Tank bedient, ist bemannt, trägt eine Vielzahl von speziellen Versuchs- und Messanlagen und ermöglicht eine direkte Beobachtung des

Versuchs. Die große Masse von rund vierzig Tonnen und die Übertragung der Antriebs- und Verzögerungskräfte mittels Reibschluss auf die Fahrschienen limitieren jedoch die erreichbare Beschleunigung und damit auch die maximale Geschwindigkeit unter Einhaltung einer Mindestzeit für die Einstellung eines stationären Zustands und die erforderliche Messdauer. Für Versuche mit größeren Anforderungen an die Geschwindigkeit steht die so genannte Schnellschleppanlage zur Verfügung. Dieser unbemannte Schleppwagen wird nicht über Reibschluss, sondern mittels eines Linearmotors angetrieben. Hierdurch sind bei Bedarf Beschleunigungen größer als die Erdbeschleunigung erreichbar, so dass auch bei der maximalen Geschwindigkeit von 15 m/s noch eine hinreichende Messzeit zur Verfügung steht. Dieser Schleppwagen kann mit verschiedenen Auslegern bestückt werden, so dass die Position und Steifigkeit der Modellaufhängung den besonderen Anforderungen angepasst werden können. Beide Anlagen arbeiten unabhängig voneinander und können je nach Ausrüstung einander passieren. Die nachstehende Abbildung 8 gibt einen Überblick über die Versuchsanlagen des DST.

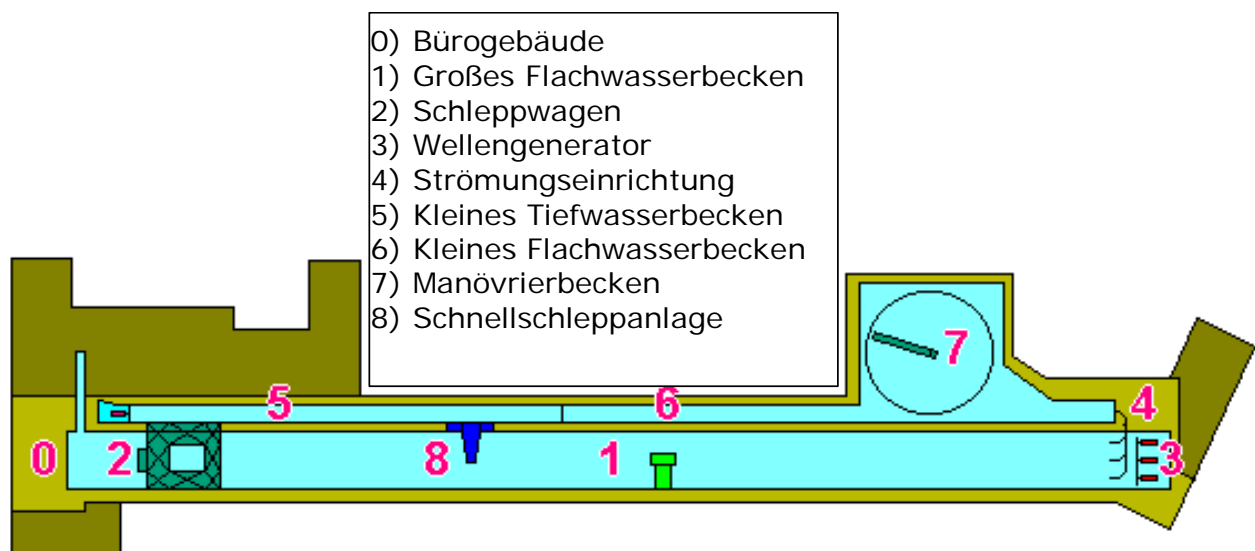


Abbildung 8: Versuchsanlagen des DST

Für die Untersuchung von ortsfesten Anlagen in strömenden Gewässern mit überlagertem Seegang erscheint es zunächst nahe liegend, auch im Modellexperiment mit einer stehenden Anlage zu arbeiten. Im Rahmen dieses Projekts wurde jedoch entschieden, den Betrieb der untersuchten Turbinenkonzepte mit stehendem Wasser und geschlepptem Modell zu simulieren. Dieser Ansatz bedeutet zwar durch die Tanklänge begrenzte Messzeiten und erfordert erhebliche Wartezeiten zwischen den einzelnen Messungen um eine hinreichende Beruhigung des Wassers zu ermöglichen. Jedoch sind bei Nutzung der Strömungsanlage die erzielbaren Strömungsgeschwindigkeiten sowie die Wassertiefe durch die installierte Pumpenleistung und das Wehr limitiert. Da die Turbinenanlagen in der Großausführung bedingt durch die kleinen Strömungsgeschwindigkeiten sehr beträchtliche Abmessungen besitzen, ist der Maßstabsfaktor für die Modellversuche bereits sehr groß. Eine verringerte Wassertiefe mit einer zusätzlichen Vergrößerung des Maßstabsfaktors musste vermieden werden. Zudem können in Modellversuchen im Allgemeinen nicht alle Ähnlichkeitsgesetze zugleich erfüllt werden. Insbesondere die Ähnlichkeit bezüglich der Zähigkeitseinflüsse, welche durch die Reynoldszahl Re ausgedrückt wird, ist nicht realisierbar. Die Reynoldszahl ist definiert als

$$\text{Re} = \frac{VL}{\nu} \quad (2.1)$$

mit der Strömungsgeschwindigkeit V , einer charakteristischen Länge L und der kinematischen Viskosität ν . Bei durch das Medium Wasser weitgehend festliegender Viskosität bedingen die geringe Geschwindigkeit und die reduzierte Modellgröße sehr kleine Reynoldszahlen und damit verstärkte Maßstabeffekte, welche die Umrechnung der Messwerte auf die Großausführung komplexer oder gar unmöglich machen.

Des Weiteren erfordert die Einregelung einer gleich bleibenden Strömung mehrere Stunden, so dass der Zeitgewinn durch die wegfallenden Wartezeiten zwischen den Messungen fast aufgewogen wird. Außerdem erreicht die Reproduzierbarkeit von Messungen mit Umlaufströmung nicht die Güte von Versuchen mit geschlepptem Modell. Diese Einschätzungen wurden durch eine ergänzende Messreihe, bei der das erste Modell stationär im flachen Teil des kleinen Tanks angeströmt wurde, bestätigt. In diesem Tank lassen sich ohne aufwändigen Zukauf großer Wassermassen die höchsten Wasserstände und Strömungsgeschwindigkeiten realisieren. Allerdings ist die Strömung hinter der Rampe trotz installierter Gleichrichter relativ ungleichmäßig.

Das vertikale Geschwindigkeitsprofil der Strömung unter Einhaltung der Haftbedingung entsprechend einer in Bodennähe auf Null verzögerten Relativgeschwindigkeit stellt sich nach einer Lauflänge im Tank von rund fünfzig Metern maßstäblich ein. Beim geschleppten Modell im stehenden Wasser muss dieses Profil mit einer mitgeschleppten Bodenplatte und einem vor dem Messquerschnitt installierten Drahtmodell nachgebildet werden. Die nicht exakt abgebildete Überlagerung des Seegangs mit dem Strom bzw. dem fahrenden Modell bei den entsprechenden Versuchsreihen wurde toleriert, da die Stromgeschwindigkeiten in Relation zu den Phasengeschwindigkeiten der Seegänge sehr klein sind.

3 Experimentelle Untersuchungen zur Hydrodynamik kombinierter Tidestromanlagen

3.1 Allgemeine Konzepte zur Nutzung von Meeresströmungen

Zur Auskopplung von Energie aus frei strömenden Gewässern existieren viele verschiedene Konzepte und Anlagen. Im Rahmen dieses Projektes wurden nur Turbinen betrachtet, also Strömungsmaschinen, welche die kinetische Energie des Fluids unmittelbar in Rotationsenergie wandeln. Das wesentliche Merkmal zur Klassifizierung dieser Anlagen ist die Achslage relativ zur Anströmrichtung. In der Windenergie Branche haben sich Anlagen mit horizontaler Achse also Achse in Richtung der Strömung weitgehend durchgesetzt. Die Repeller dieser Anlagen müssen aktiv oder passiv entsprechend der Strömungsrichtung ausgerichtet werden, besitzen aber hohe Wirkungsgrade und bezogen auf die Anlagenleistung relativ geringe verbaute Massen.

Anlagen mit Achslage orthogonal zur Strömungsrichtung –in der Windenergie in der Regel vertikaler Achse– arbeiten unabhängig von der Strömungsrichtung und rotieren tendenziell mit einer niedrigeren Drehrate. Die Wirkungsgrade sind in der Regel etwas kleiner als bei Axialturbinen mit Repeller und die verbauten Massen relativ groß.

Da die meisten Orthogonalachsen einen rechteckigen Strahlquerschnitt erfassen, bauen sie verhältnismäßig kompakt.

Aus hydrodynamischer Sicht sind gemantelte Rotoren, also Turbinen mit nicht rotierenden bzw. nur nach der Hauptströmungsrichtung ausgerichteten Düsen und/oder Diffusoren, besonders hinsichtlich der geringen rotierenden Massen bei großem Strahlquerschnitt sehr attraktiv. Da solch komplexe Bauwerke jedoch nur mit hohem Aufwand in die Struktur von Offshore Windkraftanlagen integriert werden können und zudem keine adaptive Ausrichtung zu zeitlich variierenden Strömungsrichtungen bieten (vgl. Abbildung 3), beschränken sich die vorgestellten Untersuchungen auf ungemantelte Anlagen. Andere Sonderformen wie beispielsweise Anlagen mit gegenläufigen Rotoren zur Minimierung der Drallverluste werden hier ebenfalls nicht näher betrachtet.

Die Herausforderung der Überlebensfähigkeit der Anlagen in extremen Umgebungsbedingungen wie großen Windgeschwindigkeiten für Windkraftanlagen ist bei Tidestromturbinen etwas anders gelagert. Eine Windkraftanlage, die beispielsweise für Windgeschwindigkeiten von weniger als 10 m/s ausgelegt ist, muss auch Geschwindigkeiten von mehr als 100 m/s überleben, was durch den quadratischen Geschwindigkeitsterm in der Gleichung für die Kräfte einem hundertfachen der Auslegungsbelastung entspricht. Für diese Ereignisse bieten Horizontalachs-Turbinen günstigere Möglichkeiten durch Aus-dem-Wind-drehen oder Veränderung der Blattanstellwinkel bis zum vollständigen Abreißen der Strömung als Vertikalachs-Turbinen. Im Tidestrom sind die auftretenden Geschwindigkeiten der Strömung bei Extremereignissen nur wenig größer als im Auslegungspunkt. Eine Herausforderung stellen jedoch unter Umständen die auftretenden Seegangslasten dar, welche bis in große Wassertiefen hohe zyklische Lastschwankungen verursachen.

3.2 Twin-Rotor: Konzept und Modellbau

Eine wesentliche Randbedingung für das eingesetzte Turbinenkonzept ist die gewählte Gründungsstruktur der Windkraftanlage. Für relativ geringe Wassertiefen bis rund vierzig Meter wurde von einer Monopilegründung ausgegangen. Die nahe liegende Installation eines einzigen Repellers für den Tidestrom ähnlich dem der Windkraftanlage im „Strömungsluv“ des Monopile lässt eine deutliche Interaktion zwischen den Repellerblättern und der im Vergleich zum Rotor der Windkraftanlage sehr großen Gründungsstruktur erwarten. Aus diesem Grund wurde unter Beibehaltung des Rotorkonzepts eine Anlage mit zwei Rotoren entworfen. Die Gondeln mit den Rotornaben und Generatorkomponenten sind über Ausleger mit einer entsprechend der Stromrichtung um den Monopile rotierbaren Manschette verbunden. Die nachstehende Abbildung zeigt dieses Konzept mit den Abmaßen des Modells im Maßstab 1:50.

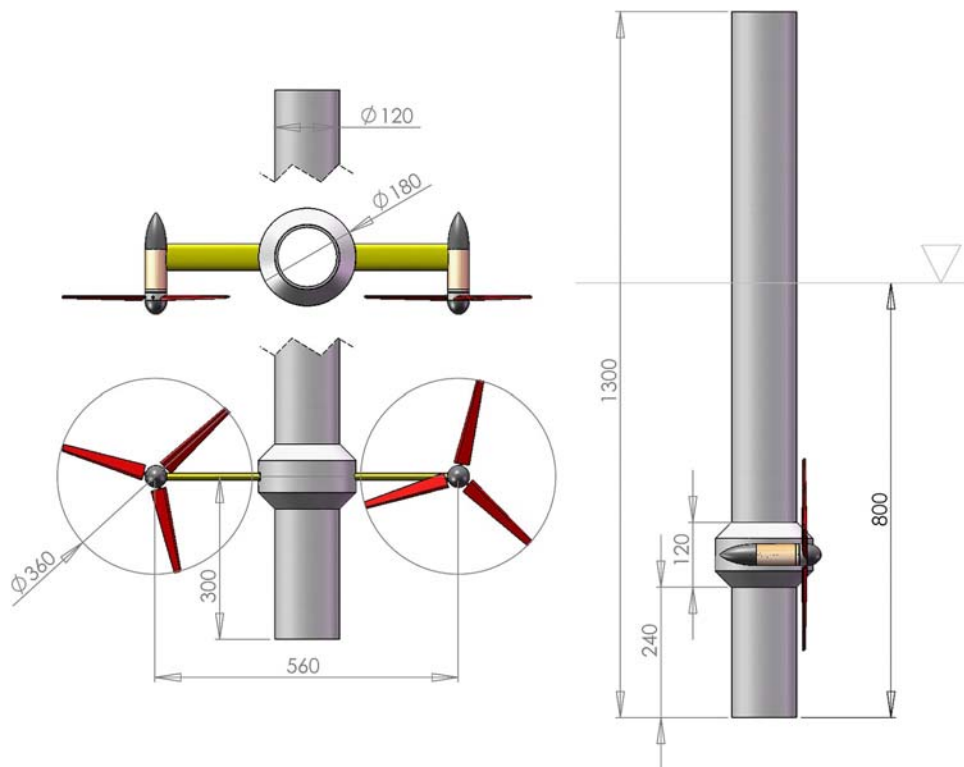


Abbildung 9: Konzept einer Horizontalachsen-Tideströmungsturbine

Für die Auslegung und den Bau der Repeller wurden verschiedene Möglichkeiten diskutiert. Denkbar wären prinzipiell langsam laufende Rotoren mit einem großen Verhältnis der Flügelfläche zur Fläche des erfassten Kreisquerschnitts, niedriger Drehrate und hohem Drehmoment. Diese sind seit den Anfängen der Nutzung von Windenergie weit verbreitet und eignen sich beispielsweise sehr gut für den direkten Betrieb von Wasserpumpen. Besonders die Bauform der „Amerikanischen Farmwindturbinen“ mit 12 bis 20 und mehr Flügeln ist allgemein bekannt. Sie sind aerodynamisch nicht sehr anspruchsvoll und erzeugen aufgrund der niedrigen Blattgeschwindigkeiten kaum unerwünschte Geräusche. Die großen Flügelflächen bringen auch ohne Rotation hohe Strömungskräfte mit sich und bei großen Anlagen ergeben sich erhebliche Massenkräfte.

Moderne großtechnische Turbinen sind in der Regel auf den Antrieb von Generatoren ausgelegt. In diesem Fall sind hohe Drehraten und geringe Momente erwünscht, da dies kleinere Abmessungen von Generator, Getriebe und Nabe ermöglicht. Aerodynamisch gut ausgelegte Rotoren erreichen sehr hohe Wirkungsgrade mit geringen Drallverlusten. Die Schnellläufigkeit der Rotoren ist eine wichtige charakteristische Größe. Die so genannte Schnelllaufzahl SLZ ist definiert als das Verhältnis der Umfangsgeschwindigkeit an der Blattspitze zur Geschwindigkeit der ungestörten Anströmung:

$$SLZ = \frac{V_U}{V_\infty} = \frac{\omega r}{V_\infty} = \frac{2\pi nr}{V_\infty} \quad (3.1)$$

In der Windenergie haben sich mittlerweile dreiflügelige Rotoren mit einer Schnellläufigkeit von $SLZ = 5 - 8$ durchgesetzt. Repeller mit zwei oder sogar nur einem Flügel erreichen prinzipiell geringfügig höhere Wirkungsgrade, benötigen aber noch höhere

Drehraten. Da hiermit jedoch ein starker Anstieg der Geräuscentwicklung verbunden ist und es zu ausgeprägten zyklischen Interaktionen mit der Struktur kommt, sind diese Anlagen nicht so stark verbreitet.

Auch wenn unter Wasser im Verhältnis zu Anwendungen in der Luft durch die niedrigen Strömungsgeschwindigkeiten die Geräuscentwicklung eher unkritisch ist, ergibt sich für Tidenströmungsanlagen eine andere Herausforderung. Die Kavitation durch lokales Unterschreiten des Dampfdrucks senkt zum einen die Effizienz der Anlage und führt zum anderen beim Implodieren der entstehenden Dampfblasen auf der Oberfläche der Rotoren oder Struktur zu Erosionsschäden. Um das Kavitationsrisiko so weit wie möglich zu reduzieren, wurden im Rahmen dieses Projektes Rotoren mit einer relativ niedrigen Schnellläufigkeit vorgesehen.

Da die optimale Auslegung der Rotoren kein Kernarbeitspunkt des Projekts war, sollten relativ einfache Repeller mit drei Flügeln gebaut werden. Zur Realisierung eines überschaubaren Modellbauaufwands und einer möglichst hohen Flexibilität im Versuch wurden verschiedene Geometrien und Bauweisen diskutiert.

Optimierte Flügel mit radialer Änderung des Anstellwinkels besitzen zwar den bestmöglichen Wirkungsgrad, sind aber im Modellbau aufwändig und lassen keine Anpassungsmöglichkeiten im Rahmen der Modellversuche zu. Abwickelbare Kreissegmentprofile mit radialem Twist sind einfacher zu fertigen und effizient, jedoch durch die scharfe Anströmkante sehr empfindlich gegenüber Abweichungen vom optimalen Betriebspunkt. Somit fiel die Wahl auf nicht getwistete, zugespitzte Profile mit einem toleranten Profilquerschnitt. Die fehlende radiale Verwindung ist bei einem Repeller weitaus unkritischer als bei einem Propeller, da die Flügelspitze entlastet wird und somit kein massiver Strömungsabriss mit signifikant negativem Einfluss auf das Nutzmoment auftritt. Diese Flügel erlauben die Einstellung verschiedener Anstellwinkel und bilden den besten Kompromiss aus geringem Fertigungsaufwand, hoher Effizienz und Variabilität der Modellkonfiguration. Von einem handgefertigten Urmodell mit einem Tragflügelprofil vom Typ NACA 4415 wurde eine Negativform abgenommen, in der baugleiche Flügel aus Glasfaserverstärktem Kunststoff mit einer einlamierten Stahlachse gefertigt wurden.

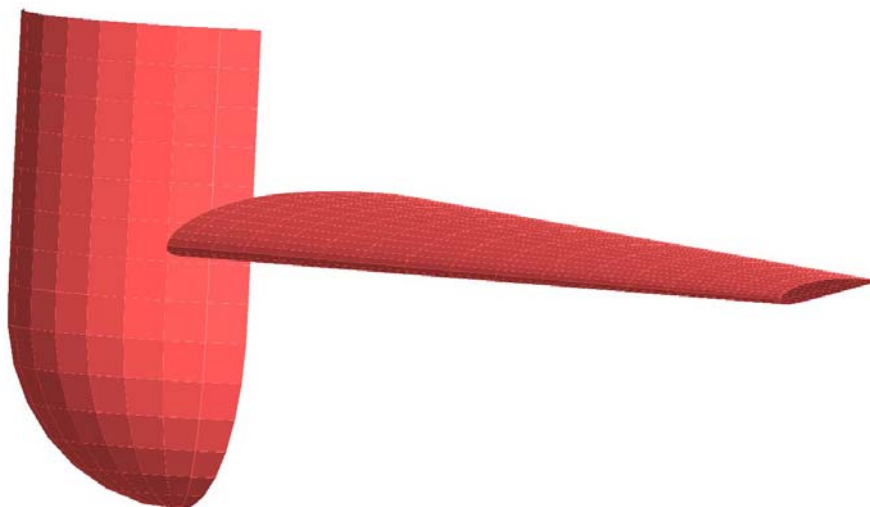


Abbildung 10: Geometrie von Flügel und Nabe

Mit Blick auf die zuverlässige Erfassung aller relevanten Messgrößen wurde ein sehr aufwändiges Modell im Maßstab 1:50 gefertigt. Hierbei mussten zwei Gruppen von Größen berücksichtigt werden. Dies sind einerseits die in den Baugrund abzuleitenden und von der Struktur zu ertragenden Lasten und andererseits die für die Energieauskopplung relevanten Größen wie Drehrate und Drehmoment der Repeller. Die Strukturlasten wurden nicht unter Wasser in der Schnittstelle zwischen der Bodenplatte und dem Monopile, sondern über Wasser, am Kopf der Struktur mit einer 6-Komponenten-Waage gemessen.

Zusätzlich wurde ein speziell konstruiertes und gefertigtes Kraftmessglied im Ansatz eines der Rotorausleger verwendet. Dieses Messglied erlaubt eine zuverlässige Trennung der Lasten aus stehenden und rotierenden Bestandteilen der Anlage. Zudem konnten so die zyklischen Schwingungen, welche aus den Repellern in die Struktur eingeleitet wurden, quantifiziert werden. Die Verwendung existierender Wägezellen oder Messglieder war an dieser Stelle nicht realisierbar, da unmittelbar neben der Messebene die Bauteile des Modells gegen eindringendes Wasser abgedichtet und parallel Messanschlüsse verlegt sowie die Stromversorgung des Motors gewährleistet werden mussten. Auch die Belastbarkeit auf dem Markt verfügbarer Messglieder genügte besonders quer zur Messrichtung nicht den Anforderungen. Das Messglied wurde mit Hilfe von Berechnungen nach der Finite-Elemente-Methode (FEM) ausgelegt, mit Dehnungsmessstreifen beklebt und in einem separaten Messaufbau kalibriert.

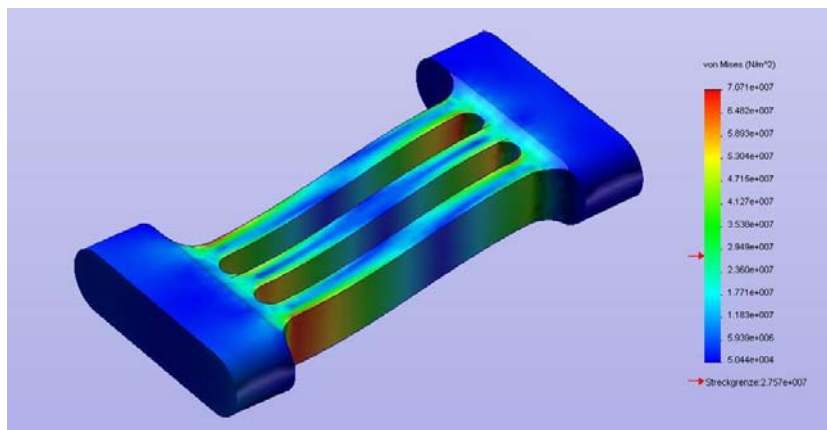


Abbildung 11: FEM-Modell des Kraftmessglieds, Darstellung der Vergleichsspannung

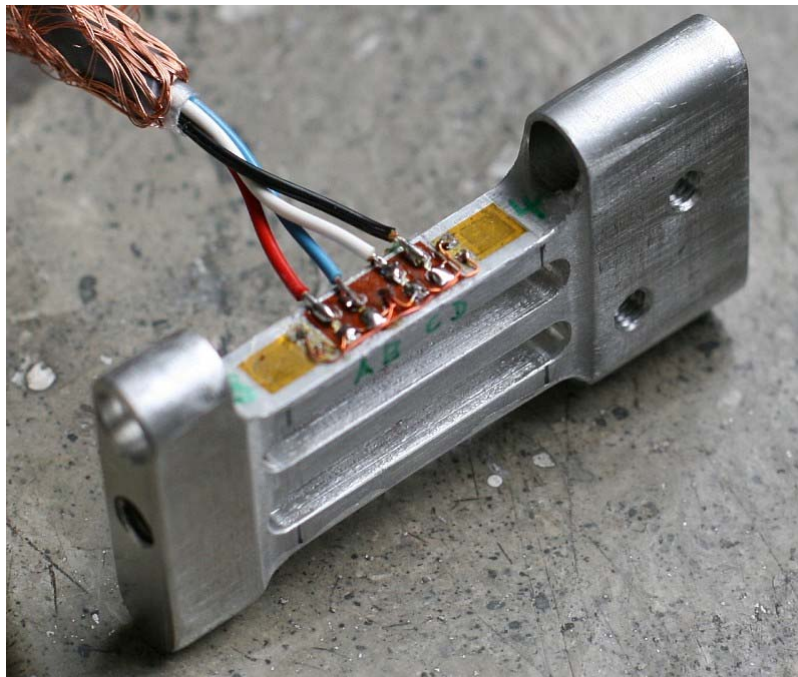


Abbildung 12: Kraftmessglied mit DMS vor dem Abdichten

Die Einhaltung des jeweiligen Rotor-Betriebspunktes wurde mit Hilfe von hochwertigen Elektromotoren mit vorgeschalteten Getrieben in den Gondeln sichergestellt, für die eine Schaltung zur Drehzahlregelung aufgebaut wurde. Diese Motoren konnten sowohl an- als auch abtreibend genutzt werden. Zum Schutz gegen eindringendes Wasser bei minimalen Reibverlusten durch Einsparung schleifender Dichtringe wurden die Auslegerarme und die Gondeln unter leichtem Luft-Überdruck gehalten. Die resultierende Anordnung des Modells mit Rotoren, Bodenplatte und Drahtgitter zeigen Abbildung 13 und Abbildung 14.

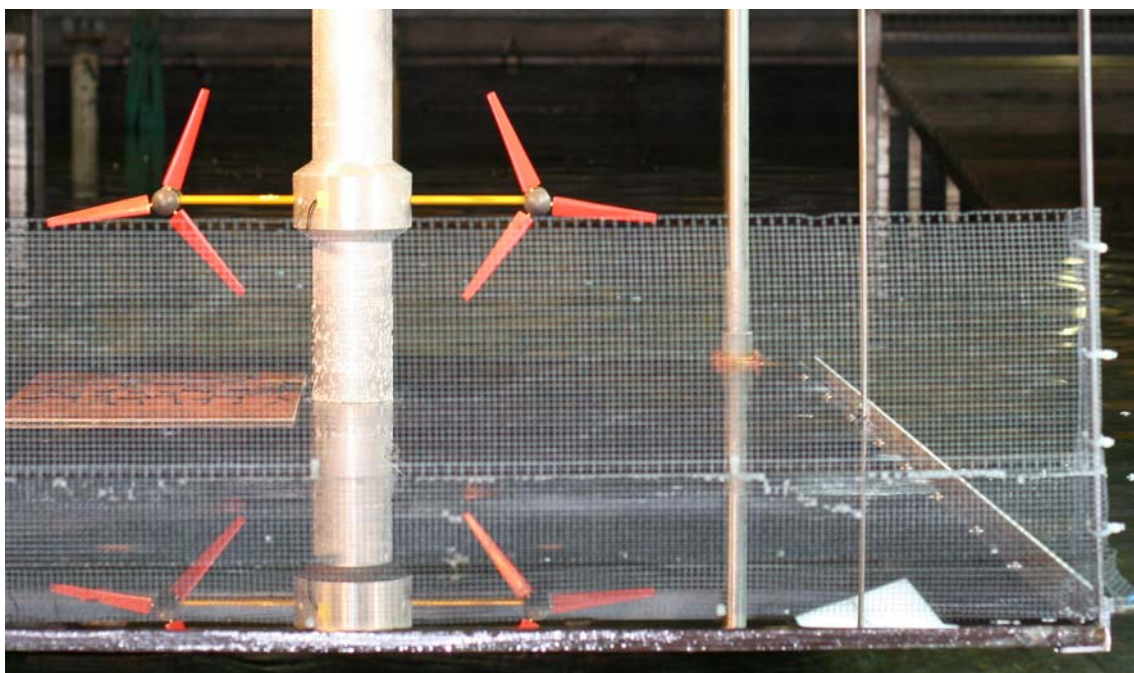


Abbildung 13: Ansicht des vollständigen Modells von vorne

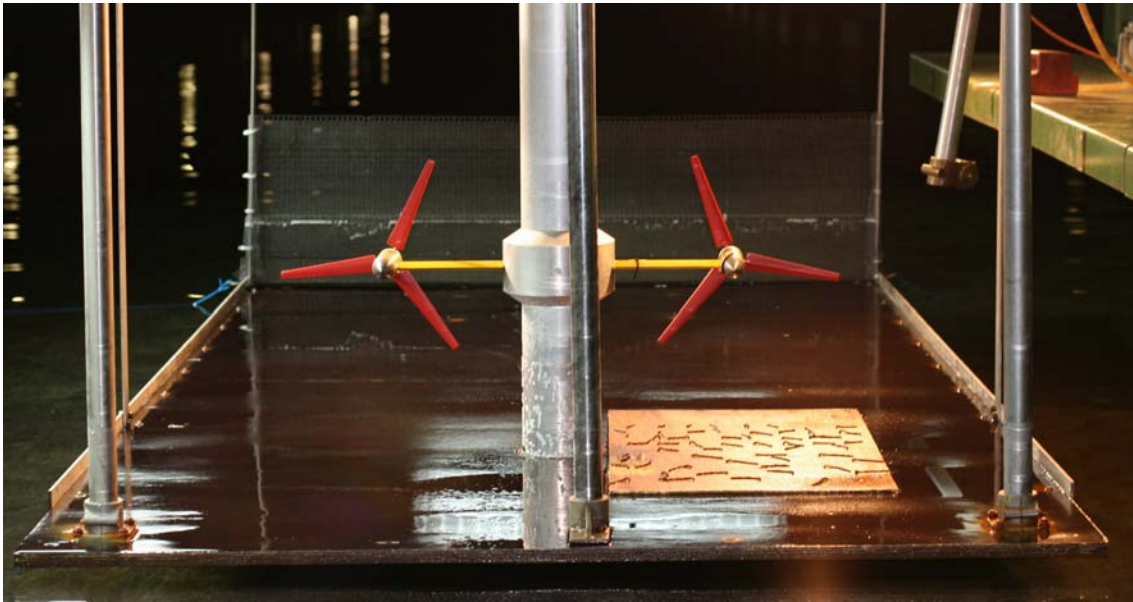


Abbildung 14: Ansicht des vollständigen Modells von hinten

3.3 Modellversuche mit Horizontalachser-Konzept

Die Versuchsanlagen des DST erlauben prinzipiell zwei Möglichkeiten, um die Anströmung des Modells zu realisieren. Das Modell kann entweder stationär angeströmt werden oder, wie in dieser Versuchsreihe gewählt, durch stehendes Wasser geschleppt werden. Die gewählte Konfiguration mit dem fahrenden Schleppwagen erlaubt einen kleineren Maßstabsfaktor und sehr genaue und reproduzierbare Messungen. Das Geschwindigkeitsprofil wurde mit einer mitgeschleppten Bodenplatte und einem vorangestellten Drahtgitter nachgebildet. Insgesamt wurde die nachstehende Reihe von Versuchen und Einzeluntersuchungen durchgeführt:

- Freifahrt der einzelnen Repeller mit verschiedenen Blattstellwinkeln und Schnelllaufzahlen auf verschiedenen Geschwindigkeitsniveaus mit entsprechenden Reynoldszahlen
- Aufmessung und Anpassung des Geschwindigkeitsprofils über der Bodenplatte
- Erfassen der Lasten und Betriebsgrößen der kompletten Anlage im Tidestrom
- Erfassen der Lasten auf die ruhende Anlage in regelmäßigen und unregelmäßigen Seegängen
- Erfassen der Lasten und Betriebsgrößen in Strom und Seegang
- Vergleichsanordnung der angeströmten Anlagen im kleinen Flachwassertank

3.3.1 Repeller Freifahrt

Zur detaillierten Untersuchung der Rotoren wurden so genannte Freifahrtversuche durchgeführt. Hierbei wird der Modellrepeller mit Hilfe eines schlanken Schaftes und einer strömungsgünstig im Strömungslee angeordneten Welle in einem ausgewählten Schlupf-Bereich betrieben (siehe Abbildung 15). Der Schlupf s_R repräsentiert hier

für konstant eingestellte Blatt-Anstellwinkel unterschiedliche Verhältnisse der auf die Rotorsteigung bezogenen Umfangsgeschwindigkeit zur Geschwindigkeit der ungestörten Anströmung V_∞ .

$$s_R = 1 - \frac{V_\infty}{nP} \quad (3.2)$$



Abbildung 15: Freifahrtgerät mit einem der Repeller

Ein weiterer Freiheitsgrad dieser Messreihe ist der Anstellwinkel der Blätter und die damit verbundene Variation des Auslegungspunktes.

Für verschiedene Strömungs- bzw. Schleppgeschwindigkeiten wurde die Drehrate variiert und die auftretenden Axiallasten sowie die Drehmomente wurden gemessen. Die Messungen wurden in Form von Diagrammen der dimensionslosen Kraft und des Momenten- sowie Leistungsbeiwerts als Funktion der Schnelllaufzahl aufgetragen. Hierfür gelten die nachstehenden Definitionen:

$$SLZ = \frac{V_U}{V_\infty} = \frac{\omega r}{V_\infty} = \frac{2\pi nr}{V_\infty} \quad \text{Schnelllaufzahl}$$

$$C_M = \frac{M}{\rho n^2 D^5} \quad \text{Momentenbeiwert}$$

$$C_w = \frac{F_x}{\frac{\rho}{2} AV_\infty^2} \quad \text{Axialkraftbeiwert} \quad (3.3)$$

$$q = \frac{P_{Dreh}}{P_{Strahl}} = \frac{\omega M}{\frac{\rho}{2} \rho AV_\infty^3} = \frac{2nM}{\frac{\rho}{2} r^2 V_\infty^3} \quad \text{Leistungsbeiwert}$$

Im Rahmen dieser Versuche können Wechselwirkungen mit dem Bauwerk ausgeschlossen werden und mit bewährter Messtechnik für Modellpropeller exakte Messungen durchgeführt werden. Da dieser Aufbau höhere Geschwindigkeiten zulässt als das Modell der Gesamtstruktur, können auch die zähigkeitsbedingten Maßstabseinflüsse untersucht werden, welche sehr ausgeprägt auftraten.

Werden die Versuche mit Froude'scher Ähnlichkeit durchgeführt, skalieren die Geschwindigkeiten bei einem Maßstab von 1:50 mit dem Faktor $\sqrt{50}$. Eine Strömungsgeschwindigkeit von 2,0 m/s in der Großausführung entspricht rund 0,28 m/s im Modellversuch. In Kombination mit der um den Faktor 50 verkleinerten Modellabmessung resultieren – bezogen auf die Profiltiefe auf 70% des Radius und die sich aus Parallelanströmung und Umfangsgeschwindigkeit ergebende Blattanströmung – sehr geringe Reynoldszahlen in der Größenordnung von 1×10^4 . In diesem Bereich ist nicht nur der Einfluss der Reibung an der Flügeloberfläche auf das nutzbare Moment erheblich vergrößert, sondern es treten auch massive laminare Strömungsablösungen an den Profilen auf. Selbst im Auslegungspunkt liefern die Modellrepeller somit kein abtreibendes Drehmoment, sondern müssen vielmehr noch angetrieben werden. Abbildung 16 zeigt die Ergebnisse einer ersten Messreihe zur Untersuchung der Maßstabeffekte. Dargestellt sind die dimensionslosen Beiwerte des Drehmoments als Funktion der Reynoldszahl an einem repräsentativen Blattquerschnitt auf 70% des Radius. Die rote Linie zeigt den gemäß einer potentialtheoretischen Rechnung für den dargestellten Betriebspunkt erwarteten Beiwert von rund 0,055. Alle Messwerte unterhalb der dick gedruckten Abszisse stehen für ein antreibendes Drehmoment, d. h. der Motor wirkt nicht als Generator sondern wandelt elektrische Energie in Rotationsenergie.

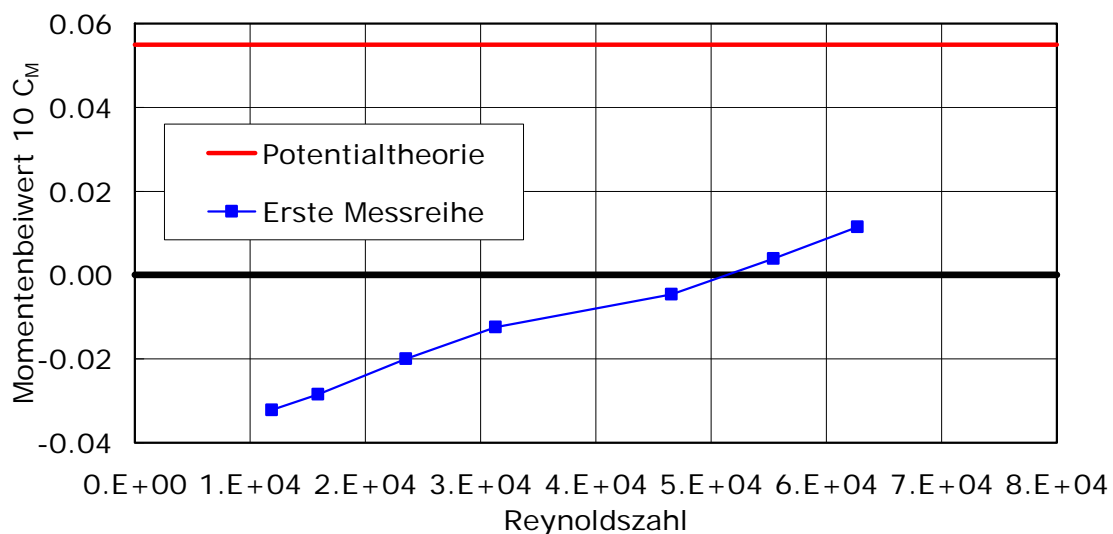


Abbildung 16: Dimensionslose Drehmomente in Abhängigkeit der Reynoldszahl

Abbildung 17 zeigt die Polaren des verwendeten Tragflügelprofils NACA 4412 bei verschiedenen Reynoldszahlen. Im linken Teil der Abbildung erkennt man die massiv verringerten Auftriebsbeiwerte bis zu einer kritischen Reynoldszahl von rund 50.000. Die rechte Abbildung zeigt die zugleich signifikant verstärkten Widerstandskräfte, welche am rotierenden Flügel zu Lasten des Nutzmoments gehen.

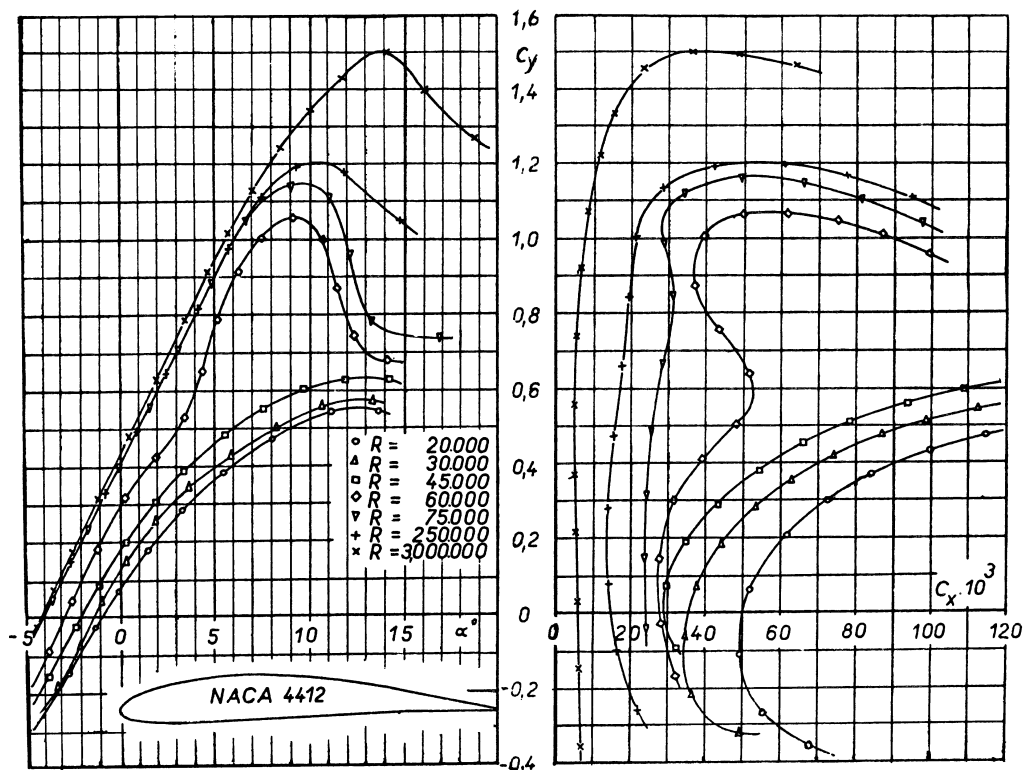


Abbildung 17: Reynoldszahl-abhängige Polaren des verwendeten Profils NACA 4412 (Lnenicka u. Horeni, 1974)

Vernachlässigt man die Froude'sche Ähnlichkeit und betreibt die Repeller bei höheren Geschwindigkeiten und den korrespondierenden Drehraten, so nähert sich die Charakteristik der Umströmung im Modellversuch der der Großausführung. Die Reynolds'sche Ähnlichkeit ist jedoch im Modellversuch nicht einzuhalten, da diese näherungsweise identische Kräfte unabhängig vom Maßstab bedeutet. Hier ergab sich jedoch eine Begrenzung der realisierbaren Geschwindigkeiten durch die strukturelle Belastbarkeit der relativ filigranen Repellerflügel. Bei einer Geschwindigkeit von 2 m/s lasten bereits etwa 200 N Axiallast auf den Rotoren, so dass bei den GfK-Flügeln das Blatt (Abbildung 18) und bei den CfK-Flügeln die Stahlachse (Abbildung 19) versagte.

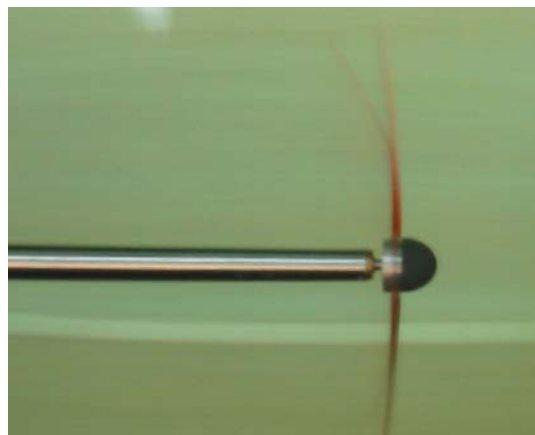


Abbildung 18: GfK-Repeller

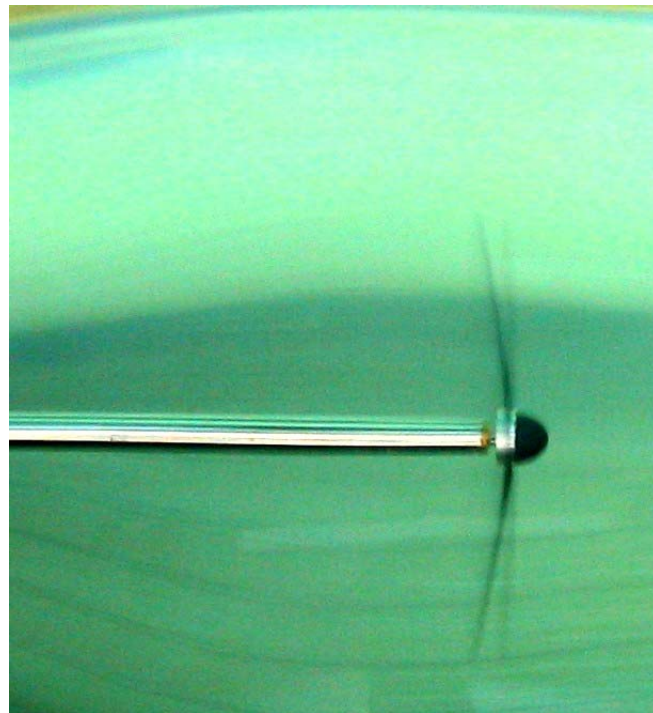


Abbildung 19: CfK-Repeller

Bis zur Grenze der mechanischen Belastbarkeit der Rotoren konnten erheblich reduzierte Maßstabeffekte gemessen werden, was durch den zusätzlich angefertigten Kohlefaser-verstärkten Repeller deutlich verbessert werden konnte. Abbildung 20 zeigt die über der Schnelllaufzahl aufgetragenen Momentenbeiwerte der verschiedenen Repeller bei unterschiedlichen Reynoldszahlen.

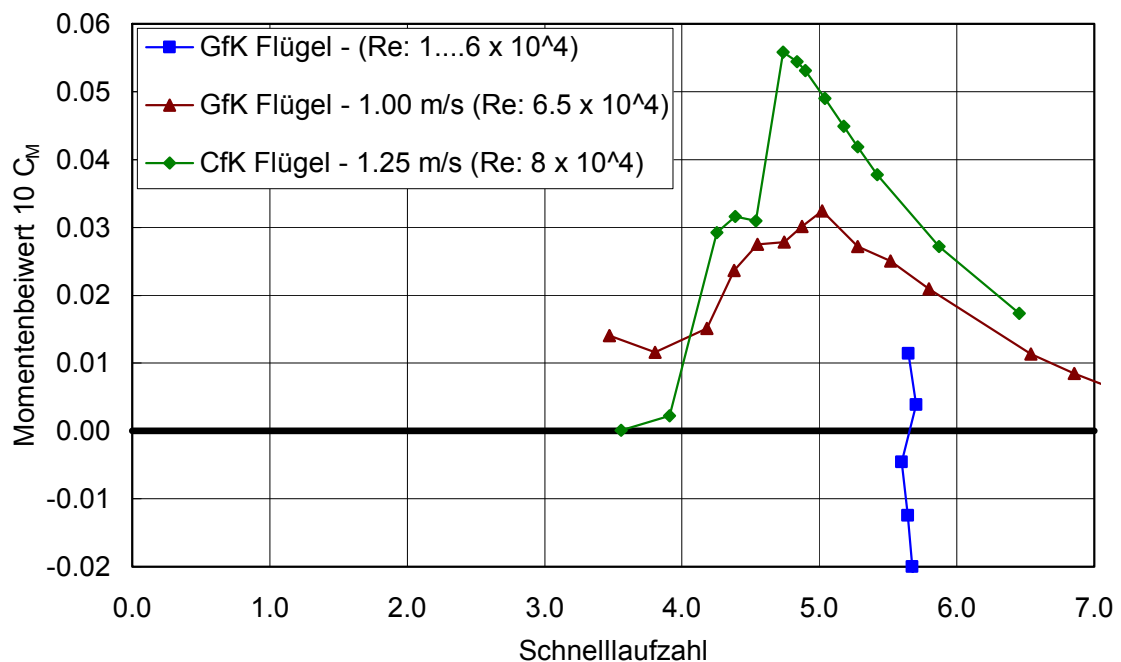


Abbildung 20: Verläufe des Momentenbeiwerts bei verschiedenen Reynoldszahlen

Zur genaueren Untersuchung, ob die erreichten Geschwindigkeiten für eine belastbare Aussage als Prognose für die Großausführung ausreichen, wurden ergänzende

numerische Simulationen mit dem kommerziellen RANSE-Löser Ansys CFX durchgeführt. Eine detaillierte Beschreibung des Verfahrens ist im Kapitel 4.3 auf Seite 98 wiedergegeben. Abbildung 21 zeigt ein charakteristisches Freifahrt diagramm eines Repellers, welches mit diesem Verfahren numerisch bestimmt wurde.

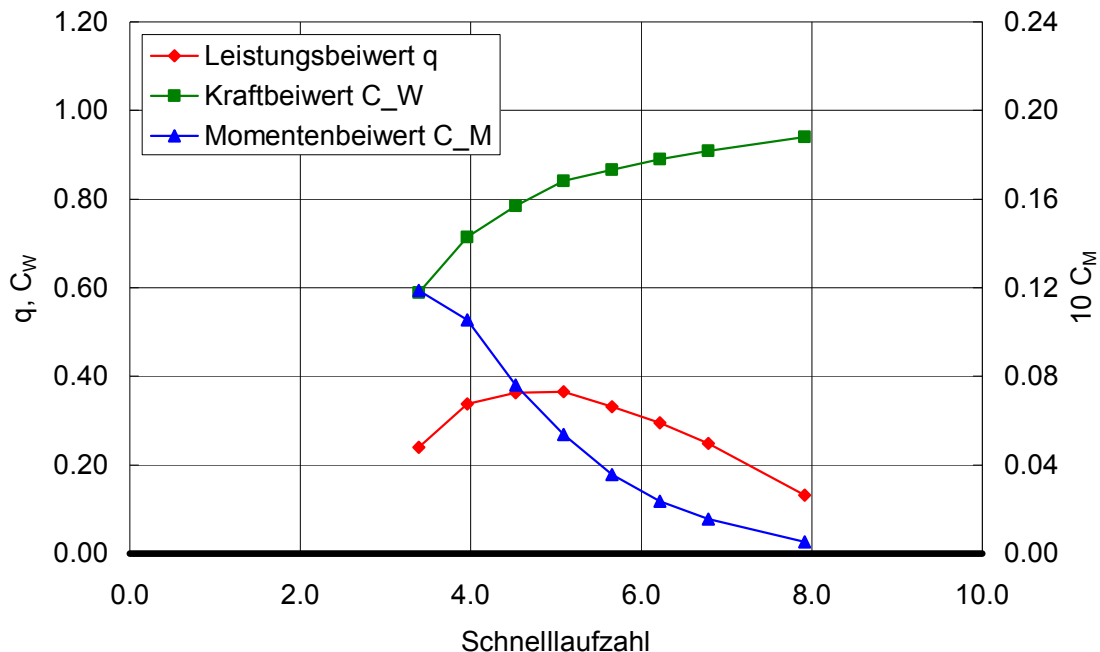


Abbildung 21: Freifahrt diagramm für 5,0 m/s Anströmgeschwindigkeit

Die grüne Kurve im Diagramm gibt die mit dem Produkt aus Staudruck und Kreisfläche normierte axial wirkende Kraft wieder. Die blaue Kurve repräsentiert das mit Dichte, Drehrate und Durchmesser normierte Nutzmoment. Da sich die Drehleistung als Produkt aus Kreisfrequenz und Moment bildet, ist nicht die Schnelllaufzahl mit dem größten Moment der optimale Betriebspunkt. In dieser Konfiguration liegt das Optimum im Bereich einer Schnelllaufzahl von etwa 5,0. Dies zeigt die rote Kurve, in der der Quotient aus Drehleistung und der im Strahl vorhandenen Leistung dargestellt ist. Hier ist zu beachten, dass der ideale Leistungsbeiwert nicht bei 1,0, sondern gemäß dem Betz'schen Gesetz bei etwas weniger als 0,6 liegt. Der im Experiment beobachtete und gemessene Einbruch des Drehmoments im Bereich kleiner Schnelllaufzahlen ist in der RANSE-Rechnung nicht zu erkennen. Die Ursache hierfür liegt zum einen in einer zähigkeitsbedingt stärkeren Ablösung bei den im Modell erreichbaren Geschwindigkeiten und zum anderen an der Schwierigkeit, den nahezu vollständigen Strömungsabriss numerisch zu simulieren.

Eine detaillierte Gegenüberstellung der Messungen bei der höchsten erreichbaren Geschwindigkeit mit den numerischen Simulationen bei verschiedenen Geschwindigkeiten zeigen Abbildung 22 bis Abbildung 24. Im optimalen Betriebspunkt bei einer Schnelllaufzahl von 5,0 zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Experiment und Rechnung für den Momentenbeiwert und damit auch für den Leistungsbeiwert. Im Off-Design-Zustand im Bereich zu kleiner Drehraten ist die Übereinstimmung wie bereits erwähnt nicht zufrieden stellend. Die Abweichung bei den Axialkraftbeiwerten ist vermutlich auf die elastische Verformung der Repellerflügel unter Last, welche in der Rechnung nicht wiedergegeben wird, zurückzuführen.

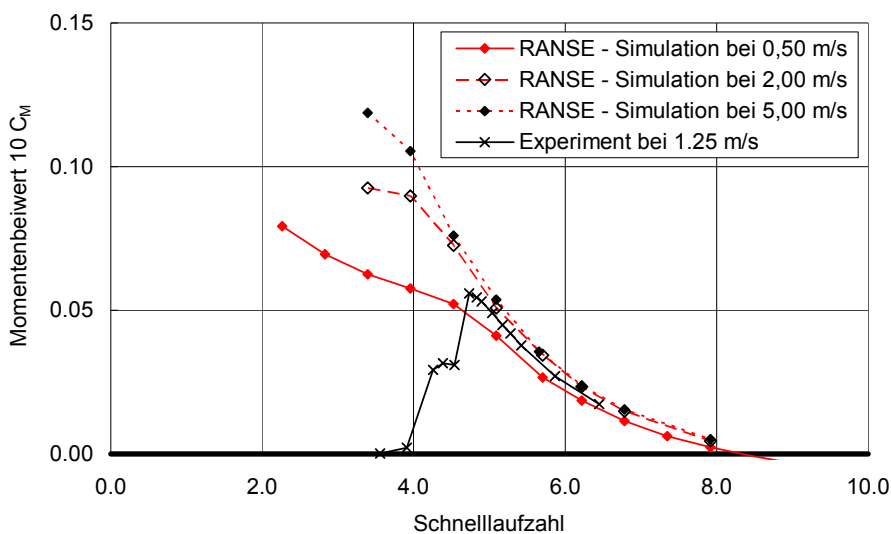


Abbildung 22: Drehmomentenbeiwerte - Vergleich Experiment und Rechnung

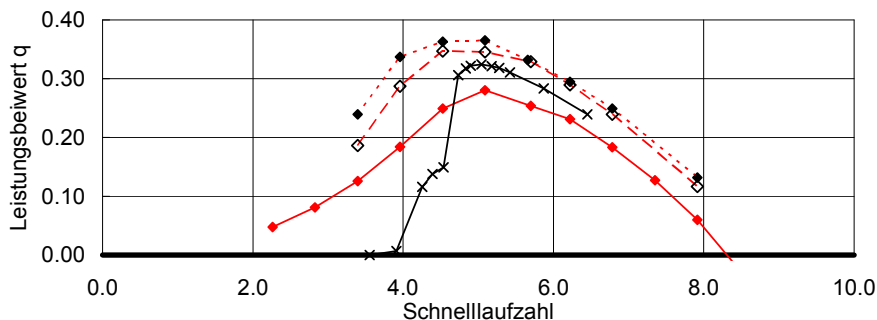


Abbildung 23: Leistungsbeiwerte - Vergleich Experiment und Rechnung

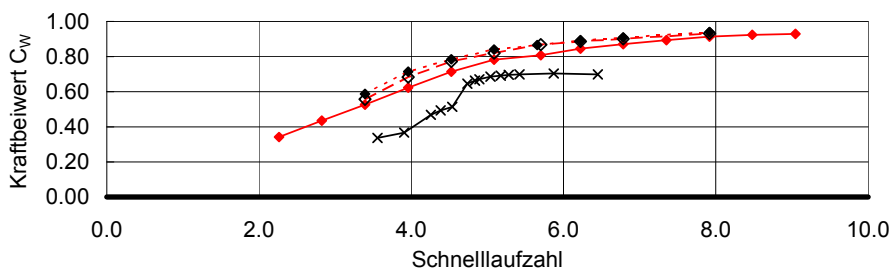


Abbildung 24: Kraftbeiwerte - Vergleich Experiment und Rechnung

Der obige Vergleich zeigt, dass die in der Freifahrt erreichten Geschwindigkeiten bereits genügen, um Aussagen für die Großausführung zu treffen. Da diese Geschwindigkeiten mit der Gesamtstruktur jedoch nicht realisierbar sind und für die Gesamtlasten die Froude'sche Ähnlichkeit eingehalten werden muss, ist eine entsprechende Korrektur in die Prognose für die Großausführung einzurechnen.

