# Hydrodynamische und bodenmechanische Untersuchungen kombinierter Offshore Windenergie- und Tideströmungsanlagen

B. Friedhoff[1], R. Henn[1], T. Jiang[1], R. Kaiser[1], C. Thill[1]
P. Hinz[2], K. Lesny[2], W. Richwien[2]
R. Vilsmeier[3]

[1]Entwicklungszentrum für Schiffstechnik und Transportsysteme Duisburg - DST
[2]Institut für Grundbau und Bodenmechanik - Universität Duisburg-Essen Standort Essen - IGB
[3]Numrax GmbH, Duisburg

**Prolog** Neben der Endlichkeit fossiler Energieträger aber auch nichtfossiler Brennstoffe wie spaltbarem Uran rücken gesellschaftliche Selbstverpflichtungen wie das Kyoto Protokoll die Nutzung erneuerbarer Energien in den Fokus weltweiter Forschung. Die im Vergleich zu Windenergie und Fotovoltaik größere Prognosesicherheit macht Tideströmungskraftwerke zu einer interessanten Ergänzung für ein zukünftiges Energiekonzept. Das im Programm zur Förderung der „Industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF)“ vom Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie über die AiF finanzierte Forschungsvorhaben „WindTide“ konnte einen wichtigen Beitrag für die hydrodynamische und bodenmechanische Untersuchung möglicher Anlagen liefern.

**Zusammenfassung** Vorliegende Arbeit befasst sich mit der experimentellen und numerischen Untersuchung freier Strömungsanlagen zur Energiegewinnung aus fließenden Gewässern, vorwiegend zur Nutzung von Tideströmungen. Ziel der Arbeiten ist die Entwicklung eines Methodenrepertoirs zur Bewertung der Standsicherheit der Anlagen, der Auslegung und Leistungsfähigkeit sowie der zu erwartenden Einflüsse in der näheren Umgebung. Bodenmechanische Untersuchungen betreffen die Standsicherheit und bewerten somit die prinzipielle Machbarkeit. Experimentelle Untersuchungen der Umströmung im Modellmaßstab dienen dem besseren Verständnis der Anlagen, einer Abschätzung der Leistungen und als Vergleichsgrundlage für numerische Methoden. Numerische Entwicklungen zur Ergänzung bestehender Methoden zur Strömungssimulation dienen der Modellierung spezifischer Erfordernisse, z. B. der Rotorumströmung und, ansatzweise, der hoch komplexen Kolkbildung. Die Ergebnisse sind anhand von Mustergeometrien dargestellt.

# 1 Einleitung

Die vergleichsweise niedrige Strömungsgeschwindigkeit bei wesentlich größerer Dichte des strömenden Mediums hat bei Tidestromanlagen im Vergleich zu Windenergieanlagen erhebliche Bauwerkslasten zur Folge. Diese müssen einerseits durch die Konstruktion getragen, andererseits sicher in die Gründung abgeleitet werden. Bereits in dieser Betrachtung zeigt sich deutlich, dass ein wirtschaftlich vertretbarer Aufwand stark vom Standort abhängt. Günstige Standorte für Tidestromanlagen sind somit vor allem Meerengen, in denen sich der Tidehub in vergleichsweise hohe Strömungsgeschwindigkeiten umsetzt. Da es sich i. A. um flache Gewässer handelt, stellt sich unmittelbar die Frage nach einer adäquaten Ausnutzung der verfügbaren Querschnittsflächen, wobei Einschränkungen, z. B. aufgrund des Schiffsverkehrs zu beachten sind. Klassische, kreisförmige Horizontalachsenrotoren, [14], bieten sich zwar im Hinblick auf eine vergleichsweise einfache Konstruktion bei guten Wirkungsgraden an, sind jedoch bzgl. der Anstömrichtung empfindlich und nutzen die verfügbaren Flächen nicht optimal aus. Vertikalachsenrotoren, [3], sind konstruktiv aufwändiger, bieten jedoch eine deutlich verbesserte Flächennutzung bei gleichzeitiger Unabhängigkeit bzgl. der Anströmrichtung. Aufgrund der ausgeprägten Vor- und Nachteile, werden in vorliegender Arbeit beide Konzepte anhand exemplarischer Konstruktionen untersucht.