3.3.2 Anpassung des Geschwindigkeitsprofils

Die Gezeitenströmung wird häufig vereinfacht als zweidimensionale Strömung mit einer über der Wassertiefe gemittelten Geschwindigkeit betrachtet. Für die Untersuchung der Hydrodynamik von Meeresströmungsturbinen oder auch für die Betrachtung der Gründungssicherheit von Offshore Bauwerken ist diese Betrachtungsweise jedoch nicht ausreichend. Bedingt durch die Reibung am Meeresboden bildet sich ein vertikales Geschwindigkeitsprofil aus, welches zusätzlich durch die lokale Bodentopografie signifikant beeinflusst werden kann. Für die Untersuchung eines konkreten Bauprojekts müssen die lokalen Gegebenheiten berücksichtigt werden. Für die allgemeinen Untersuchungen in diesem Projekt wurde jedoch ein theoretisches Profil verwendet, welches vom Gewässerboden bis zur halben Wassertiefe einen positiven Geschwindigkeitsgradienten aufweist und von dort bis zur Wasseroberfläche einen konstanten Wert beibehält. Dieses Profil entspricht recht gut der Verteilung, die sich im Versuchstank mit Strömung ab einer Mindestlauflänge einstellt.

Bei dem gewählten Versuchsaufbau genügen die 2,5 m der Bodenplatte trotz Erfüllung der Haftbedingung auf der Platte nicht für ein vollausgebildetes Profil. Die Geschwindigkeit erreicht schon rund 10 cm über der Platte ihren Maximalwert. Daher wurde das Geschwindigkeitsprofil zunächst ohne die Kraftwerksstruktur aufgemessen. Hierbei kam eine Geschwindigkeitsmesssonde, welche die Laufzeit von Ultraschallsignalen auswertet zum Einsatz. Im Anschluss wurde das gewünschte Profil iterativ durch die Anbringung von Drahtgittern über der Vorderkante der Bodenplatte eingestellt. Diese Gitter mussten ab der Bodenplatte mit einer von drei auf eins abnehmenden Anzahl mehrlagig angebracht werden. Um sanftere Übergänge zu realisieren wurden die Oberkanten jeder Lage wie in Abbildung 25 zu erkennen auf eine verdoppelte Zellgröße umgearbeitet. Das resultierende Profil bei einer Wagen- geschwindigkeit von 0,5 m/s zeigt Abbildung 26. Abgebildet sind das Profil in der Mitte des Messquerschnitts und das Profil außermittig im Bereich der Repeller. Die gemessene Querkomponente aus der Verdrängungsströmung zeigte sich als vernachlässigbar gering. Eine vergleichbare Übereinstimmung ergab sich für andere Geschwindigkeiten.

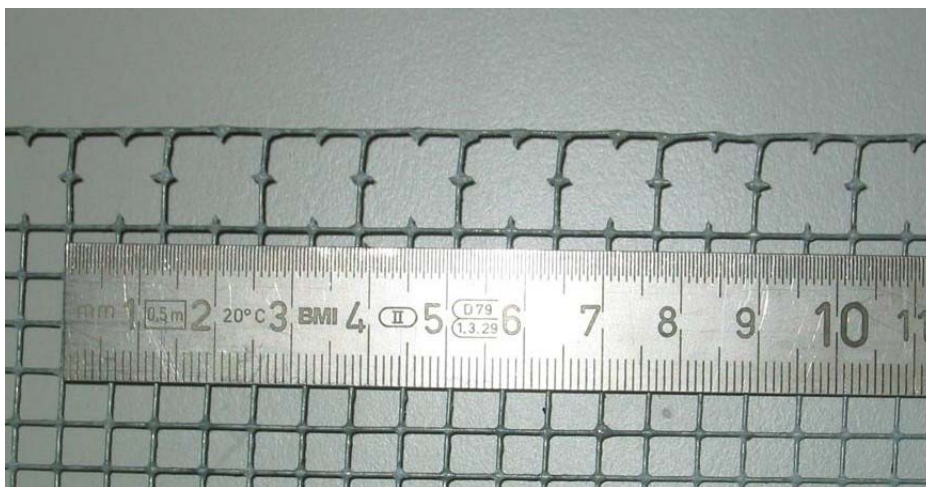


Abbildung 25: Ausschnitt eines der Drahtgitter zur Anpassung des Geschwindigkeitsprofils

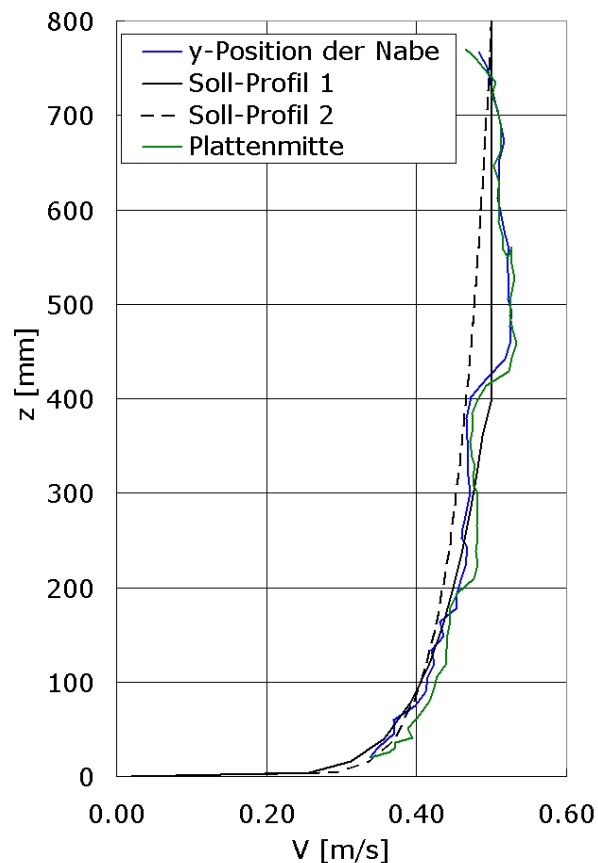


Abbildung 26: Eingestelltes Geschwindigkeitsprofil über der Bodenplatte

3.3.3 Messungen mit der Gesamtstruktur in gleichförmiger Anströmung

Im Anschluss an die beschriebenen Voruntersuchungen wurden verschiedene Messreihen mit der gesamten Struktur sowohl mit als auch ohne Repeller durchgeführt. Die Strukturlasten wurden nicht in der Schnittstelle zwischen der Bodenplatte und dem Monopile, sondern über Wasser, am Kopf der Struktur mit einer 6-Komponenten-Waage gemessen. Zusätzlich wurde das eigens konstruierte und gefertigte Messglied im Ansatz eines der Rotorausleger verwendet. Im Laufe der verschiedenen Messreihen wurden folgende Messgrößen erfasst:

- 5 Kräfte in der Modellaufhängung
- Horizontallast in der Wurzel des Auslegers
- Drehraten der Repeller
- Drehmomente der Repeller
- Verformungen der freien Oberfläche
- Verschiedene Messungen der Strömungsgeschwindigkeiten im Nahfeld der Anlage

Abbildung 27 zeigt eine fotografische Aufnahme eines der Repeller an der Gesamtstruktur. Die am Gleitlager austretenden Luftblasen zeigen die verringerte Strömung im inneren Bereich des Repellernachstroms und die nach außen ansteigende axiale Transportgeschwindigkeit.

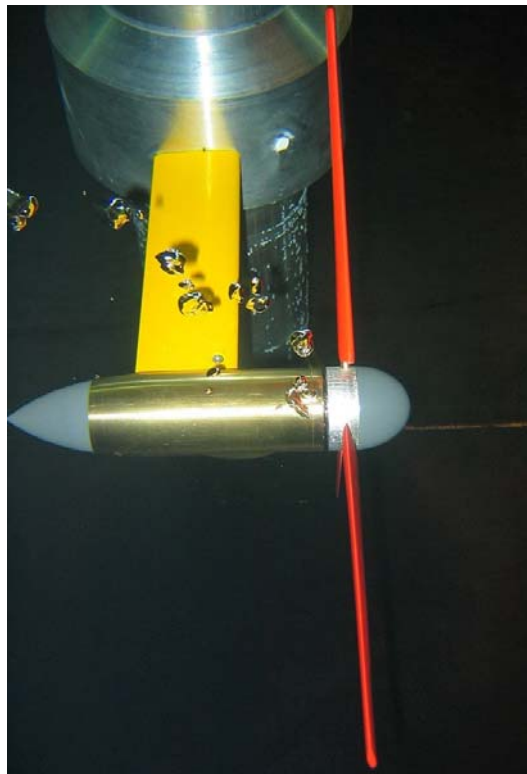


Abbildung 27: Rotor im stationären Betrieb bei Anströmung von rechts

Die im Kapitel zu den Freifahrtversuchen beschriebenen Maßstabeffekte treten auch bei der Gesamtstruktur auf, welche unter Einhaltung der Froude'schen Ähnlichkeit untersucht wurde. Durch die Kraftmessung im Ausleger und die Freifahrtergebnisse konnten die Belastungen der gesamten Struktur sehr gut in ihre Komponenten zerlegt werden. So dass für die einzelnen Kenngrößen entsprechende Korrekturen für die Prognose der Großausführung eingerechnet werden konnten. Die Ergebnisse für das Fundamentmoment und die Horizontallast sind grafisch in Abbildung 28 und Abbildung 29 dargestellt. Die Messwerte im Auslegerarm zeigen, dass fast die gesamte zusätzliche Belastung zu den Lasten an einer reinen Offshore Windkraftanlage von den aktiven Bauteilen also den rotierenden Repellern erzeugt wird. Eine entsprechende Anlage mit demontiertem Rotor erfährt also keine wesentlich größeren Lasten als die Anlage ohne Tideströmungsturbine.

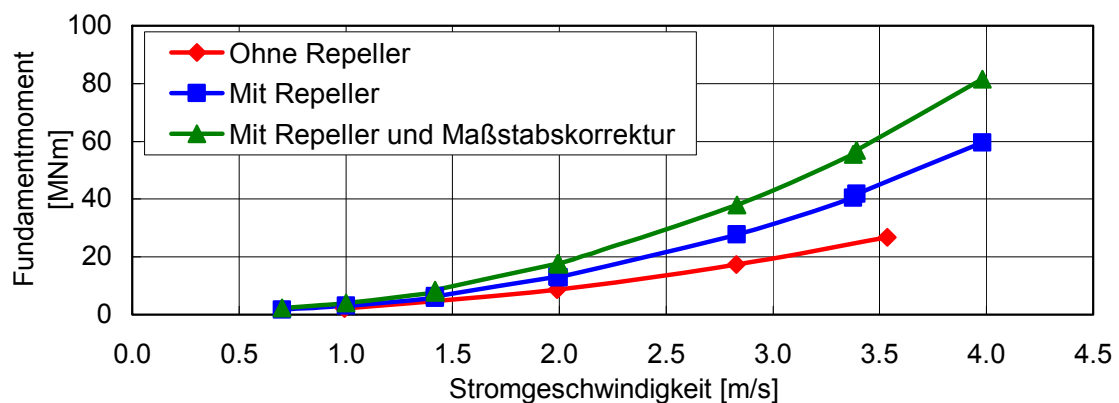


Abbildung 28: Fundamentmoment mit Maßstabskorrektur für Großausführung

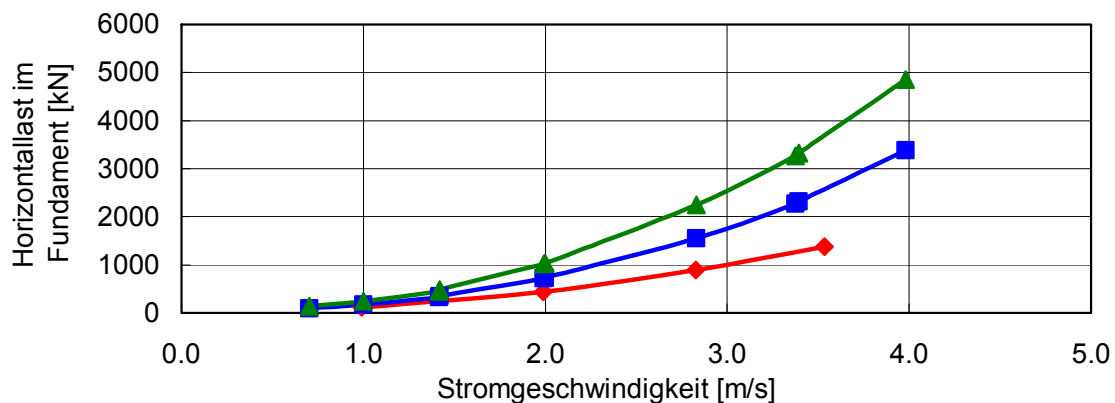


Abbildung 29: Horizontallast mit Korrektur für Großausführung

Bezüglich der Umwandlung von kinetischer in elektrische Energie lässt sich bei der Gesamtstruktur ein über die Maßstabeffekte hinaus verschlechterter Wirkungsgrad im Vergleich zur Freifahrt feststellen. Dies ist neben der schwachen Wechselwirkung mit der Struktur auch auf den Betrieb im Geschwindigkeitsprofil zurückzuführen. Durch die verzögerte Strömungsgeschwindigkeit in der 6-Uhr Stellung weicht dort die Anströmung der Blätter deutlich von der 12-Uhr Position ab. Im Extremfall kann es sogar auftreten, dass die im Bereich größerer Strömungsgeschwindigkeiten gewonnene Leistung in der verzögerten Strömung teilweise vernichtet wird.

Die Einflüsse der Rotoren auf die freie Oberfläche waren bei dem gewählten Aufbau weitgehend vernachlässigbar. Um eine Gefährdung von Fahrzeugen bei Wartungs- und Installationsarbeiten und das Auftreten von Kavitation auch unter Wellentälern zu minimieren, liegen die Naben 25 m unter dem Ruhewasserspiegel. Erst bei Versuchen mit weitaus geringerem Abstand zur Wasseroberfläche war eine kleine Stauwelle zu beobachten. Störungen mit Frequenz der Repellerblätter konnten nicht gemessen werden. Auch die Beeinflussung der Strömung am Gewässerboden ist sehr gering. Ein unter einem Rotor angebrachtes Netz von Baumwollfäden zur Strömungsvisualisierung zeigte zwar eine deutliche Ablenkung der Strömung um den Monopile, jedoch keine Wirkung der Rotorblätter. Der gewählte Freischlag der Repeller über dem Gewässerboden von 6 m zur Meidung zu geringer Strömungsgeschwindigkeiten scheint für die Vermeidung schädlicher zyklischer Übergeschwindigkeiten durch die Repeller ausreichend zu sein. Dies bestätigten auch Geschwindigkeitsmessungen in Bodennähe.

3.3.4 Gesamtstruktur im Seegang

Im Anschluss an die Messungen unter Glattwasserbedingungen wurden verschiedene Messreihen in regelmäßigen und unregelmäßigen Seegängen durchgeführt. Diese Versuche im Seegang wurden größtenteils für zwei ausgewählte Stromgeschwindigkeiten entsprechend 1,4 und 2,8 m/s in der Großausführung durchgeführt. Zusätzlich wurden Messungen ohne Strömungsgeschwindigkeit jedoch mit rotierenden Repellern durchgeführt.

Die Lastschwankungen infolge des Seegangs können in guter Näherung mit den Belastungen aus der gleichförmigen Anströmung überlagert werden, so dass die Lasten für andere Stromgeschwindigkeiten abgeleitet werden können. Die meisten Messungen wurden für Sinuswellen mit verschiedenen Höhen und den zugehörigen Perio-

den, welche gemäß den HIPOCAS-Daten im Bereich der südlichen Nordsee häufig auftreten, durchgeführt. Im Rahmen der in der Natur auftretenden Parameter-Kombinationen ist die Abhängigkeit der Strukturlasten von der Periode bei gegebener Wellenhöhe gering. Tendenziell sind jedoch lange Wellen aufgrund der höheren Phasengeschwindigkeiten und der tiefer reichenden Orbitalbewegung kritischer als eine kurze, steile See. Ergänzende Versuche wurden mit unregelmäßigen Seegängen gemäß den JONSWAP Spektren mit verschiedenen Anlaufängen durchgeführt. In Abbildung 30 und Abbildung 31 sind für das Fundamentmoment und die Horizontalkraft jeweils die Mittel-, Minimal- und Maximalwerte für eine Stromgeschwindigkeit von 2,8 m/s aufgetragen.

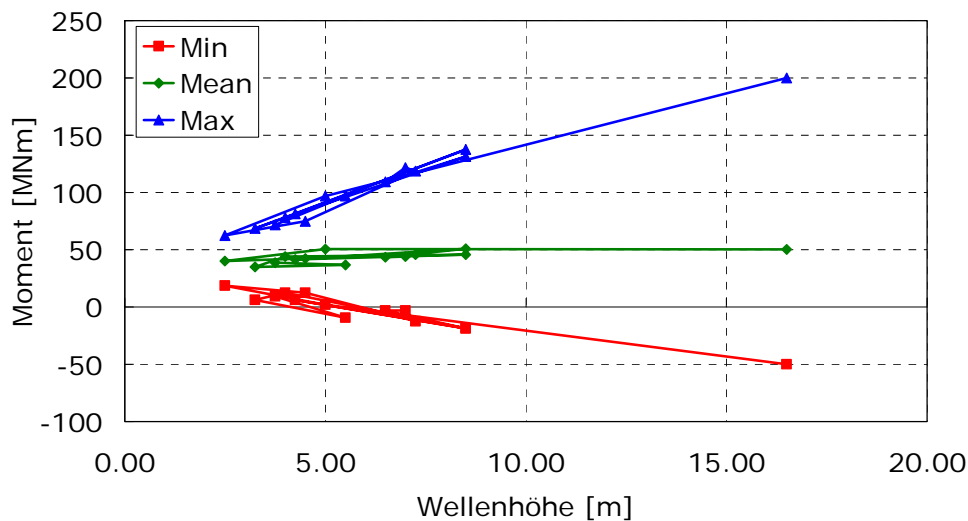


Abbildung 30: Einspannmoment in der Gründung

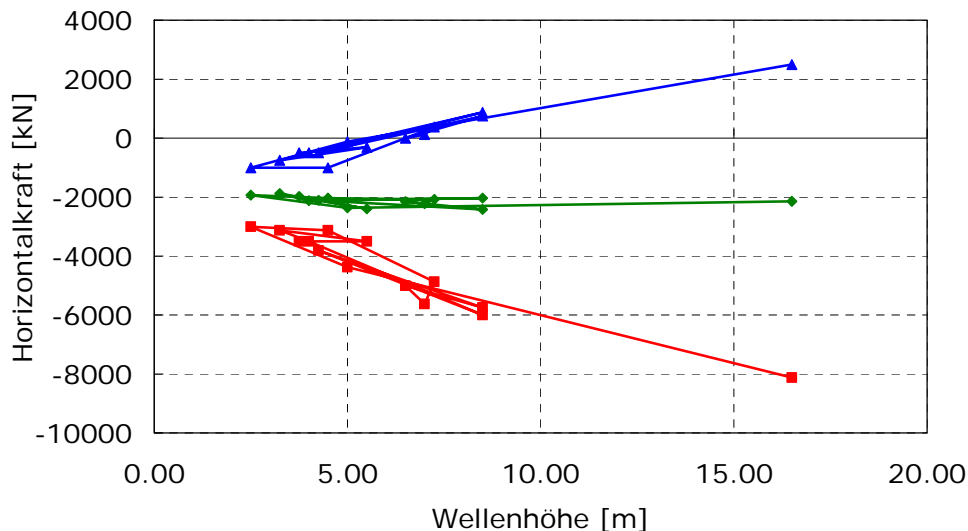


Abbildung 31: Horizontallast im Einspannquerschnitt

Durch die Überlagerung der Orbitalbewegungen im Seegang mit dem Tidestrom ergibt sich schon bei moderaten Seegängen eine signifikant ungleichförmige Anströmung der Rotoren. Da insbesondere bei starkem Seegang mit langer Periode auch Standorte mit 40 m als Flachwasser gelten, wirkt sich der Seegang bis auf den Gewässerboden aus. Die periodisch schwankenden Orbitalgeschwindigkeiten erreichen teilweise den gleichen Betrag wie die überlagerte Strömungsgeschwindigkeit oder

überschreiten ihn sogar. Selbst bei kurzfristiger Rückspeisung von elektrischer Energie zur Aufrechterhaltung der Rotation der Repeller konnte die Drehrate spätestens bei Seegängen entsprechend etwa 5 m Wellenhöhe nicht konstant gehalten werden. Somit kann der Betrieb eines Tidestromkraftwerks mit horizontaler Achslage schon bei moderaten Seegängen unwirtschaftlich und sehr schnell sogar unmöglich werden.

3.3.5 Untersuchung der Anlage in Umlaufströmung

Zur Validierung der Anordnung mit Bodenplatte in stehendem Wasser dienten ergänzende Versuche im kleinen Flachwassertank. Dort wurde bei stationärem Modell die durch die Pumpenleistung limitierte maximale Strömungsgeschwindigkeit eingestellt. Die Pumpen förderten am Süden der Tankanlagen das Wasser vom großen Flachwassertank in den Tiefwassertank. Am anderen Ende lief das Wasser unter Ausnutzung der unterschiedlichen Wasserspiegelhöhen kontrolliert in den Flachwassertank zurück. Trotz der geringeren Tankbreite im schmalen Tank konnten keine Strömungsgeschwindigkeiten über 0,35 m/s erreicht werden. Dies entspricht bei der eingestellten Wassertiefe im Messquerschnitt von 0,8 m einer Förderleistung von mehr als 50 m³/min. Eine geringfügige Steigerung der Geschwindigkeit durch Einkauf zusätzlicher Wassermengen zur Verringerung des Höhenunterschieds in den parallelen Becken wurde als nicht zielführend und zu kostenintensiv bewertet. Nach der Installation von Strömungsgleichrichtern wurde ohne zusätzliche Maßnahmen, wie das an der Bodenplatte genutzte Drahtmodell, das gewünschte Geschwindigkeitsprofil erreicht. Die gemessenen Strukturlasten entsprachen den für diese Geschwindigkeit mit der fahrenden Bodenplatte erzielten Werten.

3.4 Turbinenkonzept mit vertikaler Achse

Basierend auf den Erfahrungen aus der ersten Versuchsreihe wurde ein weiteres Turbinenkonzept entwickelt. Insbesondere die Empfindlichkeit der Energieauskopplung der Axialturbinen bezüglich der Seegangswirkungen legte die Suche nach einem dynamisch stabileren Konzept nahe. Eine Anlage mit vertikaler Achslage arbeitet unabhängig von der Anströmrichtung und kann unter Umständen auch eine seegangsbedingte Rückströmung teilweise umsetzen. Vorteilhaft sind des Weiteren die Erfassung eines rechteckigen Strahlquerschnitts bei entsprechender Flügelanordnung und die geringere Gefahr in der bodennah durch Reibung verzögerten Strömung als Pumpe zu arbeiten und so kostbare Energie zu vernichten.

Auch bei den Vertikalachsturbinen gibt es langsam und schnell laufende Varianten. Zu den langsam laufenden Turbinen zählt beispielsweise der Savonius-Rotor der einen Großteil des Drehmoments als so genannter Widerstandsläufer entwickelt. Bei geringer Drehrate erzeugt er ein hohes Drehmoment und läuft aus dem Stillstand sehr zuverlässig an. Der geringe erreichbare Wirkungsgrad und die großen verbauten Massen schließen jedoch eine großtechnische Anwendung nahezu aus. Er wird jedoch gelegentlich als Anlaufhilfe für andere nicht selbstanlaufende Rotoren eingesetzt. Zu solchen gehören auch die bekannten Darrieus-Rotoren, welche in der Windenergie bis zur heutigen Dominanz der Horizontalachser relativ häufig untersucht und gebaut wurden. Das besondere Merkmal dieser Anlagen ist die Form der Tragflügelprofile, welche als Kettenlinie um die Drehachse ausgeführt sind. Durch diese Bauform müssen die Flügel nur Zugspannungen aufnehmen und können bie-

geschlaff ausgelegt werden. Aufgrund der niedrigen Strömungsgeschwindigkeiten in der maritimen Energiegewinnung spielen die Zentrifugalkräfte im Wasser eine weit- aus geringere Rolle als in der Luft. Aus diesem Grund ist auch bei großen Meeres- strömungsturbinen die Bauform des so genannten Heidelberg-Rotors realisierbar. Wie auch die Darrieus-Rotoren laufen diese H-Rotoren bei Schnellaufzahlen deutlich über eins und erzeugen das gesamte Drehmoment durch das Auftriebsprinzip. Die geraden Tragflügel sind parallel zur Drehachse angeordnet und laufen auf einer Bahn mit konstantem Radius um die Drehachse. Eine weitere Sonderform ähnlicher Rotoren stellt die so genannte Gorlov-Turbine dar. Der wesentliche Unterschied zu den H-Rotoren ist die zusätzliche Verwindung der Flügel auf der zylindrischen Lauf- fläche der Anlage. Hierdurch werden die Lasten und besonders das abgegebene Nutzmoment über die Winkelposition erheblich vergleichmäßigt.

Während eine an die Gorlov-Turbine angelehnte Bauform aufgrund der reduzierten zyklischen Lastschwankungen für eine zu realisierende Anlage zu favorisieren wäre, wurde als zweites Modell eine H-Rotor Anlage konzipiert. Ähnlich wie bei der Wahl der Geometrie der Repellerblätter bietet eine H-Rotor Anordnung einen erheblich verringerten Modellbauaufwand und mehr Freiheitsgrade für die Variation geometri- scher Parameter. Als Tragflügelprofil wurde das symmetrische Profil NACA 0018 gewählt. Für einen flexibel konfigurierbaren Modellaufbau wurden zwei bis maximal vier Flügel mit einstellbaren Anstellwinkeln auf mit Speichen aufgespannten Alumini- um-Ringen montiert (Abbildung 32). Die Flansche der Speichen wurden mit Spann- hüllen auf einer gehärteten 20 mm Edelstahlwelle montiert, welche in einer 6- Komponenten-Waage gelagert wurde. Oberhalb der Messwaage wurden ein in der Drehrate regelbarer Motor mit einem Kettentrieb als Übersetzung sowie die Mess- stelle für das Drehmoment installiert. Über Lastwiderstände am Frequenzumrichter konnte der Motor auch als Generator betrieben werden. Für ergänzende Messungen wurden die Flügelenden mit Endscheiben bestückt.

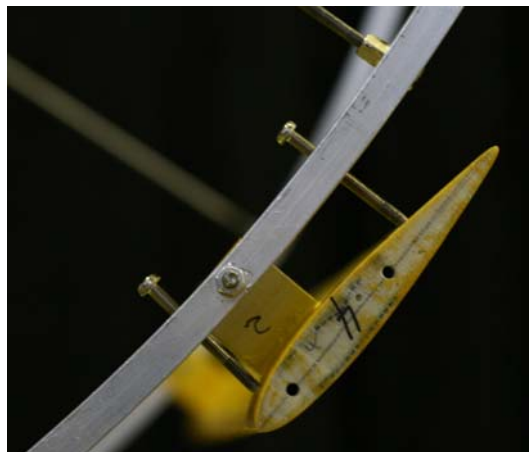


Abbildung 32: Tragflügelbefestigung für Vertikalachsturbine

Eine mögliche Integration der Turbine in die Gesamtstruktur der Offshore Windkraft- anlage zeigt Abbildung 33. Für Wassertiefen oberhalb von vierzig Metern wurde eine Tripod-Gründung angenommen. Für dieses Konzept wurde die Aufmerksamkeit je- doch primär auf die Turbine und weniger auf die modellmäßige Abbildung einer mög- lichen Gesamtstruktur gerichtet. Der gewählte Versuchsaufbau lässt zuverlässige Messungen bei durch höhere Geschwindigkeiten geringen Maßstabseffekten zu. Des Weiteren eignet sich dieser Aufbau auch für Freifahrtversuche im Seegang, so dass

die Eignung der Anlage unter realen Umgebungsbedingungen quantifiziert werden konnte.



Abbildung 33: Gesamtstruktur H-Rotor mit Tripod-Gründung

Abbildung 34 zeigt eine exemplarische Ansicht des Aufbaus mit vier Tragflügeln. Die Abmessungen entsprechen in der Großausführung einer minimalen Tauchtiefe von 13 m, einem Abstand vom Boden von 7 m und einer Rotorhöhe von 30 m in einer Wassertiefe von 50 m. Der Durchmesser des Rotors beträgt im gewählten Maßstab 1:55 rund 50 m. Diese enormen Abmessungen wurden gewählt um bei sehr geringen Strömungsgeschwindigkeiten noch eine auch im Vergleich zur Windkraftanlage nennenswerte Leistung umzuwandeln.

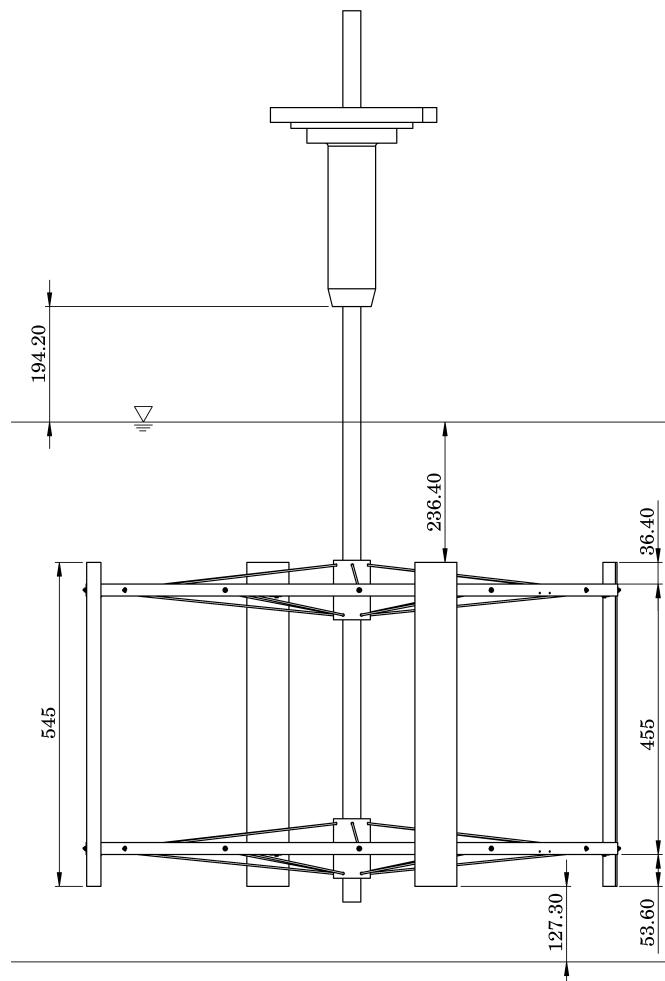


Abbildung 34: Modellansicht mit vier Flügeln

Bedingt durch die niedrigen Reynoldszahlen ist der Widerstand der Speichen trotz der relativ geringen Zahl von nur zwölf Speichen je Laufrad im Modellmaßstab sehr ungünstig und geht deutlich zu Lasten des gemessenen Nutzmoments. Eine geschlossene Scheibe wäre widerstandsärmer gewesen, hätte jedoch auch die Strahlaufweitung der Strömung in Richtung der Drehachse beschränkt und die Charakteristik der Turbine verändert. Andere Aufhängungen genügten zumindest bei den Versuchen im Seegang nicht den Festigkeitsanforderungen für in Achsrichtung auftretende Lasten. Für die Auswertung der Messergebnisse wurde daher eine Widerstandskurve der Laufräder ohne Tragflügel bei verschiedenen Drehraten und Fortschrittsgeschwindigkeiten gemessen. Diese Werte wurden von den gemessenen Drehmomenten abgezogen um die Drehleistung der Tragflügel isoliert darzustellen. Zur Untersuchung der Gültigkeit dieser Auftrennung wurden im Glattwasser identische Versuche mit nur einseitig eingespeichten Laufrädern durchgeführt, welche den Ansatz bestätigten.

3.5 Versuchsergebnisse zur Vertikalachs-Anlage

3.5.1 Variation der Flügelzahl

Als wichtigster Parameter der Rotorauslegung wurde zunächst die Auswirkung der Anzahl der Tragflügel untersucht. Abbildung 35 zeigt die Messergebnisse für Versuchsaufbauten mit vier, drei und zwei Flügeln. Wie zu erwarten verschiebt sich der optimale Betriebspunkt mit steigender Anzahl der Flügel zu höheren Schnelllaufzahlen. Der abnehmende Leistungsbeiwert der Konfiguration mit zwei Flügeln im Vergleich zum Setup mit drei Flügeln lässt sich mit den verstärkten Reibungseinflüssen im Modellversuch und der damit verbundenen Benachteiligung der hohen Schnellläufigkeit erklären.

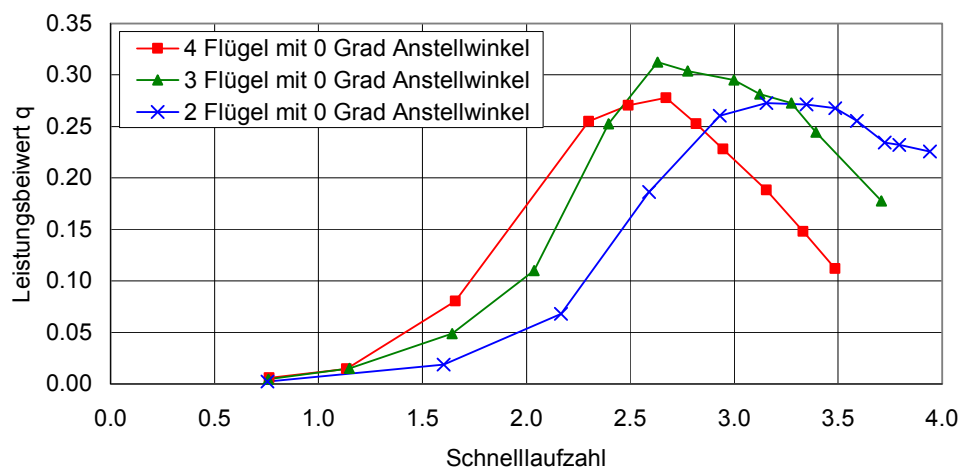


Abbildung 35: Einfluss der Flügelzahl auf Betriebspunkt und Leistungsbeiwert

Diese Darstellung berücksichtigt nur die gemittelten Werte. Aufgrund der instationären Hydrodynamik von Rotoren mit Achslage quer zur Anströmung sind jedoch sowohl die Lasten als auch die Energieausbeutung von großen zyklischen Schwankungen mit der Frequenz der Flügel geprägt. Abbildung 36 zeigt den Verlauf des lokalen Anströmwinkels jedes Flügels während eines kompletten Umlaufs.

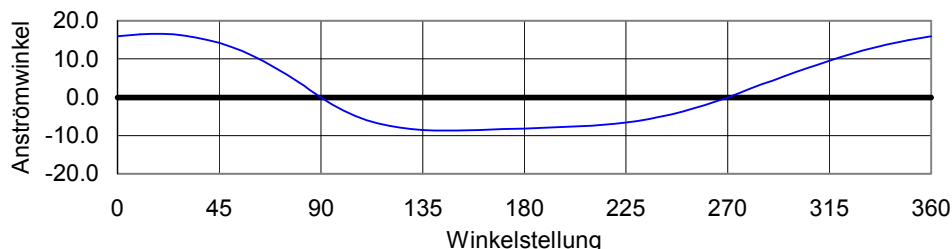


Abbildung 36: Verlauf des Anströmwinkels während eines Umlaufzyklus

Zur Quantifizierung der Schwingungen der einzelnen Kenngrößen wurden zahlreiche zeitlich aufgelöste Messergebnisse ausgewertet und in einer idealisierten Modellierung zusammengestellt. Diese in Microsoft Excel® erstellte Auswertung berechnet für die eingegebenen Rotorabmessungen, die Anströmgeschwindigkeit sowie die Anzahl der Flügel Mittelwerte und Amplituden der wichtigsten Kenngrößen im optimalen Betriebspunkt und stellt diese grafisch dar. Die Ausgaben für die angenommene Groß-

ausführung mit einem 30 m hohen Rotor mit einem Durchmesser von 50 m bei 1,5 m/s Strömungsgeschwindigkeit sind in Abbildung 37 abgebildet. Die mittlere gewandelte Leistung beträgt für diesen Zustand je nach Flügelzahl rund 700 bis 800 kW.

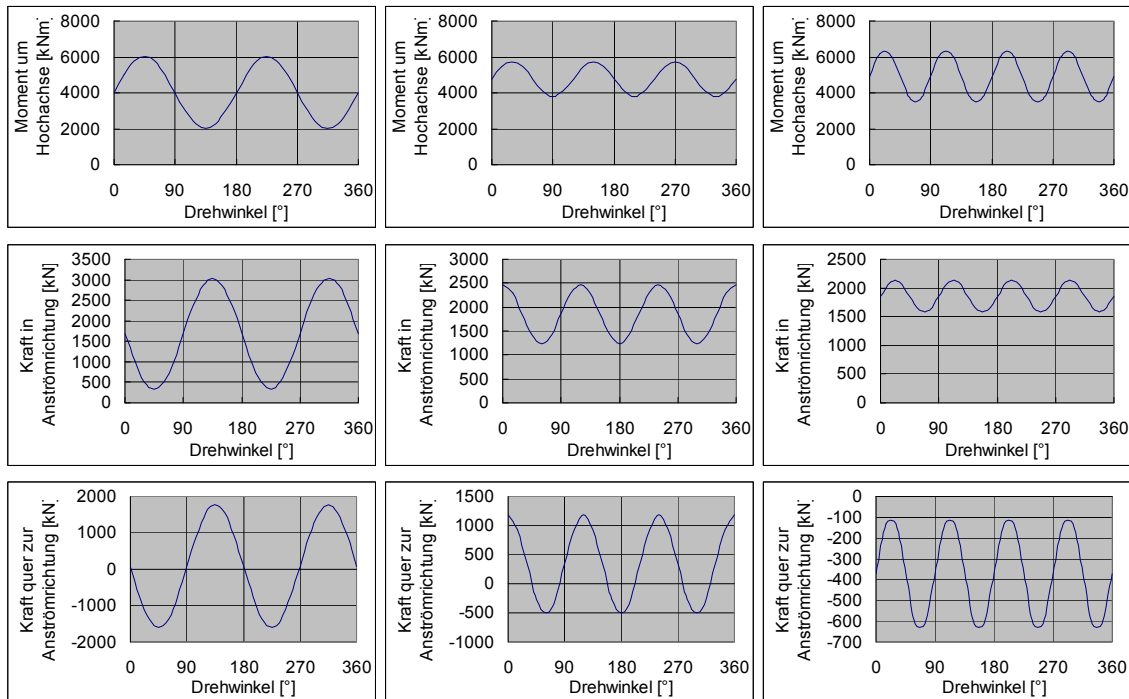


Abbildung 37: Zyklische Lastverläufe für 2-, 3- und 4-flüglige Anlage bei 1,5 m/s Stromgeschwindigkeit

3.5.2 Variation der Blattanstellwinkel

Ähnlich den Repellern können die Vertikalachser-Rotoren mit verschiedenen Anstellwinkeln der Flügel betrieben werden. Die Variation des Anstellwinkels ist exemplarisch für eine dreiflüglige Konfiguration in Abbildung 38 dargestellt. Ein positives Vorzeichen beim Anstellwinkel steht für eine Rotation der Abströmkannte nach innen. Es zeigt sich, dass die tangentielle Grundeinstellung bereits das Optimum hinsichtlich der Energiewandlung darstellt. Die Momentenbeiwerte in Abbildung 39 zeigen jedoch den zu erwartenden Anstieg des Nutzmoments bei kleinen Schnelllaufzahlen. Ein kleiner positiver Anstellwinkel würde den Anlauf des Rotors unterstützen und nur geringe Einbußen in der Energiewandlung mit sich bringen. Eine zyklische Verstellung des Anstellwinkels aller Flügel während eines Umlaufs könnte sowohl das Anlaufverhalten verbessern als auch die Effizienz während des Nennbetriebs steigern.

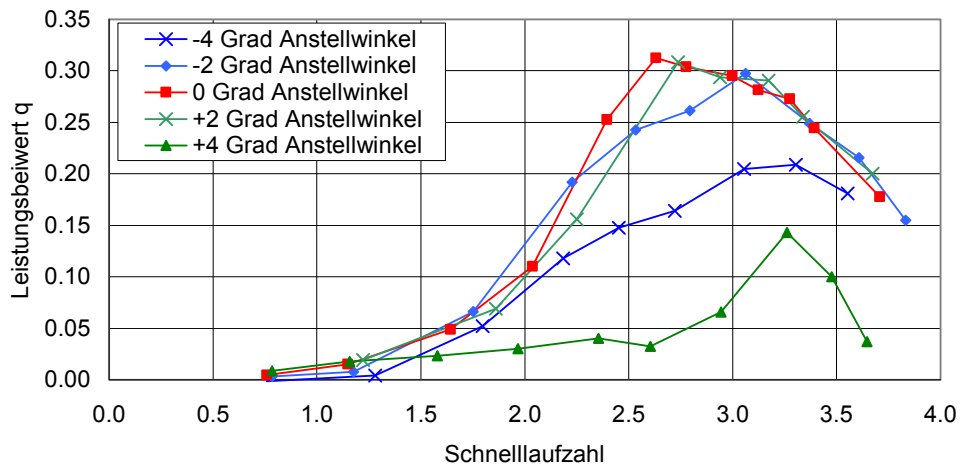


Abbildung 38: Einfluss des Anstellwinkels auf den Leistungsbeiwert

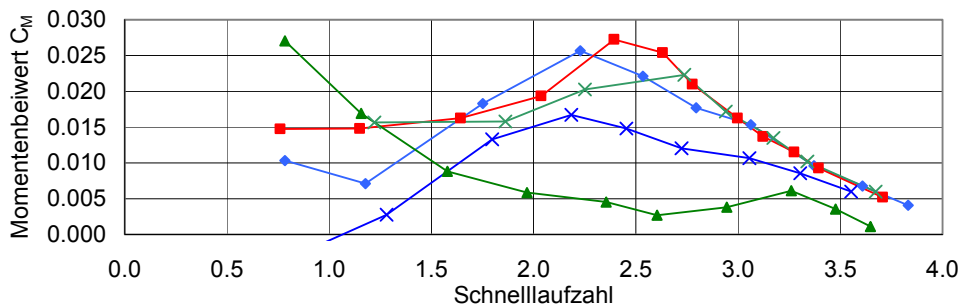


Abbildung 39: Einfluss des Anstellwinkels auf den Momentenbeiwert

Die voranstehenden Ergebnisse wurden in gleichförmiger Anströmung ermittelt. Der Betrieb der Anlage unter realen Umgebungsbedingungen erfolgt jedoch in einem reibungsbedingtem Geschwindigkeitsprofil. Wie auch für die Anlage mit Repellern wurde für das zweite Rotor-Konzept das Geschwindigkeitsprofil mit Hilfe einer Bodenplatte und eines mitgeschleppten Drahtmodells nachgebildet. Abbildung 40 zeigt die deutlich verringerte Energieausbeute. Diese ist jedoch nur teilweise dem reduzierten Wirkungsgrad durch den nicht optimalen Betriebspunkt in der verzögerten Strömung zuzuschreiben. Es ist zu berücksichtigen, dass auch der Energiegehalt der Strömung durch die reduzierte mittlere Strömungsgeschwindigkeit geringer ausfällt.

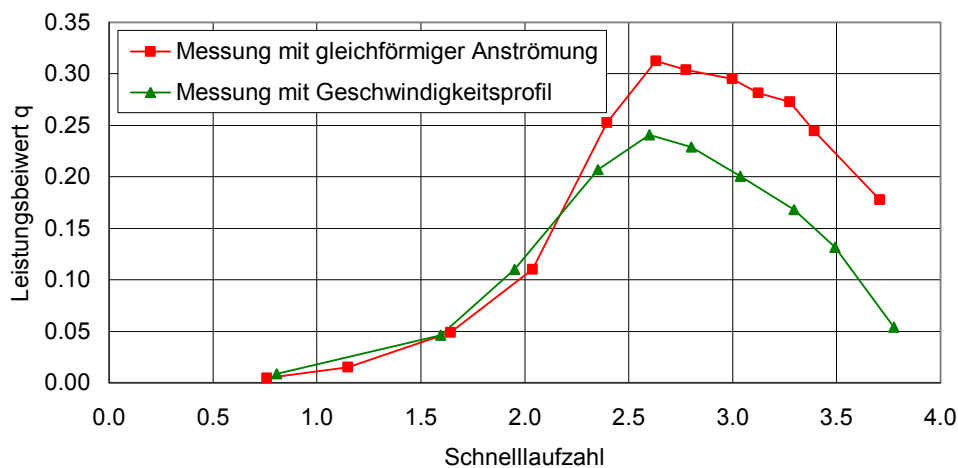


Abbildung 40: Messung mit und ohne Geschwindigkeitsprofil

Die zuvor beschriebenen Ergebnisse zeigen die Nachteile einer in Bodennähe betriebenen Rotoranlage. Dies legt eine Optimierung der Rotorhöhe näher zur freien Oberfläche unter Berücksichtigung des Kavitationsrisikos nahe. Ein weiterer Aspekt ist die resultierende Verformung der Wasseroberfläche, welche bei der Ausgangskonfiguration unerheblich gering ausfiel. Daher wurden zusätzlich Versuche zur Identifikation des Einflusses der Berandungen Boden und Wasseroberfläche durchgeführt. Zur Gewährleistung eines identischen Energiepotentials im Zustrom wurden diese Versuche ohne Geschwindigkeitsprofil durchgeführt. Die Darstellung in Abbildung 41 zeigt, dass sowohl der Einfluss der Versperrung am Gewässerboden als auch die Verluste durch die Erzeugung von Schwerewellen keinen nennenswerten Einfluss auf den Leistungsbeiwert haben. Selbst bei der extrem geringen Tauchtiefe von 50 mm entsprechend weniger als 3 m in der Großausführung waren kaum mit der Frequenz der Flügel auftretende Störungen der freien Oberfläche zu erkennen (Abbildung 42).

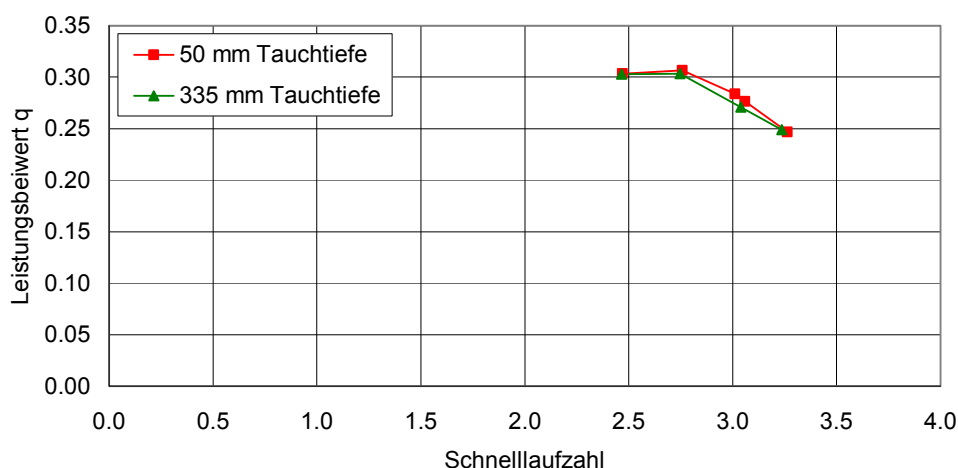


Abbildung 41: Einfluss der Tauchtiefe in gleichverteilter Anströmung



Abbildung 42: Verformung der Wasseroberfläche bei minimaler Tauchung

3.6 Untersuchungen im Seegang

Neben den Versuchen unter Glattwasserbedingungen mit und ohne Geschwindigkeitsprofil wurden auch für die Vertikalachs-Turbine Messungen in regelmäßigen und unregelmäßigen, langkämmigen Seegängen untersucht. Es konnte gezeigt werden, dass sich durch die Orbitalgeschwindigkeiten der Wellen ein geänderter optimaler Betriebspunkt ergibt. Durch die Abhängigkeit der Strahlleistung von der dritten Potenz der Strömungsgeschwindigkeit resultiert eine Verschiebung zu höheren Schnelllaufzahlen. Durch die Geschwindigkeitsschwankungen arbeiten die Tragflügel deutlich häufiger in Off-Design Betriebspunkten als in der ungestörten Anströmung, was zu einer reduzierten Effizienz führt. Im Vergleich zum Repeller kann die Vertikalachs-Turbine jedoch auch im Seegang noch mit relativ gleichförmiger Drehrate betrieben werden. Abbildung 43 zeigt den Effekt am Beispiel eines 3-flügligen Rotors im Glattwasser und einem Seegang, der in der Großausführung einer Wellenhöhe von fast 10 m entsprechen würde. Bei noch größeren Wellen oder geringeren Strömungsgeschwindigkeiten kann der Einbruch des umgewandelten Energieanteils unter Umständen deutlich höher ausfallen. Zur Quantifizierung der wirtschaftlich nutzbaren Laufzeit einer konkreten Anlage müssen basierend auf den Daten der Turbine und den Umgebungsbedingungen für einen gegebenen Standort genauere Untersuchungen durchgeführt werden.

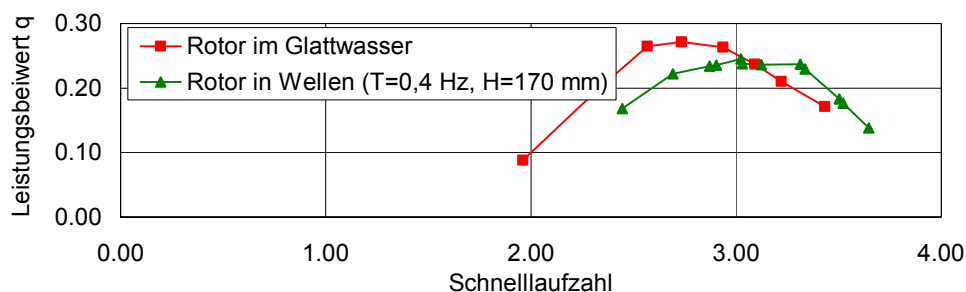


Abbildung 43: Einfluss des Seegangs auf Leistungsbeiwert und Betriebspunkt eines 3-flügligen Rotors

Wie auch beim Horizontalachser sind die Lastschwankungen in Folge des Seegangs bei niedrigen Strömungsgeschwindigkeiten unter Umständen deutlich größer als die Grundlast in gleichförmiger Anströmung. Abbildung 44 zeigt einen zeitlichen Verlauf der auftretenden Kraft in Strömungsrichtung und den dazugehörigen Verlauf der Ver-

formung der freien Oberfläche durch die Wellen. Es ist zu erkennen, dass die Schwingungen mit der Frequenz der Tragflügel, welcher der dreifachen Frequenz der Wellen entspricht, im Vergleich zur seegangsbedingten Schwankung gering ist und nur als Oberschwingung im Messschrieb sichtbar ist. In dieser Messung entsprach die Geschwindigkeit der parallelen Anströmung bereits einem sehr starken Strom von rund 4,5 m/s in der Großausführung.

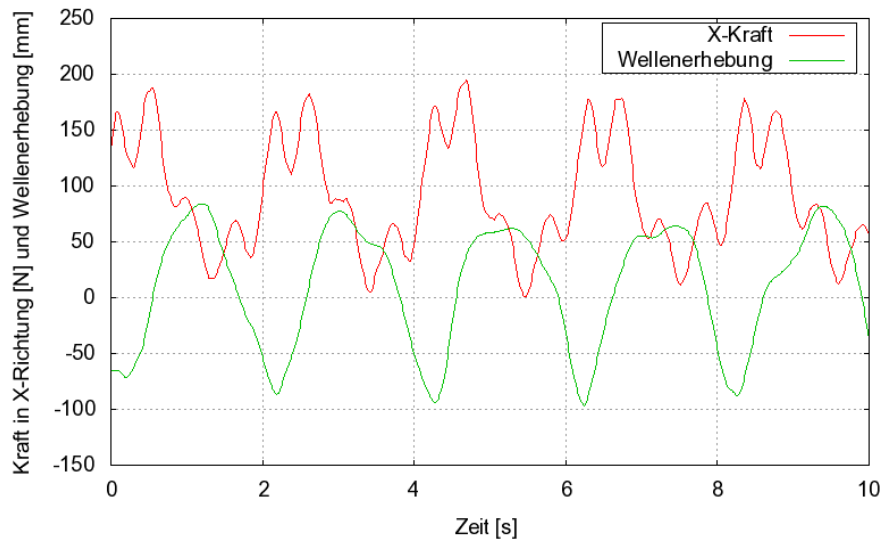


Abbildung 44: Exemplarischer Kraftverlauf bei gleicher Dreh- und Wellenperiode

3.7 Versuche zum Sedimenttransport an einem angeströmten Zylinder

Ergänzend zu den experimentellen Untersuchungen zur Hydrodynamik der Turbinenanlagen wurden einige Versuche zum Sedimenttransport in der Umströmung einer Monopile-Gründung durchgeführt. Diese Versuche können jedoch bedingt durch die hochkomplexen hydrodynamischen und bodenmechanischen Vorgänge nicht auf die Großausführung extrapoliert werden. Die Reynoldszahlen liegen in der Natur in der Größenordnung von 10^7 und im Modellversuch bei maximal 10^4 . Dies führt zu einer ausgeprägten Ablösung alternierender Wirbel im Modell, welche für die Großausführung nicht erwartet wird. Die Bildungsfrequenz f dieser so genannten Kármán-Wirbel lässt sich durch die dimensionslose Strouhalzahl Sr beschreiben:

$$Sr = f \frac{D}{V_\infty}$$

Für einen Zylinder des Durchmessers D beobachtet man für Reynoldszahlen zwischen 60 und 10^5 eine fast konstante Strouhalzahl von $Sr \approx 0,2$. Der Beginn eines signifikanten Materialtransport konnte für einen Zylinder des Durchmessers $D = 120 \text{ mm}$ bei einer Anströmgeschwindigkeit von $V_\infty \approx 0,6 \text{ m/s}$ festgestellt werden. Dies entspricht einer Wirbelfrequenz von 1 Hz, welche auch im Experiment beobachtet wurde. Der Ablösemechanismus der Partikel ist in der Natur stark von der Durchlässigkeit des Bodens bis in große Tiefen geprägt und die Dichte und die geometrischen Abmessungen der Partikel können nicht ohne weiteres skaliert werden. Dennoch dienen die angestellten Beobachtungen und aufgezeichneten Videos dem Verständnis der Vorgänge und können zur Überprüfung von Simulationen des Kolkungsprozesses im Modellmaßstab herangezogen werden.

Zur Durchführung dieser Versuche wurde auf der zuvor für die Nachbildung des Geschwindigkeitsprofils verwendeten Bodenplatte ein Drahtgitter befestigt. Dieses Gitter wurde als Haftgrund für eine darauf aufgebrachte Schüttung aus eingefärbtem Bruchstein einer Korngröße von ca. 2 mm verwendet. Als hydrodynamischer Verdrängungskörper diente der oben erwähnte Zylinder. Ein Drahtmodell zur Reduzierung der bodennahen Strömungsgeschwindigkeit war nicht angebracht. Dieser Aufbau wurde nun mit schrittweise steigenden Geschwindigkeiten geschleppt, wobei für jedes Geschwindigkeitsniveau Foto- und Videomaterial aufgezeichnet wurde. Nach einer Versuchsreihe mit einer homogenen Schüttung wurde für ein weiteres Experiment in unmittelbarer Nähe der Struktur ein „Kolkschutz“ aus nicht-eingefärbtem Bruchstein größerer Körnung aufgebracht. Während im ersten Aufbau (Abbildung 45) die Bereiche seitlich des Zylinders durch die lokalen Übergeschwindigkeiten freigespült wurden, blieben diese Zonen bei gleicher Geschwindigkeit im zweiten Versuch unbeeinflusst (Abbildung 46). Hier wurde jedoch ein Abtrag der kleinen Partikel durch Wirbel deutlich hinter dem Zylinder festgestellt. In beiden Fällen werden die meisten der Partikel nicht wie erwartet stromabwärts weitertransportiert, sondern im Totwasser direkt hinter dem Zylinder abgelagert. Hier muss für die Großausführung mit einer größeren Transportdistanz gerechnet werden.

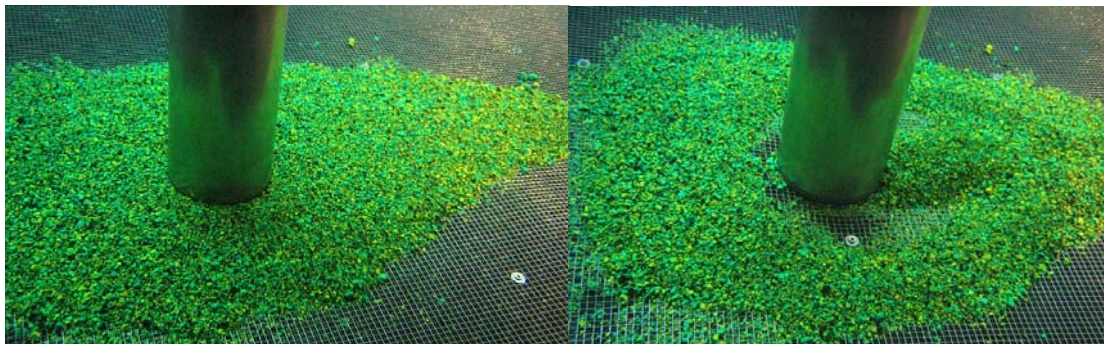


Abbildung 45: Sedimentschüttung vor und nach einer Testfahrt mit 0,6 m/s

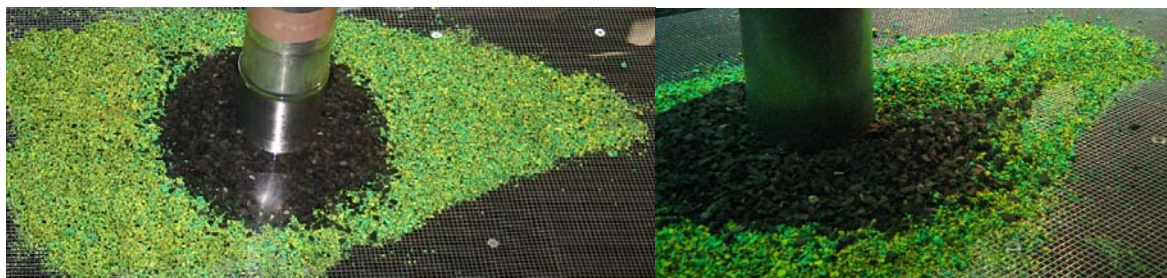


Abbildung 46: Unterwasseraufnahmen der zweiten Schüttung vorher und nachher

3.8 Zusammenfassung der experimentellen Untersuchungen

Die umfangreichen Versuchsreihen lieferten vielfältige Ergebnisse und Einblicke in die Vorzüge und Nachteile der beiden betrachteten Anlagenkonzepte. Die Charakteristik der Turbinen sowie der auf die Struktur wirkenden Lasten konnte eingehend untersucht werden. Es ist jedoch festzuhalten, dass die in den meisten Küstengebieten vorherrschenden kleinen Geschwindigkeiten des Tidestroms für die Auskopplung wirtschaftlich geforderter Leistungen sehr große zu erfassende Strömungsquerschnitte benötigen. Die daraus resultierenden großen Anlagen erfahren hohe Lasten sowohl aus dem Turbinenbetrieb als auch besonders aus den einwirkenden Seegän-

gen. Die Realisierbarkeit einer kombinierten Anlage unter wirtschaftlichen sowie hydro- und bodenmechanischen Aspekten ist daher im Einzelfall zu prüfen. Die meisten derzeit geplanten Offshore Windparks liegen an Standorten mit nicht ausreichenden Strömungsgeschwindigkeiten.

Die beobachteten Maßstabeffekte sind durch die großen Abmessungen der Großausführung und die daraus resultierenden Maßstabsfaktoren sowie die kleinen Geschwindigkeiten der Strömungen und Bewegungen deutlich größer als im schiffbaulichen Umfeld. Insbesondere die gleichzeitige Erfassung der Kenngrößen von auftriebserzeugenden Rotorblättern und Lasten aus dem Seegang oder den Einflüssen der freien Oberfläche ist experimentell stark eingeschränkt. Mit großem experimentellem Aufwand konnten jedoch belastbare Daten zur Validierung numerischer Verfahren gewonnen werden, so dass viele Fragestellungen für kommende Projekte mit einer geeigneten Kombination aus experimenteller und numerischer Fluiddynamik beantwortet werden können.

4 Numerische Verfahren

4.1 Flachwasserapproximation BESH*i*Wa

Das Programm BESH*i*Wa ist ein bewährtes Verfahren zur Berechnung der Wellenausbreitung im flachen Wasser. Die Beschreibung des Strömungsgebiets durch Flachwassergleichungen vom Boussinesq-Typ ermöglicht es, große Gebiete numerisch effizient berechnen zu können.

4.1.1 Flachwassergleichungen vom Boussinesq-Typ

Das Verfahren BESH*i*Wa (Boussinesq Equations for Ship Waves) basiert auf erweiterten Flachwassergleichungen vom Boussinesq-Typ. Diese Gleichungen beschreiben die Wellenausbreitung in einem Strömungsgebiet mit endlicher Wassertiefe, die örtlich variieren kann, aber zeitlich konstant ist. Es wird dabei eine reibungs- und rotationsfreie Strömung vorausgesetzt.

Unter der Annahme, dass die Wellenhöhe kleiner und die Wellenlänge größer als die Wassertiefe sind, werden die Kontinuitäts- und die Impulsgleichungen vertikal integriert. Dabei gehen die kinematischen Randbedingungen am Boden und an der freien Oberfläche und die dynamische Randbedingung an der freien Oberfläche in die Integration mit ein. Die Darstellung des Strömungsfeldes erfolgt anhand der momentanen lokalen Wellenerhebung $\zeta(x,y,t)$ und der vertikal gemittelten horizontalen Geschwindigkeitskomponenten

$$\bar{u}(x,y,t) = \frac{1}{h(x,y) + \zeta(x,y,t)} \int_{-h}^{\zeta} u(x,y,t) dz \quad (4.1)$$

und

$$\bar{v}(x,y,t) = \frac{1}{h(x,y) + \zeta(x,y,t)} \int_{-h}^{\zeta} v(x,y,t) dz \quad (4.2)$$

Hier ist $h(x,y)$ die lokale Wassertiefe bezogen auf die ungestörte Wasseroberfläche. Das dreidimensionale Strömungsgebiet kann so durch eine zweidimensionale Geschwindigkeitsverteilung und die Wellenerhebung beschrieben werden. Das numerische Problem wird damit um eine Dimension verringert und kann entsprechend effizient gelöst werden. Auch die Randbedingungen am Boden und an der freien Oberfläche sind in den Boussinesq-Gleichungen implizit erfüllt und benötigen keine weitere numerische Behandlung.

Es ergeben sich schließlich folgende Gleichungen:

$$\zeta_t + (\zeta + h)(u_x + v_y) + (\zeta_x + h_x)u + (\zeta_y + h_y)v = 0 \quad (4.3)$$

$$\begin{aligned} & u_t + uu_x + vv_y + g\zeta_x \\ & - \frac{h}{2}[h_{xx}u_t + 2h_xu_{tx} + hu_{txx} + h_{xy}v_t + h_yv_{tx} + h_xv_{ty} + hv_{txy}] \\ & + \frac{h^2}{6}(1 - 6C_{BQ})[u_{txx} + v_{txy}] \\ & + gh^2C_{BQ}(\zeta_{xxx} + \zeta_{xyy}) + 2\Omega \sin \phi \bar{u} = -\frac{p_x}{\rho} + c_F \frac{\rho u_b |u_b|}{2(h + \zeta)} \end{aligned} \quad (4.4)$$

$$\begin{aligned} & v_t - Vv_x + uv_x + vv_y + g\zeta_y \\ & - \frac{h}{2}[h_{xy}u_t + h_yu_{tx} + h_xu_{ty} + hu_{txy} + h_{yy}v_t + 2h_yv_{ty} + hv_{tyy}] \\ & + \frac{h^2}{6}(1 - 6C_{BQ})[u_{txy} + v_{tyy}] \\ & + gh^2C_{BQ}(\zeta_{xxy} + \zeta_{yyy}) + 2\Omega \sin \phi \bar{v} = -\frac{p_y}{\rho} + c_F \frac{\rho v_b |v_b|}{2(h + \zeta)} \end{aligned} \quad (4.5)$$

Zur besseren Lesbarkeit wurden die Überstriche bei den gemittelten Geschwindigkeiten weggelassen. p ist der Druck auf der freien Oberfläche; ohne äußere Störung ist dies der konstante Luftdruck und die Ableitungen verschwinden.

Die Gleichungen beinhalten eine Dispersionskorrektur, mit der das Dispersionsverhalten kurzer Wellen verbessert werden kann. Hierzu nimmt der Parameter C_{BQ} Werte zwischen 0 und -0.0572 an. Eine ausführliche Beschreibung der Herleitung und eine Diskussion der Dispersionskorrektur gibt Jiang (2001).

Die Gleichungen berücksichtigen auch die Corioliskraft, die sich allerdings nur bei Berechnungen mit sehr großen Untersuchungsgebieten merklich auswirkt. Hierbei sind ϕ die Winkelgeschwindigkeit der Erde und Ω die geographische Breite.

In den Impulsgleichungen (4.4) und (4.5) finden sich auf der rechten Seite Reibungsterme, die die Bodenrauigkeit berücksichtigen.

4.1.2 Randbedingungen

Im Gegensatz zu potentialtheoretischen Paneelverfahren und Euler- und RANSE-Verfahren wird die freie Oberfläche durch die Flachwassergleichungen implizit bestimmt und muss nicht gesondert ermittelt werden.

An festen Wänden wird eine Tangentialflussbedingung angesetzt, die zu einer Totalreflexion führt.

An offenen Rändern werden Sommerfeld-Randbedingungen angewendet. Diese erlauben das Ein- und Auslaufen von Wellen in und aus dem Rechengebiet.

Am Boden wird ebenfalls implizit eine Tangentialflussbedingung angesetzt. Hinzu kommen die in den Gleichungen (4.4) und (4.5) aufgeführten Reibungsterme. Allerdings hat sich gezeigt, dass die Bodenreibung ohne vorhandene Grundströmung wenig Einfluss auf die Wellenausbreitung hat.

4.1.3 Tideströmung

Bei der Tideströmung handelt es sich grundsätzlich um eine Wellenbewegung mit einer Periodendauer von etwa 25 Stunden mit – an manchen Orten – beachtlicher Amplitude. Aufgrund dieser langen Periode und der entsprechenden Wellenlänge entspricht die Wirkung der Gezeitenwellen auf die im Verhältnis dazu kleinen wasserbaulichen Strukturen, der einer stationären Strömung mit sich zugleich ändernden Wasserständen.

4.1.4 Winderregter Seegang

Der winderregte Seegang ist eine nicht-deterministische Überlagerung vieler Einzelwellen, der am besten statistisch durch ein Energiedichtespektrum beschrieben wird. Anhand von Langzeitmessungen wurden für verschiedene Seegebiete mit entsprechend unterschiedlichen Wetterbedingungen verschiedene Seegangsspektren entwickelt.

Das JONSWAP-Spektrum (Joint North Sea WAve Project) eignet sich besonders zur Beschreibung des Seegangs in der Nordsee.

$$S(\omega) = \frac{\alpha g^2}{\omega^5} e^{-\frac{5}{4} \left(\frac{\omega}{\omega_m}\right)^4} \gamma^r$$

$$\gamma = 3.3$$

$$\sigma = \begin{cases} 0.07 & \omega < \omega_m \\ 0.09 & \omega > \omega_m \end{cases}$$

$$\alpha = 0.076 \tilde{x}^{-0.22}$$

$$\omega_m = \frac{2\pi \tilde{f}_m g}{V_{W10}}$$

$$\tilde{f}_m = 3.5 \tilde{x}^{-\frac{1}{3}}$$

$$r = e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{\omega - \omega_m}{\sigma \omega_m}\right)^2}$$

Hierbei sind x (in m) die Windeinwirkstrecke und V_{W10} (in m/s) die Windgeschwindigkeit in 10 m Höhe über dem Wasserspiegel.

Die momentane Wellenerhebung an einem Punkt lässt sich dann als unendliche Reihe von diskreten Einzelschwingungen angeben:

$$\zeta(t, x) = \sum_{i=0}^{\infty} \frac{1}{2} \sqrt{\int_{i\Delta\omega}^{(i+1)\Delta\omega} S(\omega) d\omega} \sin((i + 0.5)\Delta\omega t - k_i x + \varepsilon_i) \quad (4.6)$$

Hierin ist ε_i ein zufälliger Phasenwinkel der i -ten Einzelschwingung.

Im Gegensatz zu anderen bekannten Seegangsspektren (Brettschneider, Pierson-Moskowitz, Ochi) berücksichtigt dieses Spektrum die Windeinwirkstrecke, beschreibt also auch den Seegang in Küstennähe.

Die Wassertiefe wird in diesem Spektrum nicht berücksichtigt. Im Gegensatz zu den regelmäßigen, sinusförmigen Tiefwasserwellen, haben Wellen bei begrenzter Wassertiefe lange, flache Wellentäler und kurze, spitze Wellenberge. Die eigentliche Grundschiwingung wird von harmonischen Oberschwingungen überlagert, deren Anteil mit der Wellenform variiert. Da die Wellenform sehr stark von der lokalen Bodentopographie abhängt, lässt sich keine einfache allgemeingültige Formulierung eines Spektrums angeben, die die lokalen Wassertiefenverhältnisse berücksichtigt.

4.1.5 Numerische Lösung

Die Differentialgleichungen (4.5) bis (4.5) werden in jedem Zeitschritt linearisiert und auf einem kartesischen Gitter diskretisiert. Das so entstandene lineare Gleichungssystem hat eine schwach besetzte Matrix und kann mit iterativen Lösungsverfahren wie SOR oder GMRES sehr effizient gelöst werden. Die Länge eines Zeitschritts wird in der Regel zu

$$\Delta t = \frac{\min(\Delta x, \Delta y)}{4V_{pm}}$$

gewählt. V_{pm} ist die Phasengeschwindigkeit der modalen Welle des Spektrums. Dies gewährleistet die Stabilität des Verfahrens und gibt einen guten Kompromiss zwischen Länge des Zeitschritts und Iterationsanzahl innerhalb des Zeitschritts.

Die Gitterweiten Δx und Δy sollten etwa gleich groß sein und dürfen $\frac{1}{5}$ der kürzesten aufzulösenden Wellenlänge nicht überschreiten.

Auch wenn das Rechenggebiet immer eine rechteckige Form hat, erlaubt das Verfahren an beliebigen Punkten eine Wassertiefe 0. Es können somit auch Uferzonen oder Inseln simuliert werden.

4.1.5.1 Anfangsbedingung

Die Simulation beginnt immer in einem bekannten stationären Zustand. Das ist im trivialen Fall der Stillstand ohne Wellenerhebung oder eine stationärer Strömungszustand (z. B. Tidenströmung).

4.1.5.2 Randbedingung

Die in das Rechenggebiet einfallenden Wellen werden auch als Randbedingung modelliert. An einem Rand oder zwei aneinandergrenzenden Rändern werden die den Wellen entsprechenden Wellenerhebung und Geschwindigkeiten vorgegeben.

Für Wellen, die in ξ -Richtung laufen, ist die Wellenerhebung

$$\zeta(t, \xi) = \sum_{i=0}^{\infty} \frac{1}{2} \sqrt{\int_{i\Delta\omega}^{(i+1)\Delta\omega} S(\omega) d\omega} \sin((i+0.5)\Delta\omega t - k_i \xi + \varepsilon_i) \quad (4.7)$$

Mit den Koordinaten

$$\begin{aligned} x &= \xi \cos \mu \\ y &= \xi \sin \mu \end{aligned} \quad (4.8)$$

und dem Wellenlaufwinkel μ werden die vertikale gemittelten Geschwindigkeiten dann zu

$$\begin{aligned} \bar{u}(t, x) &= \sum_{i=0}^{\infty} \frac{\zeta_i}{\zeta_i + h} \frac{\omega_i}{k_i} \frac{\sinh(k_i h) + \sinh(k_i \zeta_i)}{\sinh(k_i h)} \cos \mu \\ \bar{v}(t, x) &= \sum_{i=0}^{\infty} \frac{\zeta_i}{\zeta_i + h} \frac{\omega_i}{k_i} \frac{\sinh(k_i h) + \sinh(k_i \zeta_i)}{\sinh(k_i h)} \sin \mu \end{aligned}$$

mit

$$\begin{aligned} \zeta_i &= \frac{1}{2} \sqrt{\int_{i\Delta\omega}^{(i+1)\Delta\omega} S(\omega) d\omega} \sin(\omega_i t - k_i x + \varepsilon_i) \\ \omega_i &= (i+0.5)\Delta\omega \\ \frac{\omega_i}{k_i} &= \sqrt{\frac{g}{k_i} \tanh k_i h} \end{aligned}$$

4.1.6 Kopplung mit RANSE/Euler-Lösern

Für eine effiziente Berechnung des gesamten Strömungsproblems werden zwei Lösungsverfahren eingesetzt: Der Flachwasserlöser BESHiWa kann das großräumige Strömungsfeld schnell berechnen, während die Detailströmung um die wasserbauliche Struktur mit dem RANSE-Löser MOUSE berechnet wird.

An den Grenzen der jeweiligen Rechengebiete müssen die Feldvariablen zwischen den Verfahren bidirektional ausgetauscht werden.

Zur Übertragung von BESHiWa nach MOUSE ist es erforderlich, aus der Wellenerhebung und den vertikal gemittelten horizontalen Geschwindigkeitskomponenten ein dreidimensionales Strömungsfeld zu berechnen. Dies erfolgt auf dem umgekehrten Weg der Herleitung der Boussinesq-Approximation. Die Details hierzu gibt Jiang (2001). Schließlich lassen sich die drei Geschwindigkeitskomponenten angeben:

$$\mathbf{u}(x, y, z, t) = \bar{\mathbf{u}} + \left(\frac{h^2}{6} - \frac{z}{2} \right) \nabla(\nabla \cdot \bar{\mathbf{u}}) - \left(\frac{h}{2} + z \right) \nabla[\nabla \cdot (h\bar{\mathbf{u}})]$$

$$w(x, y, z, t) = -[z(\nabla \cdot \bar{\mathbf{u}}) + \nabla \cdot (h\bar{\mathbf{u}})]$$

$$- \frac{z}{6} (h^2 - z^2) \nabla \cdot [\nabla(\nabla \cdot \bar{\mathbf{u}})]$$

$$+ \frac{z}{2} (h + z) \nabla \cdot \nabla[\nabla \cdot (h\bar{\mathbf{u}})]$$

mit

$$\mathbf{u}(x, y, z, t) = [u, v]^T$$

$$\bar{\mathbf{u}}(x, y, t) = [\bar{u}, \bar{v}]^T$$

Die Berechnung der vertikal gemittelten horizontalen Geschwindigkeitskomponenten für BESHwa erfolgt durch vertikale Integration der dreidimensionalen Feldvariablen in MOUSE entsprechend (4.1) und (4.2).

Die Wellenerhebung ergibt sich implizit aus der Level-Set-Funktion:

$$\psi(\zeta) = 0$$

4.1.7 Simulationsbeispiele

Mit dem erarbeiteten Verfahren kann jetzt die Ausbreitung beliebiger Seegangssituationen simuliert werden. Es sollen hier zwei Beispiele gezeigt werden.

4.1.7.1 Regelmäßige Wellen

Im ersten Beispiel laufen regelmäßige Wellen vom relativ tiefen Meeresbereich in ein flaches Gebiet. Die Wassertiefe beträgt im tiefen Bereich 70 m und im flachen Bereich 24 m. Das Gebiet hat eine Ausdehnung von 3×3 km. Abbildung 47 zeigt eine dreidimensionale Ansicht der Bodentopographie.

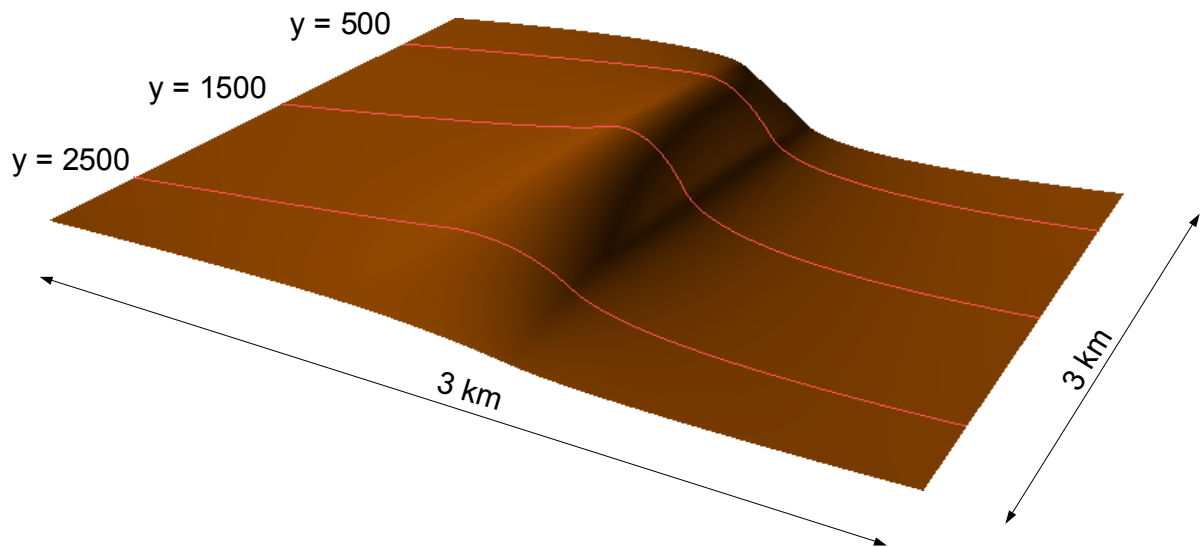


Abbildung 47: Bodentopographie

Die einfallenden Wellen haben eine Kreisfrequenz $\omega = 0.482 \text{ s}^{-1}$ entsprechend einer Wellenlänge $\lambda = 250 \text{ m}$ im tiefen Bereich. Abbildung 48 zeigt eine dreidimensionale Darstellung des Wellenbildes aus einer etwas anderen Perspektive. Es ist deutlich zu erkennen, wie die Wellen im flachen Bereich steiler und kürzer werden. Gleichzeitig sind die Wellenkämme nicht mehr parallele Linien sondern sie verformen sich entsprechend der Bodentopographie.

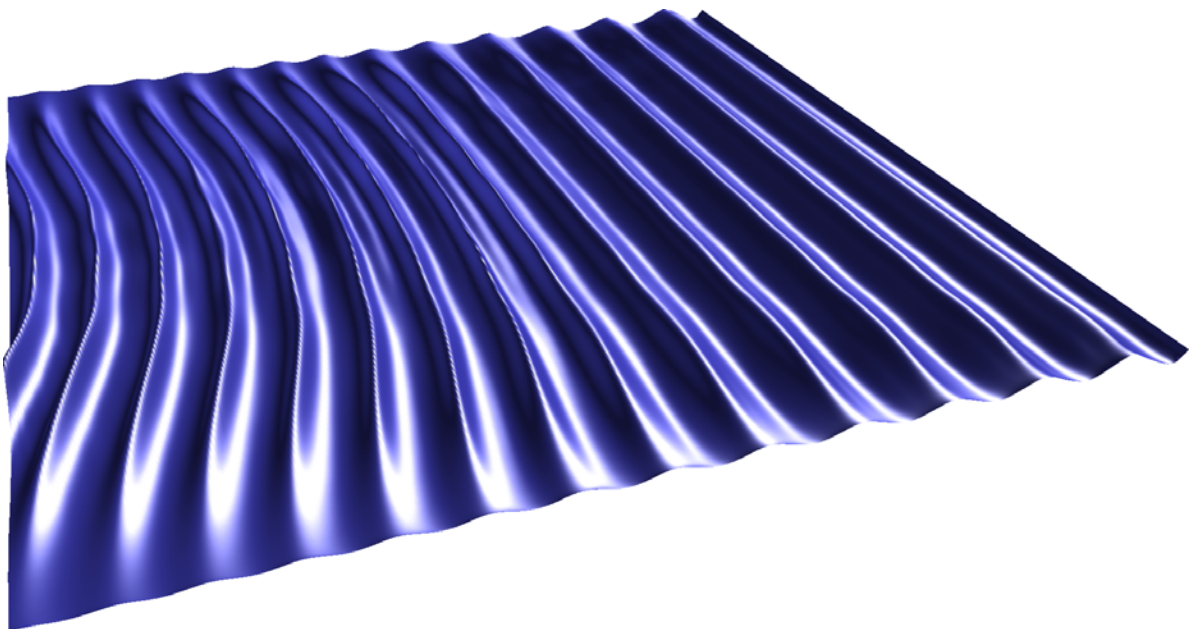


Abbildung 48: Wellenbild

Noch deutlicher wird die Verformung der Wellen, wenn Längsschnitte durch das Rechengebiet betrachten werden. Die drei in Abbildung 47 rot gekennzeichneten Längsschnitte werden anhand verschiedener y-Koordinaten in den Abbildung 49 bis Abbildung 51 dargestellt. In den Längsschnitten wird deutlich, dass die Wellen im flachen Bereich ausgeprägte Wellentäler und kurze Wellenberge haben. Außerdem hat die Steigung im Übergang vom tiefen zum flachen Bereich einem großen Einfluss auf die Wellenform.

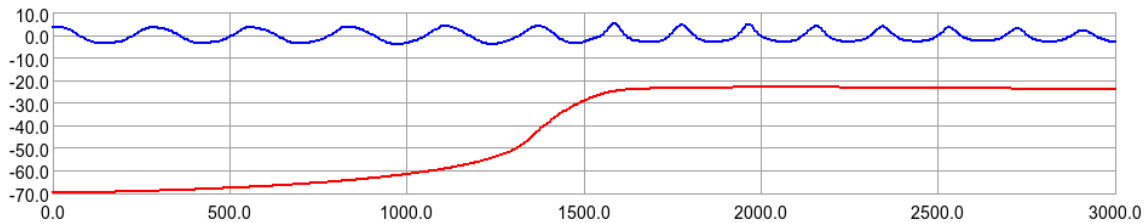


Abbildung 49: Längsschnitt bei $y = 500 \text{ m}$

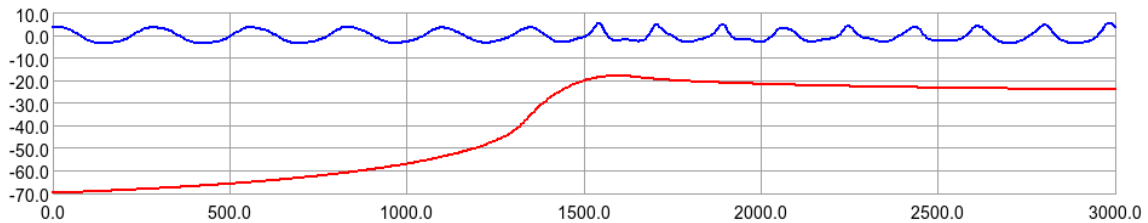


Abbildung 50: Längsschnitt bei $y = 1500 \text{ m}$

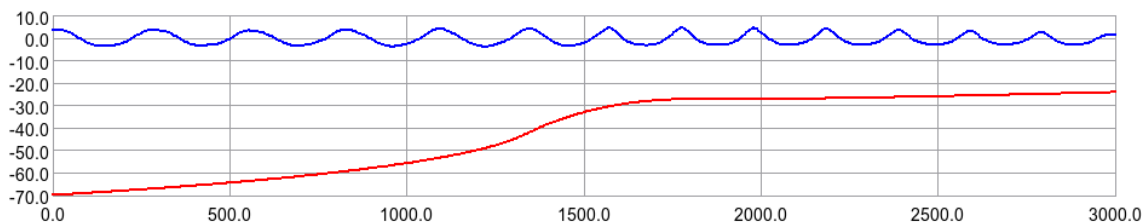


Abbildung 51: Längsschnitt bei $y = 2500 \text{ m}$

4.1.7.2 Natürlicher Seegang

In einem zweiten Beispiel wurde die Ausbreitung der Wellen eines natürlichen Seegangs berechnet. Abbildung 52 zeigt einen Längsschnitt durch ein Gebiet, in dem der Boden von einer Wassertiefe 40 m auf 10 m ansteigt. Blau gezeichnet sind die Wellen, die sich bei einer konstanten Wassertiefe von 40 m ausbreiten. Rot gezeichnet sind die Wellen, wie sie sich über dem gewählten Boden ausbreiten. Die Wellen wurden anhand des JONSWAP-Spektrums für eine Windgeschwindigkeit von 15 m/s und einer Windeinwirkstrecke von 500 km zusammengesetzt. Das Rechengebiet hat eine Länge von 6 sm.

Es ist hier deutlich zu erkennen, wie die Wellen im flachen Gebiet kürzer und steiler werden. Damit verändern sich auch die Lasten auf eine im flachen Gebiet installierte Struktur im Vergleich zum tiefen Gebiet. In Abbildung 53 ist ein ähnlicher Fall gezeigt, hier beträgt die Windgeschwindigkeit von 10 m/s. Die Auswirkung der Bodentopographie auf die Wellenausbreitung ist die gleiche.

Im letzten Beispiel läuft ein langkämmiger Seegang von einem tiefen Bereich (60 m Wassertiefe) in einen flachen Bereich (30 m Wassertiefe). Die modale Wellenlänge des Seegangs liegt bei 500 m. In Abbildung 54 sind die Wellenschnitte darstellt. Beim Fortschreiten der Wellen in das flache Gebiet erreichen fast alle Wellen des Spektrums die maximale Wellenausbreitungsgeschwindigkeit. Am rechten Rand ist dies besonders deutlich zusehen: Die Wellen (rote Kurve) habe nahezu die gleiche

Wellenlänge. Darüber hinaus sind sie deutlich größer und steiler als die vergleichbaren Wellen, die sich im konstant 60 m tiefen Wasser (blaue Kurve) ausbreiten würden.

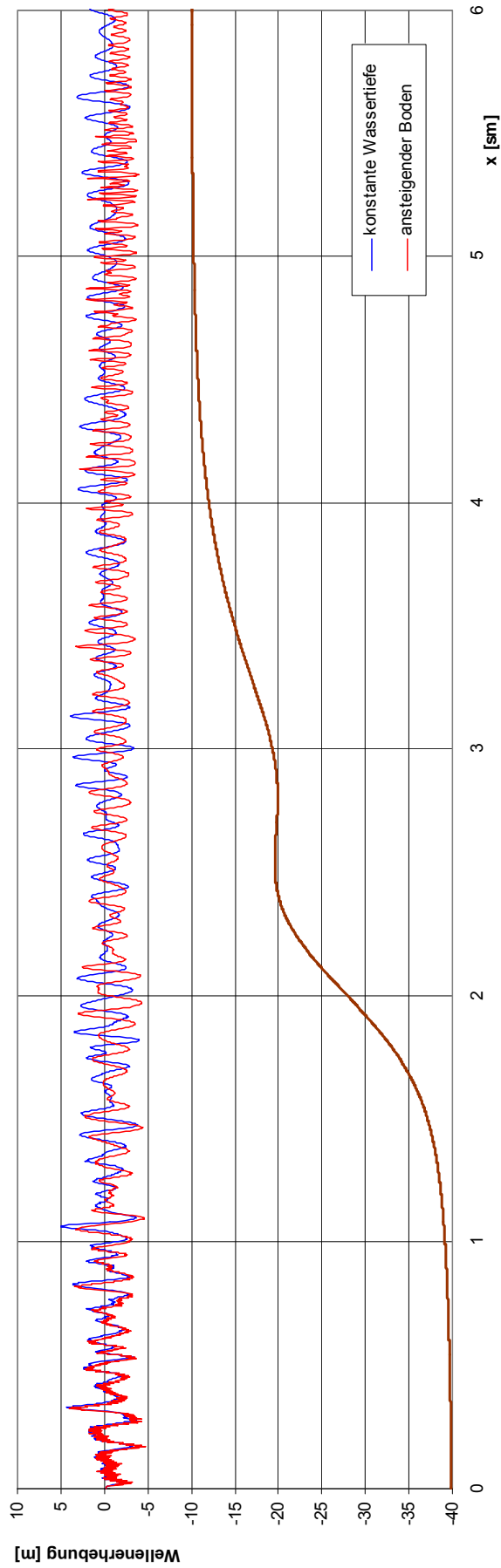


Abbildung 52: Wellenausbreitung des Seegangs nach JONSWAP ($V_{w10} = 15 \text{ m/s}$, Windeinwirklänge 500 km)

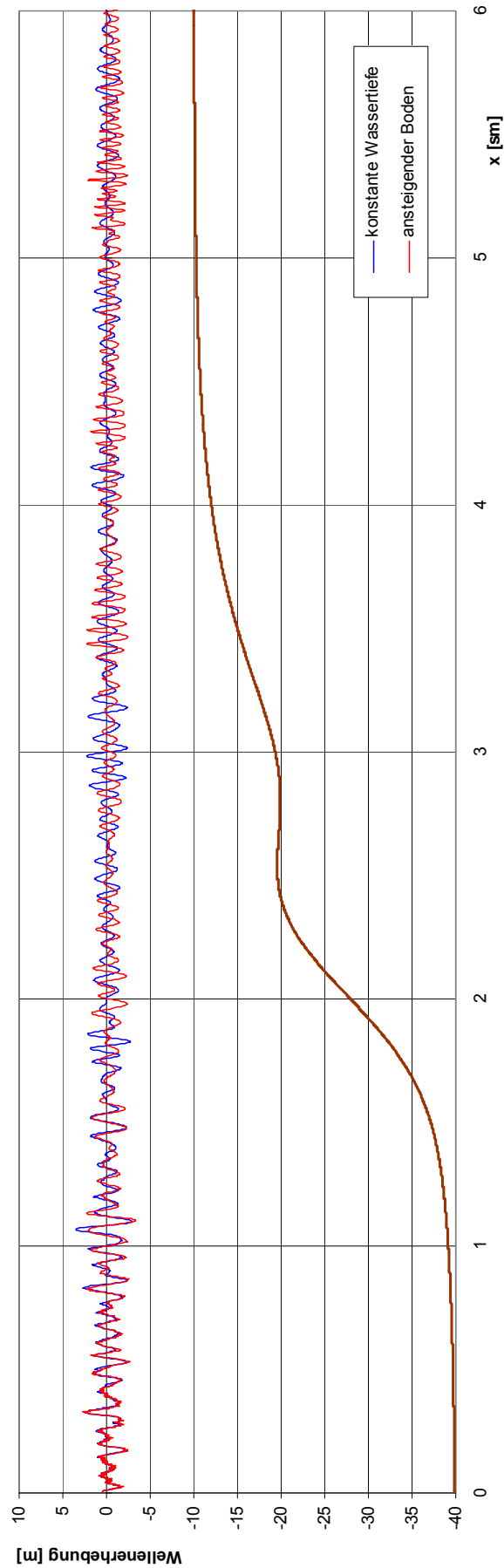


Abbildung 53: Wellenausbreitung des Seegangs nach JONSWAP ($V_{W10} = 10 \text{ m/s}$, Windeinwirklänge 500 km)

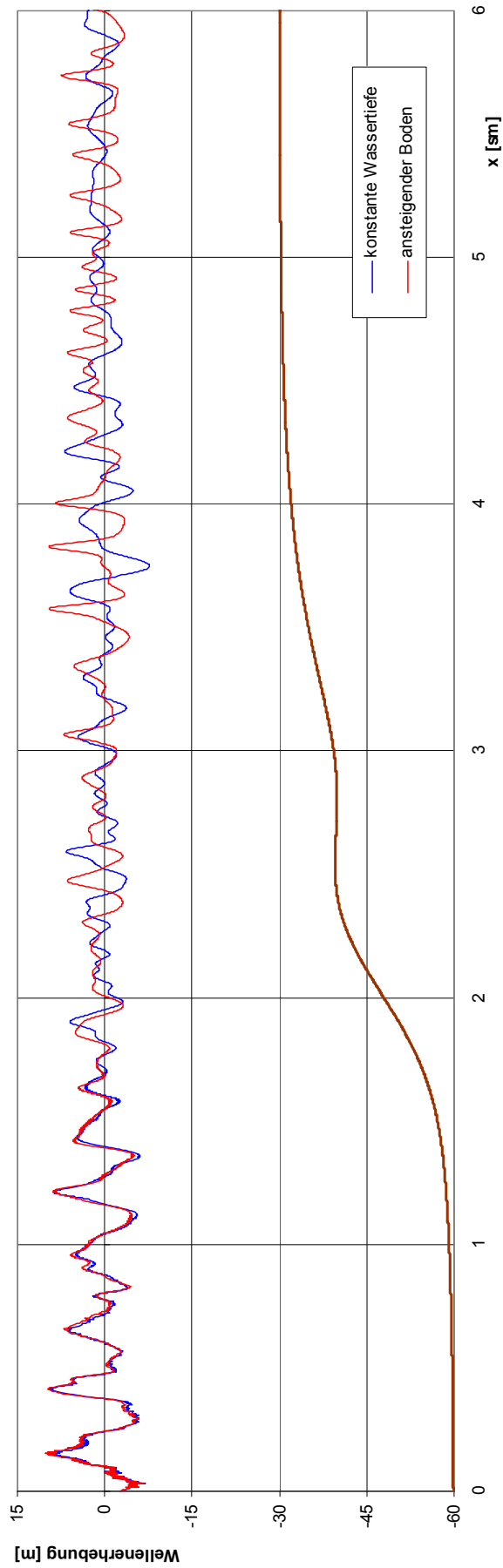


Abbildung 54: Wellenausbreitung eines langkämmigen Seegangs (modale Wellenlänge ca. 400 m bei 60 m Wassertiefe) beim Übergang

4.2 Weiterentwicklung des 3D-Feldl6sers MOUSE zur Vollst6ndig gekoppelten instation6ren Berechnung rotierender Systemen an Bauwerken

Als 3D-Feldl6ser wird das Programmpaket MOUSE genutzt. In ihm enthalten sind geeignete Methoden zur Simulation von instation6ren Str6mungsproblemen mit freier Oberfl6che. Desweiteren sind schon Ans6tze zur Simulation von relativ bewegten Systemen enthalten. Ein numerischer Schwerpunkt dieses Vorhabens ist die Erweiterung des Modules zur Berechnung rotierender Systeme.

4.2.1 Grundz6ge des Basisl6sers f6r Str6mungen mit freier Oberfl6che

Das zugrunde liegende Basispaket MOUSE ist aufgrund der Historie und vielfachen Nutzung bereits mehrfach ausf6hrlich beschrieben. Die f6r das vorliegende Forschungsprojekt wesentlichen Eckpfeiler werden daher im Folgenden nur kurz zusammengefasst. Detailliertere Darstellungen der Methoden sind z.B. Gloth (2003) (Grundlagen) oder in Stuntz (2006) (Spezifische Methoden f6r schiffstechnische Simulationen) dargestellt.

Das Basispaket MOUSE basiert auf einem Finite-Volumen L6sungsverfahren in knotenzentrierter Anordnung auf unstrukturierten und hybriden Gittern. Abbildung 55 zeigt die verwendete Grunddiskretisierung schematisch in zwei Dimensionen und ein entsprechendes 3D-Rechenmolek6l.

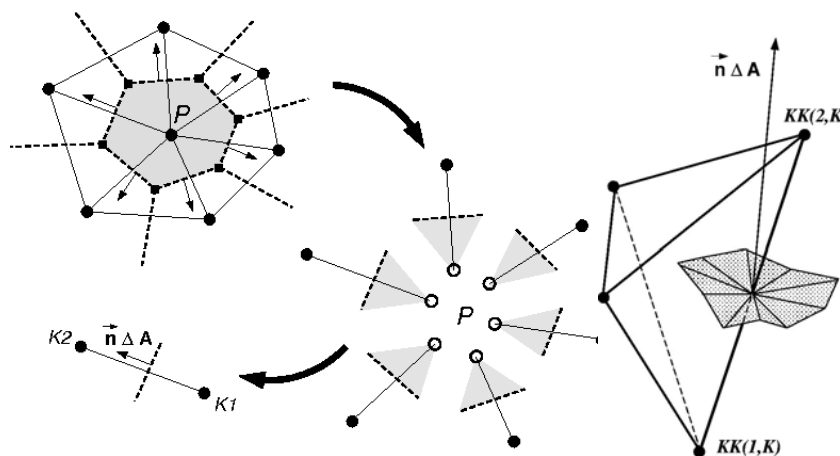


Abbildung 55: Grunddiskretisierung: exemplarisch zweidimensional (links) und Rechenmolek6l der 3D knotenzentrierten Diskretisierung

F6r inkompressible Str6mungen wie sie im schiffstechnischen Kontext zu simulieren sind, stehen unterschiedliche Methoden zur Verf6gung, die im Rahmen des vorliegenden Forschungsvorhabens f6r transiente Simulationen weiterentwickelt wurden. Die Erhaltungsgleichungen lauten in differentieller Form:

$$\operatorname{div} \vec{v} = 0 \quad \text{Kontinuit6tsgleichung} \quad (4.9)$$

$$\frac{\partial \vec{v}}{\partial t} + \vec{v} \operatorname{div} \vec{v} + \frac{1}{\rho} \nabla p - \operatorname{div} \vec{\sigma} = -\vec{f} \quad \text{Impulsgleichung} \quad (4.10)$$

Hierin sind \vec{v} der Geschwindigkeitsvektor, p der Druck, ρ die Dichte und $\bar{\bar{\sigma}}$ der Spannungstensor ohne Druckanteil und \vec{f} ist der Vektor der spezifischen Volumenkraft, z.B. der Schwerkraftanteil.

Die Berücksichtigung der freien Oberflächen erfolgt mittels Levelset-Methode. Bei dieser Methode wird die freie Oberfläche über einen diskreten Iso-Wert einer skalaren Funktion dargestellt, die ihrerseits als skalare Transportgleichung das System der Erhaltungsgleichungen ergänzt und gemeinsam mit den eigentlichen Strömungsvariablen in der Zeit integriert wird:

$$\frac{\partial \Psi}{\partial t} + u \frac{\partial \Psi}{\partial x} + v \frac{\partial \Psi}{\partial y} + w \frac{\partial \Psi}{\partial z} = 0 \quad (4.11)$$

Im vorliegenden Fall wird für die Oberfläche der Iso-Wert 0 definiert und es gilt:

$$\begin{aligned} \Psi(x, y, z, t) > 0 &\rightarrow \text{Luft} \\ \Psi(x, y, z, t) = 0 &\rightarrow \text{Trennfläche} \\ \Psi(x, y, z, t) < 0 &\rightarrow \text{Wasser} \end{aligned}$$

Die Zeitintegration der Gleichung für Ψ kann über verschiedene Diskretisierungsansätze erfolgen. Eine Upwindformulierung auf der MOUSE-eigenen Finite Volumen-Diskretisierung zeigte sich als besonders geeignet und findet daher durchgängig Verwendung.

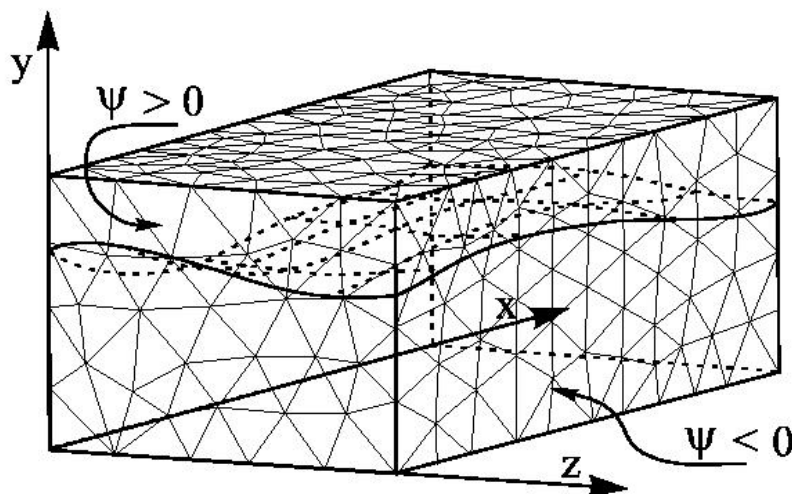


Abbildung 56: Darstellung der Levelset Funktion zur Beschreibung der freien Oberfläche

Als Randbedingung wird zu jedem Zeitpunkt der Umgebungsdruck an der zeitlich veränderlichen freien Oberfläche vorgegeben.

Eine wesentliche Schwierigkeit der Levelset-Methode ist die Reinitialisierung des Ψ -Felds fernab der Diskontinuität. Außer an der Oberfläche selbst hat dieses Feld zwar keine physikalische Bedeutung, es ist aber sicherzustellen, dass keine störenden Einflüsse des Felds auf die Genauigkeit des zeitlichen Integrationsprozesses zurückwirken. Ferner ist sicherzustellen, dass kein numerisch verursachter Vorzeichenwechsel in der Flüssig- oder Gasphase eintreten kann, da dieser ansonsten

wiederum als Oberfläche wahrgenommen würde. Um diese Eigenschaften zu erzielen wird näherungsweise eine Normalisierung im Fernfeld der Diskontinuität vorgenommen. Diese lautet $|\nabla\Psi|=1$ und wird iterativ mitgelöst, während die eigentliche Transportgleichung (4.11) im Nahfeld der Oberfläche unverändert bleibt und somit eine formale Genauigkeit zweiter Ordnung sicherstellt.

4.2.2 Verfahren der künstlichen Kompressibilität

Das Verfahren der künstlichen Kompressibilität ist zunächst geeignet zur Bestimmung von stationären Lösungen. Die Kontinuitätsgleichung wird hierbei durch einen Term ergänzt. Dieser Term beschreibt eine künstliche zeitliche Änderung des Druckes (4.12), d.h. ein Massenerhaltungsfehler wird in eine Druckänderung umgewandelt. Durch die Hinzunahme dieses Terms wird das zu lösende Gleichungssystem hyperbolisch. Damit ist der Druck über die Kontinuitätsgleichung mit der Impulsgleichung gekoppelt und Lösungsstrategien für hyperbolische Systeme können angewendet werden. Im stationären Zustand, d.h. wenn die Änderungen in der künstlichen Zeit gegen Null streben, sind sowohl die Kontinuitätsgleichung wie auch die Impulsgleichung erfüllt. Dieses Verfahren hat sich für stationäre Probleme als sehr robust und ausreichend effizient gezeigt.

Zur Lösung instationärer Probleme wird das Verfahren der künstlichen Kompressibilität modifiziert. Es wird nun die physikalische Zeitableitung der Geschwindigkeit in der Impulsgleichung (4.13) hinzugefügt:

$$\frac{1}{\beta} \frac{\partial p}{\partial \hat{t}} + \operatorname{div} \vec{v} = 0 \quad \text{modifiziert Kontinuitätsgleichung} \quad (4.12)$$

$$\frac{\partial \vec{v}}{\partial \hat{t}} + \vec{v} \operatorname{div} \vec{v} + \frac{1}{\rho} \nabla p - \operatorname{div} \vec{\sigma} = -\vec{f} \quad \text{modifizierte Impulsgleichung} \quad (4.13)$$

Die künstlichen Zeitableitungen entsprechen wieder dem Verfahren der künstlichen Kompressibilität. Die Lösung erfolgt nun über eine zusätzliche Iteration, dem dualen Zeitschritt. In jedem Zeitschritt werden die künstlichen Zeitableitungen zu Null getrieben, so dass die Kontinuitätsgleichung erfüllt ist. Für die Diskretisierung der zeitabhängigen Terme ergibt sich damit:

$$\frac{1}{\beta} \frac{p^{n+1,k+1} - p^{n+1,k}}{\Delta \hat{t}} + \operatorname{div} \vec{v}^{n+1,k} = 0$$

k ist hierbei die Iterationsstufe in der künstlichen Zeit.

Gilt $\lim_{k \rightarrow \infty} \vec{v}^{n+1,k} = \vec{v}^{n+1}$ und $\lim_{k \rightarrow \infty} p^{n+1,k} = p^{n+1}$ so reduziert sich das obige Gleichungssystem auf die eine konsistente implizite Diskretisierung der instationären inkompressiblen Navier-Stokes Gleichungen.

Neu integriert sind Methoden zur Simulation flacher Gewässer unter Berücksichtigung von Seegangseffekten, die über zeitlich veränderliche Randbedingungen in die instationären Berechnungen eingebracht werden können.

4.2.3 Overset-Methode für rotierende Systeme

Bei der hier entwickelten Overset-Gitterstrategie werden starr vernetzte Gitter für alle relativ bewegten Objekte erzeugt und übereinander gelegt. Eine Kopplung zwischen den Netzen erfolgt über eine wechselseitige Interpolation. Eine wechselseitige Interpolation ist sehr allgemein und ohne Eingriff in die Gestalt der diskretisierten Gitterzellen möglich, Abbildung 57. Hierbei bewegen sich die anzukoppelnden Zellen und Gitterpunkte übereinander hinweg. Sind die Trajektorien vorab nicht bekannt, ist daher ein leistungsfähiger Such- und Interpolationsalgorithmus erforderlich. Die Overset-Gitterstrategie erlaubt beliebige Relativbewegungsmodelle, wie die Rotation um eine starre Achse. Sehr vorteilhaft ist die Austauschbarkeit und freie Kombinierbarkeit verschiedener Objekte. Die Methode bietet sich somit in besonderem Maße für Parameterstudien oder Optimierungsaufgaben an. Overset-Methoden, auch Chimera-Methoden genannt, sind insbesondere im Zusammenspiel mit unstrukturierten und hybriden Gittern relativ neue und noch wenig erforschte Methoden. Hervorzuheben sind z.B. Arbeiten von Togashi et. al. [TO2001] und Wang et. al. [WA2005], bei denen Relativbewegungen von Flugkörpern untersucht werden. Aufgrund der Vorteile, vor allem hinsichtlich Flexibilität, wurde in diesem Forschungsvorhaben bereits in einer frühen Projektphase für die Overset-Technik votiert. Aus einem vorangegangenen Forschungsprojekt, siehe [HY1], konnte ferner auf grundlegende Entwicklungen und Erfahrungen mit der Methode zurückgegriffen werden. Zu diesem Zeitpunkt jedoch noch mit erheblichen Einschränkungen. So waren die Möglichkeiten grundsätzlich auf Zwei-Gittersysteme beschränkt, d.h. es bestand bis dato lediglich die Möglichkeit je ein festes und ein bewegtes Rechengitter, entsprechend einem relativ bewegten Objekt je Simulation, einzusetzen.

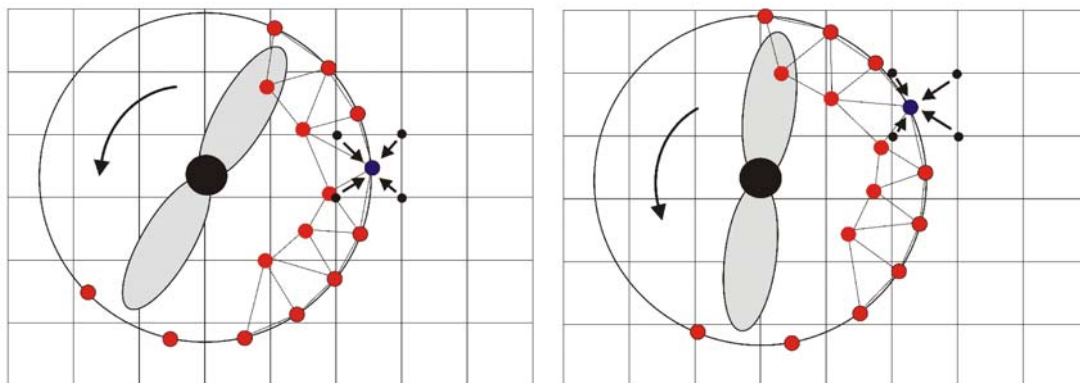


Abbildung 57: Overset-Gitterstrategie: Starre Teilgitter mit wechselseitiger Informationsübertragung bei veränderlicher Zuordnung

4.2.3.1 Grundzüge der Overset-Objekt-Methode

Die Overset-Objekt-Methode geht davon aus, dass grundsätzlich alle einzelnen Objekte, die in einer gemeinsamen Simulationsrechnung berechnet werden sollen, einzeln vernetzt vorliegen. Die Vernetzung kann mit üblichen Methoden erfolgen, wobei i. A. eine relativ enge Vernetzung um jedes Objekt ausreichend ist. Die Elementtypen sind entsprechend der Eigenschaft des zugrunde liegenden Programmpakets MOUSE frei wählbar. Bei Schichten bieten sich strukturierte oder teilstrukturierte Schichtnetze an, dies ist jedoch keine Voraussetzung.

Die Rechenumgebung selbst wird ebenfalls einzeln vernetzt. Eine gekoppelte Berechnung erfolgt, indem die betreffenden, ggf. beweglichen Objekte in das Umgebungsnetz eingesetzt werden. Dies entspricht einem hierarchisch geordneten Prinzip, in dem die eingesetzten Objekte eine höhere Priorität besitzen und somit die darunter liegende Lösung überstimmen.

Platzierung und Bewegung der Objekte erfolgt in etwa vergleichbar den Methoden der Computergrafik. So werden die Objekte in Baumstruktur angeordnet und ggf. rekursiv bewegt. Die jeweilige Position wird mittels eines Szenieriefiles beschrieben, das während einer laufenden Berechnung in kurzen Abständen aktualisiert wird.

Entsprechende Bewegungsmodelle, die nach weitgehend verallgemeinerten Schnittstellen dem jeweiligen Anwendungsfall entsprechend erstellt werden können, steuern die Umpositionierung des jeweiligen Objekts, seine Geschwindigkeitstransformation und ggf. auftretende innere Beschleunigungsterme.

4.2.3.2 Implementierung im Basislöser

Der Basislöser sollte weitestgehend unbeeinflusst bleiben. Dies erfolgt unter Nutzung des objektorientierten Grundkonzepts von MOUSE. Alle Lösungsmethoden wie auch die Klassen (C++) für die Verwaltung der Objekte werden unabhängig voneinander aufgebaut und sind nach diesem Prozess im Programmlauf ohne Einschränkung verfügbar.

Abbildung 58 zeigt schematisch die ergänzende Programmstruktur.

Zentrale Verwaltungsklasse für alle Overset-Objekt Module ist der so genannte „OversetObjectManager“ (hellblau). Bei jeder Overset-Simulation ist eine eindeutige Instanz dieser Klasse erforderlich. Der „OversetObjectManager“ kennt die vollständige Struktur aller „OversetObjects“ (giftgrün), also der einzelnen Teilnetze des Problems. Diese sind in hierarchischer Struktur aufgebaut.

Bewegungen werden mittels „MotionModels“ (rostrot) realisiert, die wiederum dem „OversetObjectManager“ bekannt sind. Jedes Overset-Objekt bewegt sich nach einer eindeutig bestimmten Vorschrift, entsprechend je eines Bewegungsmodells. Das gleiche Bewegungsmodell kann jedoch für mehrere Overset-Objekte verwendet werden.

Die Ablaufsteuerung eines bestehenden MOUSE-Programms kann nun durch entsprechende Overset-Objekt-bezogene Aktionsmethoden, „OversetObjectActions“, lavendelfarben, ergänzt werden. Diese steuern die wechselseitige Datenan kopplung zwischen den Netzebenen, die Bewegung der Objekte, Geschwindigkeitstransformationen, innere Impulsquellen und das I/O des Szenieriefiles sowie ggf. weitere Interaktionen.

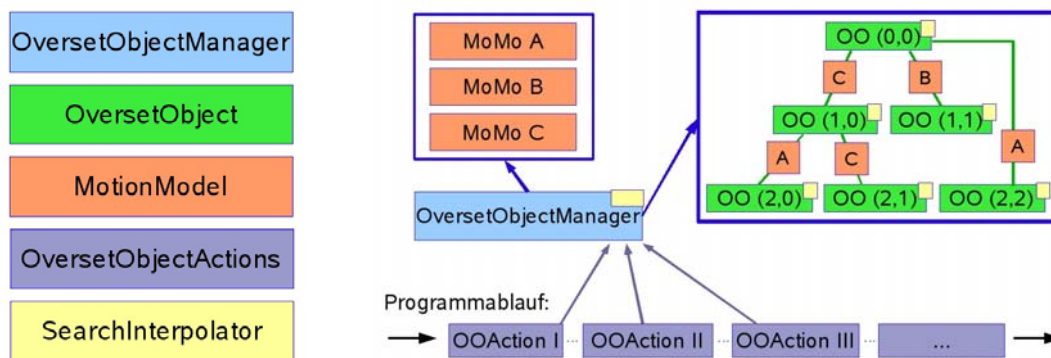


Abbildung 58: Datentypen (links) und Programmstruktur (rechts) der Overset-Objekt-Methode. Die Module fügen sich in bestehende MOUSE-Programmstrukturen ein

Wesentliches Bindeglied zur Datenkopplung sind die erforderlichen Such- und Interpolationsmethoden, „SearchInterpolator“ (gelb). Von diesen Klassen, insbesondere von deren Leistungsfähigkeit, hängt ab, ob die Verfahren wirtschaftlich eingesetzt werden können. Die Kopplungsmethoden sind daher im folgenden Unterkapitel detaillierter beschrieben.

4.2.3.3 Kopplung zwischen Teilgittern unterschiedlicher Level - Informationsaustausch

In der vorliegenden Version des Overset-Algorithmus erfolgt die Kopplung verschiedener Hierarchieebenen durch einen Interpolationsansatz. Um einen wirtschaftlichen und sicheren Datenaustausch zwischen einzelnen Teilgittern zu gewährleisten ist hierfür ein strenges Regelwerk der gegenseitigen Abhängigkeiten erforderlich.

In Überlappungsbereichen hat stets das in einer höheren Hierarchieebene liegende Gitter Vorrang und bestimmt somit den Strömungszustand. Die Hierarchieebenen sind also als Prioritätsebenen aufzufassen.

Im Fall der hier simulierten Systeme aus Hintergrundgitter (Gewässer) und sich bewegenden Rotoren, wird dem Rotor die höhere Priorität zugewiesen. Dies gilt jedoch nicht für äußere Randpunkte des Rotor Gitters. An diesen werden die Strömungsvariablen des darunter liegenden Hintergrundgitters per Interpolation heran gezogen. Um die wechselseitige Datenübertragung sicher zu stellen ist noch ein entsprechender Abstand, also eine Schutzzone erforderlich, in der die Lösungen auf beiden Gittern existieren. Ist das Hintergrundgitter, wie hier üblich, durchgängig, so bedeutet dies, dass in einem randnahen Gebiet des darüber liegenden Gitters höherer Priorität eine Rückinterpolation vermieden werden muss. Abbildung 59 zeigt zwei Teilgitter A und B in den Hierarchieebenen K und K-1, welche als Prioritätsebenen aufzufassen sind. Zur Vereinfachung hier für ein zweidimensionales Problem skizziert.

Es entsteht somit eine wechselseitige Abhängigkeit. Von einem Teilnetz *A* höherer Priorität aus gesehen lautet die Vorschrift somit:

Datenübertragung von darunter liegendem(n) Teilnetz(en) *B* auf die äußeren Ränder von *A*. Hierzu sind Interpolationszugriffe in *B* erforderlich.

Datenübertragung aus dem Kernbereich von *A* auf *B*. Hierfür sind Interpolationszugriffe in *A* erforderlich.

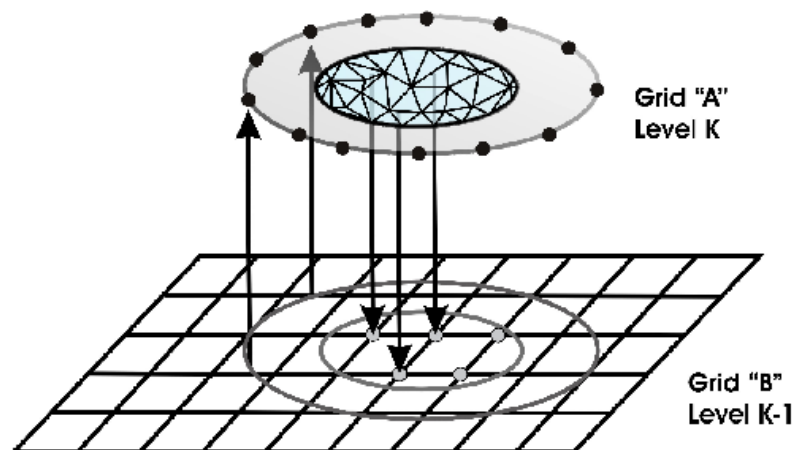


Abbildung 59: Schematische 2D Darstellung der Interpolationskopplung in zwei Hierarchieebenen K-1 und K. Die Pfeile geben die Richtung der Datenübertragung an. Eine Schutzzone in der keine Datenübertragung stattfindet, hier grau dargestellt, ist erforderlich

In der bisherigen Entwicklungsstufe werden stets Gitterpunkte auf Elementen interpoliert. Als Schwierigkeit hinsichtlich allgemeiner Gittertypen hat sich die Interpolation selbst gezeigt, da die Elementanordnung regellos ist. Es ist daher zunächst eine Suchaufgabe zu lösen, d.h. es muss das geeignete Element, in dem der zu interpolierende Punkt liegt, gefunden werden. Eine globale Suche, also das jeweilige Absuchen aller Elemente, scheidet aus, da eine algorithmische Komplexität (Rechenzeitverhalten in Abhängigkeit der Größe, z. B. Anzahl Gitterpunkte des Simulationsproblems) der Ordnung $O(N^2)$ mit $N =$ Gitterpunktzahl auftritt, was bei großen Simulationsrechnungen nicht hinnehmbar ist.

Um das Problem zu lösen, wurden mehrere Varianten untersucht. Hierbei zeigte sich, dass Partitionierungsalgorithmen zu sehr leistungsfähigen Koppelmethoden führen, ohne dass Einschränkungen hinsichtlich der Allgemeinheit (Gitter- und Elementtyp) auftreten.

Partitionierungsalgorithmen senken das Rechenzeitverhalten deutlich ab, typischerweise von $O(N^2)$ für eine globale Suche auf dann $O(N \log N)$. Der Zielraum des Netzes auf dem ein Interpolationszugriff erfolgen soll, wird durch wiederholte Teilung systematisch verkleinert bis in den entstehenden Partitionen nur noch eine vorgegebene, kleine Anzahl möglicher Ziel-Elemente vorhanden sind. Eine sinnvolle Elementanzahl liegt in der Größenordnung von ca. 50 Einheiten. Ein Interpolationszugriff erfolgt nun, indem den Koordinaten eines Punktes entsprechend, die Zerlegung rekursiv bis zum Erreichen der jeweiligen Elementgruppe durchlaufen wird. Als besonders effiziente Variante hat sich eine Split-Tree Suchmethode herausgestellt, die sich durch gerichtete, rekursive Bisektion auszeichnet. Die Methode ist nicht auf spezielle Gittertypen oder Bewegungsmodelle beschränkt. Im Fall der Relativbewegung, muss

jedoch der betreffende, zu interpolierende Punkt in das Koordinatensystem des Zielraums transformiert werden, da der Suchbaum in diesem definiert ist.

Ist die betreffende Elementgruppe erreicht, erfolgt zunächst über kartesische Elementgrenzen ein algorithmisch effizienter Ausschluss unmöglicher Zielelemente, also derjenigen Elemente bei denen relativ schnell feststellbar ist, dass ein Treffer nicht gegeben sein kann.

Für die verbleibenden Elemente, üblicherweise ca. 5–10 Stück je Interpolationszugriff, erfolgt eine Zerlegung in Sub-Tetraeder, so dass auf diesen eine stückweise, lineare Interpolation durchgeführt werden kann.

Um eine im Raum stetige Lösung der Interpolationsaufgabe zu erreichen, muss diese Zerlegung eindeutig sein, d.h. die Sub-Tetraeder müssen den Raum ebenso vollständig ausfüllen wie die ihnen zugrunde liegenden Elemente selbst.

Hierzu werden Phantompunkte eingeführt, je einer in der Flächenmitte aller Vierecksflächen und ein weiterer in der Elementmitte. Abbildung 60 zeigt dies exemplarisch für ein Prismenelement. Die Interpolation erfolgt nun in dem betreffenden Sub-Tetraeder in dem der zu interpolierende Punkt liegt.

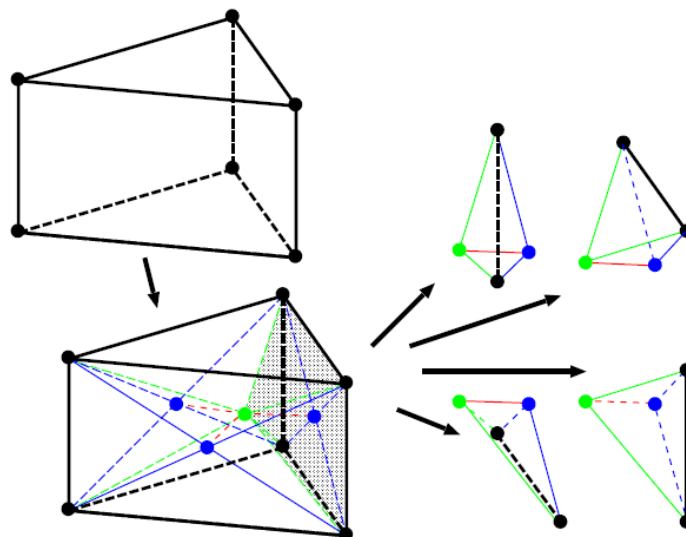


Abbildung 60: Dissektion eines Elements in Subtetraeder am Beispiel eines Prismas. Phantompunkte auf den Vierecksflächenmitten (blau) und im Zentrum des Elements (grün). Beispielshaft dargestellt sind vier der 14 Subtetraeder des Prismenelements.

Obwohl mit dieser Methode doch einige Rechenoperationen erforderlich sind, bis schließlich die interpolierten Variablen vorliegen, ist der Rechenzeitbedarf moderat. Er liegt in der Regel im Bereich von ca. 10 % des Gesamtrechenzeitbedarfs der betreffenden Simulationen und ist aufgrund der geringen Lösungskomplexität der Ordnung nur sehr schwach, d.h. logarithmisch von der Größe des Rechenproblems abhängig. Dies stellt sicher, dass die Methode auch für zukünftige, wesentlich größere Rechenfälle geeignet sein wird. Ein Beispiel hierzu:

Werden bei einer Simulationsanwendung in der Größenordnung von 1 Mio. Gitterpunkten ca. 10 % der Rechenleistung benötigt, steigt dieser Anteil bei 100 Mio. Gitterpunkten um einen Faktor von ca. 8/6 auf entsprechend ca. 13,3 % des Gesamtrechenleistungsbedarfs. Auch bei erheblich größeren Rechenfällen in der Größenord-

nung von 10 Mrd. (in Worten: zehn Milliarden) Gitterpunkten, wie sie sicherlich in einigen Jahren möglich und je nach Anforderungen auch erforderlich sein werden, bleibt der Rechenzeitanteil für die Koppelmethode unter 20 % des Gesamtleistungsbedarfs.

4.2.3.4 Bewegungsmodelle

Die hierarchische Gitterstruktur der Overset-Objekt-Methode ermöglicht die Datenhaltung für mehrere, zunächst unabhängig vernetzte, sich gegenseitig überlappende Teilgitter. Die Positionierung eines Teilgitters A in der Hierarchieebene K wird über eine Translation und Rotation (in dieser Folge) bezüglich des betreffenden Teilgitters B der darunter liegenden Hierarchieebene K-1 dargestellt. Hierbei sei $x_{A.ref}$ ein Punkt auf der Drehachse des Teilgitters A im Koordinatensystem dieses Gitters. Nach Translation, Translationsvektor $t_{A \rightarrow B}$ und Rotation, Rotationsmatrix $R_{A \rightarrow B}$ kann ein Ortsvektor x_A des Teilgitters A im darunter liegenden Koordinatensystem von B wie folgt dargestellt werden:

$$GEO_{A \rightarrow B} : x_B = t_{A \rightarrow B} + R_{A \rightarrow B}(x_A - x_{A.ref})$$

Bei Gitteraufbauten, die aus mehreren relativ zueinander bewegten Systemen bestehen, können durch rekursive Transformation die Koordinaten jedes Punktes im untersten, stets inerten, kartesischen Koordinatensystem bestimmt werden.

Eine Netzbewegung ist grundsätzlich als zeitliche Ableitung seiner Positionierung zu verstehen. Unveränderlich sind hierbei alle x_A und $x_{A.ref}$, da nur in sich starre Teilgitter verwendet werden:

$$\dot{x}_B = \dot{t}_{A \rightarrow B} + \dot{R}_{A \rightarrow B}(x_A - x_{A.ref})$$

\dot{x}_B ist somit als relative, örtliche Netzgeschwindigkeit des Teilgitters A im Koordinatensystem des darunter liegenden Teilgitters B zu verstehen.

Mit dieser zunächst völlig allgemeinen Beschreibung lassen sich die unterschiedlichsten Bewegungsformen darstellen, die je nach Problemstellung sehr unterschiedlich sein können. Jedes Objekt besitzt zunächst sechs Freiheitsgrade, je drei für Positionierung und Ausrichtung bezüglich eines Referenzsystems. Nicht jede Bewegung schöpft jedoch den vollen Umfang aus. Spezialfälle sind beispielsweise lineare Bewegungen mit konstanter Ausrichtung oder Drehbewegungen um vorgegebene Achsen.

Die Steuerung der entsprechenden Bewegungen ist nun Aufgabe der Bewegungsmodelle. Zunächst ist zwischen vorgegebenen und lösungsabhängigen Bewegungen zu unterscheiden. Vorgegebene Bewegungen unterscheiden sich weiterhin über die Art der Vorgabe. Möglich sind konstante Bewegungen, als Funktionen über der Zeit dargestellte oder tabellarisch abgelegte Bewegungsvorschriften. Lösungsabhängige Bewegungen unterscheiden sich ferner in der Art der Kopplung zwischen Kraftwirkung und Dynamik. Abbildung 61 zeigt die Vererbungsfolge der Bewegungsmodelle.

Bewegungsmodelle

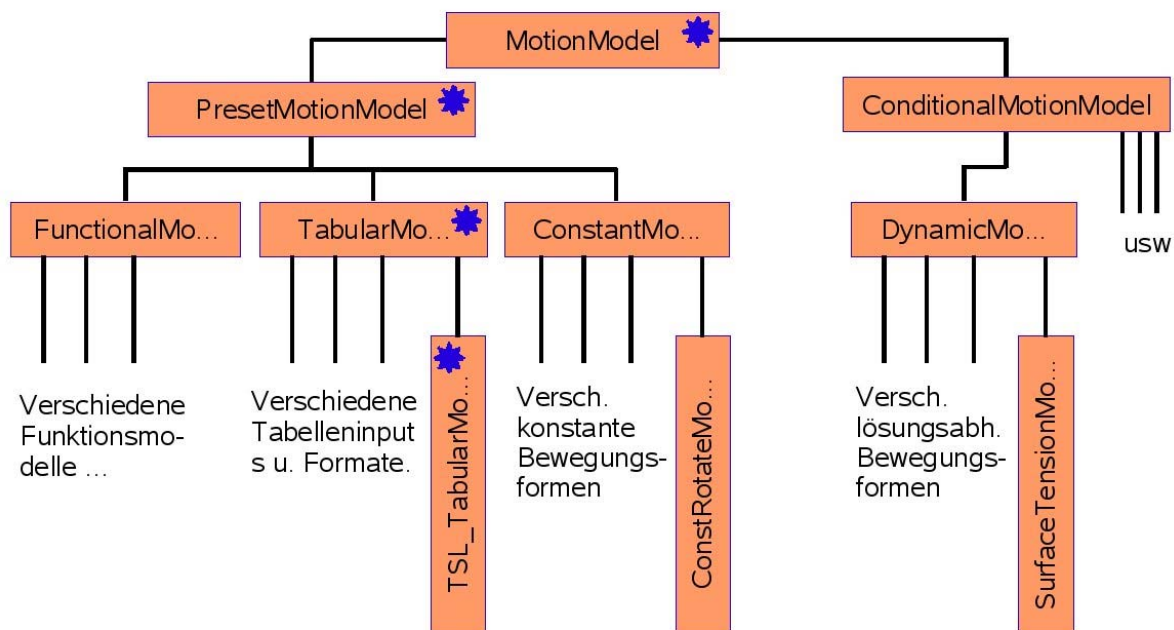


Abbildung 61: Vererbungsfolge möglicher Bewegungsmodelle

Die mit blauem Stern gekennzeichnete Folge, würde einer tabellierten linearen Bewegung entsprechen. In diesem Vorhaben wurde das ConstRotateModel implementiert und in den später beschriebenen Simulationen verwendet.

4.2.3.5 Simulationsrechnungen im relativ bewegten System

Alle vektoriellen Größen werden grundsätzlich in den Koordinaten des Inertsystems dargestellt. Dies bedeutet nicht, dass auch die Strömungsvariablen, vor allem die Geschwindigkeitsvektoren der Simulation den aus Sicht eines Beobachters im Inertsystem wahrgenommenen entsprechen müssen. Es bestehen vielmehr zwei Optionen, eine Berechnung auf relativ bewegten Gittern durchzuführen. Diese sind:

Simulation im Inertsystem: Die Geschwindigkeitsvektoren sind relativ zum Inertsystem definiert (wahre Geschwindigkeiten). Diese entsprechen der Wahrnehmung eines Beobachters im Inertsystem. Es treten in der Diskretisierung der Gleichungen zusätzliche Flussterme aufgrund der Netzbewegung auf. Randbedingungen auf Körpern müssen gemäß der Bewegungsgeschwindigkeit der Oberflächen transformiert werden. Eine Transformation der Geschwindigkeiten bei der Datenübertragung zwischen relativ bewegten Teilgittern entfällt. Ebenso entfällt eine Verdrehung der Geschwindigkeitsvektoren bei der Umpositionierung bewegter Gitter.

Simulation im Relativsystem: Die Geschwindigkeitsvektoren sind relativ zum bewegten System definiert. Dies entspricht der Wahrnehmung eines Beobachters im relativ bewegten System. Es treten keine zusätzlichen Flussterme in der Diskretisierung auf. Stattdessen treten bei der Herleitung zusätzliche Beschleunigungsterme (Zentrifugal- und Corioliskräfte, nur bei Rotationsanteilen) in Form von Impulsquellen auf. Die Randbedingungen entsprechen denen im nicht rotierenden System. Eine Transformation der Geschwindigkeiten bei der Datenübertragung zwischen relativ beweg-

ten Teilgittern ist erforderlich. Ebenso sind bei der Umpositionierung bewegter Gitter die Geschwindigkeitsvektoren der Lösung entsprechend der Rotationsanteile mitzudrehen.

Um die Prämisse zu erfüllen, die zuvor bestehenden Methoden in MOUSE möglichst unverändert weiter nutzen zu können, empfiehlt sich die Simulation im Relativsystem. Insbesondere stellen sich in dieser Variante alle Randbedingungen unverändert dar.

4.2.4 Modellierung des Sediment Transportes

Die Gefahren durch Kolkung der Gründungen von Offshore- und anderen Wasserbauten sind außerordentlich ernst zu nehmen. Leider sind die verfügbaren Methoden zur direkten Simulation des Effekts noch sehr eingeschränkt, weswegen vorwiegend auf halbempirische Maßnahmen und Erfahrungswerte zurückgegriffen werden muss. Diese Vorgehensweise ist in den meisten Fällen erfolgreich, jedoch soll versucht werden, die wesentlichen physikalischen Effekte numerisch zu modellieren und somit Simulationsrechnungen zugänglich zu machen. Es sei an dieser Stelle vorweggenommen, dass die Autoren für sich nicht beanspruchen, eine umfassende Lösung des Simulationsproblems entwickelt zu haben. Vielmehr mussten sich die Arbeiten auf die Modellierung und Implementierung wesentlicher Transportmechanismen und numerischer Methoden beschränken.

4.2.4.1 Physikalische Problemstellung

Die Transportmechanismen, die zu einer Kolkbildung führen, sind sehr vielfältig und überspannen einen großen örtlichen und zeitlichen Skalenbereich. Auf mikroskopischer Ebene werden Sedimente je nach Größe und Beschaffenheit durch die umgebende Strömung mitgerissen und an anderer Stelle, ggf. auch fernab des Bauwerks, wieder deponiert. Unter Berücksichtigung üblicher Sedimentgrößen und Bautenabmessungen überspannt dieser wichtige Prozess alleine bereits ca. 5 dezimale Größenordnungen in Größen- und Zeitskala. In wiederum anderer Größenskala spielen elastische und plastische Verformungen des Bodens bis hin zum Abgleiten ganzer Bereiche eine wesentliche Rolle. Die verschiedenen Transportmechanismen stehen hierbei in gegenseitiger Beeinflussung. Z.B. kann eine Auswaschung von Sedimenten aufgrund veränderter Bodentopographie das Abgleiten ganzer Bereiche auslösen. Durch die Veränderung der Bodentopographie führt zudem zu ebenfalls veränderten Randbedingung der Um- und Durchströmungen des Bodens, weswegen eine mit der Strömungsmechanik gekoppelte Berechnung erforderlich wird.

Im Vorfeld der Arbeiten wurde bereits eine Fokussierung auf den umströmungsbedingten Sedimenttransport festgelegt, da die hierbei auftretende Auswaschung von Bauwerksgründungen als wesentlicher Auslöser aller weiteren Vorgänge einzustufen ist.

4.2.4.2 Numerische Ansätze

Betrachtet werden einzelne Sedimentkörner, die sich jeweils repräsentativ für ganze Ensembles verhalten sollen. Dieser Ansatz ist erforderlich, da es aufgrund der erforderlichen Rechenleistungen mittelfristig nicht gelingen kann die exorbitante Vielzahl der beteiligten Sedimentkörner, Anzahlen der Größenordnung von ca. $O(10^{15}$ bis $10^{20})$, Individuen zu simulieren.

Die Bewegungsgleichungen der repräsentativen Sedimente lauten:

$$\vec{a} = \frac{1}{m} \vec{F}$$

$$\Delta \vec{v} = \int_{t_2}^{t_1} \vec{a} dt + \vec{v}_{Störung}$$

$$\Delta \vec{s} = \int_{t_2}^{t_1} \vec{v} dt + \vec{s}_{Störung}$$

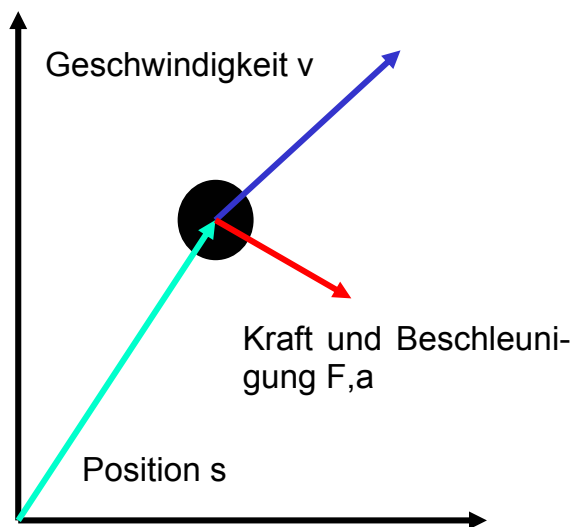


Abbildung 62: Flugmechanik eines repräsentativen Sedimentkorns

Hierbei sind \vec{a} die Beschleunigung, m die Masse des Sediments, \vec{F} die auf das Sediment einwirkende Kraft, $\Delta \vec{v}$ die Geschwindigkeitsänderung und $\Delta \vec{s}$ die Änderung des Ortsvektors längs der Bewegungstrajektorie. $\vec{v}_{Störung}$ und $\vec{s}_{Störung}$ bezeichnen Störkomponenten, mit denen Einflüsse erfasst werden können, die einer rein deterministischen Beschreibung bei möglichen numerischen Auflösungen nicht mehr zugänglich sind.

So kann beispielsweise das Verhalten repräsentativer Sedimentkörner während einer Flugphase in turbulenter, Reynolds-gemittelter Grenzschicht nicht ohne stochastische Komponente simuliert werden, da diese ansonsten der gleichen Trajektorie folgen würden, was offensichtlich der Natur des Prozesses widerspricht.

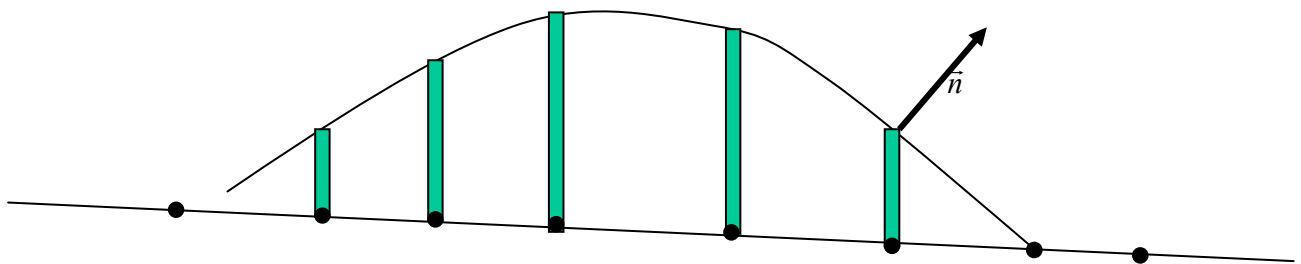


Abbildung 63 Flug- und Ruhephase, Deposition, Auslösung und Reflexion.

Der Beobachtung folgend, werden die Sedimente durch die Strömung mitgerissen um dann nach einer kurzen Flugphase wieder zu deponieren, Abbildung 64. Der Auslöseprozess ist wiederum stochastischer Natur, da er von kleinsten Wirbelstrukturen innerhalb der Strömungsgrenzschicht abhängt, deren direkte Simulation ebenfalls nicht denkbar ist. Hierbei werden die Sedimente innerhalb der Zeitschleife einer Simulation mit einer definierbaren Auslösewahrscheinlichkeit herausgehoben, die stark von den Umgebungsbedingungen, z.B. der mittleren Strömungsgeschwindigkeit, abhängt. Auch die Höhe der Auslösung unterliegt einer stochastischen Streuung.

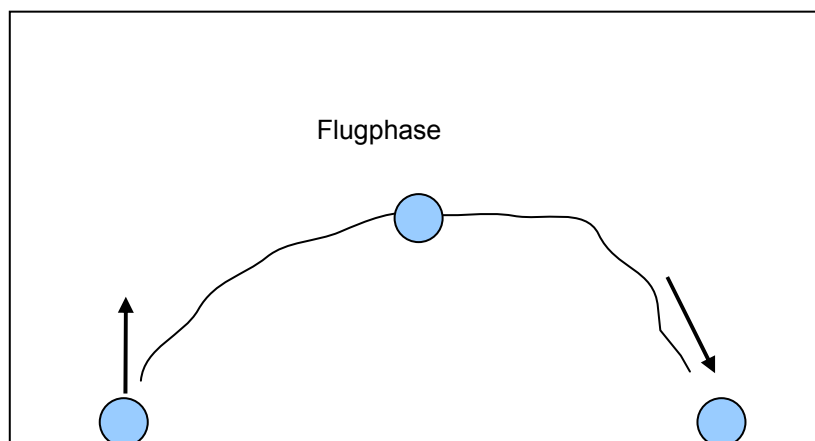


Abbildung 64: Auslösung, Flugphase und Deposition eines repräsentativen Sedimentkorns

Nach einer Auslösung erfolgt eine Flugphase, entsprechend den obigen mechanischen Grundgleichungen. Diese kann sehr kurz sein und nähert sich, je nach Umgebungsbedingungen, einem Kriechen der Sedimente über der Bodenoberfläche an.

Eine Deposition erfolgt, sobald sich das Sediment auf eine definierbare Mindestdistanz einem für die Deposition zur Verfügung stehenden Rand, typischerweise die Bodenoberfläche nähert. Das betreffende Sediment wird dann eingefangen und es schließt sich eine Ruhephase bis zur nächsten Auslösung an.

Eine Abwägung hinsichtlich des Rechenfortschritts und der Darstellbarkeit der Ergebnisse ist die Balance aus Flug- und Ruhephasen. So kann ein Berechnungsfortschritt bei gegenwärtiger Implementierung nur während der Flugphasen erfolgen. Eine Darstellung der Ergebnisse ist jedoch nur für deponierte Partikel möglich. Da

die Anzahl der repräsentativen Sedimente naturgemäß begrenzt ist, sind vergleichsweise lange Ruhephasen erforderlich, um eine ausreichende Anzahl an Sedimenten zur Auswertung verfügbar zu haben.

Eine Reflexion erfolgt an Bauteiloberflächen, die keine Deposition ermöglichen, z.B. senkrechte Bauteiloberflächen. Der Natur des Prozesses folgend, kann die kinetische Energie der Sedimente durch den Reflexionsprozess entsprechend reduziert werden. Ebenso sind Reibungseffekte darstellbar, die über eine Absenkung der zur betreffenden Oberfläche tangentialen Geschwindigkeitskomponente berücksichtigt werden.

Der grundsätzliche Mechanismus ist anhand exemplarischer, berechneter, Trajektorien in den Abbildung 65 bis Abbildung 67 dargestellt. Das Trägerfluid strömt in diesen Beispielen gleichförmig parallel von links nach rechts. Die Partikel werden am linken Rand mit unterschiedlichen Anfangsbedingungen gestartet und erfahren zunächst Gravitations- und Reibungskräfte relativ zum Trägerfluid. Die Rechte Berandung ist reflektierend. Der untere Rand steht als Depositionsrand zur Verfügung. In den Beispielen Abbildung 66 und Abbildung 67 ist eine stochastische Auslösung möglich, in Abbildung 67 zusätzlich mit stochastischer Höhe des Austritts.

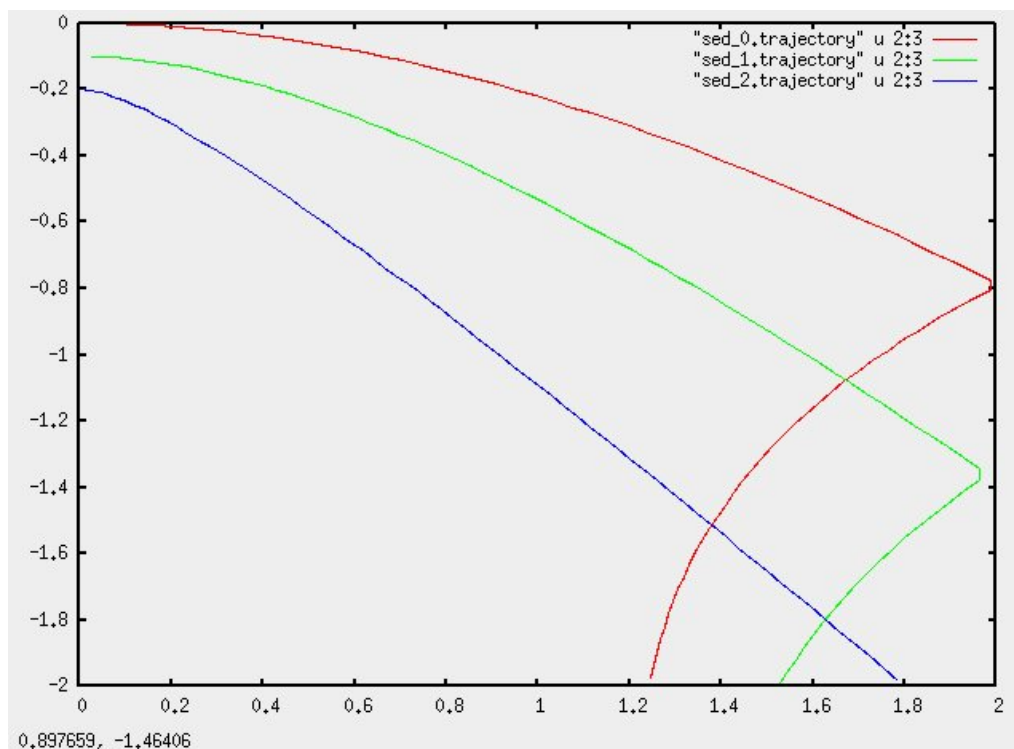


Abbildung 65: Beispieltrajektorien dreier Sedimentkörner, Parallelströmung, rechte Berandung reflektierend, untere Berandung (Boden) ist Depositionsrand.

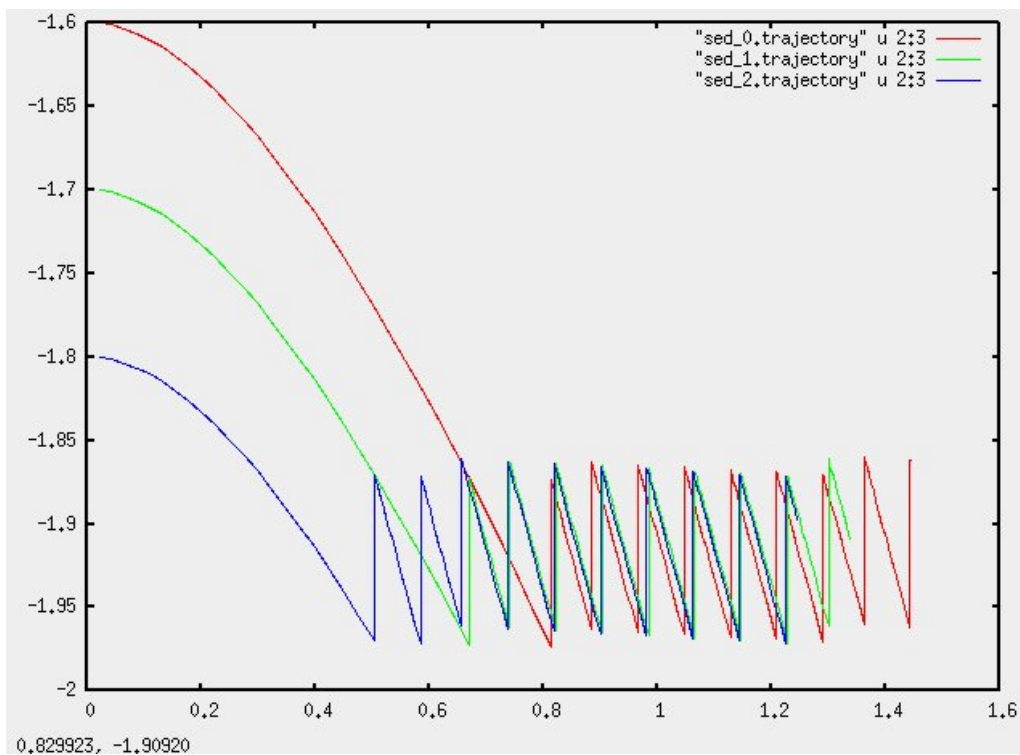


Abbildung 66: Wie Abbildung 65, jedoch veränderte Anfangsbedingung und Depositionsrand mit Auslösebedingung bei konstanter Auslösehöhe.

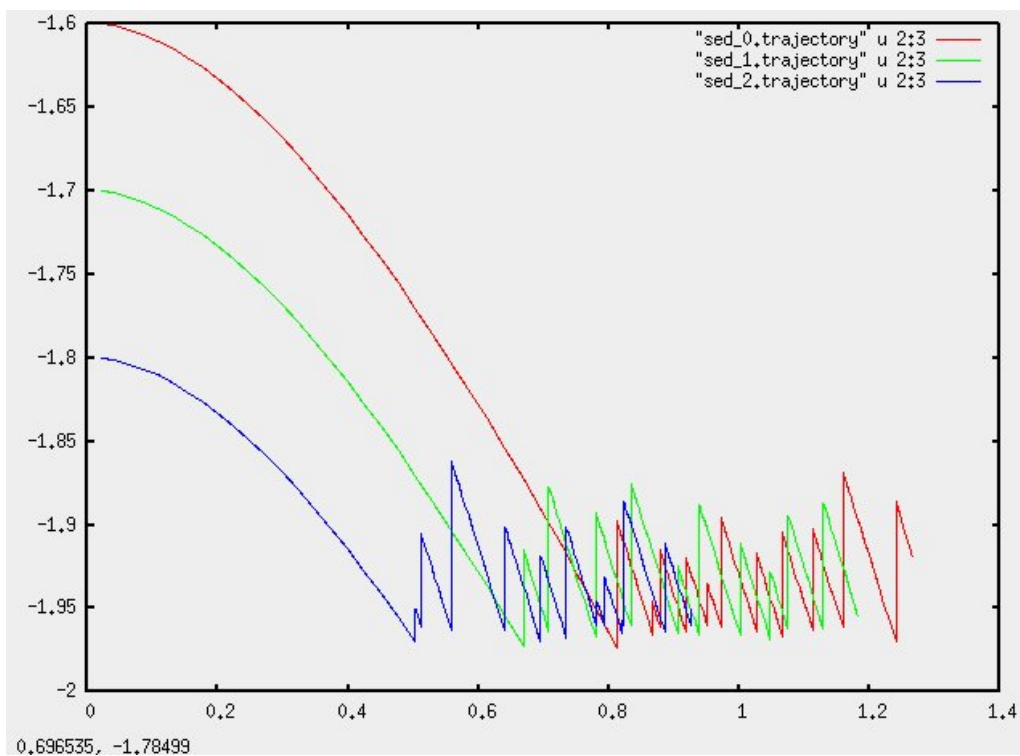


Abbildung 67: Wie Abbildung 66, jedoch Auslösung mit stochastisch streuender Auslösehöhe.

4.2.4.3 Algorithmische Implementierung

Entsprechend der Vielseitigkeit der beteiligten, physikalischen Prozesse, wurde eine sehr offene und flexible Programmierschnittstelle zur Implementierung in MOUSE entwickelt. Es ist somit einfach möglich, je nach Prozessbeobachtung oder physikalischer Erkenntnisse, zusätzliche Methoden einzugliedern, vgl. Abbildung 68.

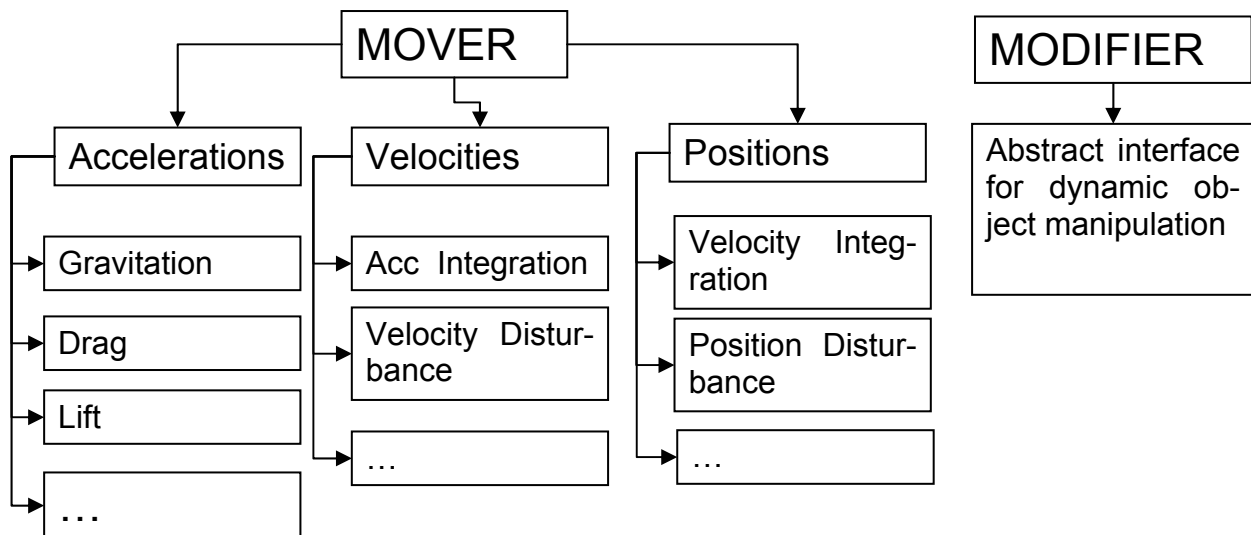


Abbildung 68: Methodensammlung für Segementtransport

Bisher erfasste Einflüsse:

- Beschleunigungsterm aufgrund von Gravitation
- Beschleunigung aufgrund der Relativgeschwindigkeit zwischen Sediment und Trägerströmung.
- Zeitintegration der Geschwindigkeitsänderungen durch Beschleunigungen.
- Zeitintegration der Ortsänderungen durch Geschwindigkeit
- Stochastische Störung der Geschwindigkeit.
- Deposition, Auslösung und Reflexion, wie zuvor beschrieben.

Da die Partikel auf dem Hintergrundsnetz einer hydrodynamischen Berechnung laufen müssen und die Strömungsbedingungen entsprechend in die Berechnungen einfließen, ist eine Interpolation der Umgebungsbedingungen zur Bereitstellung der Daten erforderlich. Hierzu wird das im Rahmen der Oversetmethode entwickelte Splittree Such- und Interpolationsverfahren wiederverwertet. Aufgrund hoher Anzahlen (Millionen) an Sedimenten, vgl. auch Berechnungsbeispiel und der fortlaufend wiederkehrenden Interpolationen, ist die hohe Leistungsfähigkeit des Splittree-Verfahrens von besonderer Bedeutung. Simulationen mit mehreren Millionen Sedimenten können auf skalaren Rechenanlagen heutiger Technik (2009) im Bereich einiger Stunden Laufzeit durchgeführt werden.

Eine parallelisierte Version des Algorithmus ist noch nicht verfügbar. Die Schwierigkeit hierbei ist wiederum, dass sich aufgrund der Sedimentbewegung die Zuordnungen laufend ändern. Nach Lösung dieser Schwierigkeiten werden mittelfristig Berechnungen in der Größenordnung von einigen hundert Millionen Sedimentkörnern angestrebt, die eine bessere statistische Aussage ermöglichen werden.

4.2.5 Numerische Untersuchungen

Der erste Teil der numerischen Untersuchungen bezieht sich noch auf die in den Zwischenberichten vorgestellte Testgeometrie mit Tandemrotoranlage. Im daran anschließenden Teil werden numerische Untersuchungen zu einer weiteren Testgeometrie, einem Vertikalachser vorgestellt.

4.2.6 Exemplarische Untersuchungen zur Tandemrotoranlage

Exemplarisch werden die Methoden für die Tandemrotoranlage vorgestellt. Die Abbildung 69 bis Abbildung 73 zeigen Ergebnisse einer Simulation unter Berücksichtigung der freien Oberfläche, bei der die Repellerwirkung noch über ein Kraft-Scheibenmodell eingebracht wird. Die inkompressible Strömung wurde hier mit dem Verfahren der künstlichen Kompressibilität berechnet. Die Darstellung der freien Oberfläche erfolgt über eine Level-Set Methode. In Abbildung 69 und Abbildung 70 ist die vertikale Geschwindigkeitskomponente in einer horizontalen Schnittebene und durch eine vertikale, transparente Schnittebene durch die Rotoren dargestellt. Da die Rotoren die gleiche Drehrichtung haben, werden die Tragarme der Repellergondeln unterschiedlich belastet, siehe Abbildung 71 und Abbildung 72. Die Simulation wurde unter dem Einfluss (zunächst regelmäßigen) Seegangs wiederholt. Abbildung 73 zeigt die Auslenkung der freien Oberfläche und die Vertikalkomponente der Strömungsgeschwindigkeiten für einen Zeitpunkt während der Simulation.

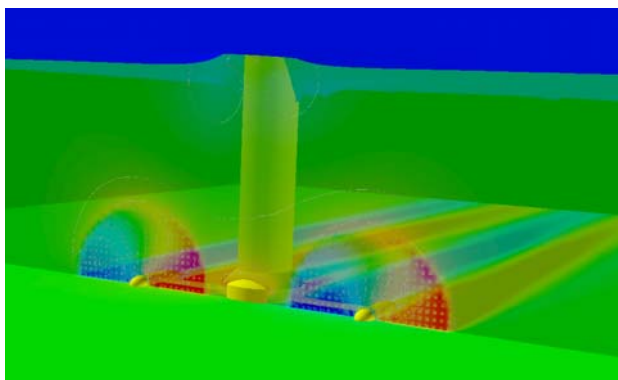


Abbildung 69: Vertikale Geschwindigkeit mit horizontaler Schnittebene in Höhe der Tragarme. Zusätzlich ist die Rotorebene transparent eingeblendet.

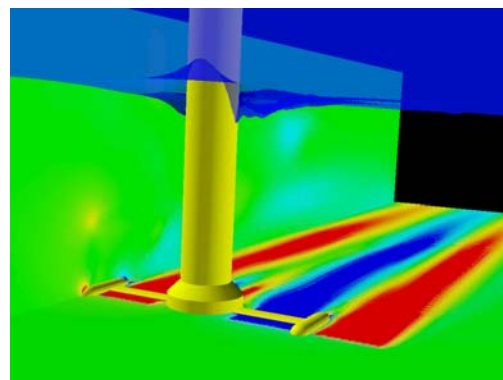


Abbildung 70: Wie Abbildung 69 jedoch mit einer Schnittebene durch die linke Gondel

Zur genaueren Modellierung des Repellers wird eine Overset Methode angewendet. Bei dieser Methode wird ein detailliertes Repellergitter in ein Hintergrundgitter eingesetzt.

Die berechneten Werte auf dem Repellergitter bestimmen die Simulation in dem überdeckten Bereich des Hintergrundgitters. Die Interaktion der Gitter erfolgt über Interpolationsmethoden. Am Beispiel eines Repellers in Freifahrt wird diese Methode vorgestellt.

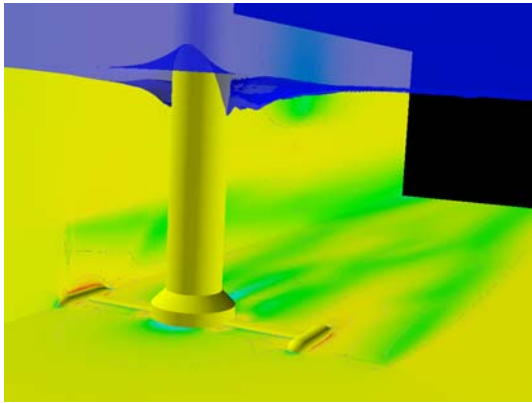


Abbildung 71: Geschwindigkeitskomponente in Anströmrichtung

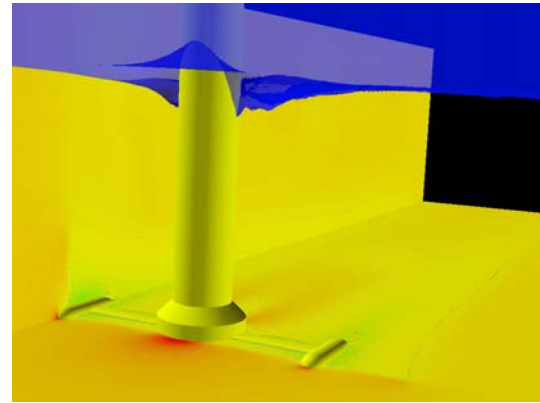


Abbildung 72: Druck und Auslenkung der Oberfläche (10-fach überhöht)

Zuerst wird die Geometrie des Modells festgelegt, siehe Abbildung 74. Bei der hier betrachteten Geometrie handelt es sich um den Repeller mit Gondel. Diese Geometrie wird in einen drehbaren (Abbildung 75) und einen raumfesten Teil (Abbildung 76) zerlegt.

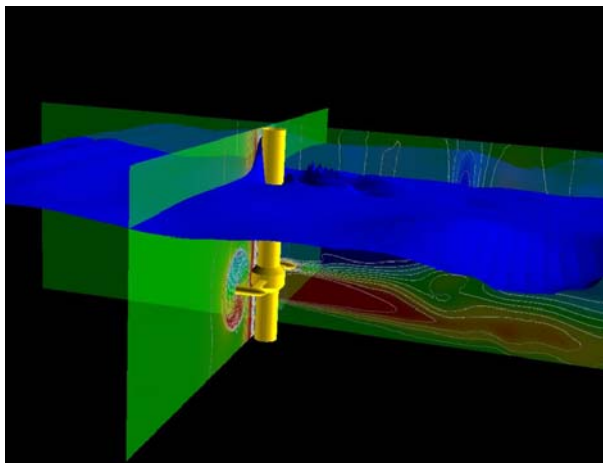


Abbildung 73: Geschwindigkeitskomponente normal zur hinteren Schnittebene und die freie Oberfläche (10-fach überhöht) bei Seegang

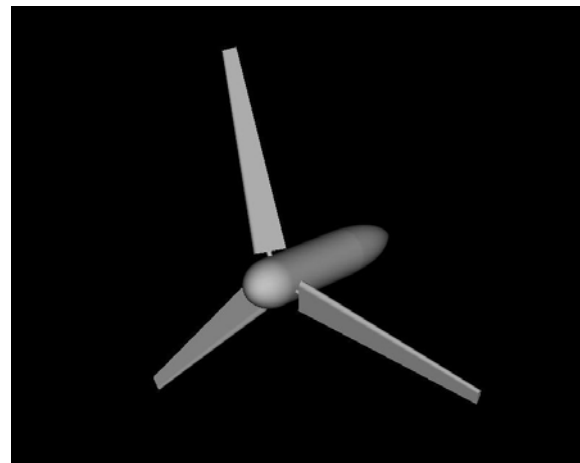


Abbildung 74: Repellergeometrie

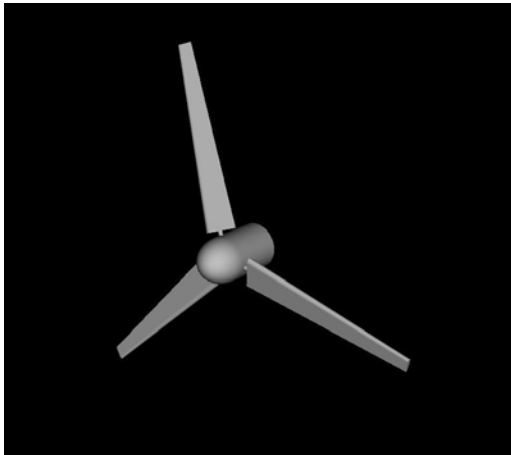


Abbildung 75: Raumfeste Geometrie

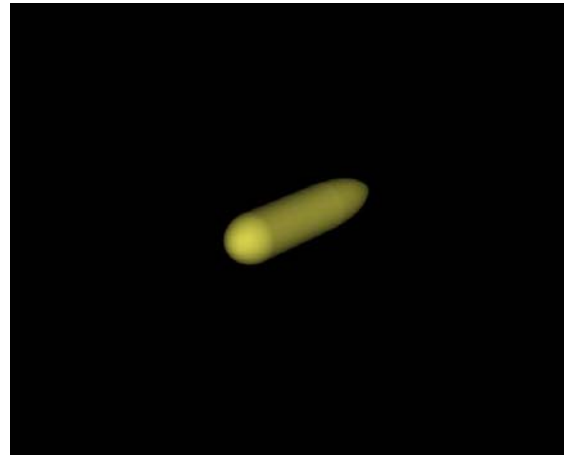


Abbildung 76: Raumfeste Geometrie

Es müssen also zwei Gitter generiert werden. Ein Gitter enthält den Repeller samt Blättern und Nabe. Dies ist das Gitter, welches sich in der Simulation dreht. Das raumfeste Gitter für die Gondel selbst ist so groß gewählt, dass es das Repellergitter komplett umschließt. Ein Teil der Gondelgeometrie existiert also doppelt.

Die aus obigen beiden Teilen bestehende Repellereinheit kann nun in ein Hintergrundgitter eingesetzt werden. Zur Simulation der Propellerfreifahrt besteht letzteres aus zwei ineinander geschachtelten kartesischen Blöcken, Abbildung 79 und Abbildung 80.

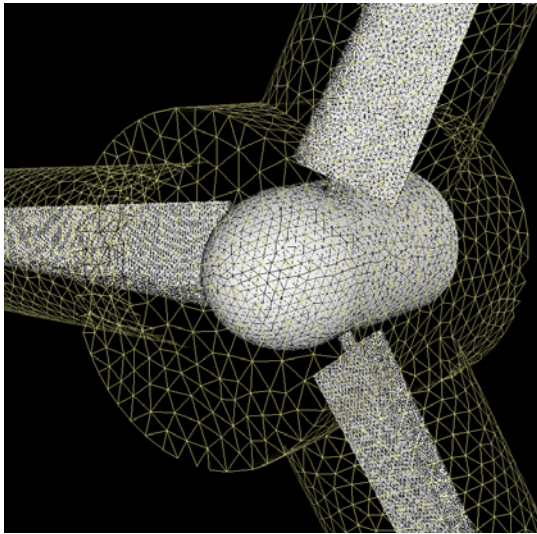


Abbildung 77: Vernetzung des Repellers

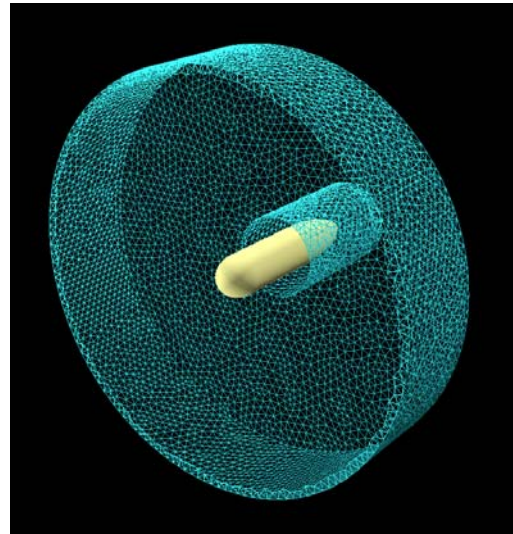


Abbildung 78: Vernetzung der Gondel

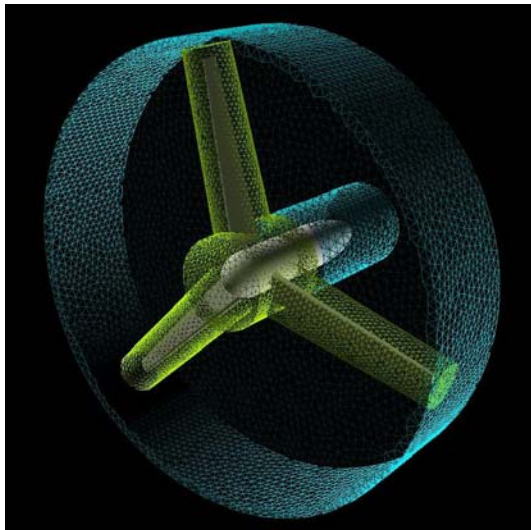
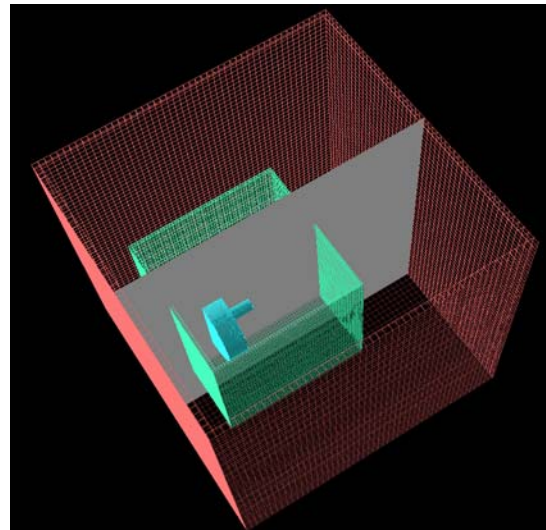


Abbildung 79: Vernetzte Repellereinheit



**Abbildung 80: Repellereinheit im Hing-
gergrundgitter mit Schnittebene**

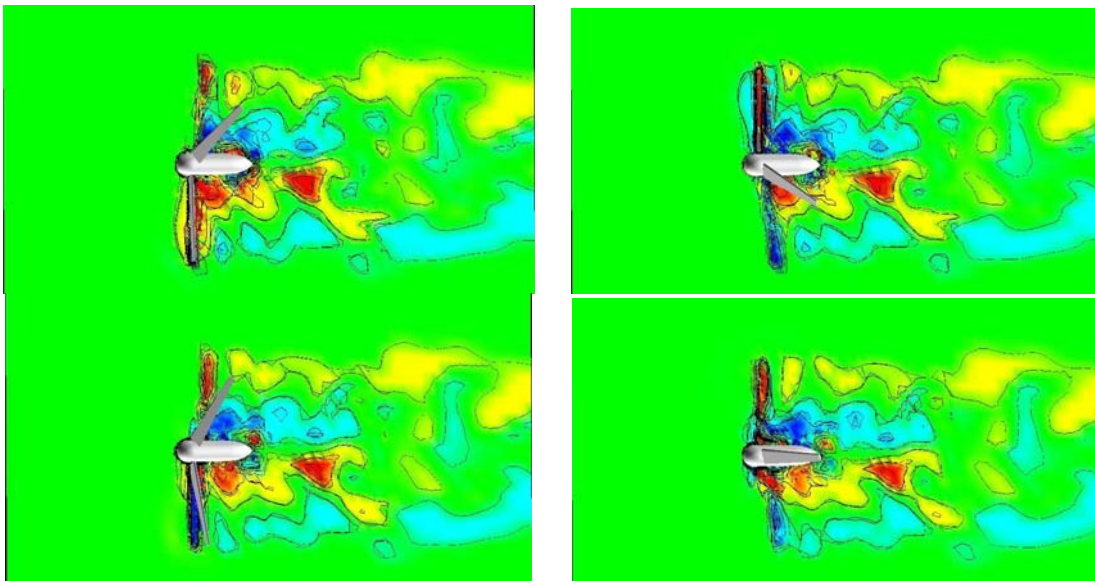


Abbildung 81: Geschwindigkeitskomponenten normal zur Schnittebene zu unterschiedlichen Zeitpunkten

In Abbildung 81 ist die Geschwindigkeit normal zur Schnittebene aus Abbildung 80 zu unterschiedlichen Zeitpunkten dargestellt. Im Gegensatz zur Modellierung des Repellers durch ein Kraft-Scheibenmodell wird hier die zeitliche Abhängigkeit des Prozesses deutlich.

Im nächsten Schritt wurde der für die Freifahrt modellierte Repeller genutzt, um erste Simulationen für das gesamte Bauwerk durchzuführen. In Abbildung 82 ist gezeigt, wie das Repellergitter an die nun im Hintergrundgitter enthaltenden Gondeln ange-setzt wird. Die linke Gondel ist zum besseren Verständnis ausgeblendet. Das linke Bild zeigt die äußere Hülle der Repellergitter im Hintergrundgitter, das rechte Bild die gesamte Geometrie.

Abbildung 83 zeigt den Druck auf den Oberflächen sowie in einer transparenten Schnittfläche mit Isolinien durch die Repellerebene, zu zwei verschiedenen Zeitpunkten während der Simulation.

Die Netze im hier betrachteten Beispiel bestehen insgesamt aus ca. 1 Mio. Gitterpunkten und 5 Mio. Elementen. Da die Overset Methode zum gegebenen Zeitpunkt Berechnungen auf mehreren CPUs noch nicht unterstützt, sind die betreffenden Simulationen sehr aufwändig. Simulationen mit einer erwünschten, höheren Auflösung sind daher noch nicht möglich. Aus diesem Grund wird derzeit verstärkt an der Parallelisierung der Overset-Methode gearbeitet.

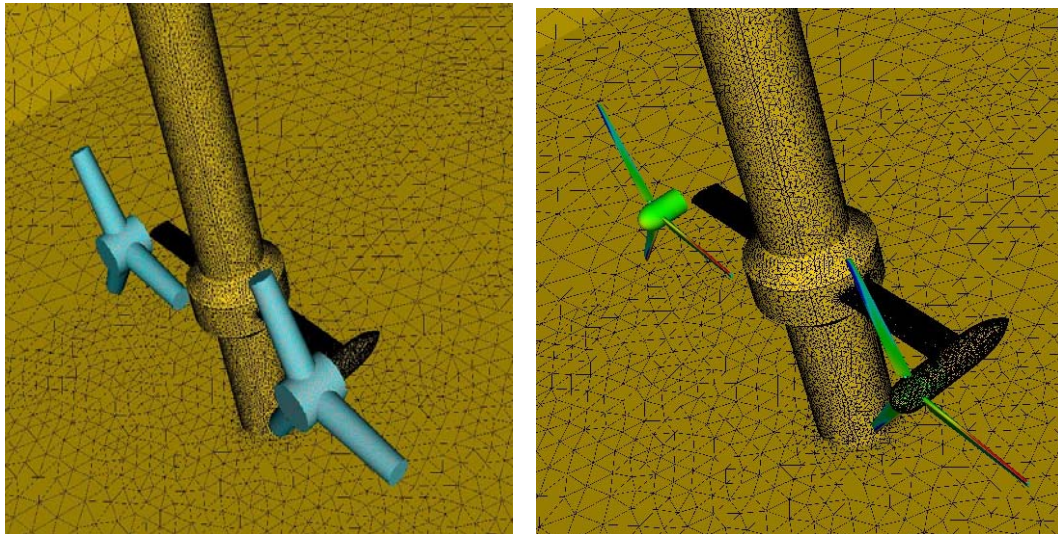


Abbildung 82: Repellergitter und Repellergeometrie im gesamten Simulationsgebiet

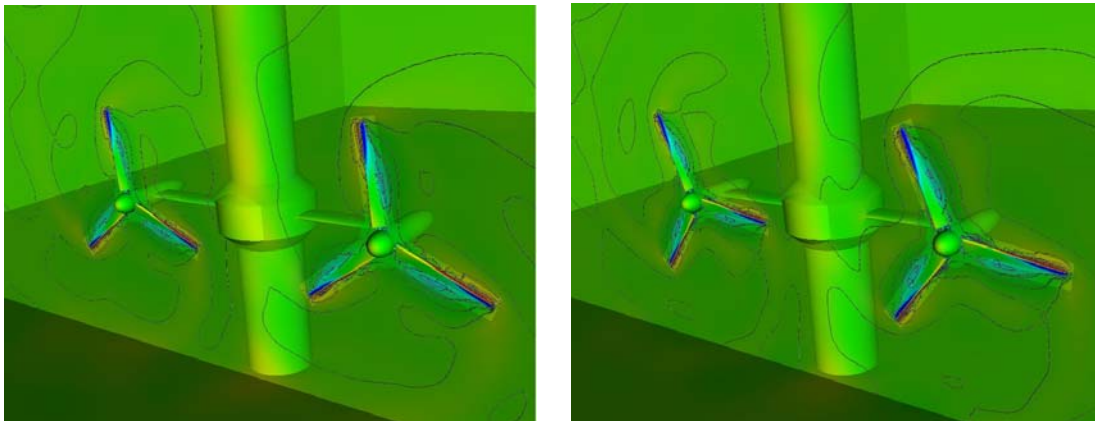


Abbildung 83: Verteilung des Druckes auf der Geometrie und einer transparenten Schnittebene mit Isolinien

Die Flexibilität dieser Overset Methode wurde bisher am Beispiel der Repeller Freifahrt und der Simulation des gesamten Bauwerkes nicht vollständig ausgenutzt, weshalb ein weiteres Beispiel vorgestellt wird. Betrachtet seien zwei gegenläufig drehende Rotoren, die so dicht zusammenstehen, dass die Rotorblätter ineinander greifen. Zu diesem Zweck werden zwei Repellergitter, in ein gemeinsames Hintergrundgitter eingesetzt. In Abbildung 84 sind die Repellergitter sowie Isolinien konstanter Geschwindigkeit zu zwei verschiedenen Zeitpunkten während der Simulation dargestellt. In diesem Beispiel existieren Bereiche im Hintergrundgitter, die im zeitlichen Fortschritt der Simulation von beiden Repellergittern abwechselnd überstrichen werden.

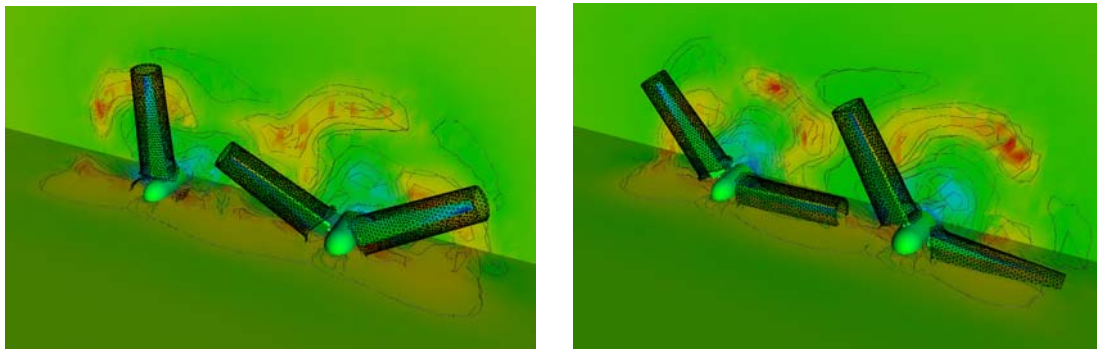


Abbildung 84: Gegenläufig drehende und ineinander greifende Rotoren

4.2.7 Simulationen zu unterschiedlichen Vertikalachsen

Die Tidestromanlage der ersten Versuchsreihe zeigte insbesondere unter Einwirkung der Einflüsse der Orbitalgeschwindigkeiten im Seegang eine für den Betrieb ungünstige Charakteristik. Dies führte zu einem geänderten Tideanlagen Konzept, dem Rotor mit vertikaler Achse, siehe Abbildung 85. In diesem Abschnitt werden nun die numerischen Ergebnisse zur Simulation und die Anwendung der neu entwickelten Overset-Methode für rotieren Systeme vorgestellt.

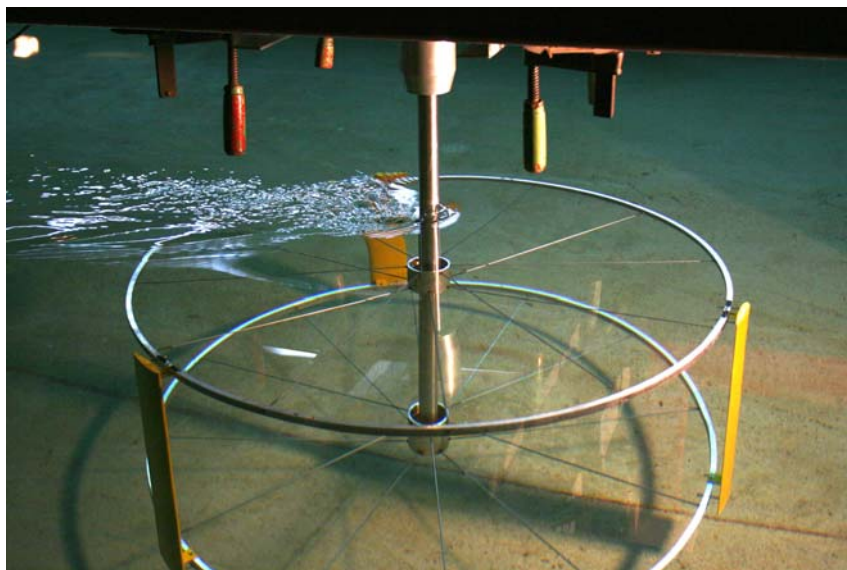


Abbildung 85: Modell eines vertikal drehenden Rotors im Versuchstank

4.2.7.1 Exemplarische Vorgehensweise zur Simulation mittels Overset-Methode

Zur Simulation des Modells aus Abbildung 85 wurden unterschiedliche Gitter erzeugt, die mittels der Overset-Methode miteinander verknüpft wurden. An Hand eines Rotors mit drei Blättern wird die Vorgehensweise dargestellt. Der erste Ansatz zur Simulation eines solchen Vertikalachsers erfolgte mit einer starken Reduktion des Modells. Es wurden die abtreibende Welle und die Kreisringe zur Montage der Blätter nicht berücksichtigt. Der Rotor besteht also nur aus den sich drehen Blättern. Des-

halb wurde ein Rechengitter für ein einzelnes Blatt erzeugt. Dieses Gitter kann nun mittels der Overset-Methode mehrfach eingelesen und unterschiedlich positioniert werden. Im hier betrachteten Fall wird das Gitter des Blattes dreimal eingelesen. Die drei Gitter werden nun in einen vernetzten Kreisring eingesetzt, Abbildung 86. Dieser vernetzte Kreisring ist auch gleichzeitig eine lokale Verfeinerung für den Weg, den die rotieren Blätter zurücklegen. Die wichtigere Funktion dieses Netzes ist jedoch eine Kopplung zwischen sich und den drei Blättern herzustellen. Weichen die charakteristischen Netzskalen im Kopplungsbereich stark voneinander ab, so wird sich die Lösung auf den Blatt-Gittern nicht in das Kopplungsgitter übertragen, d. h. Im schlimmsten Fall werden zwei nicht von einander abhängige Lösungen existieren. Als letzter Schritt wird noch ein Hintergrundgitter generiert und die Repeller-Einheit aus Abbildung 86 mit diesem verknüpft, Abbildung 87.

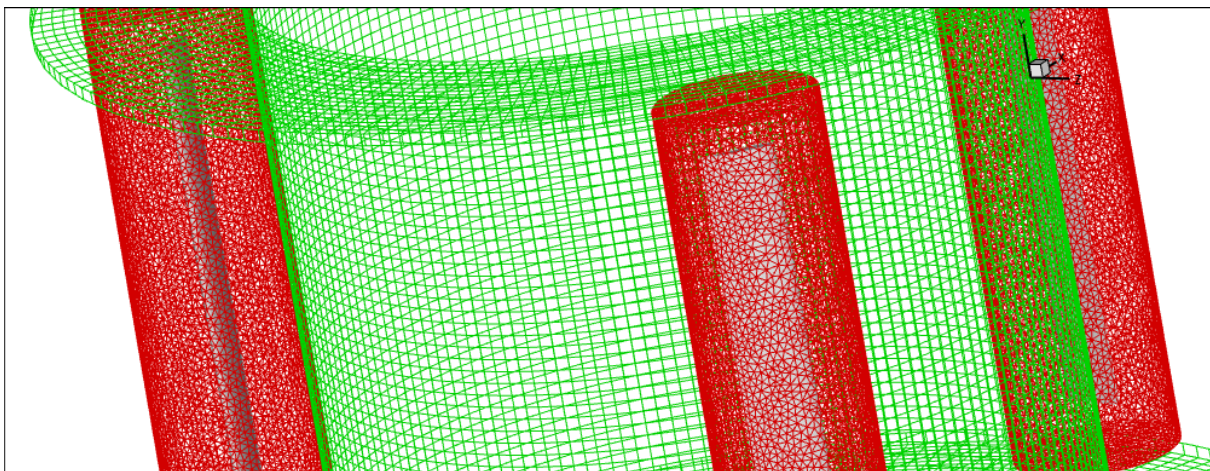


Abbildung 86: Vernetztes Blatt dreifach in einen vernetzten Kreisring eingesetzt

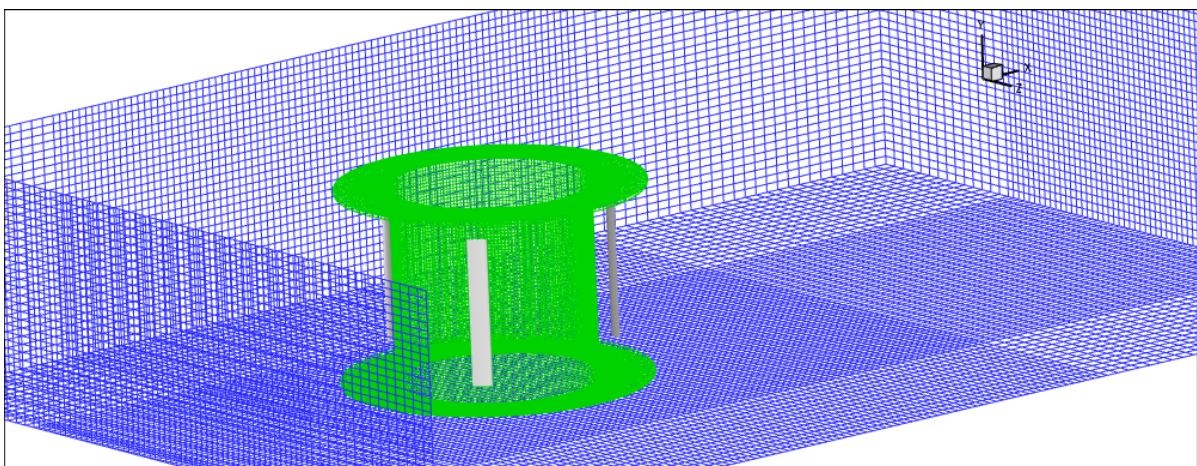


Abbildung 87: Rotor mit Koppelgitter im Hintergrundgitter

4.2.7.2 Simulation eines Vertikalachlers mit drei Blättern

Mit dem aus dem vorhergehenden Abschnitt erzeugten Rechengebiet wurde nun eine Simulation durchgeführt. Aus dem Experiment ergab sich bei einer Anströmgeschwindigkeit von $u = 0.608$ m/s und einer Drehrate von $0,55$ 1/s ein optimaler Betriebspunkt. In der Abbildung 88 sind die Geschwindigkeiten v (oben) und u (unten) in einem vertikalen Schnitt zu zwei verschiedenen Zeitpunkten dargestellt. Beide Abbil-

dungen beschreiben den Moment, wenn ein Blatt senkrecht zur Anströmung steht. Im oberen Fall steht ein Blatt senkrecht zur ungestörten Anströmung und im unteren Fall befindet sich ein Blatt im Nachlauf der Vorgänger. Wie erwartet wurde das Fluid in Strömungsrichtung gebremst. Anhand der sich ablösenden Wirbel im Bereich der Blattspitzen, ist es offensichtlich, dass es sich hierbei um höchst instationäre Vorgänge handelt. Dies wird auch durch Abbildung 89 zum Ausdruck gebracht, in der die Querkomponente der Geschwindigkeit dargestellt ist. Hier wird ersichtlich wie sich ein Blatt durch den Nachlauf der anderen Blätter bewegt.

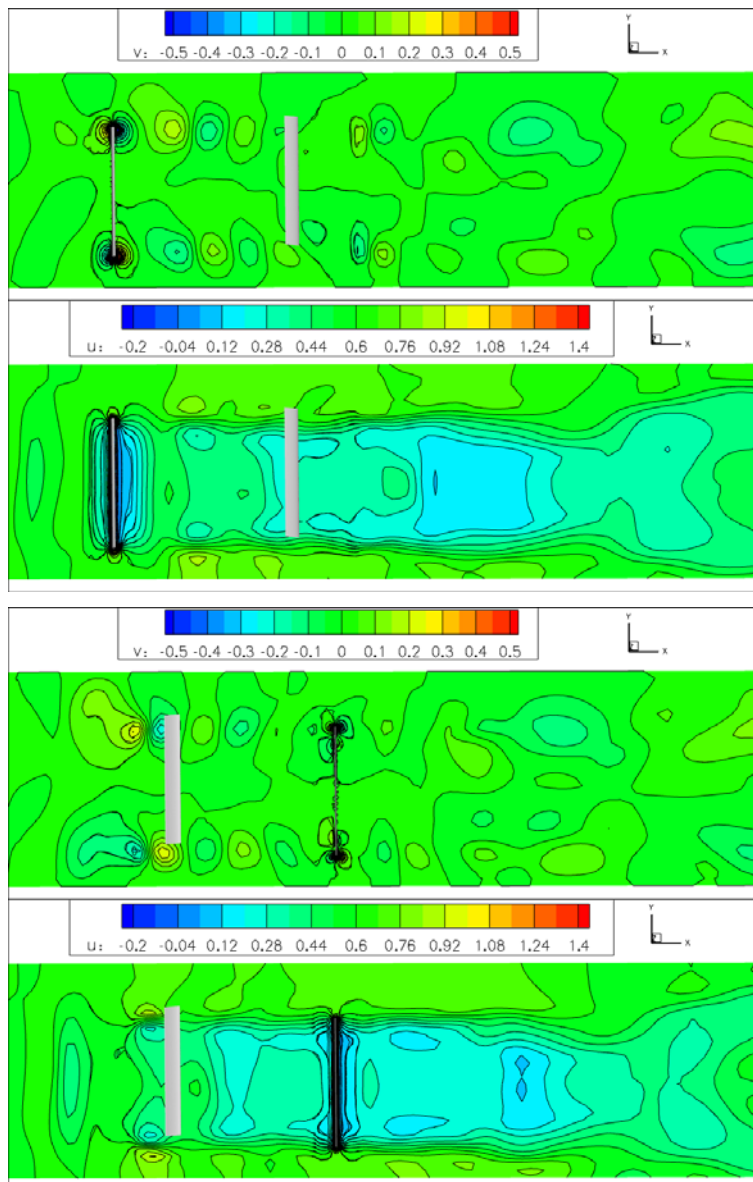


Abbildung 88: Schnittebenen mit Isolinien der Geschwindigkeiten v in vertikaler Richtung und Isolinien der Anströmung u von links (x -Richtung) zu zwei verschiedenen Zeiten

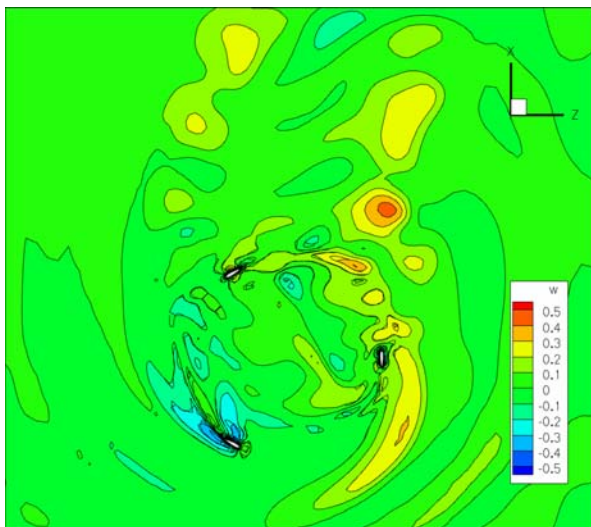


Abbildung 89: Schnittebene mit Isolinen der Geschwindigkeit quer zur Anströmung

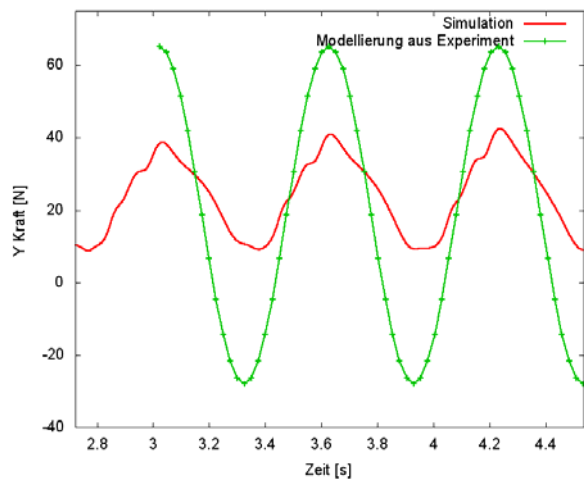
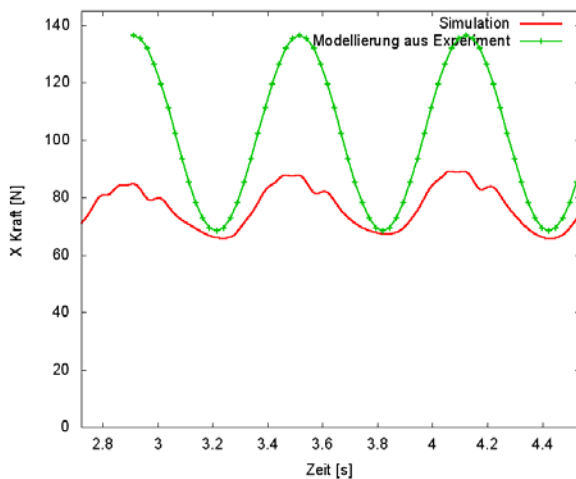
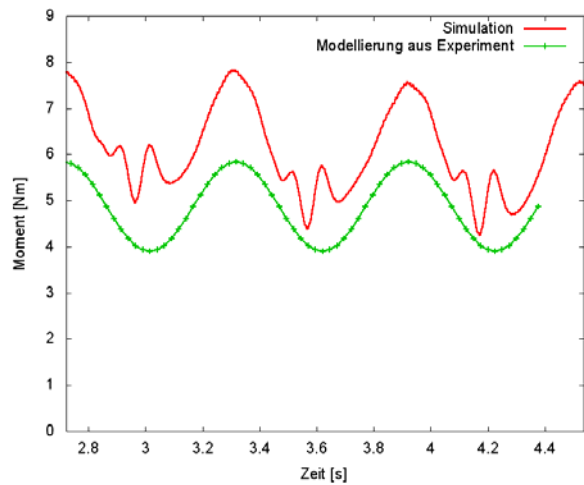


Abbildung 90: Vergleich von Moment um die Drehachse, Widerstandskraft und Querkraft zwischen Simulation und Experiment

In Abbildung 90 werden nun das Drehmoment, die Widerstandskraft und die Querkraft aus der Simulation mit einer Modellierung der experimentellen Daten verglichen. Das in der Simulation bestimmte Drehmoment zeigt eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Daten. Die Kräfte dagegen zeigen Abweichungen um 50%. Dies wird zum Teil auf die fehlenden Bauteile zurückgeführt.

4.2.7.3 Simulation eines Vertikalachlers mit zwei Blättern

Ein Vorteil der Overset-Methode ist die Wiederverwertbarkeit der Gitter. Zur Simulation eines Rotors mit zwei Blättern werden die gleichen Gitter verwendet, wie zur Simulation des Rotors mit drei Blättern aus dem vorherigen Abschnitt. In Abbildung 91 ist das Rechengitter für diesen Fall dargestellt. Die Anströmgeschwindigkeit liegt wieder bei 0,608 m/s, jedoch wird hier eine Drehrate von 0,68 1/s gewählt. Diese Drehzahl beschrieb im Experiment in guter Näherung einen optimalen Betriebspunkt.

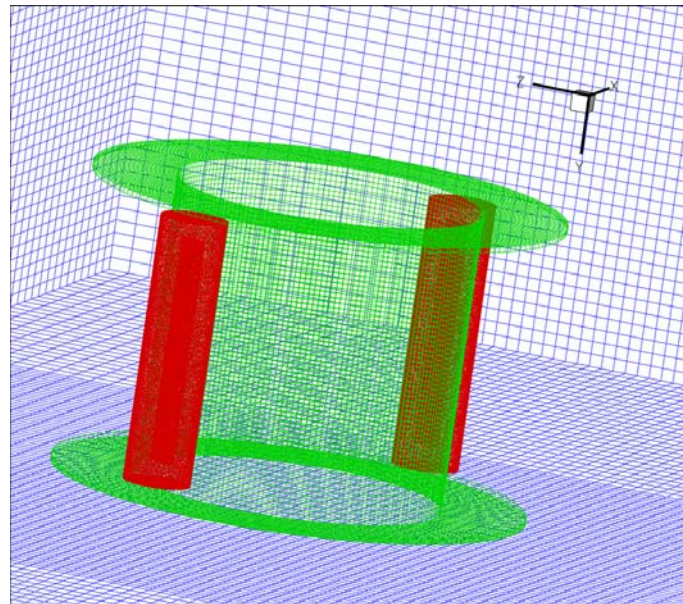


Abbildung 91: Zwei Rotorblätter mit Koppelgitter im Hintergrundgitter

In Abbildung 92 sind die Geschwindigkeiten in vertikaler Richtung und in Anströmrichtung dargestellt. Hier wurde ebenfalls ein Zeitpunkt der Simulation gewählt, bei dem beide Blätter senkrecht zur Anströmrichtung stehen. Die Geschwindigkeit in Strömungsrichtung wird hinter dem Rotor verzögert und von den Blattspitzen lösen sich Wirbel ab, die in Strömungsrichtung transportiert werden. Dadurch zeigt sich wieder, dass der Prozess hochgradig instationär ist, was durch Abbildung 93 bestätigt wird. Vergleicht man das Drehmoment aus der Simulation mit dem Experiment, so zeigt sich hier eine größere Abweichung als beim Dreiflügler. Jedoch gibt es eine geringere Abweichung bei der Widerstandskraft und der Querkraft, Abbildung 94. Insgesamt liegt jedoch eine recht gute Übereinstimmung vor.

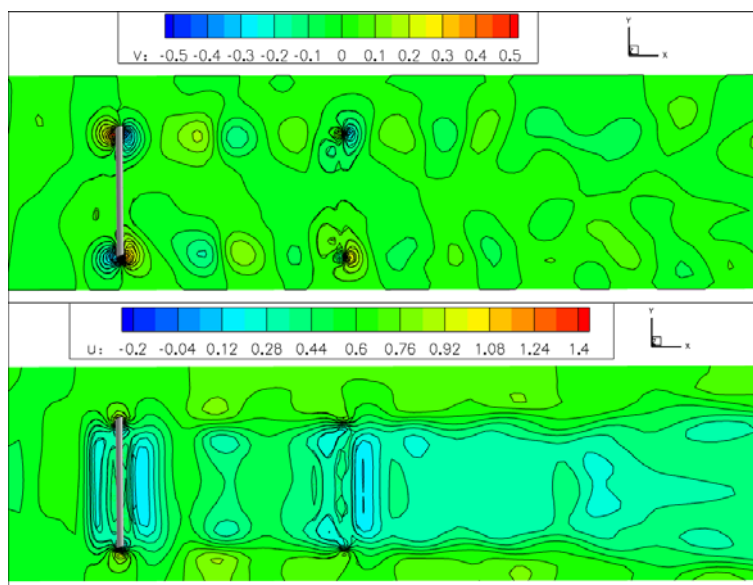


Abbildung 92: Schnittebenen mit Isolinien der Geschwindigkeiten v in vertikaler Richtung und Isolinien der Anströmung u von links (x -Richtung) zu zwei verschiedenen Zeiten

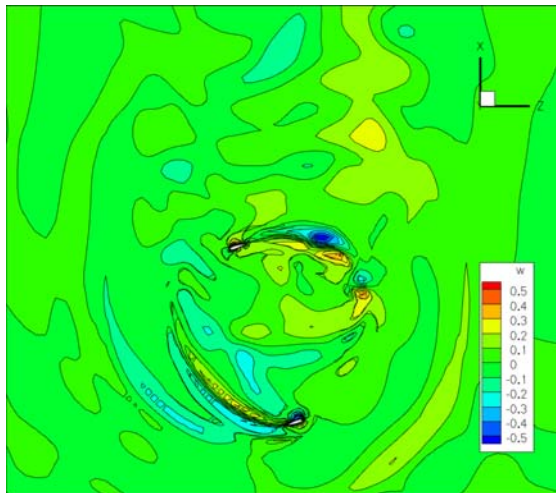


Abbildung 93: Schnittebene mit Isolinien der Geschwindigkeit quer zur Anströmung

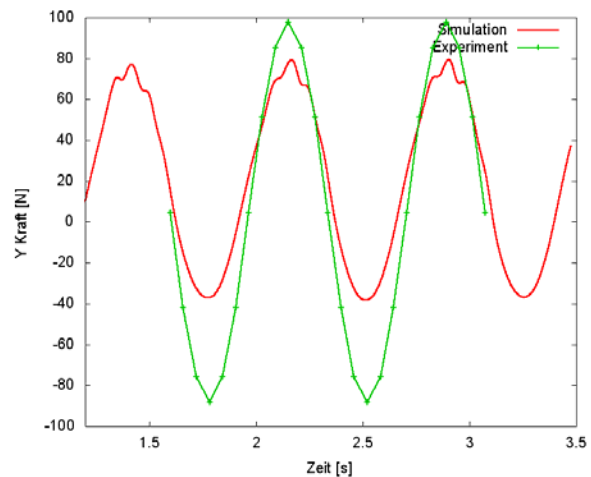
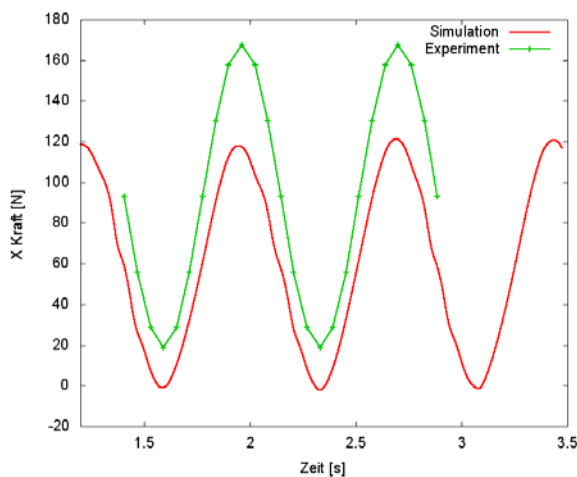
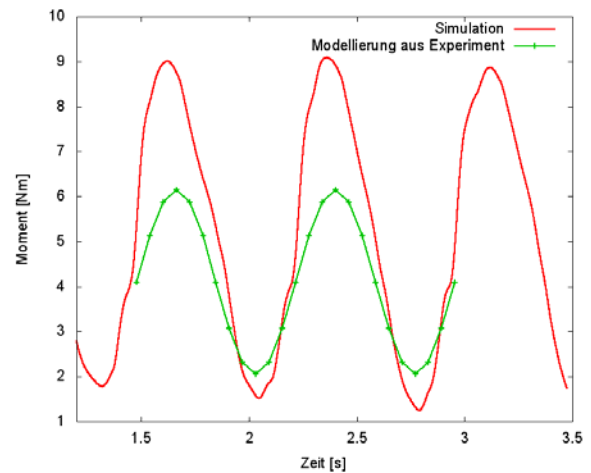


Abbildung 94: Vergleich von Moment um die Drehachse, Widerstandskraft und Querkraft zwischen Simulation und Experiment

4.2.7.4 Simulation eines Vertikalachasers mit einem Blatt

Um Vertikalachser mit unterschiedlicher Blattzahl miteinander vergleichen zu können wurden Simulationen bei gleicher Anströmgeschwindigkeit, 0,608 m/s, gleicher Drehrate 0,68 1/s und mit einem, zwei und drei Blättern durchgeführt. Für den Einflügler sind in Abbildung 95 und in Abbildung 96 ähnliche Geschwindigkeitsdarstellungen wie für die Zwei- und Dreiflügler dargestellt. Hier zeigen sich ausgeprägtere zyklische Lastschwankungen als bei größerer Blattzahl. In der Abbildung 97 sind die Verläufe des Drehmomentes, des Widerstands und der Querkraft dargestellt. Wie zu erwarten war, nehmen die Schwankungsamplituden mit zunehmender Flügelzahl ab. Weiterhin nimmt die gemittelte Widerstandskraft mit zunehmender Blattzahl zu.

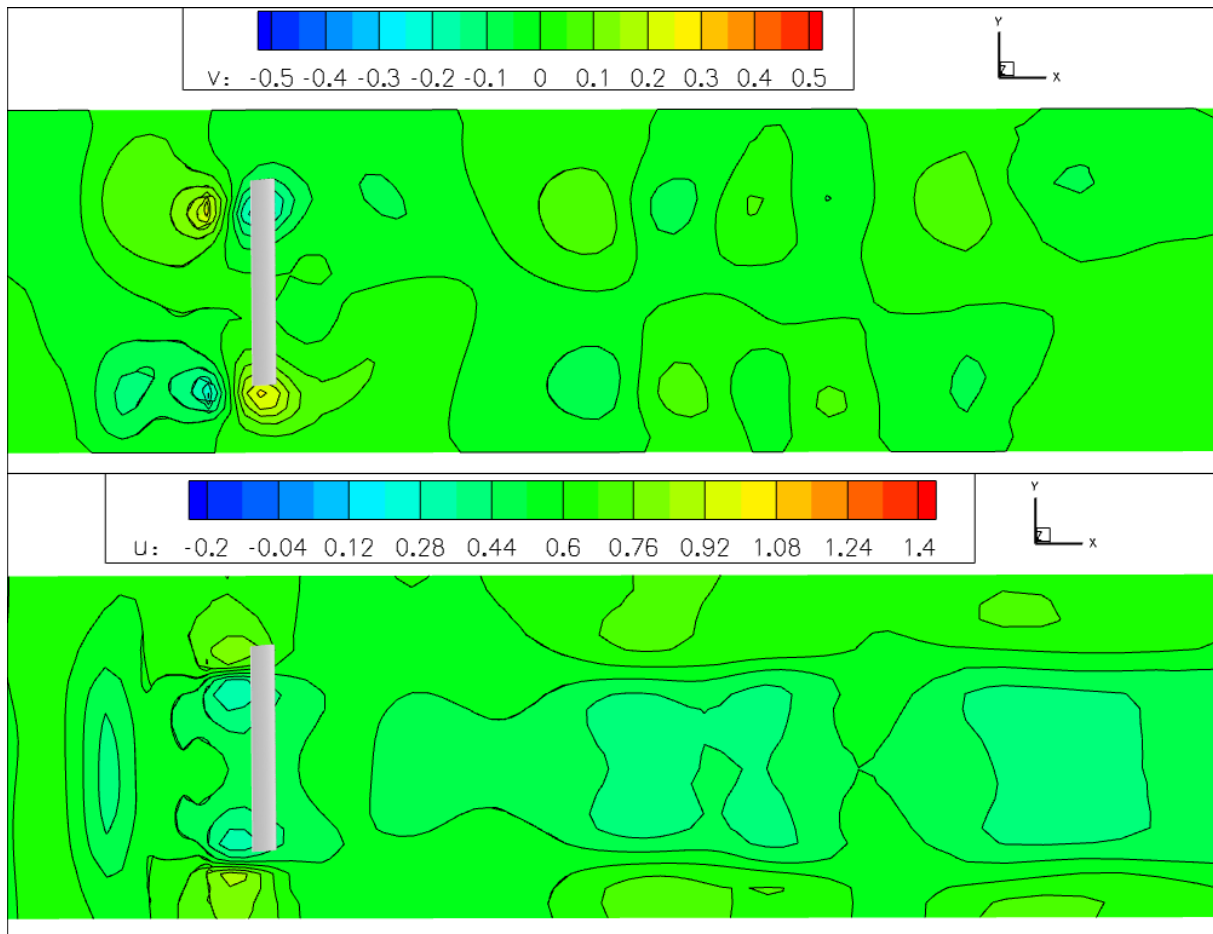


Abbildung 95: Schnittebenen mit Isolinien der Geschwindigkeiten v in vertikaler Richtung und Isolinien der Anströmung u von links (x -Richtung) zu zwei verschiedenen Zeiten

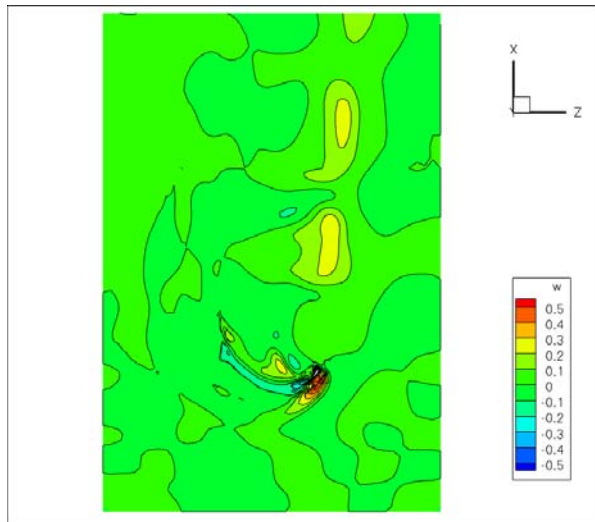


Abbildung 96: Schnittebene mit Isolinien der Geschwindigkeit quer zur Anströmung

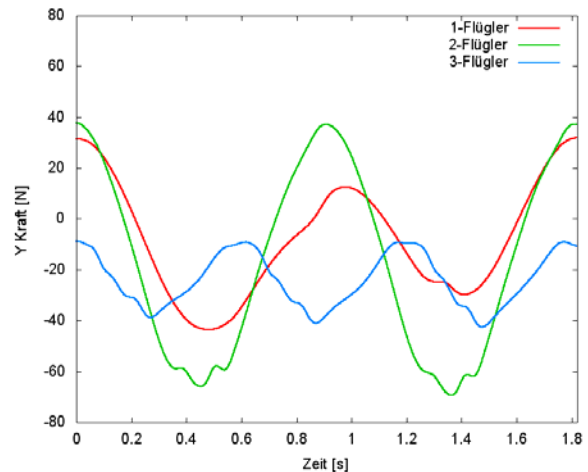
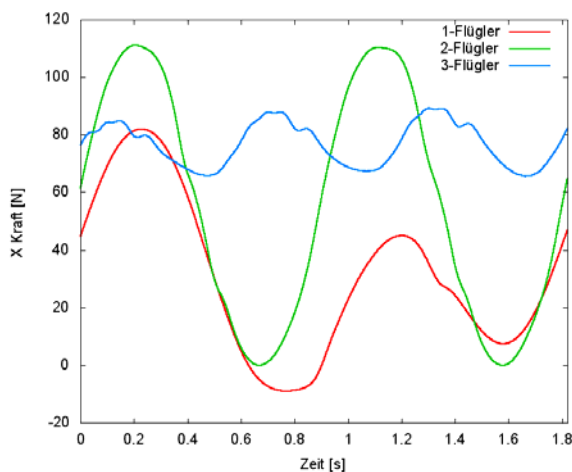
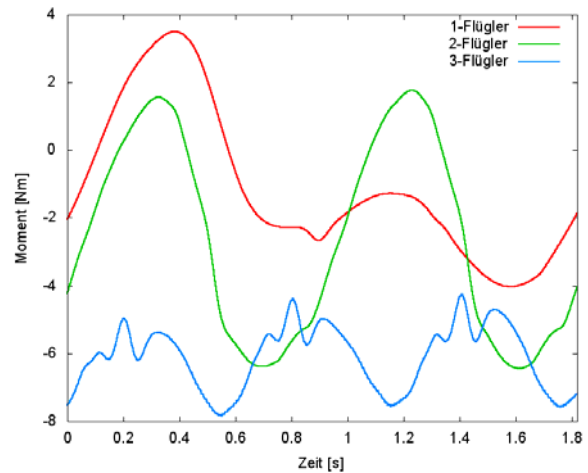


Abbildung 97: Vergleich von Moment um die Drehachse, Widerstandskraft und Querkraft zwischen Simulationen bei gleicher Drehzahl

4.2.7.5 Simulation eines Dreiflüglers mit Berücksichtigung der freien Oberfläche

Bei den bisherigen Simulationen für den Vertikalachser wurde die freie Oberfläche nicht berücksichtigt. Dass die Welle, an der die Konstruktion befestigt ist, einen Einfluss auf die freie Oberfläche hat, ist selbstverständlich, da diese die freie Oberfläche durchstößt. In dieser Simulation wird aber die Welle vernachlässigt, damit die Rückwirkung des sich drehenden Rotors auf die freie Oberfläche betrachtet werden kann. Es wurde eine Simulation für einen Dreiflügler im optimalen Betriebspunkt mit Berücksichtigung der freien Oberfläche durchgeführt. Die Auslenkung der freien Oberfläche liegt im Modell unter einem Millimeter, siehe Abbildung 98. Zur besseren Ansicht und mit Blick von oberhalb der Oberfläche wurde die freie Oberfläche in Abbildung 99 zehnfach überhöht dargestellt. Insgesamt ist Rückwirkung des Rotors

auf die ungestörte freie Oberfläche gering, was den Beobachtungen aus dem Experiment entspricht.

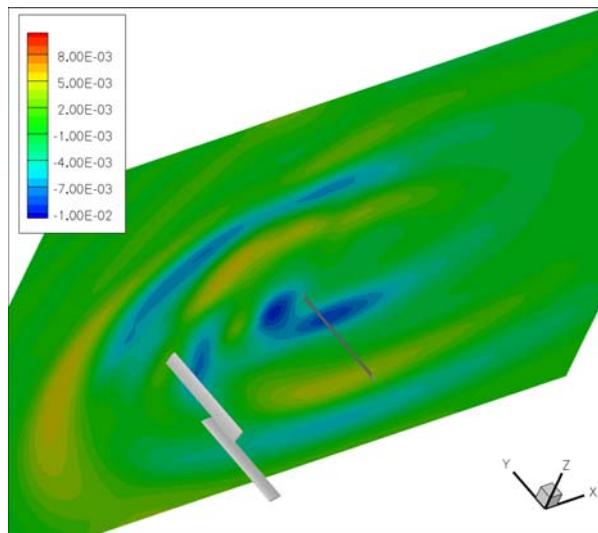


Abbildung 98: Auslenkung der freien Oberfläche [m]

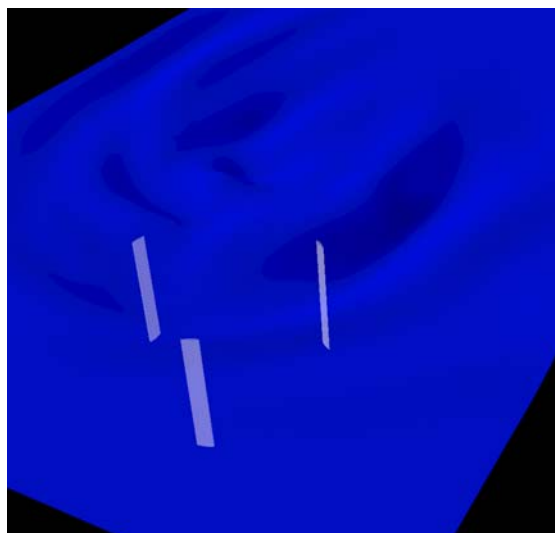


Abbildung 99: Auslenkung der freien Oberfläche zehnfach überhöht, mit Blickrichtung von oberhalb der Oberfläche nach unten

4.2.7.6 Simulation eines Zweiflüglers mit Berücksichtigung weiterer Bauteile

Bei den bisherigen Simulationen wurde der Rotor nur durch die Blätter modelliert. In diesem Abschnitt wird am Beispiel des Zwei-Flüglers der Einfluss weiterer Bauteile berücksichtigt. Durch die Hinzunahme diverser Bauteile werden die Geometrien komplexer und die Rechenzeit steigt an. Im ersten Schritt wurde ein Gitter für die Drehachse generiert, das grüne Gitter aus Abbildung 100, welches in die Overset-Struktur des Netzes aus Abbildung 91 hinzugefügt wurde. Mit dieser geänderten Geometrie wurde dann eine Simulation durchgeführt. Bei einer weiteren Simulation wurden die Kreisringe, an denen die Blätter befestigt sind berücksichtigt. Da aber zwischen den Kreisringen, an denen die Blätter befestigt sind, und den Blättern ein sehr kleiner Abstand ist, musste ein neues Gitter erzeugt werden, welches beide Kreisringe und beide Blätter enthält. Dieses konnte dann in das bestehende

Kopplungsgitter eingesetzt werden, Abbildung 100. Die Simulation unter Hinzunahme der Drehachse und den beiden Kreisringen ist hier der Strömungszustand mit der höchsten Komplexität. Es zeigen sich viele Wirbel, die sich sowohl an den Blattspitzen, als auch an den Kreisringen bilden, Abbildung 101. Beim Vergleich des Drehmomentes zeigt sich, dass eine bessere Annäherung an das Experiment erfolgt, wenn die Drehachse berücksichtigt wird. Das Drehmoment für den detaillierten Rotor liefert nicht die beste Approximation an das Experiment. Im Gegensatz zu allen vorherigen Simulationen musste gerade für diesen Fall ein neues Gitter generiert werden, so dass dies zu Unterschieden führen kann.

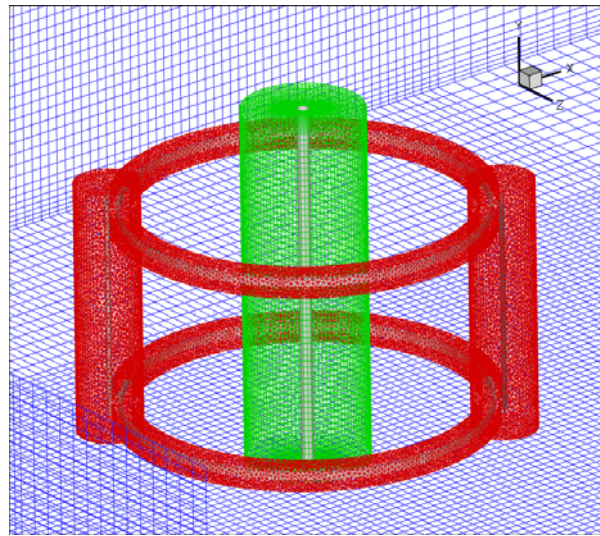


Abbildung 100: Verknüpfte Gitter für detaillierten Rotor

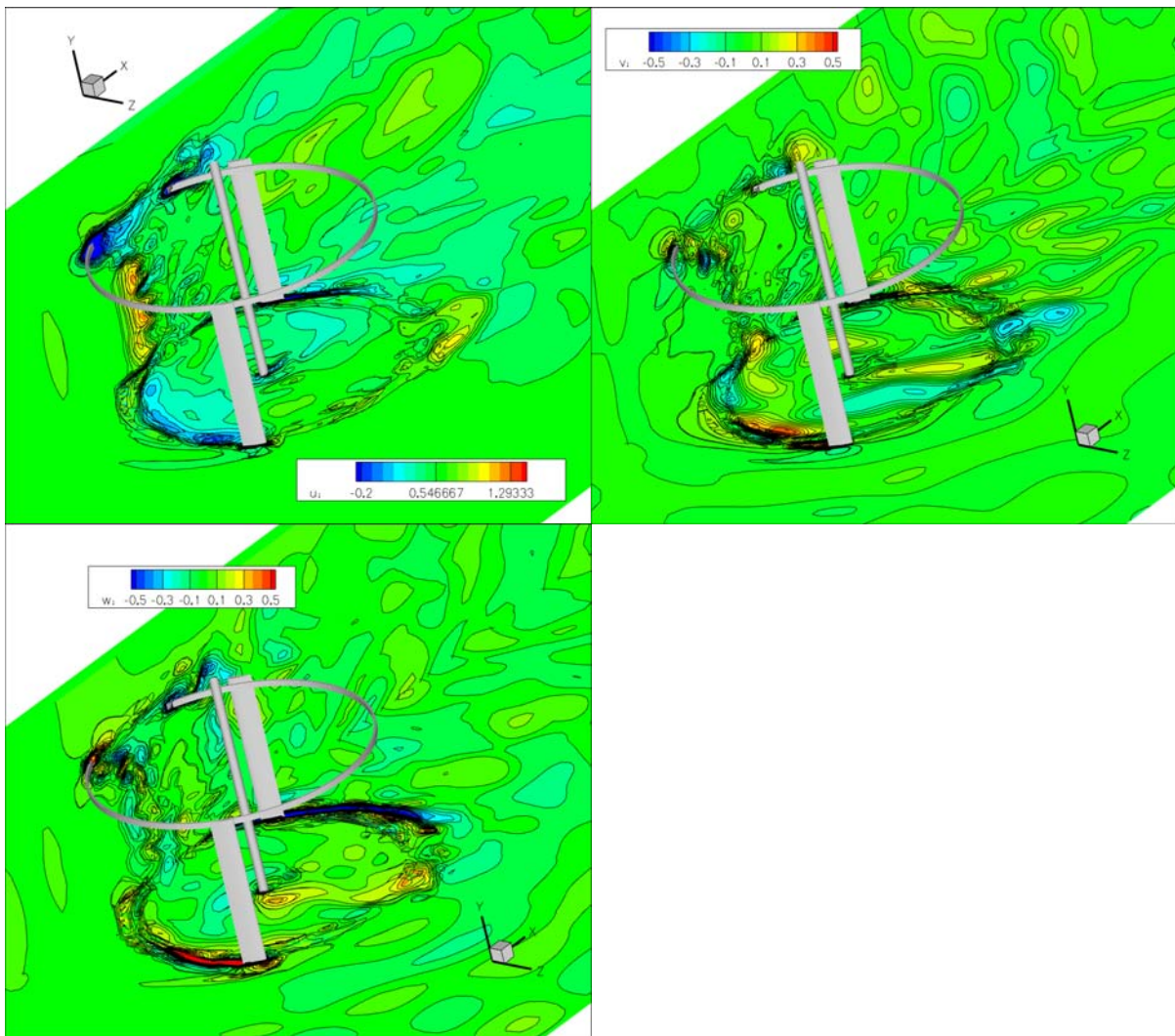


Abbildung 101: Schnittebenen mit Isolinien der Geschwindigkeitskomponenten bei der Durchströmung des Rotors

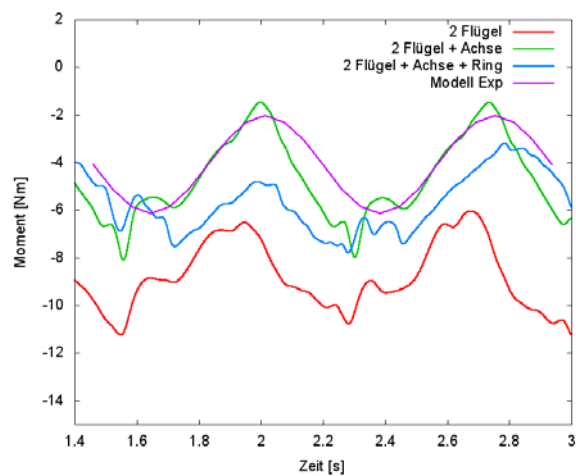


Abbildung 102: Vergleich des Drehmomentes von Simulation und Experiment unter Berücksichtigung unterschiedlicher Rotorbauteile zu einem Zeitpunkt

4.2.8 Beispielrechnung zum Sediment

Zur Simulation des Sedimenttransportes wurde die Umströmung eines Monopiles berechnet. Das Sediment, ca. eine halbe Million repräsentative Partikel, wurde unter Anwendung des neu entwickelten Lagrange Modules flächig auf dem Boden initialisiert und mehrere Modelle, die die Bewegung des Sedimentes beeinflussen wurden genutzt. In Abbildung 103 ist die Verteilung des Sediments zu unterschiedlichen Zeitpunkten dargestellt. Gut zu erkennen sind die freigespülten Bereiche hinter der Struktur durch die sich ablösenden Wirbel. Mit den gewählten Modellen konnten die gewünschten Effekte, wie z. B. der Abtransport des Sediments hinter dem Monopile, gezeigt werden. Hierbei handelt es sich um die Darstellung der grundsätzlichen Simulationsmöglichkeiten, ohne dass ein Anspruch auf vollständige Erfassung aller relevanten physikalischen Effekte erhoben werden soll. Vielmehr stehen aufwendige Validierungen aus. Module zur verbesserten Modellierung der Transport-, Ablöse- und Ablagerungsvorgänge können jedoch je nach Wissensstand für eine exaktere Simulation des Kolkprozesses einfach in das flexibel aufgebaute Modul integriert werden.

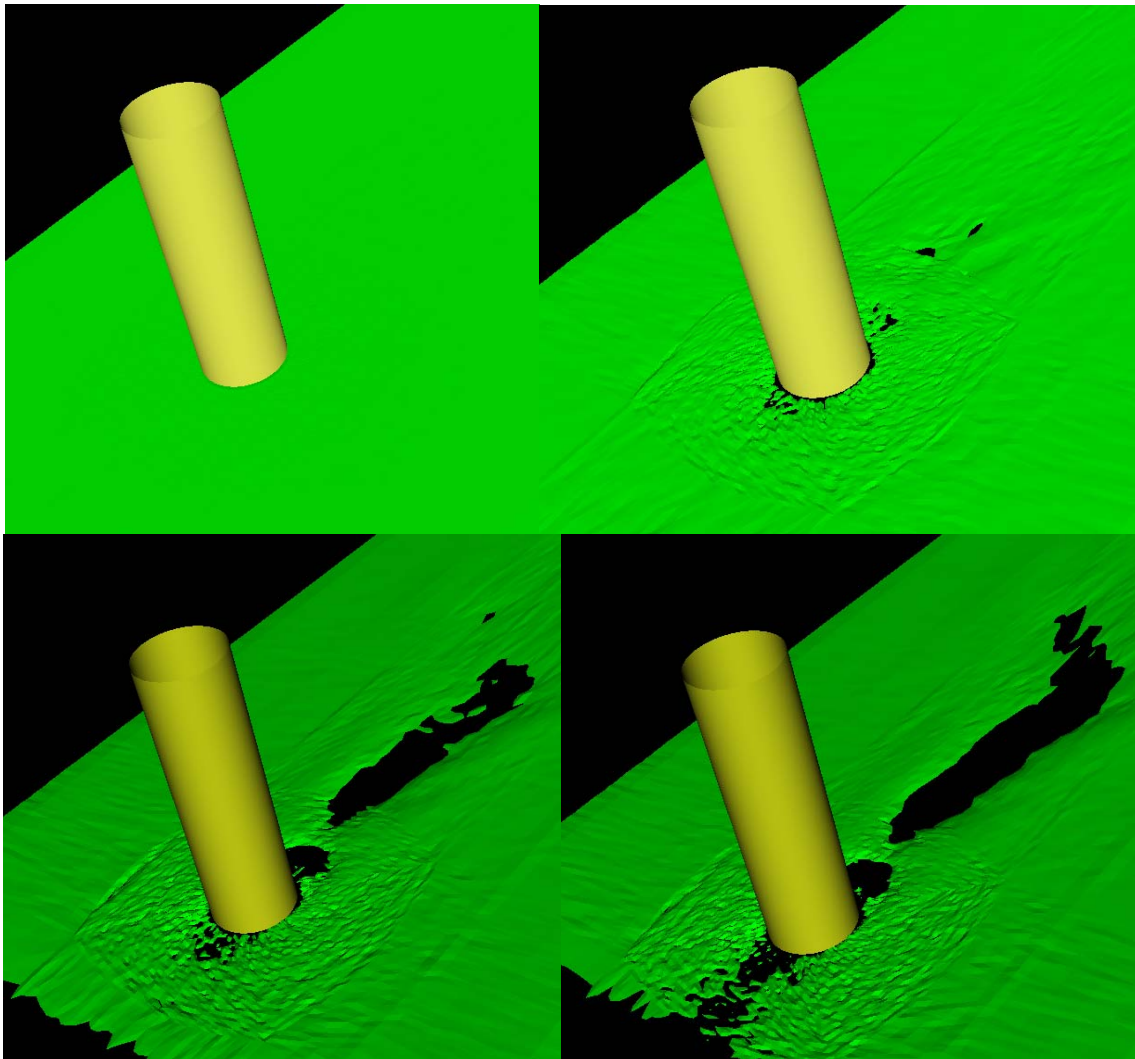


Abbildung 103 : Modellierung des Sedimenttransportes am Beispiel eines Monopiles zu unterschiedlichen Zeitpunkten

4.2.9 Zusammenfassung der numerischen Entwicklungen und Simulationen

Im Bearbeitungszeitraum konnte der Umfang der Simulationsmöglichkeiten durch die Entwicklung der Overset-Methode für rotierende Systeme erheblich vergrößert werden. So sind nun umfassende Methoden für rotierende Repeller verfügbar, die mit den bestehenden Methoden kombiniert werden können. Der modulare Aufbau mittels Overset-Gittertechnik erlaubt ferner den Austausch von Teilnetzen und/oder Methoden, ohne dass jeweils wieder vollständig neue Netzkonfigurationen generiert werden müssen. Bei modifizierten Geometrien, wie unterschiedlicher Flügelzahl bei den Vertikalachsen, wird durch Verwendung gleicher Gitter die Vergleichbarkeit der Ergebnisse erhöht. Die Ergebnisse der Simulationen zeigten eine zufrieden stellende Übereinstimmung mit dem Experiment. Zur Simulation des Sedimenttransportes wurde ein neues Modul entwickelt das den Lagrangeschen Transport von Sediment erlaubt. Das Modul ist so flexibel gestaltet, das physikalische Phänomene die zur Ablagerung von Sediment führen leicht implementiert werden können.

4.3 Numerische Untersuchungen mit Ansys CFX

Neben der Weiterentwicklung und Anwendung des DST Codes MOUSE ist auch der kommerzielle Löser CFX angewendet worden. So konnte die Leistungsfähigkeit der Entwicklung und die Qualität der Ergebnisse verglichen werden.

4.3.1 Erhaltungsgleichungen und Turbulenzmodellierung

Zur Berechnung der inkompressiblen turbulenten Strömung wurde für viskose Berechnungen am Repeller der kommerzielle RANSE-Löser ANSYS CFX eingesetzt.

Die Erhaltungsgleichungen für Masse und die Impulsgleichungen können die Bewegungen von Flüssigkeiten unter Berücksichtigung der Reibung vollständig beschreiben. Die Turbulenzen im Strömungsgebiet werden durch die Navier Stokes Gleichungen ebenfalls vollständig erfasst. Jedoch ist eine analytische Lösung für praxisrelevante Strömungsberechnungen mit der aktuellen Rechentechnik nicht möglich. Die Lösung des Gleichungssystems muss durch numerische Verfahren herbeigeführt werden.

Die vollständige Auflösung der turbulenten Erscheinungen bei Strömungsberechnungen ist mit der vorhandenen Speicherkapazität und Rechnerleistung für praxisrelevante Aufgabenstellungen nicht möglich. Aus diesem Grund werden für diese Berechnungen die Reynolds-Gemittelten-Navier-Stokes-Gleichungen (RANSE) eingesetzt. Dabei werden die Auswirkungen der turbulenten Erscheinungen auf die Strömung im Fluid durch sogenannte Turbulenzmodelle realisiert. Im DST wird für Standardberechnungen das k - ω -SST (Shear-Stress-Transport) Turbulenzmodell eingesetzt.

4.3.2 Diskretisierung der Erhaltungsgleichungen

Mit dem CFX-Solver werden die Erhaltungsgleichungen nach der Finiten-Volumen-Methode diskretisiert. Zur Anwendung dieses Verfahrens muss das gesamte Lösungsgebiet in Volumenelemente unterteilt werden. Zur Beschreibung der Repellergeometrie werden nichtorthogonale randangepasste Volumenelemente verwendet.

Die Erhaltungsgleichungen werden über die einzelnen Kontrollvolumen integriert. Druck und Geschwindigkeit werden für jeden diskreten Punkt gekoppelt berechnet.

4.3.3 Verfahren zur Realisierung der Rotationsbewegung

Im Programmpaket ANSYS CFX sind unterschiedliche Modelle zur Realisierung der Wechselwirkung zwischen drehenden Objekten und der stationären Umgebung implementiert. Die Rotationsbewegung eines Körpers kann stationär und transient simuliert werden.

Bei der instationären Simulation werden die Wechselwirkungen zwischen rotierenden und feststehenden Bereichen in Abhängigkeit von der Rotationsbewegung je Zeitschritt modelliert. Bei jedem Zeitschritt erfolgt ein „Update“ der Geometrie. Der Nachteil dieser Art der Modellierung der physikalischen Problemstellung ist der große Zeitaufwand für die Berechnung jedes einzelnen Betriebspunktes.

Um eine Vielzahl von Berechnungen durchführen zu können, wurden die Untersuchungen stationär durchgeführt. Hierbei wird ein Verfahren (Multiple Frame of Reference Modell) angewandt, bei dem die Einzelkomponenten (rotierendes und festes System) in ihren jeweiligen Referenzsystemen betrachtet werden. Dadurch können die Strömungen in den jeweiligen Bereichen als stationär angesehen werden. Die Kopplung der Referenzsysteme erfolgt dann über ein Interface. Für unsere Berechnungen wurde das „Frozen Rotor“ Interface angewendet. Das Ergebnis der Berechnung liefert die Strömung im rotierenden System zu einem Zeitpunkt bzw. bei einer Flügelstellung des Repellers. Das rotierende System wird mit der Drehzahl des Propellers bewegt.

4.3.4 Randbedingungen

Der Berechnungsraum muss örtlich begrenzt und an den Rändern müssen geeignete Randbedingungen vorgegeben werden, die die Problemstellung eindeutig wiedergeben. Die Ränder für den Eintritt und den Austritt des Fluids müssen so gewählt werden, dass ihre Lage keinen Einfluss auf die Strömungsverhältnisse in der Nähe des zu untersuchenden Objektes haben. Der Eintrittsrand (INLET) und der Austrittsrand (OUTLET) sind ca. 10 Repellerdurchmesser vor bzw. hinter dem Repeller positioniert, vgl. Abbildung 104. Folgende Randbedingungen gelten für alle durchgeführten Berechnungen:

Einströmrand – Der Einstromrand ist eine Dirichlet-Randbedingung, an dem eine homogene Anströmung vorgegeben wird, mit der der Repeller angeströmt werden soll. Für die Turbulenzintensität wird ein Wert von 5% gewählt.

Ausströmrand – Als Ausströmrand wird die stromabwärts, senkrecht zur Mittelängsachse liegende Fläche definiert. Die Änderung des Druckes wird an dieser Fläche zu Null gesetzt. Die hier verwendete OPENING-Randbedingung ermöglicht ein ungehindertes ein- bzw. Ausströmen des Fluids.

Repeller – Die Repellerflügel und die Nabe werden als reibungsbehaftete Wände definiert, an denen die Haftbedingung erfüllt ist. (WALL NO SLIP)

Alle seitlichen Begrenzungen des Lösungsgebietes – Die Begrenzung wird als reibungsfreie Wand definiert. Es werden nur Geschwindigkeiten parallel zur Wand zugelassen. Es existieren keine Gradienten senkrecht zur Wand (WALL FREE SLIP).

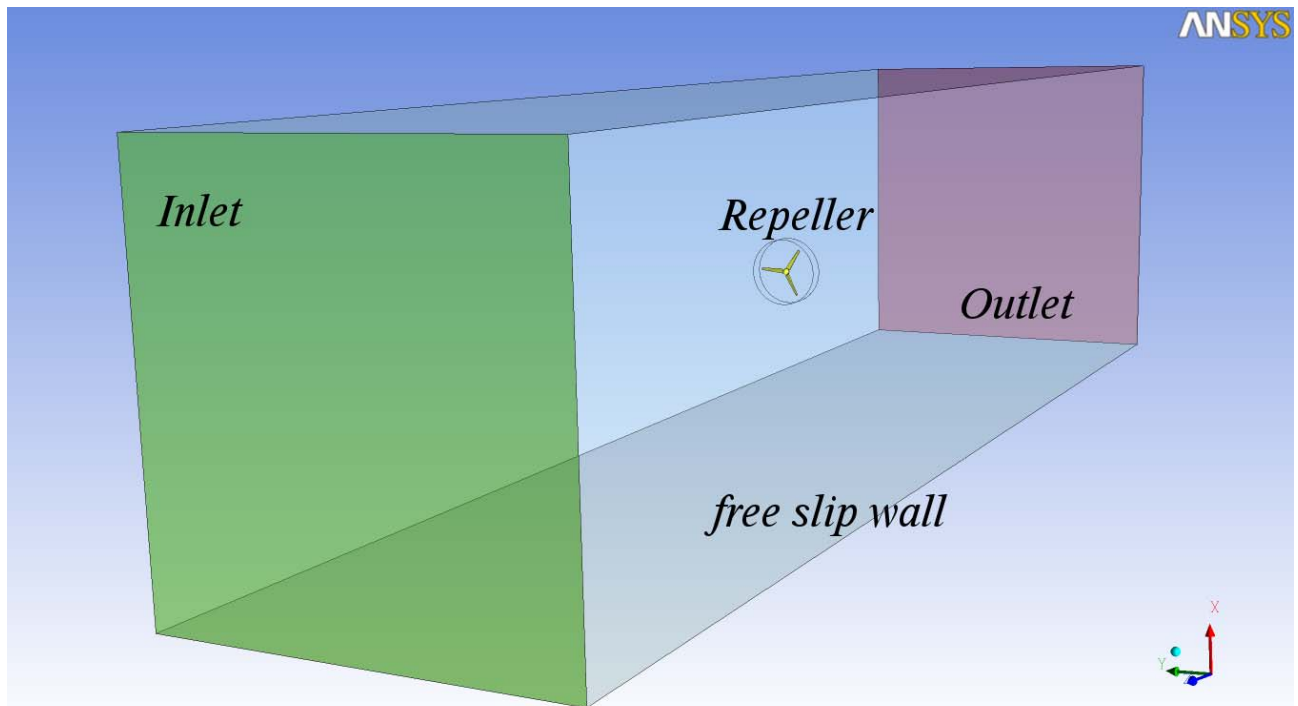


Abbildung 104: Schematische Darstellung der Randbedingungen

4.3.5 Gittergenerierung

Für die Berechnungen mit einem RANSE-Löser muss der gesamte Berechnungsraum mit Volumenelementen beschrieben werden. Die Randelemente dieses Volumengitters müssen die Geometrie wiedergeben. In Bereichen, in denen große Druck- und Geschwindigkeitsgradienten erwartet werden, sind Verfeinerungen des Volumengitters notwendig.

Um die Rotation des Repellers zu realisieren muss das Volumengitter aus zwei Teilgittern bestehen. Beide Gitter müssen eine klar definierte Schnittstelle besitzen und dürfen sich nicht überlappen. Eine 1:1 Verbindung auf dem Interface zwischen dem rotierenden und stehenden System ist nicht zwingend.

Für die gegebene Problemstellung wurden Volumengitter erzeugt, die sich aus einem unstrukturierten und einem blockstrukturierten Teilgitter zusammensetzen. Das rotierende Referenzsystem besteht aus einem unstrukturierten Gitter, welches sich aus Tetraedern und Prismen zusammensetzt. Der gesamte feststehende Bereich wurde blockstrukturiert mit Hexaederelementen diskretisiert.

Die Abbildung 105 zeigt das Hexaedergitter für das nicht drehende System. Die Begrenzungen des rotierenden Systems sind rot gekennzeichnet. Das Interface wird

zwischen dem roten Hexaedergitter aus Abbildung 105 und dem roten Tetraedergitter aus Abbildung 106 erzeugt.

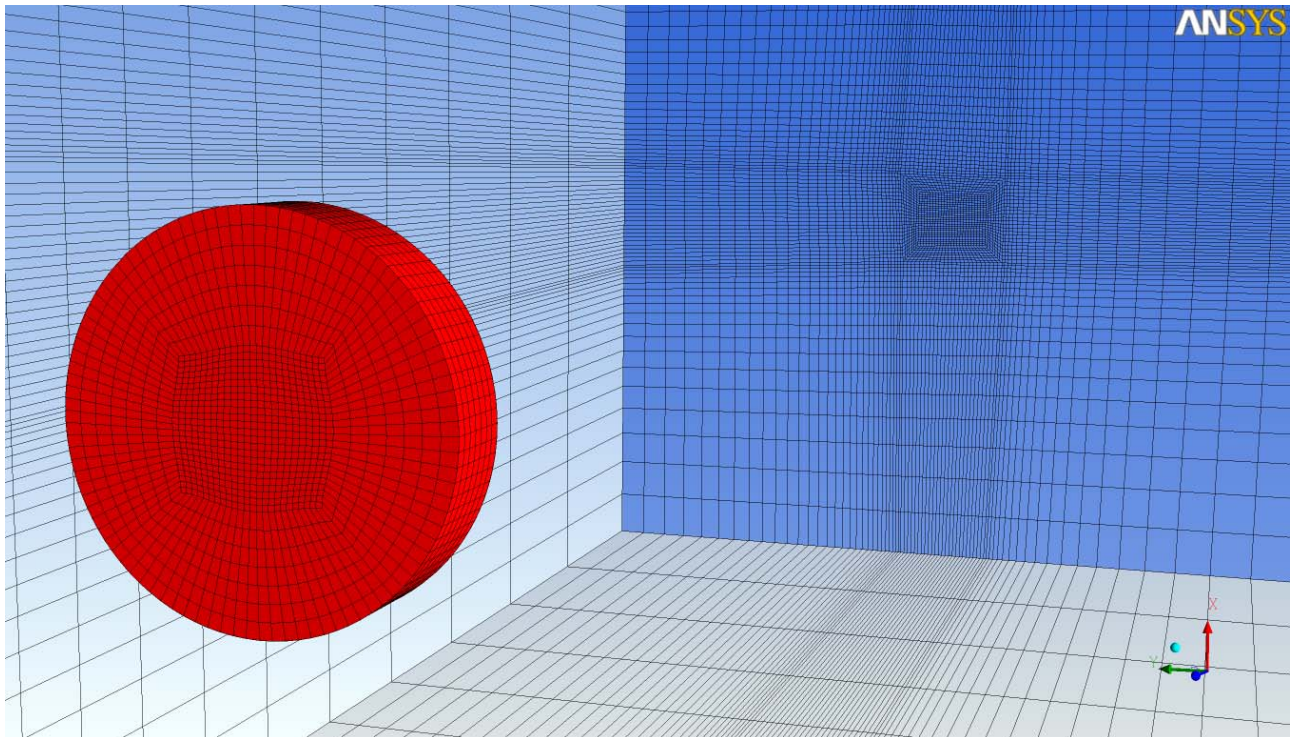


Abbildung 105: Hexaedergitter nichtrotierendes System

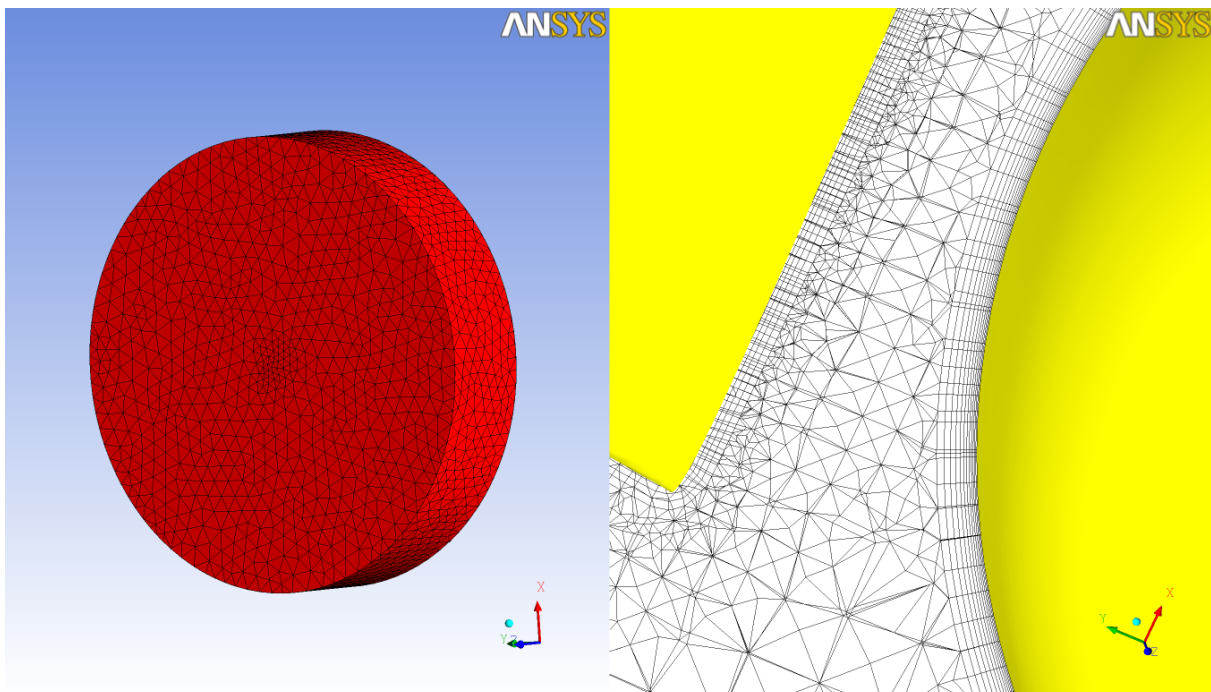


Abbildung 106: Tetraedergitter

In Abbildung 106 ist deutlich zu erkennen, dass an der Nabe des Repellers und an den Flügeln Prismenschichten zur besseren Auflösung der Grenzschicht eingefügt wurden.

4.3.6 Ergebnisse

Die berechneten integralen Kenngrößen der Repeller unter Freifahrtbedingungen für zwei verschiedene Blattanstellwinkel und verschiedene Reynoldszahlen sind in Kapitel 3.3.1 in Abbildung 21 bis Abbildung 24 mit den Versuchsergebnissen gegenübergestellt. Die beobachteten Maßstabeffekte lassen sich auch in der Darstellung der Rückstromgebiete auf der Profiloberfläche erkennen. Abbildung 107 zeigt dies für einen Rotorflügel bei identischer Schnelllaufzahl, links bei einer Anströmgeschwindigkeit von 0,5 m/s, rechts mit 2,0 m/s. Besonders signifikant fällt die verstärkte Ablösung im Bereich der Blattwurzel auf. Hier löst die Strömung aufgrund niedriger Reynoldszahlen durch die geringere Umfangsgeschwindigkeiten und vergrößerte Anströmwinkel bereits unmittelbar hinter der Profilvorderkante ab. Diese Ergebnisse bestätigen die im Rahmen der Experimente vermutete Erklärung für die signifikanten Maßstabeffekte bei geringen Fortschrittsgeschwindigkeiten.

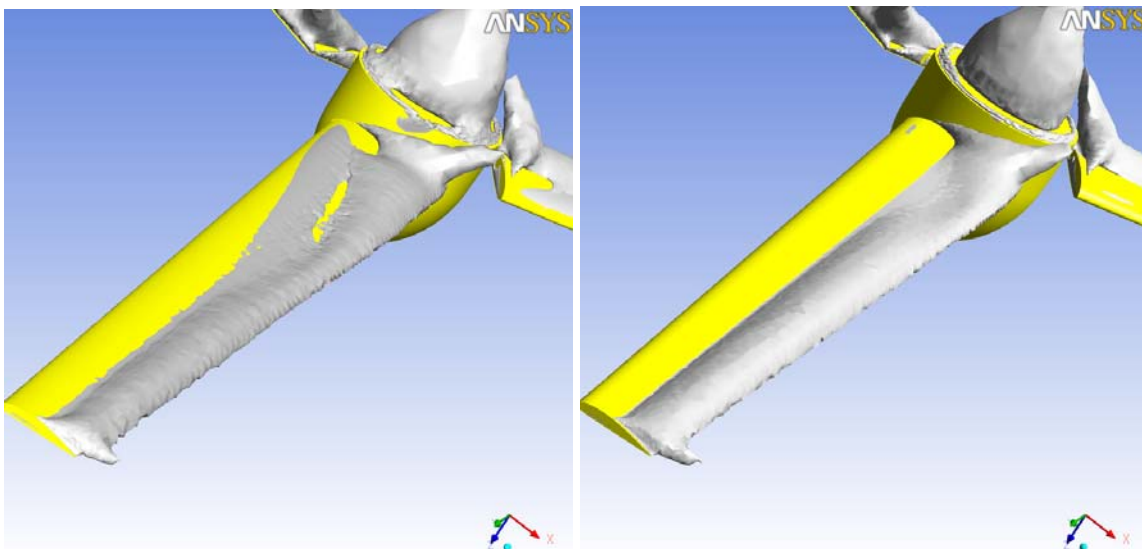


Abbildung 107: Rückstromgebiete auf der Saugseite bei verschiedenen Reynoldszahlen

4.4 Zusammenfassung Numerische Verfahren

Aus der globalen und lokalen Strömung um Tidestromanlagen können die Energieausbeute einerseits und die Lasten auf Anlage und Gründung andererseits berechnet werden. Eine detaillierte Kenntnis dieser Strömungen ist daher entscheidend für die Auslegung und den wirtschaftlichen Nutzen der Anlage.

Der Komplexität der Strömungsverhältnisse ist geschuldet, dass zu ihrer exakten Berechnung nur CFD Verfahren herangezogen werden können und selbst diese können nicht in einem ganzheitlichen Ansatz Verwendung finden. Daher ist das Problem geteilt worden in ein globales- und ein lokales Problem.

Globales Problem

Unter dem globalen Problem soll der Einfluss der Bodentopographie auf den Zustrom und den am Standort herrschenden Seegang verstanden werden. Dieser wurde mit dem angepassten Programm BESHwa erfasst. Damit kann aus dem im tiefen, freien Wasser bekannten Seegang auf den Seegang an einem für Tidestromanlagen ge-

eigneten Standort mit begrenzter Wassertiefe und somit auf für die Dimensionierung relevante Umgebungsbedingungen geschlossen werden.

Lokales Problem

Unter dem lokalen Problem soll die Erfassung der Strömung um die Rotorblätter verstanden werden, wobei Wechselwirkungen unter den Tragflügeln und der tragenden Struktur auch zu diesem Problem gezählt werden. Die lokale Strömung konnte durch die Weiterentwicklung des Programms MOUSE effektiv berechnet werden. Für die sich wiederholenden Geometrien eines Rotors haben sich insbesondere der rekursive Aufbau und die überlappenden Gitter bewährt. Allerdings stellt die Parallelisierung bei überlappenden Gittern einen nicht unerheblichen Anspruch dar. Nachdem hierfür eine effektive Lösung gefunden wurde, konnten mit guter Übereinstimmung die im Experiment gemessenen dynamischen Lasten berechnet werden.

Mit den in diesem Projekt entwickelten CFD Verfahren können die Lastannahmen auf Offshore Tidekraftwerke exakter bestimmt werden. Dies kann zu einer verbesserten Auslegung und damit zu einem besseren Nutzen führen. Dass dies auch ohne physikalische Modellversuche möglich ist, verbessert die Effizienz des Entwurfs in einem frühen Projektstadium.

Zur Kontrolle wurden einzelne Rechnungen mit dem kommerziellen Löser Ansys CFX durchgeführt. Auch hier ergab sich eine befriedigende Übereinstimmung. Ferner konnten Maßstabeffekte, welche auch im Experiment gefunden worden sind, bestätigt werden.

Gänzlich ersetzen können und sollen CFD Verfahren Modellversuche nicht, schon allein deshalb, weil es sich bei solchen Anlagen um erhebliche Investitionssummen handelt, die auf eine sichere und redundante Planungsbasis aus CFD und EFD⁴ gestellt werden sollte.

5 Bodenmechanische Aspekte

5.1 Ausgangslage, Zielsetzung und Inhalte

Im Rahmen des Forschungsprojekts WindTide wurden verschiedene Gründungskonstruktionen auf ihre Eignung für kombinierte Offshore-Windenergie- und Tideströmungsanlagen hin untersucht. In diesem Zusammenhang oblag dem Institut für Grundbau und Bodenmechanik (IGB) der geotechnische Bearbeitungsteil, d. h. die allgemeine Beurteilung des Baugrunds, die Entwicklung und Bemessung geeigneter Gründungsvarianten sowie die grundlegende Erarbeitung eines Überblicks über vorhandene Planungswerkzeuge für den Bau entsprechender Anlagen.

Die engere Zielsetzung des Projekts für den Bearbeitungsteil des IGB war die Bewertung geeigneter Standorte in Bezug auf die zu erwartenden Baugrundeigenschaften und die Erfassung des Langzeitverhaltens geeigneter Gründungsvarianten. Im Hinblick auf die deutlich größere Belastung der Gründungen im offenen Meer als an Land wurde der Einfluss zyklischer Belastung auf das Verformungsverhalten der Gründung untersucht und bereits in den Zwischenberichten 02/2007 und 02/2008 dokumentiert.

⁴ Experimental Fluid Dynamics

Weiterhin wurde im Rahmen des Forschungsprojekts WindTide das Problem der Kolkbildung betrachtet, welches für diese Bauwerke eine entscheidende Rolle spielen kann und im vorliegenden Abschlussbericht behandelt wird. Ebenso wird in diesem Bericht ein Überblick über die verfügbaren Bau- und Verfahrenstechniken gegeben. In einer Recherche wurden einschlägige Unternehmen angeschrieben, um den derzeitigen Erfahrungsstand aufzuzeigen und um eventuell vorhandene Zwangspunkte während des Bauprozesses frühzeitig zu erkennen.

5.2 Geotechnische Untersuchungen

Im Rahmen der Standortbewertung werden in der Regel eine detaillierte geophysikalische und geotechnische Baugrunderkundung durchgeführt. Die Baugrunderkundung liefert charakteristische Bodenkennwerte für den Entwurf und die Bemessung der Gründungskonstruktion.

Das Bundesamt für Seeschifffahrt und Hydrographie (BSH) definiert die Mindestanforderungen für die Standortbewertung aus geophysikalischer und geotechnischer Sicht im „Standard Baugrunderkundung – Mindestanforderungen für Gründungen von Offshore-Windenergieanlagen“ (2008). Dieser Standard wurde unter Mitwirkung des IGB entwickelt und erstmalig 2004 herausgegeben (vgl. Lesny & Richwien, 2006). Die aktuelle Version wurde während des Projektzeitraums überarbeitet, wobei dem IGB die Federführung für den geotechnischen Teil oblag (Lesny et al., 2009).

5.3 Geeignete Gründungsvarianten

Als geeignete Gründungsvarianten kombinierter Offshore-Windenergie- und Tideströmungsanlagen kommen bei kleineren Wassertiefen Monopilegründungen in Betracht, siehe Abbildung 108. Mit größer werdender Wassertiefe und damit größer werdender Belastung aus Strömung und Wellen sind aufgelöste Strukturen, wie z.B. in Abbildung 109 gezeigt, geeigneter. Vor- und Nachteile der jeweiligen Konstruktion wurden in den Zwischenberichten 02/2007 und 02/2008 angegeben.

Monopile mit Twinrotor

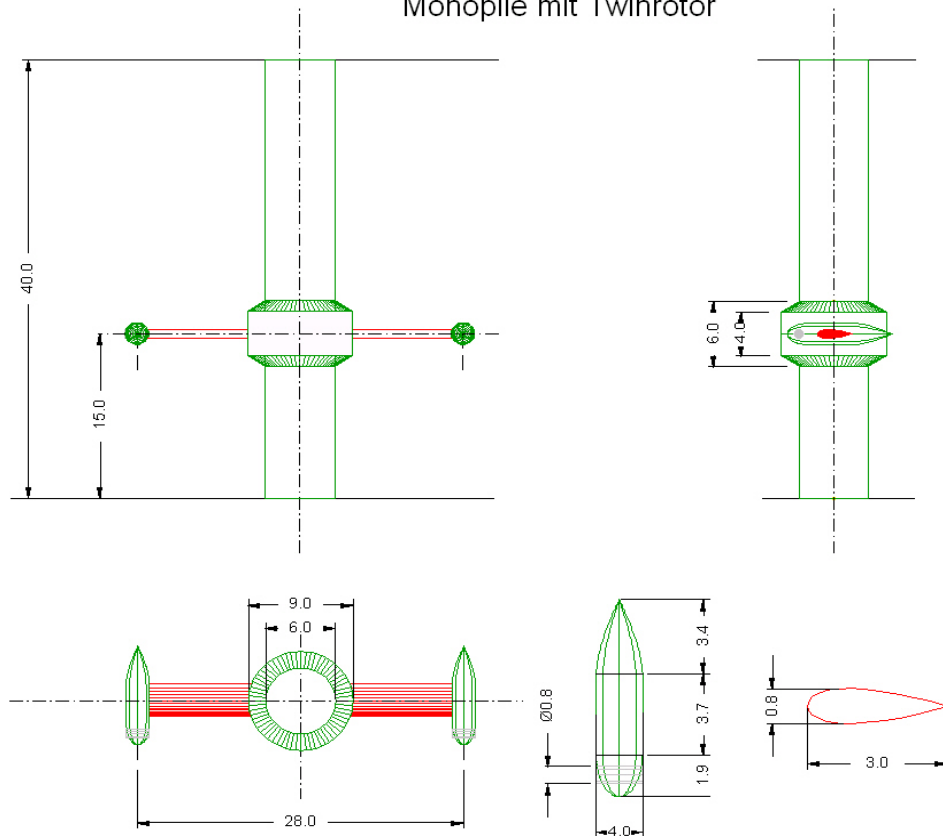


Abbildung 108: Monopilegründung mit Twinrotor

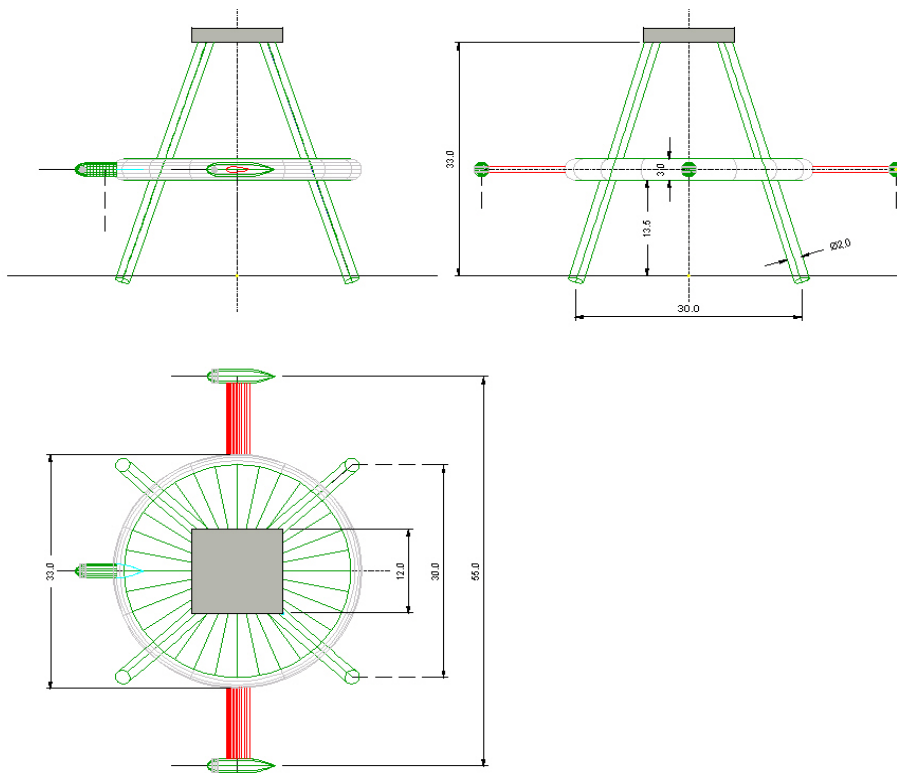


Abbildung 109: Quadpodgründung mit drei Unterwasserrotoren

Aus Effizienzgründen hat sich im Berichtszeitraum eine kombinierte Offshore-Windenergieanlage mit einer vertikalen Strömungsturbine (Vertikalachser) als geeignet herausgestellt, siehe Abbildung 110. Durch die vertikale Anordnung der Strömungsturbine kann bei gleicher Grundrissfläche ein größerer Strömungsquerschnitt genutzt werden. Folglich treten größere Belastungen und vor allem deutlich größere Torsionsmomente in der Gründung als beispielsweise bei einem Twinrotor auf. Die resultierenden Belastungen am Pfahlkopf einer Monopilegründung (d.h. an Oberkante Meeresboden) sind in Abbildung 111 dargestellt.

In Tabelle 3 sind Größenordnungen der Horizontalbelastung bei unterschiedlich angeordneten Unterwasserrotoren in einer Wassertiefe von 40 m angegeben. Der Belastungsermittlung liegt eine kombinierte Offshore-Windenergie- und Tideströmungsanlage mit einer Nabenhöhe des Rotors der Windenergieanlage von 95 m über dem Ruhewasserspiegel zu Grunde. Der Durchmesser des Rotors beträgt rd. 125 m. Bei der Belastung auf die Windenergieanlage handelt es sich um quasistatische Ersatzlasten, die während eines Extremereignisses (hier 50-Jahrextremwelle) auftreten können (Lesny & Wiemann, 2005).

Die in Tabelle 3 angegebenen Strömungslasten gelten für eine angenommene Strömungsgeschwindigkeit von 2,8 m/s und einen Monopiledurchmesser von 6 m. Die Strömungslasten für den Twinrotor mit einem Repellerdurchmesser von 8 m sind durch den Impulssatz ermittelt worden. Sie sind vergleichbar mit den Werten, die nach der Hochskalierung von Messergebnissen aus kleinmaßstäblichen Versuchen des DST gewonnen wurden (Zwischenbericht 02/2008). Die Berechnung der Strömungsbelastung auf einen Vertikalachser ist nicht ohne weiteres möglich. Deshalb wurden in Tabelle 3 an dieser Stelle direkt die Messergebnisse des DST eingetragen. Sie gelten für einen vierflügeligen Vertikalachser mit einem Durchmesser von 50 m und einer Rotorhöhe von 30 m.

Die Wellenbelastung auf zylinderförmige Bauteile wird mit Hilfe des Computerprogramms WAVELOADS (MITTENDORF ET AL. 2003) auf Grundlage des SOBEY-FOURIER-Modells für regelmäßigen Wellengang ermittelt. Die Wellenkräfte und die dadurch erzeugten Momente werden mit der MORISON-Formel (1950) berechnet. Für die Ausleger, an denen die Repeller des Twinrotors angebracht werden, ist somit die Belastungsermittlung möglich und auch in Tabelle 3 angegeben. Die Lasten gelten für eine Wellenhöhe von 16 m (siehe Zwischenbericht 02/2008).

Die Wellenbelastung auf einen Vertikalachser ist, ebenso wie die Strömungsbelastung, nicht ohne weiteres zu ermitteln. Messergebnisse liegen hierzu nicht vor.



Abbildung 110: Unterwasserrotor mit vertikaler Achse

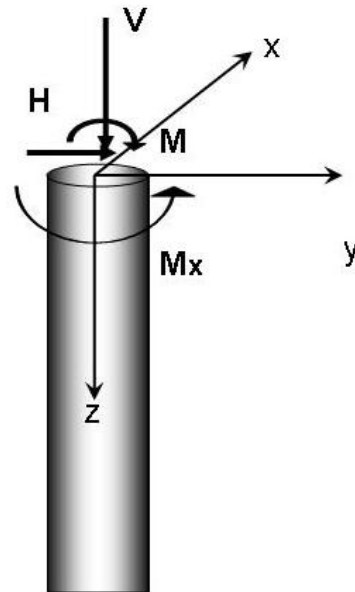


Abbildung 111: Resultierende Belastungskomponenten am Pfahlkopf einer Monopilegründung

Tabelle 3: Schnittgrößen bei unterschiedlicher Anordnung bei Unterwasserrotoren in Höhe Meeresboden

Belastung aus...	Windenergieanlage	Strömungsturbine			
		Strömung		Wellen	
		Twinrotor	Vertikalachser	Twinrotor	Vertikalachser
Horizontalkraft H [MN]	16	2	3	5	-
Kippmoment M [MNm]	562	27	45	126	-
Torsionsmoment M _x [MNm]	4	0	7	-	-

Die Ergebnisse des Forschungsvorhabens haben gezeigt, dass eine (zuverlässige) Ermittlung der auf die Gründung einwirkenden Lastkollektive derzeit noch nicht vollständig möglich ist, sondern weitere Forschungsarbeiten erfordert. Insbesondere die komplexe Überlagerung der gerichteten Lasten aus Wind, Seegang und Strömung aus Windenergieanlage und Strömungsturbine stellt eine große Herausforderung dar und muss für ein zu realisierendes Projekt und den dazugehörigen konkreten Standort untersucht werden. Dennoch liefert Tabelle 3 einen ersten Überblick über die zu erwartende Größenordnung der Lasten, danach überwiegt die Belastung aus dem Kippmoment. Zusätzlich jedoch ist auch ein Torsionsmoment aus beiden Rotoren zu erwarten.

Bemessungsansätze zur Berechnung der Pfahltragfähigkeit unter Torsionsbelastung sind jedoch derzeit nicht vorhanden. Die Berechnung der Verformungen eines Vertikalachlers kann durch die komplexen Belastungsverhältnisse daher nur durch ein räumliches Finite-Elemente-Modell (FE-Modell) ermittelt werden, bei dem das vollständige räumliche System abgebildet werden muss, siehe Abbildung 112. Eine Ausnutzung der Symmetrie und Modellierung des halben Systems ist wegen des Torsionsmoments nicht mehr möglich.

V... Vertikalkraft

H... Horizontalkraft

M_x ... Torsionsmoment

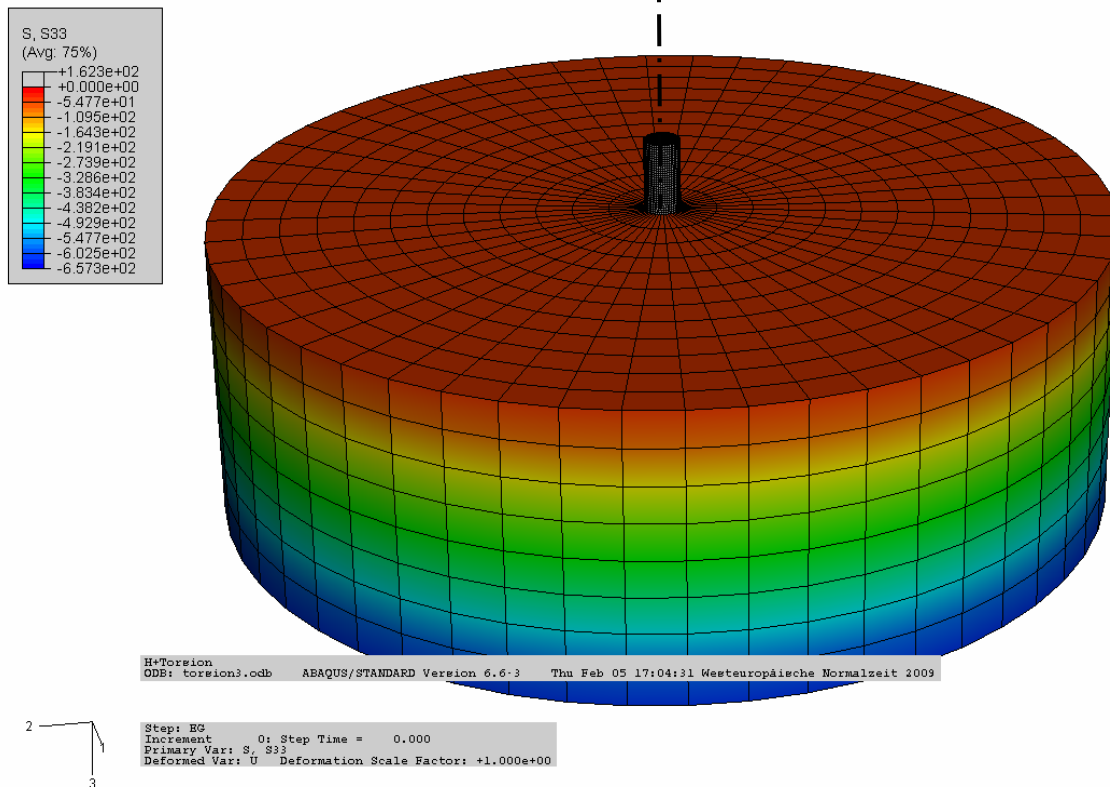


Abbildung 112: Räumliches FE-Modell zur Berücksichtigung von Torsionsmomenten

Bis auf die angepasste Geometrie gleicht die Modellierung dem bisherigen Berechnungsmodell. Für die Berechnungen wird das Computerprogramm ABAQUS/STANDARD 6.6 (2006) verwendet. Das Finite-Elemente-Modell setzt sich aus Boden- und Pfahlelementen zusammen. Um die entsprechenden Schnittgrößen aus Tabelle 3 am Pfahlkopf zu erzeugen, wird zusätzlich ein Mast modelliert. Dieser dient zum einen der Verlängerung über den Pfahlkopf hinaus der angreifenden Horizontalkraft als Hebelarm, zum anderen wird durch ein Kräftepaar, welches am äußeren Rand des Mastes angreift, ein Torsionsmoment erzeugt. Der Pfahl, Boden und Mast werden durch Kontinuumsselemente mit 8 Knoten, linearen Ansatzfunktionen und reduzierter Integration abgebildet.

Als Baugrund wurde exemplarisch ein leicht plastischer Schluff gewählt, welcher während der Forschungsarbeiten im bodenmechanischen Labor der Universität Duisburg-Essen ausführlich untersucht wurde. Diese Bodenart kann auch in den Planungsgebieten der Offshore-Windparks in Nord- und Ostsee vorhanden sein (vgl. Lesny, 2008).

Für den Boden wurde ein elastoplastisches Stoffgesetz mit einer Drucker-Prager-Fließbedingung für die Begrenzung des deviatorischen Spannungsanteils und einer Kappenbegrenzung für den hydrostatischen Spannungsanteil gewählt, siehe

Abbildung 113. Die verwendeten Parameter wurden in Kompressions- und Direkten Scherversuchen ermittelt und sind in Tabelle 4 angegeben.

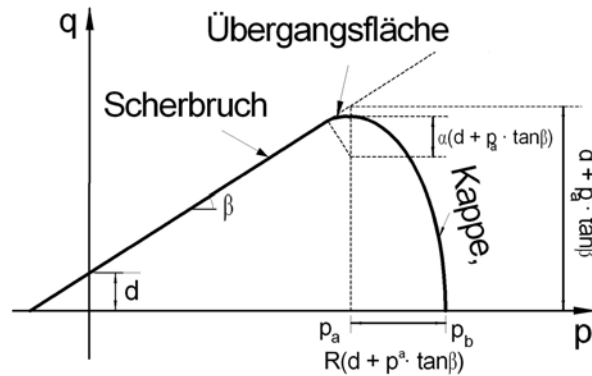


Abbildung 113: Fließfläche der DRUCKER-PRAGER-Bruchbedingung mit Kappe in der p-q-Ebene

Tabelle 4: Materialparameter UL in ABAQUS/ STANDARD 6.6 (2006)

Größe	Formelzeichen	Wert	Einheit
Elastizitätsmodul	E	61	[MN/m ²]
Querdehnungszahl	n	0,3	[-]
Reibungswinkel	b (Kappenmodell)	42	[°]
	f' (Mohr-Coulomb)	32	
Kohäsion	d (Kappenmodell)	19	[kN/m ²]
	c' (Mohr-Coulomb)	13,4	
Exzentrizität	R _E	0,3	[-]
Anfangsfließfläche der plast. Volumendehnung	e _{pl}	0	[-]
Übergangsradius	a	0,05	[-]
Verhältnis der Fließspannungen	K	1	[-]
Kompressionsbeiwert	C _c	0,0526	[-]
Schwellbeiwert	C _s	0,0103	[-]

Durch das Torsionsmoment werden im Boden zusätzliche Schubspannungen hervorgerufen, die unter Umständen zu einer größeren Pfahlkopfverformung führen können, siehe Abbildung 114 (Poulos, 1975 und O'Neill & Dutt, 1976). Mit dem hier gezeigten FE-Modell konnte jedoch für die in Tabelle 3 aufgeführten Belastungsgrößen keine nennenswerte Verformungszunahme nachgewiesen werden. Ursächlich

dafür ist vermutlich die im Vergleich zur Biegebelastung sehr geringe Torsionsbelastung des Pfahls, die über Schubspannungen am Pfahl relativ problemlos in den anstehenden Boden eingeleitet werden kann. Die Auswirkung eines Torsionsmoments auf die Pfahlverformung ist daher im Einzelfall zu untersuchen und entsprechend zu bewerten.

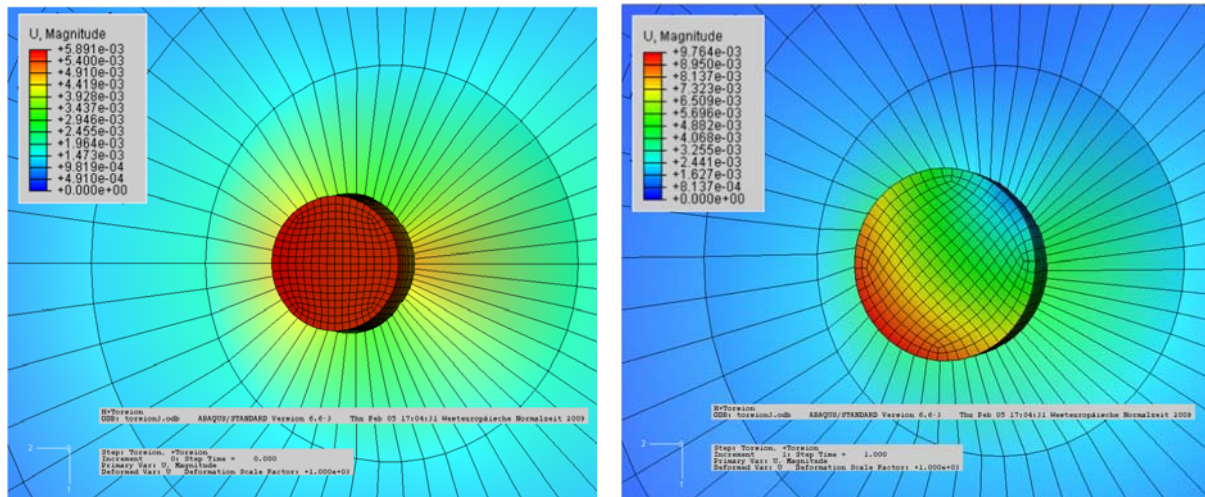


Abbildung 114: Vergleich der Pfahlverformung ohne (links) und mit Torsionsmoment (rechts)

5.4 Bemessungskonzept und zyklische Elementversuche

Das im ersten Zwischenbericht (02/2007) vorgeschlagene Bemessungskonzept wurde ursprünglich für Offshore-Windenergieanlagen entwickelt. Dieses Konzept kann grundsätzlich auf kombinierte Windenergie- und Tidenströmungsanlagen übertragen werden, da die zu führenden Nachweise vergleichbar sind. Entscheidend ist vielmehr die korrekte Ermittlung der maßgebenden Gründungsbelastung.

Das Schema des zweistufigen Bemessungskonzepts ist in Abbildung 115 dargestellt. Es geht zunächst von einer Dimensionierung der Gründung für die während der Betriebsdauer zu erwartenden Extremlasten aus. Zur Dimensionierung der Gründung gehören in der ersten Stufe die Nachweise der Tragfähigkeit und der Gebrauchstauglichkeit im Sinne von DIN 1054 (2005) für die Belastung während eines Extremereignisses. Diese Nachweise werden unter Verwendung quasistatischer Ersatzlasten geführt. Der erste Teil des Bemessungskonzepts kann mit einem der bekannten und bewährten Berechnungsverfahren, bei Pfahlgründungen z.B. mit dem Bettungsmodulverfahren oder der p-y-Methode (dazu vgl. Wiemann, 2007), abgehandelt werden.

Könnte die Standsicherheit und Gebrauchstauglichkeit der Gründung für das Extremereignis nachgewiesen werden, wird in der zweiten Stufe des Bemessungskonzepts das Betriebsverhalten der Gründung über ihre Lebensdauer untersucht. Das Bemessungskonzept lässt dabei eine begrenzte Akkumulation plastischer Dehnungen zu, dabei muss innerhalb der Lebensdauer der Monopilegründung die Verformungsgeschwindigkeit abnehmen, d.h. eine so genannte Stabilisierung der Verformungen eintreten. Die daraus resultierenden Systemverformungen dürfen die Gebrauchstauglichkeitskriterien nicht überschreiten.

In der zweiten Stufe des Bemessungskonzepts werden die Ergebnisse von zyklischen Elementversuchen mit einem geeigneten Berechnungsverfahren, in dem das

beobachtete zyklische Elementverhalten berücksichtigt werden kann, kombiniert. Nur dann kann das Langzeitverhalten der Pfahlgründung unter zyklischer Belastung ermittelt werden. Die Versagensfälle und -mechanismen, welche zu einer Beeinträchtigung der Gebrauchstauglichkeit während der Betriebsdauer durch die zyklische Belastung führen können, müssen analysiert und bewertet werden.

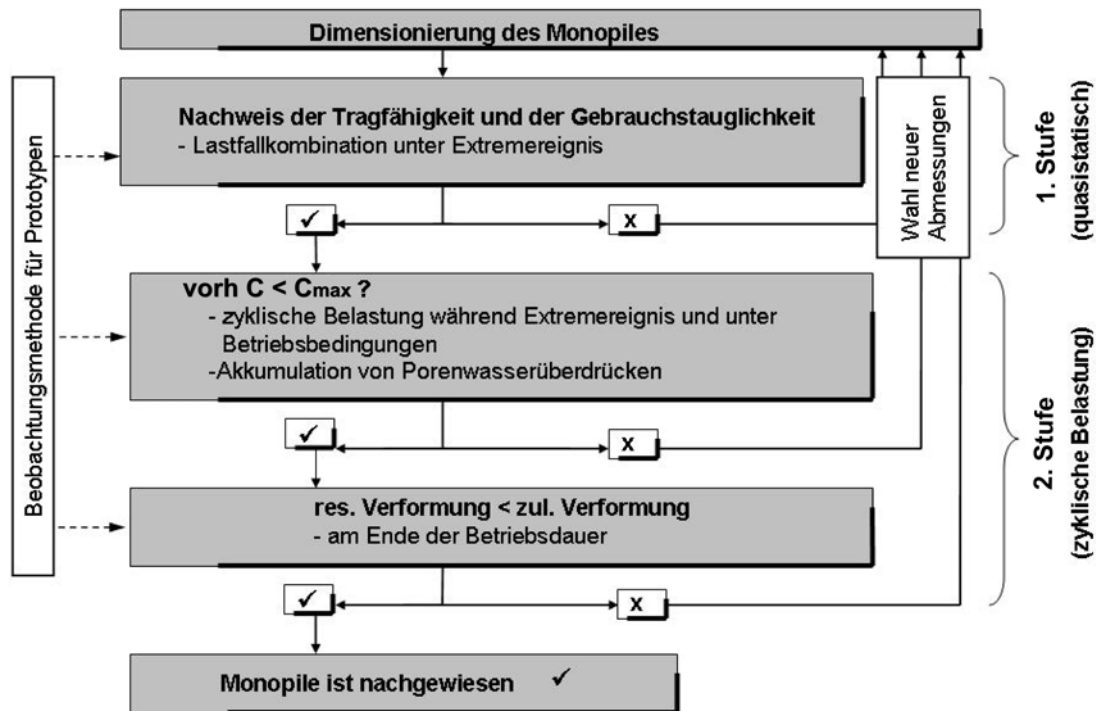


Abbildung 115: Bemessungskonzept für kombinierte Offshore-Windenergie- und Tideströmungsanlagen am Beispiel der Monopilegründung

Bei der Überprüfung des Betriebsverhaltens der Monopilegründung werden zuerst die in den Boden eingetragenen zyklischen Spannungsverhältnisse C analysiert. Das zyklische Belastungsverhältnis C ist definiert als zyklische Deviatorspannung bezogen auf die statische Bruchspannung im Triaxialversuch (vgl. dazu auch Abbildung 116):

$$C = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)_{\text{zyk}}}{(\sigma_1 - \sigma_3)_{\text{max, stat}}} \quad (5.1)$$

mit: C ... zyklisches Belastungsverhältnis (Cyclic-Stress-Ratio)
 $(\sigma_1 - \sigma_3)_{\text{zyk}}$... zyklische Spannungsänderung
 $(\sigma_1 - \sigma_3)_{\text{max, stat}}$... maximale statische Hauptspannungsdifferenz
 (z.B. undrained Scherfestigkeit c_u)

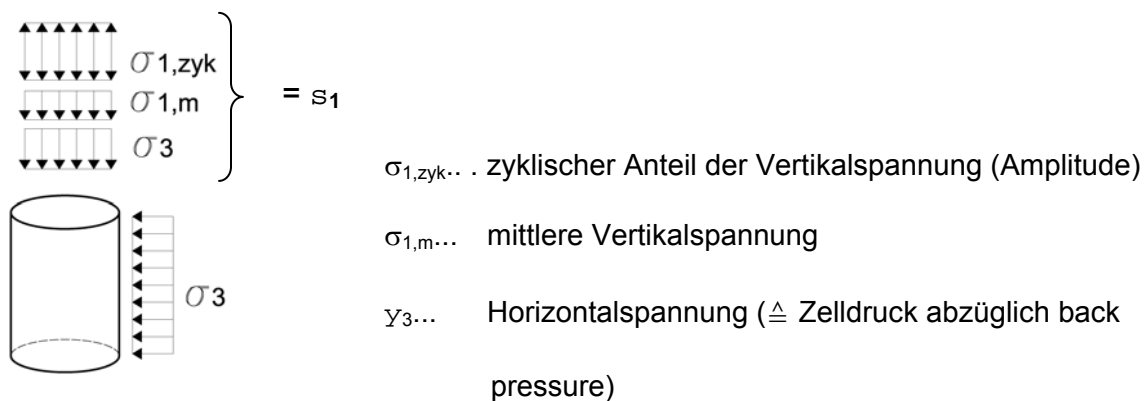


Abbildung 116: Zur Definition des zyklischen Belastungsverhältnisses

Das zyklische Belastungsverhältnis darf größer sein als das untere zyklische Belastungsverhältnis, ab dem erst im Elementversuch eine Dehnungsakkumulation eintritt. Das zyklische Belastungsverhältnis muss aber klein genug bleiben, dass die Akkumulation der plastischen Dehnungen nicht zu einer progressiven Verformungszunahme während der Betriebsdauer führen kann. Ein solch progressives Versagen tritt bei der Überschreitung des maximalen zyklischen Belastungsverhältnisses erfahrungsgemäß bereits nach wenigen Zyklen ein.

Innerhalb dieser im Elementversuch zu ermittelnden Spannungsgrenzen tritt eine Stabilisierung der plastischen Verformungszunahme ein und die Größe der über die Betriebsdauer akkumulierten plastischen Dehnung im Gründungsboden kann prognostiziert werden. Durch Implementierung dieser Ergebnisse in ein geeignetes Berechnungsmodell für das Gesamtsystem „horizontal belasteter Pfahl“ kann dann geprüft werden, welche Verformung an der Gründung bis zum Ende der Lebensdauer eintreten wird. Lässt diese Langzeitverformung einen durchgängigen Betriebsablauf zu, so ist die Gründung nachgewiesen. Eine Verifizierung des Bemessungskonzepts wird derzeit jedoch nur durch Anwendung der Beobachtungsmethode im Sinne von DIN 1054 (2005) ermöglicht.

Eine Dehnungsakkumulation unter zyklischer Belastung tritt überwiegend in den Bodenbereichen auf, in denen die größten zyklischen Belastungsverhältnisse vorliegen. Am Beispiel der Monopilegründung werden die größten zyklischen Belastungsverhältnisse in der Tiefe der maximalen Bettungsspannung erwartet, siehe Abbildung 117. Das bedeutet, dass plastische Dehnungen bis in eine Tiefe des ein- bis zweifachen Pfahldurchmessers akkumulieren können. Diese Tiefe wird als Grenztiefe bezeichnet. Unterhalb wird die geostatische Überlagerungsspannung größer, gleichzeitig nimmt die Bettungsspannung ab und das zyklische Belastungsverhältnis wird mit zunehmender Tiefe weiter reduziert.

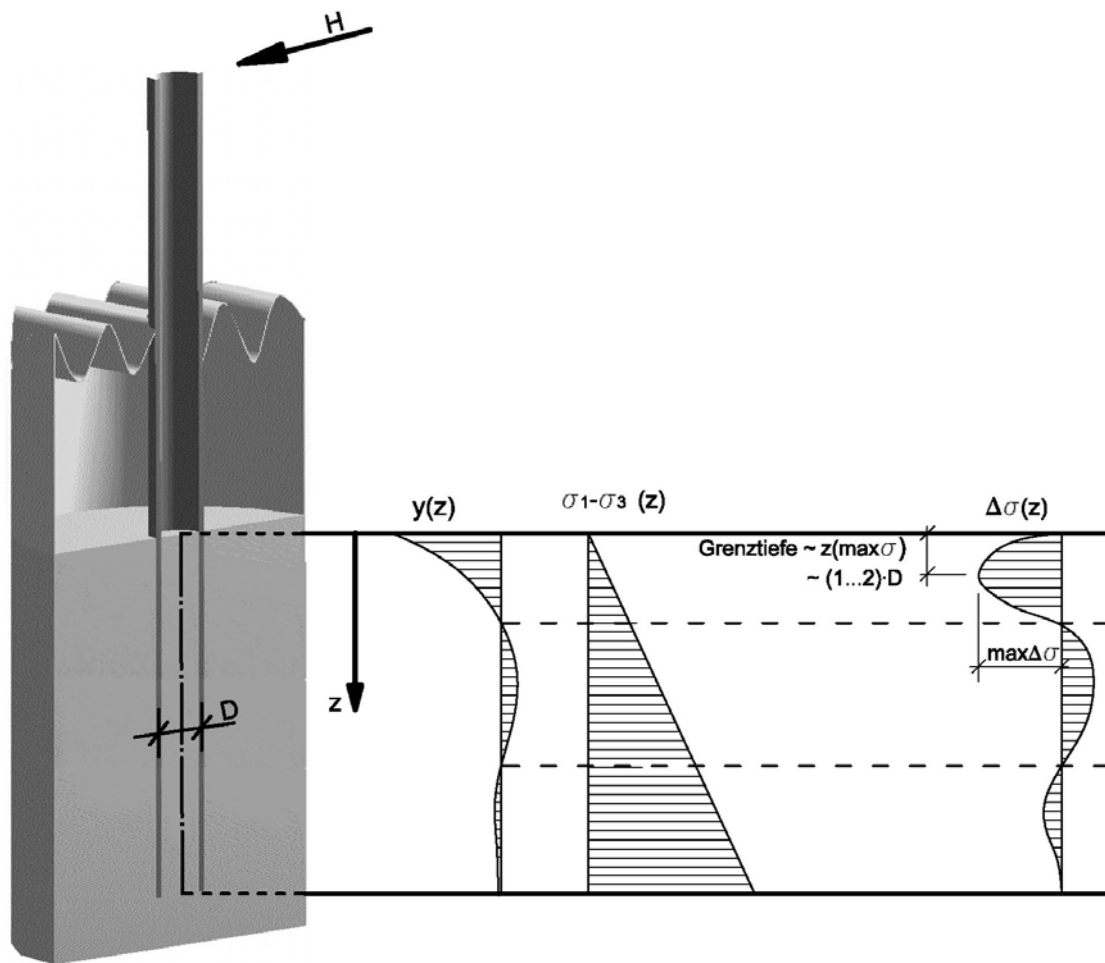


Abbildung 117: Definition der Grenztiefe

Zur weiteren genauen Berechnung zur Ermittlung der resultierenden Verformungen am Ende der Betriebsdauer in der zweiten Stufe des Bemessungskonzepts müssen zunächst die Grenztiefe und die zyklischen Spannungsverhältnisse bestimmt werden. Danach wird in einem erneuten Berechnungsgang die Verformung unter zyklischer Belastung ermittelt. Die Reihenfolge der nötigen Berechnungsschritte und Laborversuche wird nachfolgend beschrieben:

- 1.) Ermittlung der auf die Gründung einwirkenden Belastungsverhältnisse
- 2.) Berechnung der auftretenden Spannungsverhältnisse im Nahfeld des Monopiles mit einem FE-Modell (1. Berechnungsdurchgang, z.B. Bodenspannungen in Abhängigkeit der Wellenhöhe)
- 3.) Bestimmung der unteren und oberen Spannungsgrenze des Bodens in zyklischen Elementversuchen einschließlich der Akkumulation plastischer Dehnungen
- 4.) Festlegung der Grenztiefe unter Berücksichtigung der Spannungsverhältnisse im Nahfeld des Pfahls (Pkt. 2) und der Spannungsgrenzen des Bodens (Pkt. 3)
- 5.) Ermittlung der Teilverformungen je Belastungsstufe und der Gesamtverformung innerhalb der angestrebten Lebensdauer aus den Ergebnissen der Elementversuche aus Pkt. 3 für die berechneten Spannungsverhältnisse aus Pkt. 2

- 6.) Berechnung der Monopileverformung mit angepassten Bodeneigenschaften, die von der unter Pkt. 5 ermittelten Gesamtverformung abhängen (2. Berechnungsdurchgang FEM oder andere geeignete Berechnungsmethode)

In dem folgenden Berechnungsbeispiel einer Monopilegründung wird für verschiedene Pfahlabmessungen bei vergleichbaren Beanspruchungskollektiven gezeigt, wie die Verformung unter dauerhafter Wellenbelastung zunimmt. Als Berechnungsmodelle werden die Finite-Elemente-Methode (FEM) und das Strain-Wedge-Model (SWM) verwendet (vgl. Zwischenbericht 02/2008). Das Berechnungsbeispiel wird an Hand einer Parameterstudie mit den in Tabelle 5 angegebenen Pfahlabmessungen durchgeführt. Als Gründungsboden wurde exemplarisch der leicht plastische Schluff ausgewählt, dessen Stoffparameter bereits in Tabelle 4 angegeben wurden. Als Betriebsdauer wird zunächst nur ein Zeitraum von einem Jahr angesetzt, in welchem nach HAPPEL (1990) eine Zyklenzahl aus Seegangbelastung von 5 630 843 zu erwarten ist.

Tabelle 5: Pfahleigenschaften für die Parameterstudie

Durchmesser D [m]	Einbindetiefe L [m]	L/D [-]	Wandstärke t [mm]	Biegesteifigkeit EI [MNm²]
1	8	8	20	1.554
2	16	8	30	18.900
4	32	8	50	254.100
6	48	8	70	1.203.931
8	64	8	90	3.672.900

Zu 1.) Ermittlung der Belastungsverhältnisse

Mangels anderweitiger belastbarer Daten wird in dem Bemessungsbeispiel zunächst nur die Belastung aus Wellen berücksichtigt.

Die Wellenkräfte sind neben der Wellenhöhe und dem Pfahldurchmesser auch von der Wassertiefe abhängig, welche zu 35 m angenommen wurde. Dieser Wert liegt in dem Bereich der zu erwartenden Wassertiefen in den meisten geplanten deutschen Offshore-Windparks.

Grundlage bildet im Rahmen des Berechnungsbeispiels das Wellenhöhenüberschreitungsdiagramm für die Nordsee nach HAPPEL (1990), siehe Abbildung 118. Aus der Angabe der Wellenverteilung lässt sich für verschiedene Pfahldurchmesser auf die Wellenkraft und die zugehörige Zyklenzahl schließen.

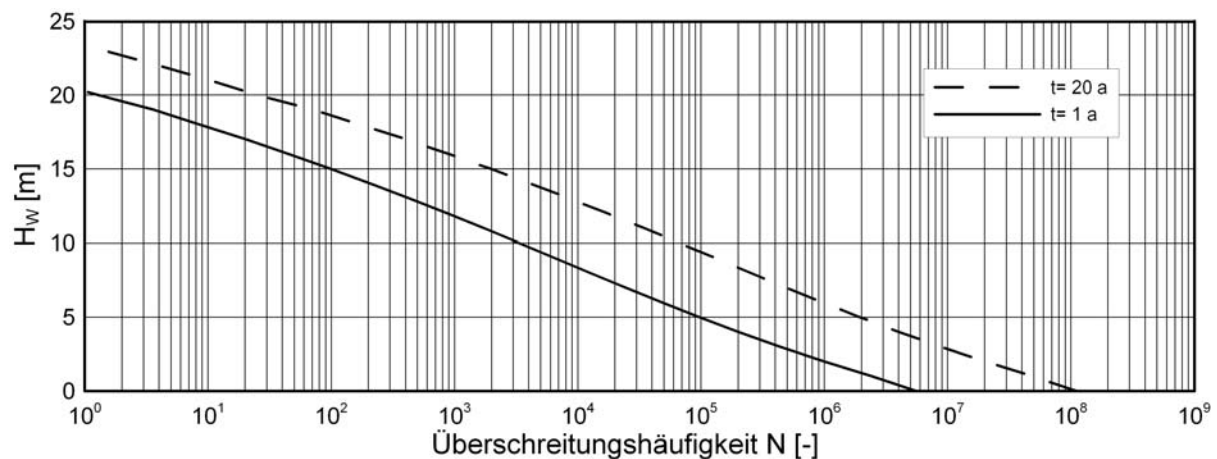


Abbildung 118: Wellenhöhenüberschreitungsdiagramm für die Nordsee (HAPEL, 1990)

Die Wellenbelastung wird mit Hilfe des Computerprogramms WAVELOADS (MITTENDORF ET AL. 2003) ermittelt. Die Wellenkräfte sind in Abbildung 119 in Abhängigkeit vom Pfahldurchmesser und von der Wellenhöhe dargestellt. Daraus ergibt sich mit steigender Wellenhöhe und wachsendem Pfahldurchmesser eine überproportional zunehmende Wellenkraft.

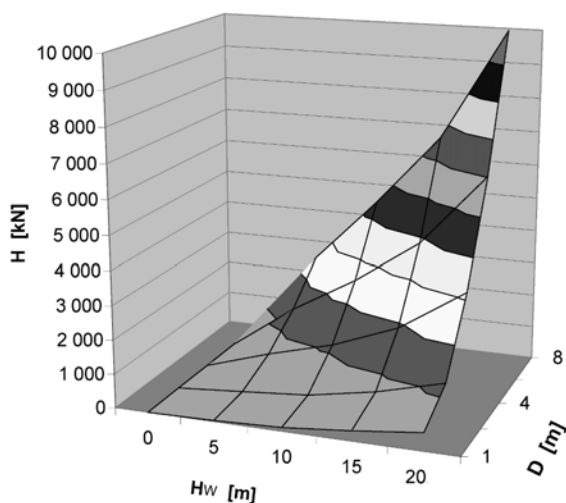


Abbildung 119: Wellenkräfte für eine Wassertiefe von 35 m

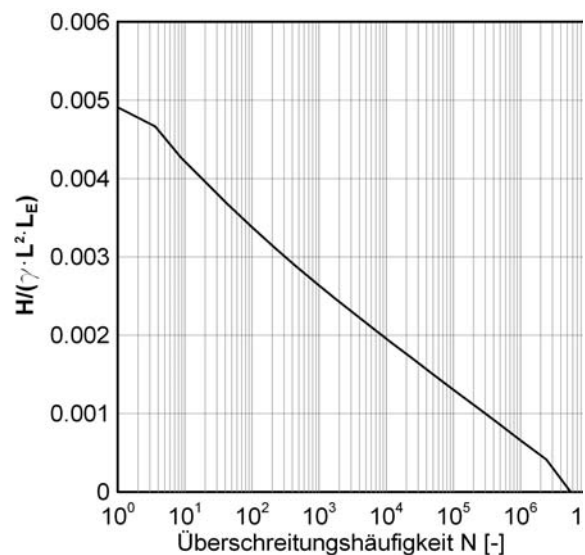


Abbildung 120: Dimensionsloses Beanspruchungskollektiv der Horizontalkraft (t = 1 a)

Nach der Ähnlichkeitstheorie wird die Horizontalkraft in Abhängigkeit des Pfahldurchmessers skaliert und auf einen Referenzpfahl bezogen. Als Referenzpfahl wird der Pfahl mit dem größten Durchmesser ($D = 8$ m) gewählt. Das Beanspruchungskollektiv der dimensionslosen Horizontalkraft $H/(\gamma \cdot L^2 \cdot L_E)$ ist in Abbildung 120 dargestellt. Es gilt für alle Pfähle aus Tabelle 5. Die elastische Länge eines Pfahls L_E wird nach HETTLER ermittelt zu:

$$L_E = 4 \sqrt[4]{\frac{E \cdot I}{\gamma \cdot L}} \quad (5.2)$$

- mit: L_E ... elastische Länge nach der Ähnlichkeitstheorie
 E ... Elastizitätsmodul des Pfahls
 I ... Flächenträgheitsmoment des Pfahlquerschnitts
 γ ... Wichte des Bodens
 L ... Einbindetiefe des Pfahls

Damit sind die Horizontalkräfte für die Pfähle unterschiedlicher Abmessungen bekannt. Das Moment wird ebenfalls mit dem Pfahldurchmesser skaliert und hängt vom Hebelarm der Horizontalkraft ab. Der Angriffspunkt der Horizontalkraft unter maximaler Wellenbelastung wird für den Referenzpfahl ($D = 8$ m) mit WAVELOADS zu $e = 28$ m über dem Meeresgrund berechnet. Daraus ergibt sich ein Hebelarmverhältnis von $e/D = 3,5$, welches für alle Pfahldurchmesser beibehalten wird.

Zu 2.) Berechnung der auftretenden Spannungsverhältnisse im Nahfeld des Monopiles

Zur Berechnung der Spannungsverhältnisse im Boden müssen die Pfahlverformungen bekannt sein. Die im ersten Berechnungsdurchgang erhaltenen dimensionslosen Biegelinien aus den FE-Berechnungen sind in Abbildung 121 dargestellt. Die grau hinterlegte Fläche zeigt vergleichend die Bandbreite der Ergebnisse des SWM. Die bezogene Pfahlkopfverformung beträgt zwischen $8 \cdot 10^{-4}$ für den Pfahldurchmesser von 1 m und $5 \cdot 10^{-3}$ für den Pfahldurchmesser von 8 m, dies entspricht rd. 0,8 mm bzw. rd. 4 cm. Die Biegelinien weisen einen doppelten Nulldurchgang und eine senkrechte Tangente am Pfahlfuß auf. Alle Pfähle sind demnach voll eingespannt.

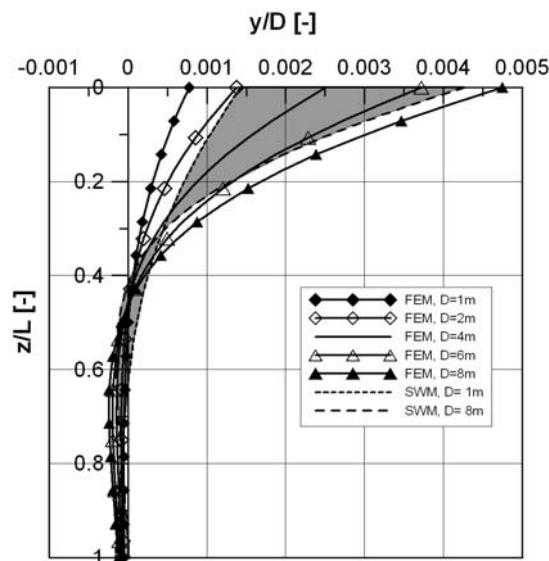


Abbildung 121: Dimensionslose Biegelinien der Pfähle

Um die zyklischen Belastungsverhältnisse C zu bestimmen, werden die Spannungen im Boden analysiert. Da die Bodenauflast senkrecht und der Erdruchdruck in horizontale Richtung wirken, ist der geostatische Ausgangsspannungszustand ein Hauptspannungszustand. Dem geostatischen Ausgangsspannungszustand wird die Deviatorspannung aus der Bettung des Pfahls überlagert. Diese wird oberhalb des Nulldurchgangs der Biegelinie auf der passiven Erddruckseite des Pfahls aktiviert, unterhalb davon auf der gegenüberliegenden Seite.

In der Spannungsanalyse werden die Kontaktspannungen zwischen Pfahl und Boden an der Pfahlstirnfläche auf der passiven Erddruckseite ausgelesen. Die Spannungskomponente parallel zur angreifenden Horizontalkraft ergibt die totale Horizontalspannung s_1 . Unter Berücksichtigung des Prinzips der effektiven Spannungen wird daraus die wirksame Horizontalspannung ermittelt.

Die Ergebnisse der Spannungsermittlung sind in Abbildung 122 dargestellt, wobei die nachfolgend ermittelten Spannungsgrenzen des Bodens aus zyklischen Triaxialversuchen bereits eingezeichnet sind.

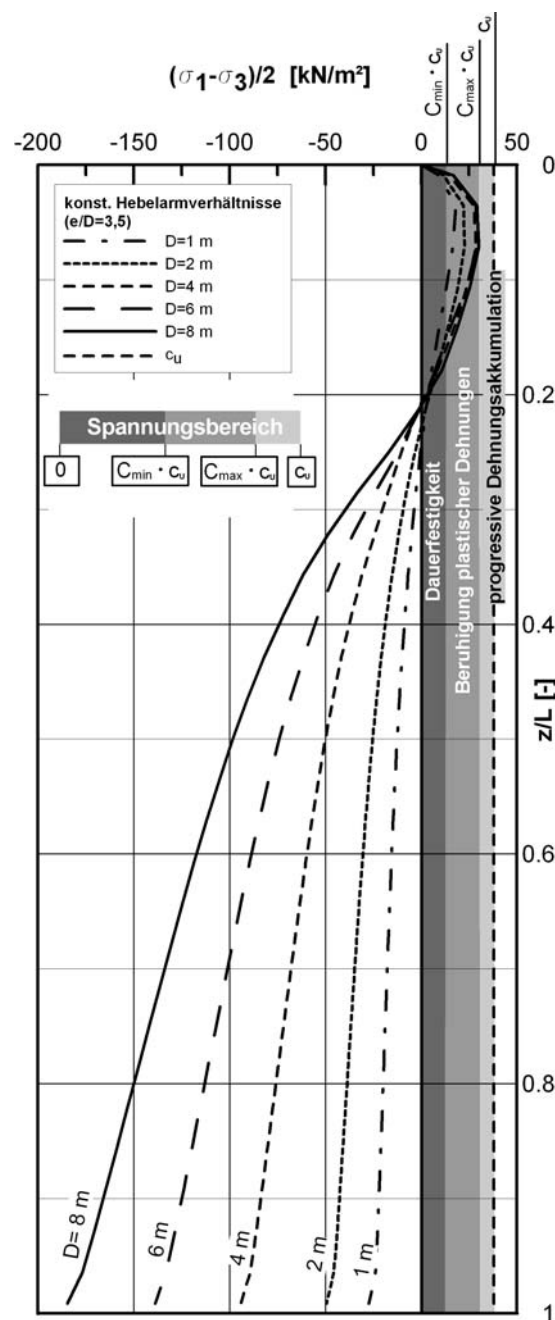


Abbildung 122: Deviatorspannungen unter dem Kollektivhöchstwert ($H_w = 20,7 \text{ m}$, $e/D = 3,5$)

Zu 3.) Bestimmung der unteren und oberen Spannungsgrenze des Bodens und der Dehnungsakkumulation

Für die Untersuchung des Spannungs-Dehnungsverhaltens von Böden unter zyklischer Belastung wurde exemplarisch der leicht plastische Schluff ausgewählt, dessen Materialparameter für monotone Belastungsvorgänge in Tabelle 4 angegeben sind. Die Spannungsverhältnisse im Nahfeld z.B. einer Monopilegründung können am besten im Triaxialversuch modelliert werden. Weiterhin ist neben der Kenntnis des Spannungszustandes auch die Kenntnis der Zustandsgrößen, wie z.B. des Sättigungsgrads, notwendig. In zyklischen Triaxialversuchen können diese Randbedingungen entsprechend berücksichtigt werden, auch deshalb wurden sie für das Be-

messungskonzept favorisiert. Das in Abbildung 123 dargestellte zyklische Triaxialgerät wurde im bodenmechanischen Labor der Universität Duisburg-Essen entwickelt und während des Projektzeitraumes um einen zweiten Versuchsstand erweitert.

Das Schema des Versuchsaufbaus ist in Abbildung 124 dargestellt. Auf die Bodenprobe wurde nach der Sättigung durch *back pressure* und nach dem Einstellen des hydrostatischen Spannungszustandes eine zyklische Axialspannung aufgebracht. Der Zelldruck wurde konstant gehalten.

Die zyklische Belastung wurde in verschiedenen Belastungsstufen aufgebracht. Es handelt sich daher um Mehrstufenversuche (Multi-Stage-Tests). Die übliche Streuung der Versuchsergebnisse aus unterschiedlichen Eigenschaften von Einzelproben wird somit reduziert und es kann durch eine Abstimmung der Reihenfolge und Größe der Laststufen die Wirkung eines Sturmes simuliert werden. Alle Versuche wurden wegen der relativ schnellen Belastungsabfolge in situ undrännert und unkonsolidiert durchgeführt. Die Belastungsfrequenz in den Versuchen wurde entsprechend dem oberen Frequenzbereich der Seegangsbelastung gewählt und betrug 0,25 Hz.

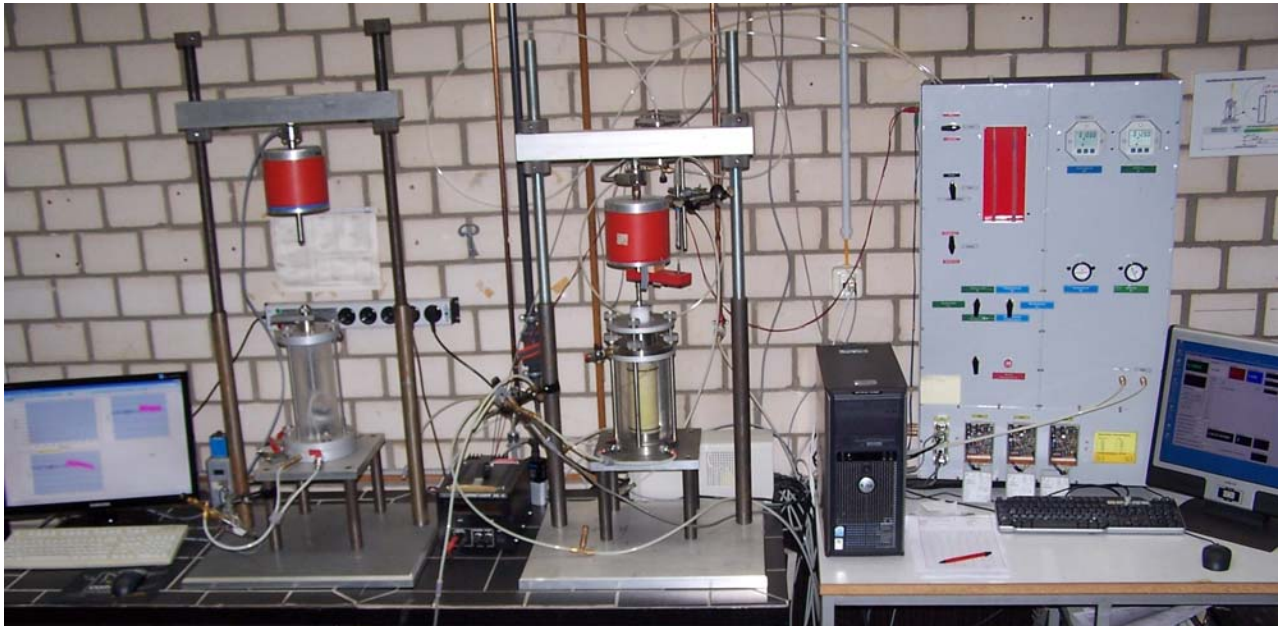


Abbildung 123: Erweiterter zyklischer Triaxialstand

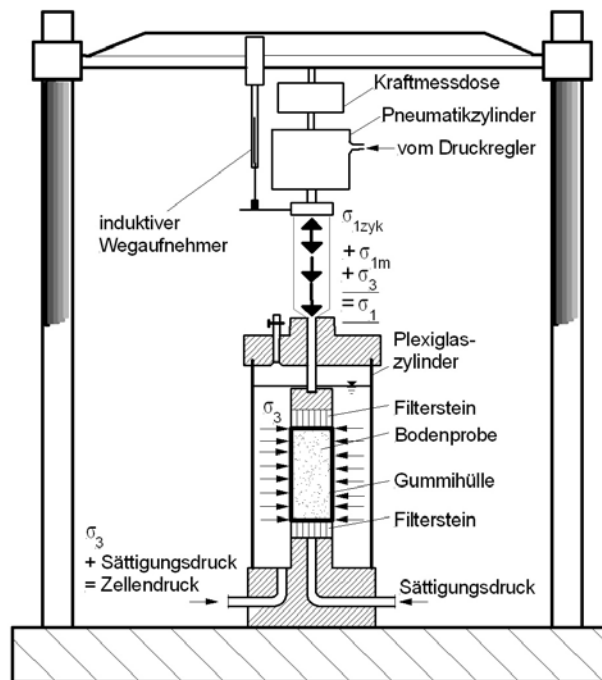


Abbildung 124: Schema des Versuchsaufbaus

Die Ergebnisse der zyklischen Triaxialversuche dienen der Prognose der Langzeitverformungen der Offshore-Gründung. Entsprechende Berechnungsverfahren und Möglichkeiten zur Einbindung der Versuchsergebnisse in den Berechnungsablauf wurden in Lesny & Hinz (2007), Hinz et al. (2007), Lesny (2008) und Lesny & Hinz (2009) vorgestellt und diskutiert. Nachfolgend werden die wichtigsten Versuchsergebnisse zusammenfassend wiedergegeben und auf das Berechnungsmodell übertragen.

Abbildung 125 zeigt exemplarisch das Ergebnis des in Tabelle 6 aufgeführten zyklischen Triaxialversuchs. Die Gesamtzyklenzahl betrug rd. 57 000. Während in der ersten Belastungsstufe nur sehr kleine plastische Dehnungen auftreten, wird nahezu über die gesamte Dauer der zweiten und dritten Belastungsstufe die plastische Dehnung mit abklingender Tendenz größer und strebt einem Endwert zu, d. h. es tritt eine Stabilisierung der Verformungen ein. Das Aufbringen der vierten Belastungsstufe führt zu einer sprunghaften Zunahme der plastischen Dehnung (progressiver Bruch), der Versuch muss wegen zu großer Verformungen abgebrochen werden.

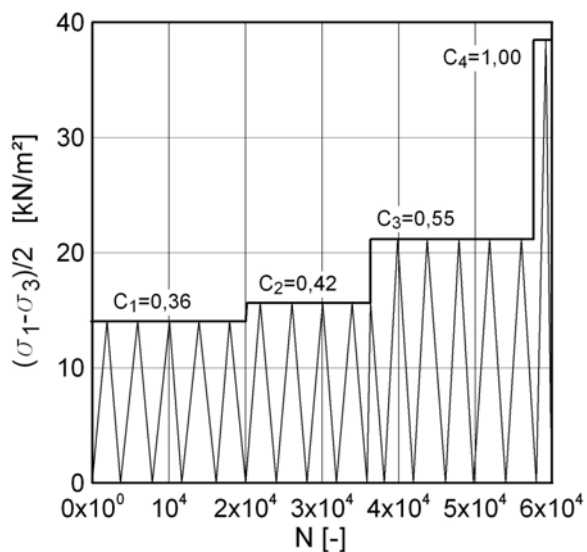


Abbildung 125: Beispielhafter Spannungsverlauf

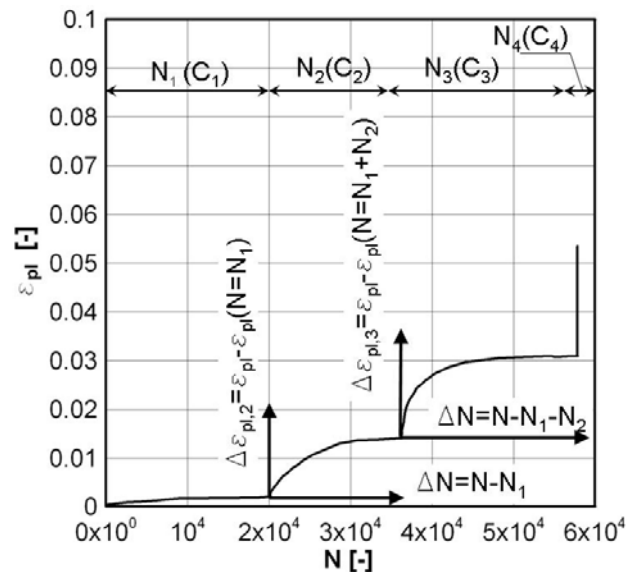


Abbildung 126: Zugehörige Entwicklung der plastischen Dehnung

Tabelle 6: Belastungsstufen eines beispielhaft gewählten zyklischen Triaxialversuchs

Belastungsstufe-Nr.	Deviatorspannung	Zyklisches Belastungsverhältnis	Relative Zyklenzahl in der Belastungsstufe	Gesamtzyklenzahl	Relative plastische Dehnung in der Belastungsstufe	Absolute plastische Dehnung
I	$(\sigma_1 - \sigma_3)/2$	C_i	ΔN	N	$\Delta \epsilon_{pl}$	ϵ_{pl}
[-]	[kN/m ²]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]
1	14	0,36	20 000	20 000	0,002	0,002
2	16	0,42	17 000	37 000	0,014	0,016
3	21	0,55	20 000	57 000	0,017	0,033
4	38	1,00	-	57 000	-	Versagen durch zu große Verformungen

Abbildung 126 zeigt die Betrachtung der einzelnen Belastungsstufen getrennt voneinander. Die plastischen Dehnungen einer einzelnen Belastungsstufe werden dann als relative plastische Dehnung bezeichnet.

Aus allen durchgeführten Versuchen wurden die untere und die obere Grenze des zyklischen Belastungsverhältnisses ermittelt. Das minimale zyklische Belastungsverhältnis für ein Einsetzen der Akkumulation plastischer Dehnungen beträgt für den untersuchten Schluff rd. $C_{min} = 0,34$. Oberhalb eines maximalen Belastungsverhältnisses von $C_{max} = 0,80$ kommt es nach einer endlichen Zyklenzahl stets zu sehr großen Stauchungen und damit zum Versagen der Probe.

Nun wird der Verlauf der Deviatorspannung über die Tiefe aus Punkt 2) mit den im Versuch ermittelten Spannungsgrenzen des Bodens in Abbildung 122 verglichen. Danach wird bei allen Pfählen die Dauerfestigkeit, gekennzeichnet durch das minimale zyklische Belastungsverhältnis C_{min} , überschritten und es kommt zu einer Akkumulation plastischer Dehnungen. Die geringste Überschreitung des minimalen zyklischen Belastungsverhältnisses tritt bei dem Pfahl mit einem Durchmesser von $D = 1$ m auf. Die zugehörige Tiefe beträgt für diesen Pfahl rd. $0,15 \cdot L (=1,2 \cdot D)$. Die größte Tiefe, in der das minimale zyklische Belastungsverhältnis überschritten wird, liegt bei rd. $0,18 \cdot L (=1,5 \cdot D)$ und gilt für den Pfahl mit einem Durchmesser von 8 m. Demnach liegt die Tiefe für ein Überschreiten des minimalen zyklischen Belastungsverhältnisses bei den hier betrachteten Randbedingungen zwischen $1,2 \cdot D \leq z \leq 1,5 \cdot D$.

Um die Entwicklung der plastischen Dehnung über die Zyklenzahl zu ermitteln, wird die relative plastische Dehnung über die relative Zyklenzahl der einzelnen Belastungsstufen aufgetragen. Mit größer werdendem Spannungsniveau wächst die relative plastische Dehnung. Im doppellogarithmischen Maßstab akkumuliert die plastische Dehnung überproportional zur Zyklenzahl. Dies wird an dem größeren Kurvenanstieg bei rd. 10^4 Zyklen sichtbar. Die Zunahme der plastischen Dehnung erscheint ab rd. 10^4 Zyklen im doppellogarithmischen Maßstab stärker ausgeprägt.

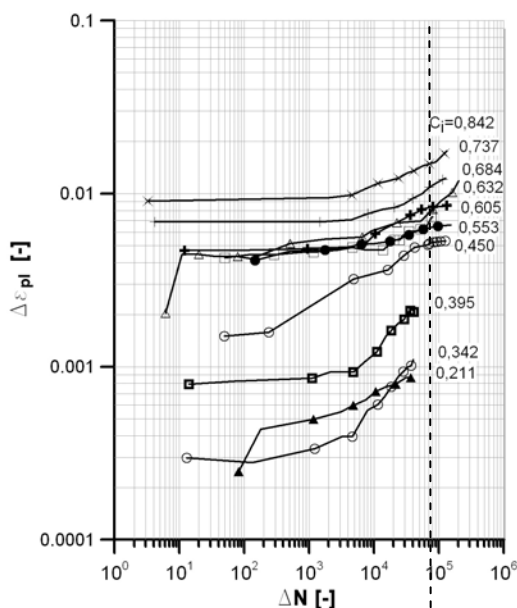


Abbildung 127: Relative plastische Dehnung der einzelnen Belastungsstufen im doppellogarithmischen Maßstab

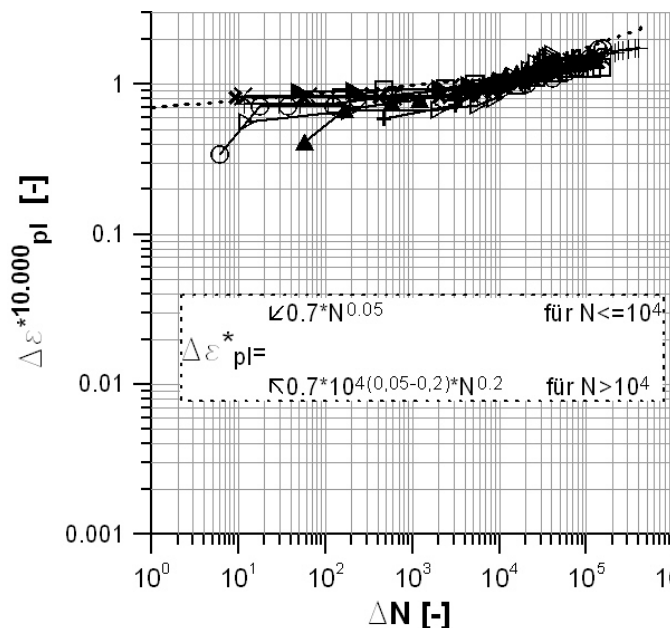


Abbildung 128: Verlauf der relativen plastischen Dehnung, normiert bei $N = 10^4$, im doppellogarithmischen Maßstab

Durch Normierung der Messkurven aus Abbildung 127 bei einer Zyklenzahl von $N^* = 10^4$ wird der Einfluss des Spannungsniveaus der Belastungsstufe eliminiert. Die so erhaltenen Verläufe der plastischen Dehnungen sind in Abbildung 128 über die Zyklenzahl dargestellt und die Kurven nähern sich an.

Weiterhin wurden die zyklischen Belastungsverhältnisse in Abhängigkeit der Zyklenzahlen bei einer konstanten Dehnungsakkumulation ausgewertet, siehe Abbildung 129. Jeder Punkt einer Kurve verursacht die gleiche plastische Dehnung. Beispielhaft

sind die Kurven für plastische Dehnungen von $\varepsilon_{pl}=0,005$; $0,010$ und $0,020$ dargestellt. Diese Kurven werden als Festigkeitskurven und die gewählte plastische Dehnung als Dehnungskriterium ε_{crit} bezeichnet. Die Größe des Dehnungskriteriums richtet sich nach den Anforderungen der jeweiligen Gründung. Je größer das Dehnungskriterium gewählt wird, umso mehr Belastungszyklen sind bei gleichem zyklischen Belastungsverhältnis zulässig. Das zyklische Belastungsverhältnis und die Zyklenzahl sind im doppellogarithmischen Maßstab umgekehrt proportional.

In Abbildung 129 ist das minimale zyklische Belastungsverhältnis eingezeichnet. Unterhalb dieses Wertes werden nur vernachlässigbare plastische Dehnungen akkumuliert. Da nicht alle Belastungsstufen die in Abbildung 129 dargestellten Dehnungskriterien $\varepsilon_{crit} = 0,05$; $0,01$ und $0,02$ erreichten, wurden die Versuchsergebnisse zum Teil extrapoliert. Dies betrifft in Abbildung 129 die Punkte mit Zyklenzahlen über $5 \cdot 10^5$. Die Extrapolation der Versuchsergebnisse setzt eine gleichmäßige Akkumulation plastischer Dehnungen voraus, d. h. die in den Elementversuchen festgestellte Stabilisierung der plastischen Verformungszuwächse, und ist bei einem ingenieurpraktischen Ansatz unumgänglich (vgl. dazu auch z.B. RAITHEL 2005, SONSINO 2003).

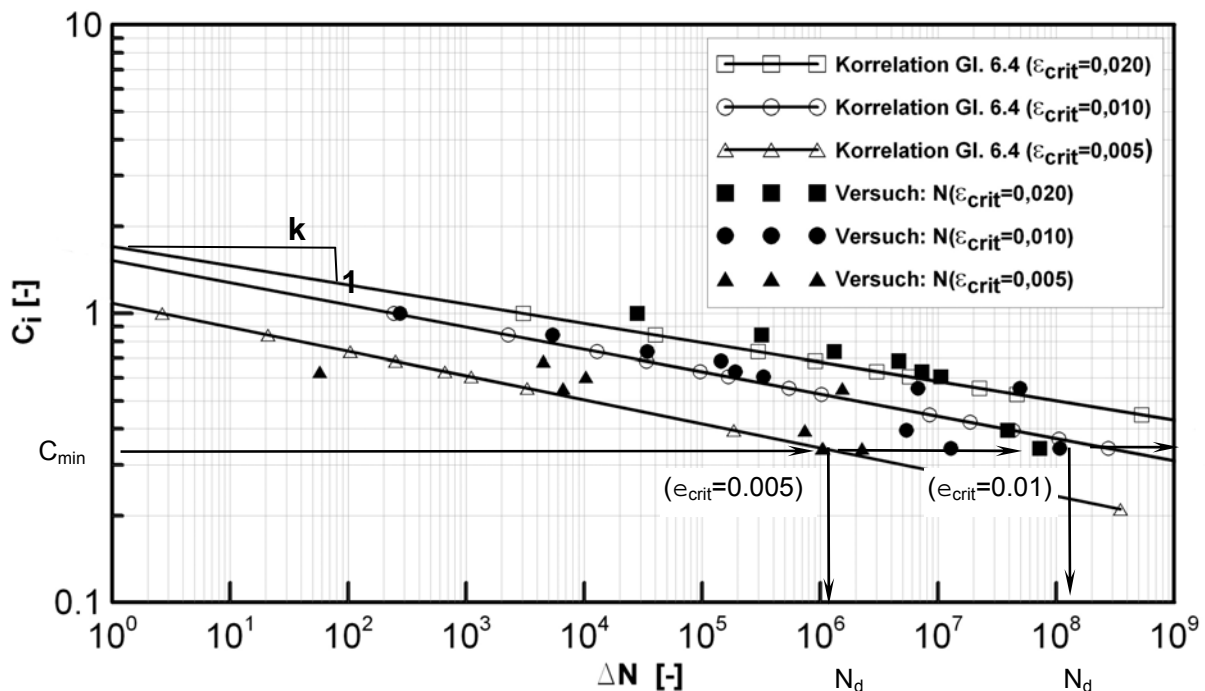


Abbildung 129: Festigkeitskurven für verschiedene Dehnungskriterien

Bei bekannter Festigkeitskurve eines speziellen Bodens kann die MINER-Regel bei einem beliebigen Beanspruchungskollektiv zur Ermittlung der akkumulierten plastischen Dehnung verwendet werden. In HAIBACH (2006) sind die erforderlichen Gleichungen zur Berechnung eines beliebigen Beanspruchungskollektivs im Rahmen von Dauerhaftigkeitsnachweisen für metallische Werkstoffe ausführlich dokumentiert. Die Idee der MINER-Regel basiert auf der grundlegenden Annahme, dass die Teilschädigung einer einzelnen Belastungsstufe genauso groß ist wie das Verhältnis aus der Zyklenzahl h_i dieser einwirkenden Belastungsstufe i zur zulässigen Zyklenzahl N_i aus der Festigkeitskurve nach Abbildung 129. Die Gesamtschädigung ist somit gleich der Summe der Teilschädigungen in den einzelnen Belastungsstufen nach Gleichung (5.3):

$$D_S = \sum_{i=1}^n \frac{h_i}{N_i} \quad (5.3)$$

- mit: D_S ... Gesamtschädigung eines Bauteils durch ein Beanspruchungskollektiv
 h_i ... Zyklenzahl der i-ten von n einwirkenden Belastungsstufen (abhängig von der äußeren Einwirkung)
 N_i ... zulässige Zyklenzahl der Belastungsstufe aus der Festigkeitskurve in Abbildung 129 (abhängig vom Materialwiderstand)

Die Anwendung der MINER-Regel auf zyklisch belastete Böden setzt die Beschreibung der akkumulierten plastischen Dehnung voraus. Deshalb wird statt wie in der ursprünglichen Anwendung der MINER-Regel nicht mehr die Schädigung, sondern die Verformung betrachtet. Äquivalent zur Größe „ D_S “ definiert sich der Verformungszustand „ F “ nach Gleichung (5.4), wobei F ein Vielfaches der zulässigen Zyklenzahl des betrachteten Beanspruchungskollektivs beschreibt.

$$F = \sum_{i=1}^n \frac{h_i}{N_i} \quad (5.4)$$

- mit: F ... durch ein Belastungskollektiv verursachter Verformungszustand

Gleichzeitig kann der Verformungszustand durch das Verhältnis von akkumulierter plastischer Dehnung und gewähltem Dehnungskriterium ε_{crit} nach Gleichung (5.5) abgebildet werden. Der Verformungszustand F verbindet somit durch Gleichung (5.4) und (5.5) die zulässige Zyklenzahl einer Bodenprobe mit der akkumulierten plastischen Dehnung (vgl. LESNY & HINZ, 2007). Ist der Verformungszustand gleich eins ($F = 1$), so ist die akkumulierte plastische Dehnung genauso groß wie das gewählte Dehnungskriterium. Ist der Verformungszustand kleiner ($F < 1$), so bleibt die akkumulierte plastische Dehnung unterhalb des Dehnungskriteriums. Für den Fall $F > 1$ wird das Dehnungskriterium überschritten und die plastischen Dehnungen können zu unzulässigen Verformungen führen.

$$F = \frac{\varepsilon_{pl}}{\varepsilon_{crit}} \quad (5.5)$$

- mit: ε_{pl} ... akkumulierte plastische Dehnung infolge des betrachteten Beanspruchungskollektivs
 ε_{crit} ... Dehnungskriterium, auf das sich die Festigkeitskurve bezieht

Unter Anwendung der in HAIBACH (2006) angegebenen Gleichungen wird die zulässige Zyklenzahl eines beliebigen Belastungskollektivs bei bekannter Festigkeitskurve eines gewählten Dehnungskriteriums nach Gleichung (5.6) berechnet. Diese Form wird als konsequente Form der MINER-Regel bezeichnet und berücksichtigt eine mit der Zyklenzahl abnehmende Dauerfestigkeit. Für jede Belastungsstufe wird eine Fallunterscheidung durchgeführt, ob die betreffende Belastungsstufe ober- oder unterhalb der abgeminderten Dauerfestigkeit liegt.

$$N' = \sum_{d=j}^n N'_d = N(\bar{C}) \cdot \left(\sum_{i=1}^n h_i \right) \cdot \sum_{d=j}^n \left[\frac{\left(\frac{C_d}{\bar{C}} - \frac{C_{d+1}}{\bar{C}} \right)}{\frac{C_{\min}}{\bar{C}} \cdot \sum_{i=1}^d \left(h_i \cdot \left(\frac{C_i}{\bar{C}} \right)^k \right)} \right] \quad (5.6)$$

- mit:
- i... Index der Belastungsstufen eines Beanspruchungskollektivs, $i = 1 \dots n$
 - j... Nummer der kleinsten Belastungsstufe, welche größer oder gleich der Dauerfestigkeit $x_{\min} = \frac{C_{\min}}{\bar{C}}$ ist
 - d... zusätzlicher Index der Belastungsstufen zur Unterscheidung der Summationsvariablen, $d = j \dots n$
 - N' ... zulässige Zyklenzahl eines Belastungskollektivs, um an einer Bodenprobe eine Dehnung gleich dem Dehnungskriterium hervorzurufen
 - \bar{C} ... größtes zyklisches Belastungsverhältnis des Beanspruchungskollektivs (Höchstwert)
 - C_i ... betrachtetes zyklisches Belastungsverhältnis des Beanspruchungskollektivs
 - $N(\bar{C})$... zum Höchstwert des Beanspruchungskollektivs gehörige Zyklenzahl aus der Festigkeitskurve nach Abbildung 129
 - k... Steigung der Festigkeitskurve im doppellogarithmischen Maßstab

Mit der aus Gleichung (5.6) bekannten zulässigen Zyklenzahl des Beanspruchungskollektivs kann über Gleichung (5.4) und (5.5) die akkumulierte plastische Dehnung ermittelt werden.

Zu 4.) Festlegung der Grenztiefe

Unter Berücksichtigung von Abbildung 122 ist die Grenztiefe für jeden Pfahldurchmesser anzupassen. Jedoch wird für die Anwendung im Rahmen dieses Berechnungsbeispiels die Grenztiefe für alle Pfähle vereinfachend auf den doppelten Pfahldurchmesser festgelegt.

Mit der pauschalen Festlegung der Grenztiefe wird über die gesamte Tiefe $z = 2 \cdot D$ eine Dehnungsakkumulation zum Ansatz gebracht, die nur für den lokalen Bereich des Maximalwerts der Deviatorspannung in dieser Größe entsteht und an allen anderen Stellen kleiner ist. Ob und wie weit die Langzeitverformungen dadurch überschätzt werden, lässt sich ohne Erfahrungswerte bzw. Messungen an gebauten Monopilegründungen nicht angeben.

Zu 5.) Ermittlung der Teilverformungen je Belastungsstufe und der Gesamtverformung

Die Teilverformungen je Belastungsstufe und die Gesamtverformung auf Elementebene werden mit Hilfe der konsequenten Form der MINER-Regel ermittelt. Dafür

muss das Beanspruchungskollektiv der Monopilegründung in Belastungsstufen eingeteilt werden. Da für jede Wellenhöhe die Spannungsänderung in der zuvor festgelegten Grenztiefe berechnet und eine Zyklenzahl zugewiesen werden kann, wird das Beanspruchungskollektiv als Spannungskollektiv wie in Abbildung 130 aufgetragen.

Die Spannungskollektive in Abbildung 130 verlaufen nicht parallel und sind von den Randbedingungen, wie z.B. Pfahlabmessungen, Horizontalkraft und deren Hebelarm, abhängig. Diese Abhängigkeit wird daran erkennbar, dass zwar der Pfahl mit $D = 8$ m die größte Deviatorspannung hervorruft, aber bei größeren Zyklenzahlen der Pfahl mit dem Durchmesser $D = 6$ m zu größeren Deviatorspannungen führt. Alle Kurven besitzen einen gemeinsamen Endpunkt bei der Gesamtzyklenzahl von 5 630 843.

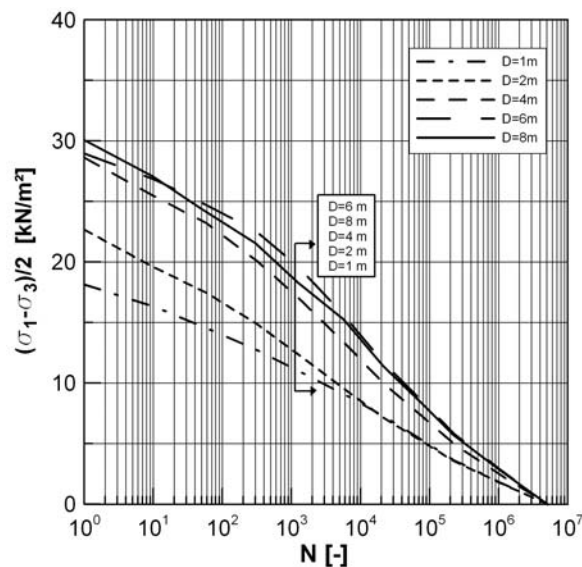


Abbildung 130: Einwirkende Spannungskollektive des Bodens

In Abbildung 131 ist das Spannungskollektiv des Pfahls mit $D = 8$ m eingezeichnet. Das Spannungskollektiv liegt vollständig unterhalb der Festigkeitskurve.

Mit Hilfe der MINER-Regel nach Gleichung (5.6) werden nun die einzelnen Verformungsbeiträge jeder Belastungsstufe zum gesamten Verformungszustand berechnet. Im Ergebnis erhält man in Abbildung 131 die prozentualen Anteile am Verformungszustand. Dies ist gleichbedeutend mit dem prozentualen Verformungsanteil eines zyklischen Belastungsverhältnisses an der gesamten plastischen Dehnungsakkumulation eines Beanspruchungskollektivs. Man erkennt anhand der grau eingezeichneten Kurve, dass nicht die größte Belastungsstufe zu den größten Verformungen führt, sondern die Belastungsstufe, welche der Festigkeitskurve am nächsten ist. Der größte Verformungsbeitrag wird mit rd. 28 % von einem zyklischen Belastungsverhältnis $C = 0,61$ geleistet. Dieses zyklische Belastungsverhältnis tritt nach der Kurve des Spannungskollektivs rd. 95-mal auf. Dagegen tragen größere zyklische Spannungsverhältnisse weniger zum Verformungszustand bei. Ebenso werden von den zyklischen Belastungsverhältnissen in der Nähe der Dauerfestigkeit und darunter nur geringe Verformungsbeiträge geleistet. Über den Absolutwert des Verformungszustandes und der akkumulierten plastischen Dehnung kann an dieser Stelle noch keine Aussage getroffen werden.

Abschließend werden die Berechnungen mit der MINER-Regel für alle untersuchten Fälle durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 132 dargestellt.

In Abbildung 132 liegen alle Beanspruchungskollektive deutlich unterhalb der Festigkeitskurve. Die plastische Dehnungsakkumulation wird demnach gering ausfallen. Die größten Verformungsbeiträge werden bei allen Pfählen durch zyklische Belastungsverhältnisse zwischen rd. $0,4 < C < 0,6$ verursacht, welche ungefähr 100-mal auftreten. Allein diese zyklischen Belastungsverhältnisse verursachen rd. 30 % der gesamten plastischen Dehnungsakkumulation des Beanspruchungskollektivs. Zyklische Belastungsverhältnisse kleiner als $C_{min} = 0,34$ tragen dagegen wenig bis gar nicht zur Dehnungsakkumulation bei.

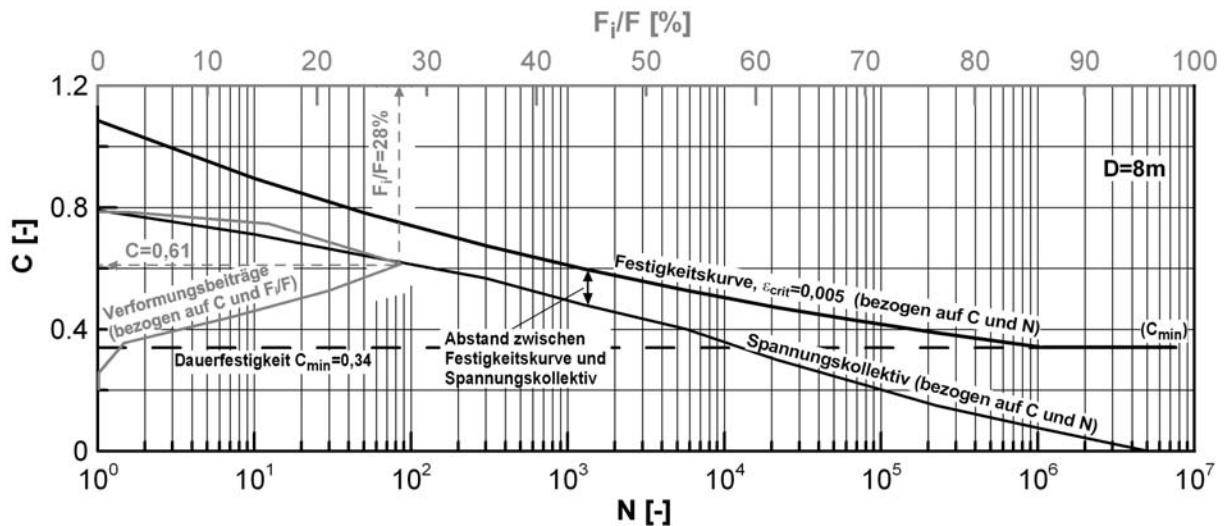


Abbildung 131: Spannungskollektiv, Lage zur Festigkeitskurve und anteilige Verformungsbeiträge am Beispiel des Pfahles mit $D = 8 \text{ m}$

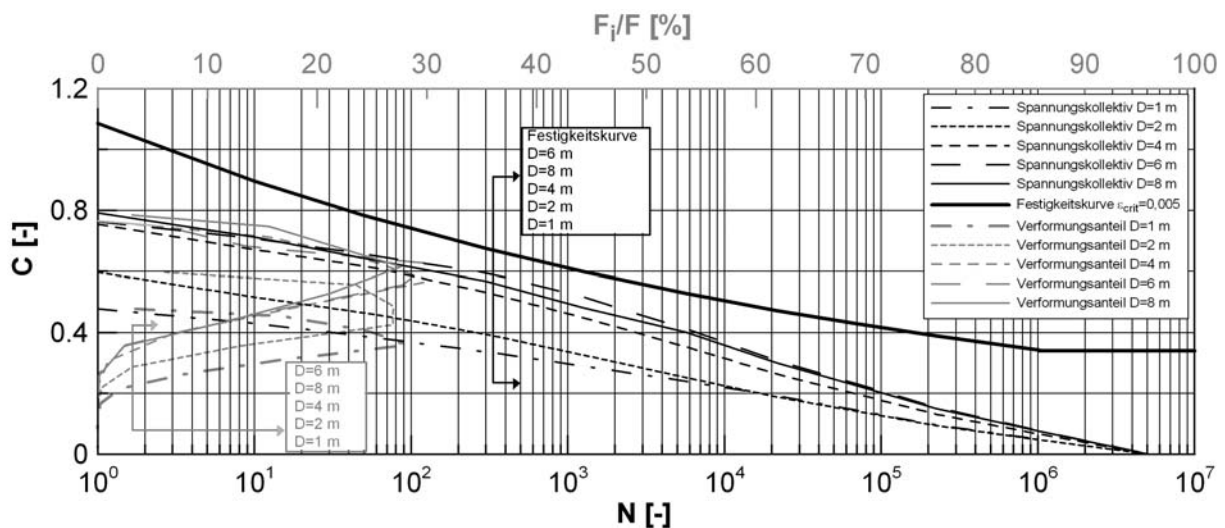


Abbildung 132: Spannungskollektiv, Lage zur Festigkeitskurve und anteilige Verformungsbeiträge aller Pfähle

Mit dem gleichen Berechnungsschema der MINER-Regel werden neben den prozentualen Verformungsanteilen auch der Verformungszustand und die akkumulierte plastische Dehnung berechnet. Der Verformungszustand und die akkumulierte plastische Dehnung sind in Abbildung 133 in Abhängigkeit von der Zyklenzahl dargestellt. Zusätzlich ist eine zweite Abszisse mit der Zeit angegeben.

Es fällt auf, dass die Dehnungsakkumulation stark mit dem Pfahldurchmesser variiert. Die Dehnungsakkumulation kann bei Pfählen kleineren Durchmessers vernach-

lässigt werden. Die größte plastische Dehnungsakkumulation tritt mit rd. 0,003 bei einem Pfahldurchmesser von 6 m auf, der größte Pfahldurchmesser von 8 m liefert mit rd. 0,002 geringere plastische Dehnungen. Dies wird auf den kleineren Abstand des Spannungskollektivs zur Festigkeitskurve bei dem Pfahl mit D = 6 m gegenüber einem Pfahl mit D = 8 m zurückgeführt.

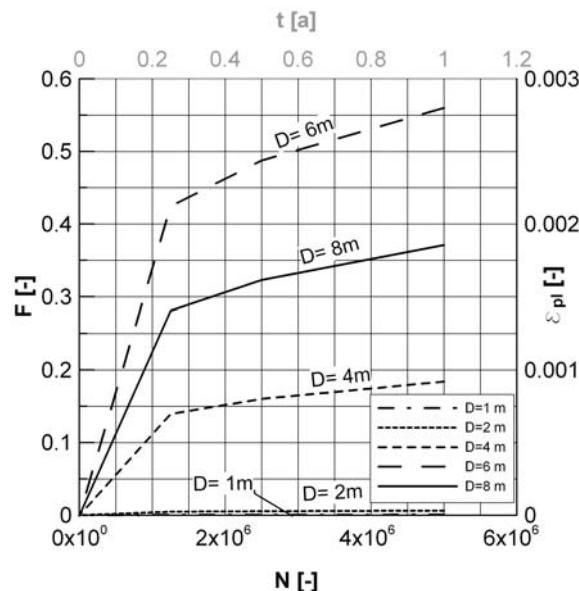


Abbildung 133: Verformungszustand und akkumulierte plastische Dehnung

Die je nach Pfahldurchmesser und Randbedingung unterschiedliche große Dehnungsakkumulation lässt sich also durch die vorherrschenden Spannungsverhältnisse erklären. Je näher das Spannungskollektiv an die Festigkeitskurve rückt, umso größer ist die akkumulierte plastische Dehnung.

Zu 6.) Berechnung der Monopileverformung mit angepassten Bodeneigenschaften

Nachdem die akkumulierten plastischen Dehnungen ausgewertet sind, können daraus die zyklenzahlabhängigen Elastizitätsmodule für die FE-Berechnung abgeleitet werden. Unter der Annahme, dass das maximale zyklische Belastungsverhältnis eines Spannungskollektivs das zyklenzahlabhängige Elastizitätsmodul bestimmt, gilt:

$$E_{\text{zyk}} = \frac{2c_u \bar{C}}{\frac{2c_u \bar{C}}{E} + \varepsilon_{\text{crit}} \cdot F} \quad (5.7)$$

- mit:
- E_{zyk} ... zyklenzahlabhängiges Elastizitätsmodul
 - c_u ... undrained Scherfestigkeit
 - \bar{C} ... größtes zyklisches Spannungsverhältnis des Beanspruchungskollektivs (Höchstwert)
 - E ... Elastizitätsmodul unter monotoner Belastung ($E = 61 \text{ MN/m}^2$ aus Tabelle 4)
 - $\varepsilon_{\text{crit}}$... Dehnungskriterium für die Ermittlung der Festigkeitskurve ($\varepsilon_{\text{crit}} = 0,005$)
 - F ... Verformungszustand

Der Verlauf des zyklenzahlabhängigen Elastizitätsmoduls ist in Abbildung 134 dargestellt. Es ergeben sich zur akkumulierten plastischen Dehnung umgekehrt proportionale Verläufe. Die Pfähle mit der größten Dehnungsakkumulation erreichen die kleinsten zyklenzahlabhängigen Elastizitätsmodule.

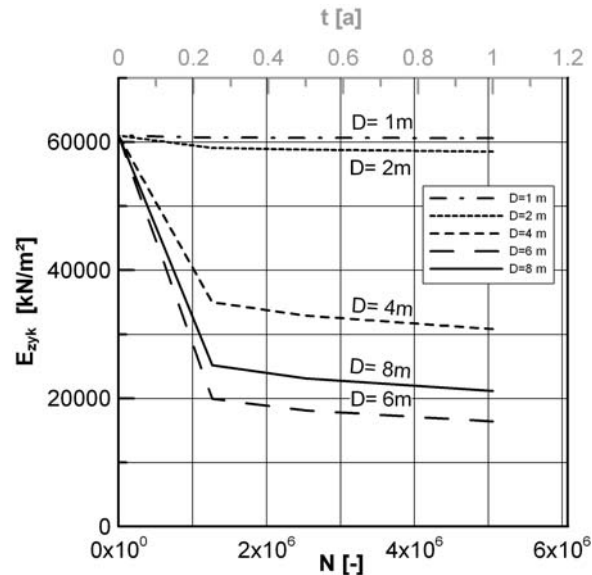


Abbildung 134: Zyklenzahlabhängiges Elastizitätsmodul

Die Berechnung mit dem SWM verlangt einen anderen Weg, da die Steifigkeit des Bodens nicht über den Elastizitätsmodul, sondern über die Referenzdehnung ε_{50} abgebildet wird (vgl. Zwischenbericht 02/2008). Jedoch wird auch die Referenzdehnung aus der akkumulierten plastischen Dehnung abgeleitet, siehe Gleichung (5.8). Da über 5 Millionen Zyklen berechnet werden, ist der Einfluss der plastischen Dehnung nach dem ersten Zyklus $\varepsilon_{pl}(1)$ vernachlässigbar und wird zu Null gesetzt.

$$\varepsilon_{50}(N) = \varepsilon_{50}(1) + \varepsilon_{pl}(N) - \varepsilon_{pl}(1) \quad (5.8)$$

mit: $\varepsilon_{50}(N)$... in Abhängigkeit der Zyklenzahl vergrößerte Referenzdehnung

$\varepsilon_{50}(1)$... Anfangsreferenzdehnung, $\varepsilon_{50}(1) = 0,0075$

$\varepsilon_{pl}(N)$... akkumulierte plastische Dehnung aus Abbildung 133

$\varepsilon_{pl}(1)$... plastische Dehnung nach dem ersten Belastungszyklus, $\varepsilon_{pl}(1) \approx 0$

Der Verlauf der Referenzdehnung über die Beanspruchungsdauer ist in Abbildung 135 dargestellt. Es ergeben sich in Bezug auf die akkumulierte plastische Dehnung die gleichen, um den Betrag der Anfangsreferenzdehnung verschobenen Verläufe.

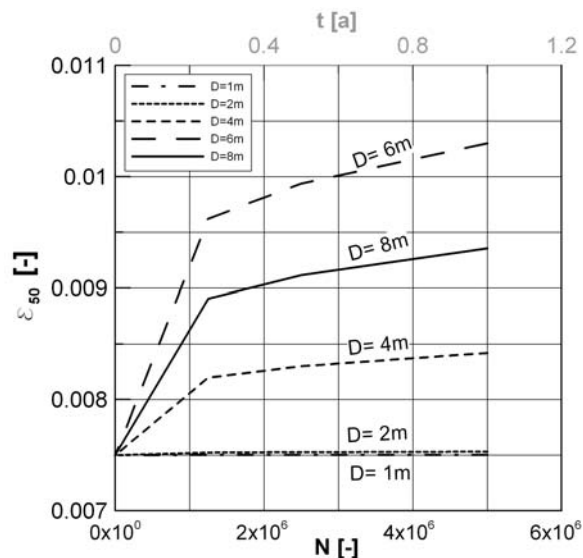


Abbildung 135: Referenzdehnung für das SWM

Mit den bekannten Bodeneigenschaften wird der zweite Berechnungsdurchgang gestartet, um die Verformungen unter zyklischer Belastung zu ermitteln. Die dimensionslosen Biegelinien unter zyklischer Belastung sind in Abbildung 136 dargestellt. Die bezogene Pfahlkopfverformung beträgt zwischen $8 \cdot 10^{-4}$ und $5 \cdot 10^{-3}$, dies entspricht rd. 0,8 mm für den Pfahldurchmesser von 1 m und rd. 4 cm für den Pfahldurchmesser von 8 m. Die Biegelinien haben auch am Ende der Belastungsdauer einen doppelten Nulldurchgang und eine senkrechte Tangente am Pfahlfuß. Die Ergebnisse des SWM liegen wieder im Bereich der FE-Ergebnisse.

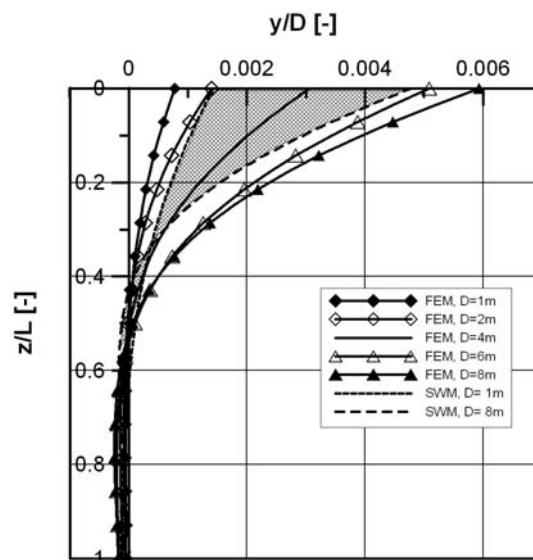


Abbildung 136: Dimensionslose Biegelinie, zyklisch (t = 1a)

In Abbildung 137 werden die bezogenen Pfahlkopfverschiebungen über die Zyklenzahl verglichen. Demnach haben die kleinen Pfähle über die gesamte Beanspruchungsdauer eine nahezu konstante bezogene Pfahlkopfverschiebung. Die beiden Pfähle mit $D = 6 \text{ m}$ und 8 m erleiden die größten Verformungszuwächse. Das SWM führt zu ähnlichen Berechnungsergebnissen, wenn auch die Zunahme der Pfahlkopfverformung geringer als bei der FEM ausfällt.

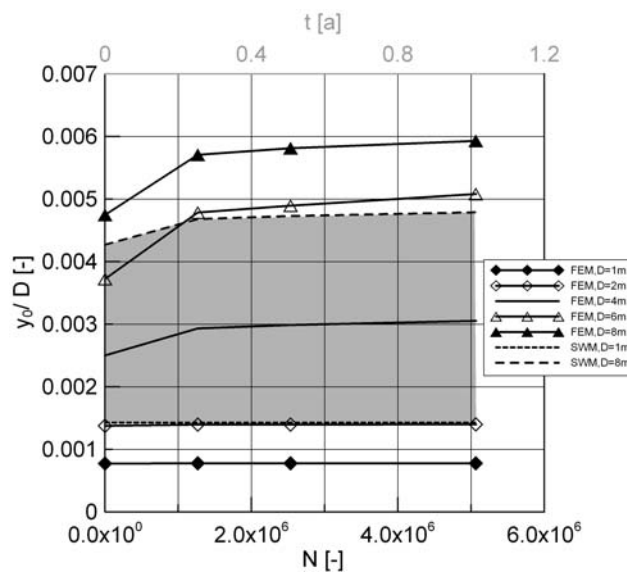


Abbildung 137: Entwicklung der bezogenen Pfahlkopfverschiebung über die Beanspruchungsdauer

Erfährt ein Pfahl unter zyklischer Belastung eine Verformungsakkumulation, so geschieht dies vorwiegend zu Beginn der Belastung. Mit fortschreitender Zyklenzahl werden die zusätzlichen Verformungen kleiner. Außerdem zeigt die Parameterstudie, dass bei den vorliegenden Baugrundeigenschaften Pfähle mit sehr großen Durchmessern einer Verformungszunahme unter zyklischer Belastung entgegen wirken können, da bei einem Pfahldurchmesser von 8 m kleinere Zuwächse als bei einem Durchmesser von 6 m zu erwarten sind.

5.5 Kolkbildung im Gründungsbereich

Für Gründungen kombinierter Offshore-Windenergie- und Tideströmungsanlagen besteht die grundsätzliche Gefahr einer Kolkbildung im Lastabtragungsbereich. Die Problematik der Kolkbildung ist jedoch vorwiegend auf nichtbindige Böden beschränkt, bei denen keine Kohäsionskräfte wirksam werden können. Grundsätzlich kann aber auch in kohäsiven Böden ein Kolk auftreten.

Um eine mögliche Kolkbildung bereits in der Planung zu berücksichtigen, wird derzeit eine Bemessungsstrategie verfolgt, bei der entweder die Gründung für die zu erwartende Kolkentiefe bemessen oder ein konstruktiver Kolkschutz vorgesehen wird. Allerdings ist die Ermittlung der zu erwartenden Kolkentiefe eine komplexe Aufgabe, da sie von zahlreichen Randbedingungen (vgl. Tabelle 7) abhängig ist. In der Literatur sind zahlreiche Ansätze zur Ermittlung der Kolkentiefe zu finden (vgl. Übersicht in Lesny, 2008). Diese sind jedoch überwiegend empirischer Natur und für die Kolkbildung an Brückenpfeilern in Flüssen aus Modellversuchen abgeleitet. Insbesondere wegen der häufig fehlenden hydraulisch-sedimentologischen Ähnlichkeit in den Modellversuchen liefern diese Ansätze bei der Übertragung auf die Randbedingungen im Offshore-Bereich nur unbefriedigende Ergebnisse. Wie nachfolgend dargestellt können je nach verwendetem Berechnungsansatz bei gleichen Randbedingungen sehr unterschiedliche, teilweise unrealistische Kolkiefen ermittelt werden, weshalb eine zuverlässige Prognose derzeit nicht möglich ist (vgl. Lesny, 2008).

Die Kolkentwicklung im Einflussbereich einer Tidenströmung bewirkt eine zeitliche Abhängigkeit der Kolkentwicklung vom Tidewechsel. Zusätzlich wird das Strömungsfeld durch unregelmäßigen Wellengang beeinflusst, was eine Kolkermittlung weiterhin erschwert. Weil das Verformungsverhalten der Gründung direkt von der Kolkentiefe abhängig ist, beeinflusst die Kolkbildung zudem die Genauigkeit der Prognose der Langzeitverformungen der Gründung.

Tabelle 7: Einflussfaktoren auf die Kolkbildung

Bauwerk	Gründungsart	Pfahlgründung (Einzelpfahl, Pfahlgruppe), Schwergewichtsfundament, etc.
	Geometrie	rund, eckig, gedungen, gestreckt, kompakt
	Abmessungen	Breite, Länge, Durchmesser
	Abstand der Gründungselemente voneinander	
Bodenmechanische Randbedingungen	Bodenart	Korngröße, Kornform, Korndichte, Korngrößenverteilung daraus abgeleitete Größen: Sättigungsgrad, Lagerungsdichte, Scherfestigkeit, Durchlässigkeit
	Baugrundaufbau	Schichtung, Topografie (Neigung der Meeresbodenoberfläche, Form der Transportkörper)
Hydrodynamische Randbedingungen	Strömung	Tide, windinduzierte Strömung (Geschwindigkeit und Richtung)
	Wellen	Höhe, Länge bzw. Periode, Richtung, See-gangsspektrum
	Wassertiefe	
Systemverhalten	Lastübertragung Gründungselement / Boden, Bildung von Porenwasserüberdruck, Setzungen, Schiefstellungen	

Einige einfache Ansätze zur Abschätzung der bezogenen Kolkentiefe sind in Tabelle 8 enthalten. Ein Vergleich für typische Randbedingungen in der Deutschen Bucht, unter Berücksichtigung von Pfahldurchmessern von $D = 1$ bis 7 m, zeigt sehr starke Abweichungen vor allem bei der maximalen Kolkentiefe. Eine belastbare Eingrenzung des Maximalwerts ist damit nicht möglich.

Tabelle 8: Ansätze zur Abschätzung der bezogenen Kolktiefe

Autor	Ansatz	Minimale Kolktiefe d_s [m]	Maximale Kolktiefe d_s [m]
Breusers (1965)	$d_s/D=1,4$	1,4	9,8
Breusers & Raudkivi (1991)	$d_s/D=2,3$	2,3	16,1
Sumer et al. (1992)	$d_s/D=1,3$	1,3	9,1
GL (2005)	$d_s/D=2,5$	2,5	17,5

Ein Vergleich von komplexeren Ansätzen zur Ermittlung der Kolktiefe führt nach Abbildung 138 zu einem ähnlichen Ergebnis. Je nach Ansatz werden die Parameter Wellenhöhe, Pfahldurchmesser, Sohlschubspannung, Korndurchmesser und Froudezahl unterschiedlich berücksichtigt. Entsprechend der jeweiligen Gleichungen werden genauso große Differenzen berechnet wie mit den einfachen Ansätzen, ein einheitliches Bild wird auch hier nicht erreicht. Stattdessen besteht die Gefahr, je nach Randbedingung und Ansatz, falsche Lösungen wie z.B. negative Kolkiefen zu erhalten.

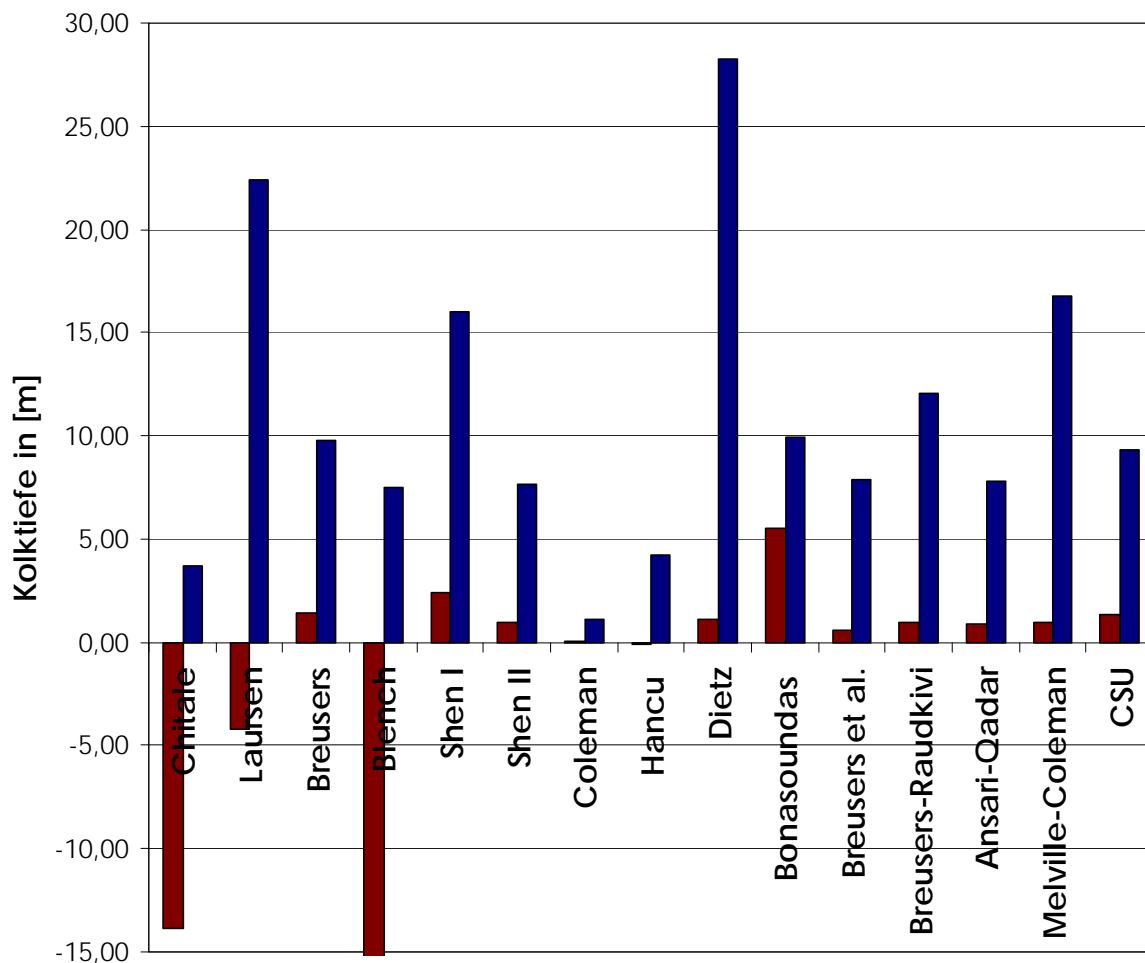


Abbildung 138: Vergleich verschiedener Ansätze zur Ermittlung der Kolktiefe

Einen viel versprechenden Ansatz liefern Sumer & Fredsoe (2002), da der Einfluss der Wellen und der Strömung bei der Ermittlung der Kolkentiefe berücksichtigt wird. Entsprechende Auswertungen ergeben eine mit der Wellenhöhe zunehmende Kolkentiefe von maximal rd. 3,8 m bei der größten gewählten Wellenhöhe von 20 m, siehe Abbildung 139. Allerdings liegen die typischen Randbedingungen in den geplanten Offshore-Windparks teilweise außerhalb der dem Ansatz zugrunde liegenden Randbedingungen. Eine Extrapolation des Ansatzes bleibt zu prüfen.

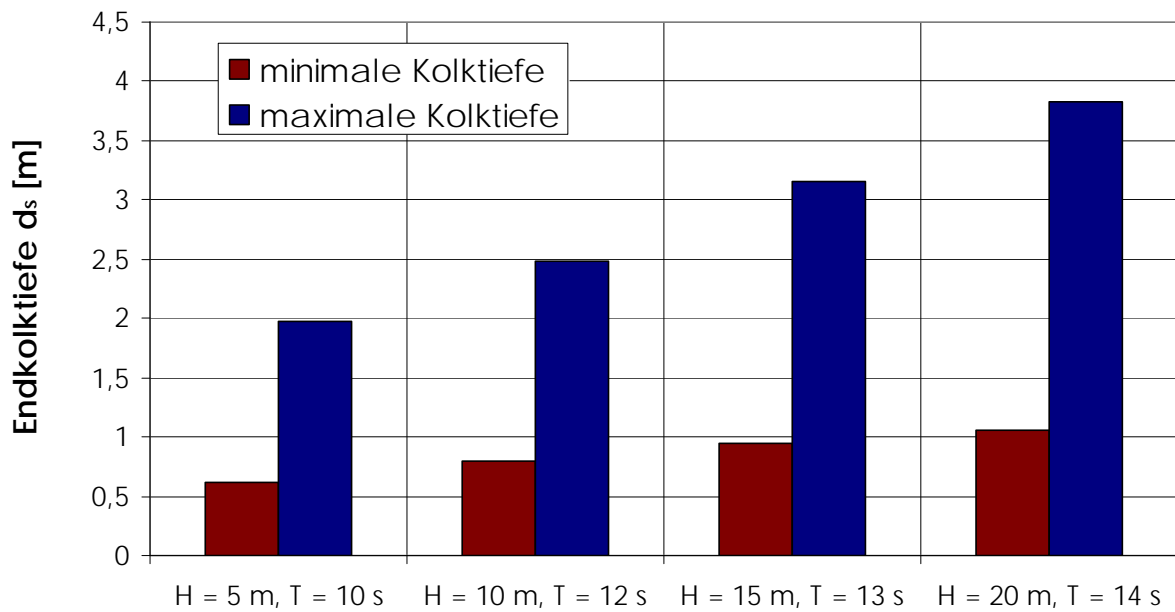


Abbildung 139: Auswertung der Kolkentiefe nach Sumer & Fredsoe (2002)

Im Endergebnis folgt nach dem jetzigen Stand als Konsequenz aus der Bemessungsstrategie, dass die Gründungen überwacht werden müssen (so auch in BSH, 2008 und GL, 2005 vorgeschrieben). Eine Beobachtung der Kolkbildung und -entwicklung über die Betriebsdauer ist nur so möglich. Das gilt auch für die Überwachung eines Kolkschutzes. Darüber hinaus erfordert eine konstruktive Kolkschutzmaßnahme regelmäßige Unterhaltungsarbeiten für die Überwachung des tatsächlichen Zustands.

Gegenüber Offshore-Windenergieanlagen beeinflussen bei kombinierten Windenergie- und Tideströmungsanlagen die Unterwasserrotoren den Meeresgrund mit jeder Repellerdrehung. Inwieweit die Turbulenzen der Unterwasserrotoren die Kolkbildung beeinflussen, kann nicht beurteilt werden.

5.6 Erfahrungsstand zu den Planungswerkzeugen

Die derzeit verfügbare Bauverfahrens- und Installationstechnik wurde durch eine Umfrage an beteiligte Unternehmen in Erfahrung gebracht. Parallel wurden Angaben zu Schiffskapazitäten, Hubinseln etc. recherchiert. Die Umfrage wurde in drei Kategorien durchgeführt:

- Baugrunderkundung (13 Adressaten)
- Gründungsherstellung- und -installation (16 Adressaten)
- Hafenskapazitäten (10 Adressaten)

Insgesamt wurden die Fragebögen lediglich von 11 Adressaten bearbeitet, deren Antworten in die folgende Auswertung einfließen.

Die Umfrageergebnisse belegen die anspruchsvollen Randbedingungen bei der Planung und beim Bau von Offshore-Windenergieanlagen. Eine entsprechende Übertragung auf kombinierte Anlagen lässt ähnliche Bedingungen erwarten.

Die bisherigen Baugrunderkundungen wurden vorwiegend an Standorten in der Nordsee durchgeführt, die sich in Wassertiefen bis zu 45 m und Entfernungen zum Hafen von bis zu 120 km befanden. Die angetroffenen Bodenarten waren locker bis sehr dicht gelagerte Sande, teilweise wurden auch Schluffe und Tone erkundet. Bei nichtbindigen Böden muss jedoch generell mit bindigen Zwischenschichten und eventuellen Steinlagen gerechnet werden.

Die Zeitdauer der Baugrunderkundungen richtete sich nach dem Standort und dem Umfang der Erkundungsmaßnahme. Entsprechend der Auswertung dauert eine Baugrunderkundung in der Regel mindestens 4 Wochen und unter Umständen bis zu 4 Monate. Die am besten geeigneten Zeiträume liegen zwischen April und September, jedoch wurden auch Baugrunderkundungen von Oktober bis März durchgeführt. Offshore-Arbeiten können bis zu einer Windstärke von 8 Bft und einer signifikanten Wellenhöhe von rd. 2,5 m stattfinden.

Für den Bau von Messmasten und Offshore-Windenergieanlagen wurden bisher alle im Zwischenbericht 02/2007 genannten Gründungsvarianten hergestellt. Kombinierte Offshore-Windenergie- und Tideströmungsanlagen sind bisher nicht gebaut worden. Die Standorte, an denen bereits Messmasten oder Windenergieanlagen errichtet wurden, weisen Wassertiefen bis maximal 30 m auf.

Die Offshore-Arbeiten können von einer Hubinsel, einem Bohrschiff oder einem Bohrponton ausgeführt werden. Je nach Aufgabe und Projektphase kommen unterschiedliche Verfahren zum Einsatz. In der Regel werden die Gründungskörper an Land vorgefertigt und auf einer Barge per Schlepper zur Lokation transportiert.

Die meisten der verfügbaren Einheiten stammen aus der Erdöl- und Erdgasindustrie. Entwicklungen, die speziell für den Einsatz in der Offshore-Windenergie gebaut wurden, sind derzeit die Ausnahme. Tabelle 9 und Tabelle 10 geben einen Überblick über die vorhandenen Hubinseln und Konstruktionsschiffe und deren Eigenschaften. Ein großflächiger Ausbau der Offshore-Windenergie in den vom BSH genehmigten Windparks und eine eventuell gleichzeitige Errichtung von kombinierten Anlagen dürften selbst bei gleichzeitigem Einsatz aller Einheiten mehrere Jahre dauern.

Die Umfrage zeigt, dass nur wenige Unternehmen überhaupt in der Lage sind, Gründungen für Offshore-Windenergieanlagen herzustellen. Dies gilt auch für die Baugrunderkundung, für die ebenso geschultes Personal wie aufwendige Erkundungs- und Bohrtechnik notwendig ist.

Die Betreiber der Hafenanlagen halten derzeit eine Gesamtfläche von rd. 750 ha für die Produktion und Lagerung von Bauteilen für die Offshore-Windenergie vor. Einige Häfen planen einen weiteren Ausbau der Flächen, um zusätzliche Kapazitäten stellen zu können.

Die Trockendocks schränken mit einer Drempttiefe von maximal 8 m die Geometrie der Gründungskonstruktionen ein, welche eine entsprechend kleinere Eintauchtiefe für den Transport benötigen. Die Hafenbecken stellen in diesem Zusammenhang keinen Zwangspunkt dar.

In den Häfen sind Krananlagen und Hebekapazitäten mit einer Tragkraft von deutlich über 100 t vorhanden. Dies ist derzeit ausreichend, kann aber für den Hub von z.B. Turbinen oder Stahlpfählen zu wenig sein. Für die Hafenanlagen scheinen kurzfristige Umstellungen hinsichtlich Krananlagen oder anderer Gerätschaften jedoch nicht von primärer Bedeutung.

Insgesamt zeigt die Umfrage, dass die Nutzung der regenerativen Energie auf hoher See für die Unternehmen derzeit immer noch mit vielen Unsicherheiten behaftet ist. Die Risiken liegen bei der Umsetzung der geplanten Projekte und dem nur schwer zu beeinflussenden zeitlichen Horizont. Die vorhandene Gerätetechnik und die bereits verfügbaren Ressourcen sind zum Teil noch wenig auf die speziellen Belange der Offshore-Windindustrie abgestimmt. Die Hafenanlagen sind offensichtlich in der Lage, sich am schnellsten auf die neuen Anforderungen umzustellen bzw. sind bereits vorbereitet.

Tabelle 9: Überblick über einige Hubinseln

Hubinsel	Muhibbah Marine	Monohull Jack-Up	F+Z Baugesellschaft	Hochtief	A2 Sea	Bard Engineering GmbH
	Jack-Up "MEB-JB1"	"JB 104"	Hubinsel Annegret	Hubinsel Odin	Sea Jack	Bard Wind Lift 1
Anwendungs-/Einsatzbereich	Konstruktiver Ingenieurbau, Hafengebäude	Konstruktiver Ingenieurbau, Hafengebäude	Konstruktiver Ingenieurbau, Wasserbau	Hafenbau, Pfahlgründung großer Brücken	Windindustrie	Windindustrie
Krankkapazitäten	272 t	-	-	61 m / 32,2 t	18 m / 1300 t	31 m / 500 t
Deckfläche	1106 m ²	-	-	-	2500 m	-
Abmessungen Moon Pool	22,83x16,74 m ²	-	-	Ø 0,575 m	-	-
Ladepazität Deck	10 t/m ²	-	-	15-30 t/m ²	20 t/m ²	-
Hebekapazität	500 t	400 t	-	-	-	-
Hebegeschwindigkeit	3 m/h	15 m/h	-	bis 2,5 m/min	0,5-1,0 m/min	-
Beinlänge	49,8 m	-	40 m	60 m	49 m	-
Beindurchmesser	1,8 m	-	1,5x1,5 m ²	2,0x2,0 m ²	-	-
Anzahl der Beine	8	4	4	4	4	4
Max. Wassertiefe	-	32 m	-	bis zu 45 m	25 - 30 m	45 m

Tabelle 10: Überblick über vorhandene Konstruktionsschiffe

Konstruktionsschiffe	Skippyard De Hoop (NL)	Subsea 7 (NL)	Miliana St. Barbara (PL)	A2 Sea, Sea Energy (DK)
Anwendungs-/Einsatzbereich	Konstruktion Tiefsee	Pipelinebau Tiefsee	Exploration Tiefsee	Windindustrie

Geschwindigkeit in Knoten	13,7	14,7	11	8,5
Einsatzgrenze (Wellenhöhe, Windgeschwindigkeit)	H=3,5 m, v=12,3 m/s	-	-	-
Krankkapazitäten	8 m / 80 t 32 m / 7,5 t	250 t	13 m / 20 t	Standard: 100 t max. bis zu 400 t
Deckfläche	1100 m ²	-	257 m ²	-
Abmessungen Moon Pool	11x10 m ²	-	3,5x2,8 m ²	-
Ladekapazität Deck	-	10 t/m ²	1-2 t/m ²	1,5 - 2,5 t/m ²
Arbeitstiefe	2000 m	3000 m	-	24 m

5.7 Zusammenfassung für den geotechnischen Bearbeitungsteil

Gründungen für kombinierte Offshore-Windenergie- und Tidenströmungsanlagen sind eine interessante Alternative zu bisherigen Offshore-Windenergieanlagen. Allerdings sind kombinierte Anlagen bisher noch nicht gebaut worden. Dementsprechend liegen keine Erfahrungen vor und mit dem Entwurf und der Bemessung derartiger Anlagen wird technisches Neuland betreten. Das Problem der fehlenden Vergleichbarkeit dieser Anlagen kann derzeit nur durch detaillierte Untersuchungen im Vorfeld der Planungsphase so weit wie möglich überwunden, jedoch nicht gelöst werden. Dazu zählen besonders die Analyse und die Anwendung der Planungswerkzeuge für die Offshore-Windenergie, wobei jedoch z.B. für die Gründungselemente auch dort momentan nur wenige Erfahrungen vorhanden sind.

Angefangen bei der Baugrunderkundung ist die Beurteilung der anstehenden Böden problemlos möglich, sofern die entsprechende Ausrüstung für Bohrungen und Sondierungen vorhanden ist. Derzeit sind nur wenige Firmen in der Lage, entsprechende Offshore-Baugrunderkundungen durchzuführen. Der Baugrund muss in bodenmechanischen Laborversuchen ausführlich untersucht werden, dazu zählen auch zyklische Elementversuche. Nur mit zyklischen Elementversuchen sind die Beurteilung des Bodenverhaltens unter zyklischer Belastung und damit eine Prognose der Langzeitverformungen möglich.

Unabhängig von der gewählten Gründungsart, wie beispielsweise Monopile, Tripod- oder Jacketgründungen, wurde ein Bemessungskonzept für kombinierte Offshore-Windenergie- und Tidenströmungsanlagen entworfen. Bereits die genaue Ermittlung der Belastung von kombinierten Anlagen ist nicht ohne weiteres möglich, sondern bedarf ausführlicher Untersuchungen im Vorfeld. Am Beispiel der Monopilegründung wurden die einzelnen Berechnungsschritte innerhalb des Bemessungskonzepts zur Berücksichtigung einer zyklischen Belastung erläutert und die Verformungsamplituden unter Dauerbeanspruchung ermittelt. Es ergeben sich in Abhängigkeit der Pfahldurchmesser und der vorherrschenden Spannungsniveaus unterschiedliche Dehnungsakkumulationen. Je nach Lage des Spannungskollektivs zur Festigkeitskurve des Bodens werden die Verformungszuwächse vernachlässigbar klein oder können zu einer solchen Größenordnung anwachsen, dass ein ungestörter Betrieb gefährdet ist.

Neben der Akkumulation plastischer Dehnungen im Boden ist die Bildung eines Kolks im Lastabtragungsbereich der Gründung über die Betriebsdauer von entscheidender Bedeutung. Die Ermittlung der Kolkentiefe ist allerdings momentan mit so starken Unsicherheiten behaftet, dass eine Beobachtung der Kolkentwicklung bzw. die Aufbringung eines geeigneten Kolkschutzes und dessen Überwachung unumgänglich sind. Die Beobachtungsmethode ist für Pilotanlagen zumindest so lange anzuwenden und aufrechtzuerhalten, bis ausreichend Erfahrungen gewonnen werden konnten und die Kolkbildung zuverlässig abgeschätzt werden kann.

Die vorhandenen Planungswerkzeuge und Bauverfahrenstechniken sind kaum ausreichend, um die Offshore-Windenergie bzw. Tidenströmungs- und Windenergie kurzfristig flächendeckend zu installieren. Die durchgeführte Umfrage bei den Unternehmen und die Recherche bezüglich der vorhandenen Bauverfahrenstechnik bestätigt, dass zum Teil die Entwicklung des Offshore-Marktes noch abgewartet wird. Über den Bau kombinierter Anlagen wurde bisher kaum oder gar nicht nachgedacht, weil bereits der Bau von Offshore-Windenergieanlagen derzeit noch nicht flächendeckend erfolgt. Auch wenn beispielsweise die Hafengebiete entsprechende Kapazitäten oder Hebewerkzeuge vorhalten, so besteht noch erheblicher Entwicklungsbedarf bei der Erkundungs- und vor allem bei der Herstellungstechnik und Installation der Anlagen.

6 Literatur

BSH (2008): STANDARD BAUGRUNDERKUNDUNG FÜR OFFSHORE-WINDENERGIEPARKS. 1. Fortschreibung, Bundesamt für Seeschifffahrt und Hydrographie, Hamburg und Rostock, BSH Nr. 7004.

GL (2005): RULES AND GUIDELINES – INDUSTRIAL SERVICES. Germanischer Lloyd Windenergie, Edition 2005.

Gloth, O. (2003): AN OBJECT ORIENTED FINITE VOLUME FRAMEWORK AND ITS APPLICATION TO FLUID DYNAMICS PROBLEMS, Dissertation Universität Duisburg, 2003.

Hinz, P.; Lesny, K.; Richwien, W. (2007): PROGNOSE DES LANGZEITVERHALTENS VON MONOPILEGRÜNDUNGEN. In: Tagungsband zum HTG-Kongress 2007, Dresden, S. 153-162.

Hinz, P. (2009): INGENIEURPRAKTISCHER ANSATZ ZUR BEURTEILUNG DES LANGZEITVERHALTENS ZYKLISCH HORIZONTAL BELASTETER PFAHLGRÜNDUNGEN. als Dissertation am Fachbereich Bauwissenschaften der Universität Duisburg-Essen eingereicht.

Jiang, T. (2001): SHIP WAVES IN SHALLOW WATER, Fortschrittsberichte VDI, Reihe 12, Nr. 466, VDI Verlag, Düsseldorf.

O'Neill, M.W. & Dutt, R.N. (1976): TORSIONAL RESPONSE OF PILES. Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol. 102, No. GT6, pp.658-661.

Poulos, H. (1975): TORSIONAL RESPONSE OF PILES. Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol. 101, No. GT10, pp.1019-1035.

Lesny, K. (2008): GRÜNDUNG VON OFFSHORE-WINDENERGIEANLAGEN – WERKZEUGE FÜR PLANUNG UND BEMESSUNG –. Mitteilungen aus dem Fachgebiet Grundbau und Bodenmechanik, Universität Duisburg-Essen, Heft 36.

Lesny, K.; Hinz, P. (2007): INVESTIGATION OF MONOPILE BEHAVIOUR UNDER CYCLIC LATERAL LOADING. In: Proc. of the 6th International Conference "Offshore Site Investigation and Geotechnics", London, UK, pp. 383-390.

Lesny, K. & Hinz, P. (2009): DESIGN OF MONOPILE FOUNDATIONS FOR OFFSHORE WIND ENERGY CONVERTERS. Proceedings of the International Foundation Congress & Equipment Expo IFCEE, March 15-19, 2009, Orlando.

Lesny, K.; Richwien, W. (2006): BAUGRUNDERKUNDUNGEN FÜR OFFSHORE WINDENERGIEANLAGEN-MINDESTANFORDERUNGEN UND PRAKTISCHE UMSETZUNG. In: Geotechnik 29, Nr. 3, S. 263-271.

Lesny, K.; Wiemann, J. (2005): DESIGN ASPECTS OF MONOPILES IN GERMAN OFFSHORE WIND FARMS. In: Proc. of the Int. Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics (ISFOG 2005), Perth, Australia, pp. 383-389.

Richwien, W.; Lesny, K. (2004): KANN MAN KOLKE AN OFFSHORE-WINDENERGIEANLAGEN BERECHNEN? In: Beiträge zum BAW-Workshop "Boden- und Sohl-Stabilität - Betrachtungen an der Schnittstelle zwischen Geotechnik und Wasserbau", Karlsruhe, S. 6-1 - 6-8.

Stuntz, N. (2006): NUMERISCHE SIMULATION DER SCHIFFSUMSTRÖMUNG MIT BERÜCKSICHTIGUNG DES PROPELLERSOGS, Dissertation Universität Duisburg-Essen, 2006.

Stuntz, N.; Henn, R.; Jiang, T.; Steffen, R.; Hänel, D.; Vilsmeier, R. (2005): SIMULATIONSSOFTWARE FÜR HYDRODYNAMISCHE PROBLEME – SCHIFF UND ANTRIEB IN BEGRENZTEN GEWÄSSERN, <http://www.dst-org.de>, Web-Service, 295. Mitteilung des DST.

Togashi, F.; Nakahashi, K.; Ito, Y.; Iwamiya, T.; Shimbo, Y. (2001): FLOW SIMULATION OF NAL EXPERIMENTAL SUPERSONIC AIRPLANE/ BOOSTER SEPARATION USING OVERSET UNSTRUCTURES GRIDS, Computers & Fluids, Vol. 30, Issue 6, July 2001, pp. 673-688.

Wang, Z.J.; Kannan, R. (2005): AN OVERSET ADAPTIVE CARTESIAN/ PRISM GRID METHOD FOR MOVING BOUNDARY FLOW PROBLEMS, AIAA-2005-0322. <http://www.public.iastate.edu/~zjw/papers/aiaa-2005-0322.pdf>.

Weiß, R.; Feser, F.; Günther, H. (2003): WIND- UND SEEGANGSKLIMATOLOGIE 1958-2001 FÜR DIE SÜDLICHE NORDSEE BASIEREND AUF MODELLRECHNUNGEN, GKSS Bericht 2003,10, Hamburg.

7 Vorträge

Friedhoff, B.; Jiang, T.: EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN ZUR HYDRODYNAMIK VON TIDESTRÖMUNGSANLAGEN, Workshop im Rahmen des Essener Geotechnik Kolloquiums, Universität Duisburg-Essen (Campus Essen), **20.11.2007**

Kaiser, R.; Vilsmeier, R.: NUMERISCHE UNTERSUCHUNGEN ZUR HYDRODYNAMIK VON TIDESTRÖMUNGSANLAGEN, Workshop im Rahmen des Essener Geotechnik Kolloquiums, Universität Duisburg-Essen (Campus Essen), **20.11.2007**

Hinz, P.; Lesny, K.: MODELLIERUNG DES GRÜNDUNGSVERHALTENS KOMBINierter WINDENERGIE- UND TIDESTRÖMUNGSANLAGEN, Workshop im Rahmen des Essener Geotechnik Kolloquiums, Universität Duisburg-Essen (Campus Essen), **20.11.2007**

Friedhoff, B.; Lesny, K.: HYDRODYNAMISCHE UND GEOTECHNISCHE ASPEKTE BEI DER PLANUNG UND BEMESSUNG KOMBINierter WINDENERGIE- UND TIDESTRÖMUNGSANLAGEN, 2. Deutsches Meeresenergieforum, ISET, Universität Kassel, **25.4.2008**

Thill, C.: NUMERISCHE BERECHNUNGEN VON OFFSHORE WINDENERGIE- UND TIDESTRÖMUNGSANLAGEN, AK Strömungsmaschinen, VWS, Berlin, **27.3.2009**