Allen Offshore-Bauwerken gemein ist die Schwierigkeit ihrer Gründung und somit die Standsicherheit. So ist beispielsweise ein bereits sehr hoher Gründungsaufwand bei der Errichtung von Offshore-Windparks erforderlich, [26]. Bei diesen Anlagen sind aufgrund der hohen Windgeschwindigkeiten die Lasten bei vergleichbarer Abtriebsleitung niedriger, der große Hebelarm des Kraftangriffs führt jedoch zu entsprechend großen Kippmomenten, die über die Gründung abgeleitet werden müssen. Bei Tidestromanlagen liegt der Kraftangriffspunkt naturgemäß niedriger, die höheren Lasten führen jedoch bei vergleichbaren Leistungen ebenfalls zu großen Kippmomenten. Hinzu kommen sehr große Horizontallasten und schwankende Betriebslasten aufgrund der Rotorstellung und Seegangseinflüssen. Diese sind bei der Bauwerks- und Gründungsauslegung entsprechend zu berücksichtigen, [5]. Die Gründungsbemessungen sind daher auch wesentlicher Bestandteil der Untersuchungen in vorliegender Arbeit. Entsprechende Ansätze stützen sich auf vorangehende Untersuchungen des Instituts für Grundbau und Bodenmechanik.

Die Umströmung der Anlagen ist naturgemäß von entscheidender Bedeutung. Zunächst stellen sich Fragen hinsichtlich der Leistungsfähigkeit und Optimierung, die unmittelbar in die Wirtschaftlichkeit rückwirken. Neben dieser Fragestellung ist auch die Beeinflussung durch Seegang und Bodentopographie von großer Bedeutung. Schließlich ist auch eine Rückwirkung der Strömungsanlagen auf das Nah- und Fernfeld der Anlagen zu untersuchen. Für diese unterschiedlichen Längen- und Zeitskalen von Tidestromanlagen sind in diesem Projekt unterschiedliche numerische Verfahren (Flachwassergleichungen vom Boussinesq-Typ und RANSE Verfahren) weiterentwickelt und angewendet worden.

Da für eine Validierung des Turbinenbetriebs in einer Kombination aus Strom und Seegang kaum geeignete Messungen vorhanden waren, wurden umfangreiche Versuche im DST durchgeführt. Gemessen wurden neben den Kenngrößen der Rotoren auch die Lasten auf die Gesamtstruktur. Die Ergebnisse dieser Messungen dienten nicht nur der Validierung, sondern auch als Eingangsgrößen für die Auslegung der Strukturgründungen. Die Gründungssicherheit steht ferner in unmittelbarer Wechselwirkung zur Umströmung der Bauwerke im Nahfeld. So können sich durch verschiedene Einflüsse Kolke ausbilden, d. h. die Gründungen können ausgewaschen werden. Die Physik des Vorgangs ist äußerst komplex, weswegen i. A. empirische und halbempirische Maßnahmen und Abschätzungen zur Gründungssicherung von Offshore-Bauwerken zu treffen sind, [5]. In neueren Ansätzen wird versucht, die Kolkproblematik vorab zu simulieren, [7]. In vorliegender Arbeit wird eine lagrangebasierte Simulation des Sedimenttransports vorgestellt, die mittelfristig eine verbesserte Bewertung der Standsicherheit ermöglichen soll. Die Methode stellt keinerlei Anspruch eine Umfassende Simulation der hoch komplexen Vorgänge zu ermöglichen. Sie versteht sich vielmehr als offene Plattform um je nach Erkenntnis, weitere Effekte und Transportmechanismen aufnehmen zu können.

# 2 Hydrodynamische Aspekte

## 2.1 Umgebungsbedingungen und Standortwahl

Für die detaillierte hydrodynamische Untersuchung von Tidestromanlagen mussten zunächst die hydrodynamisch relevanten Umgebungsbedingungen an möglichen Standorten identifiziert werden. Exemplarisch wurden einige Genehmigungsgebiete für Windkraftanlagen in der Deutschen Bucht betrachtet.

Bereits die auf der Webseite des Bundesamts für Seeschifffahrt und Hydrografie veröffentlichten Prognosen des Oberflächenstroms zeigten signifikante Unterschiede in der Charakteristik des Stroms in benachbarten Teilen eines Seegebiets. Genauere Analysen erfolgten mit den Ergebnissen des EU-Projekts HIPOCAS[1] (siehe [24]). Klassierte Strömungsgeschwindigkeiten und -richtungen (Tabelle 2.1) für den Sommer 1998 bieten einen Überblick über den Tidestrom im Genehmigungsgebiet Sandbank24.

Die Geschwindigkeit des Tidestroms liegt in den bisher genehmigten deutschen Offshore-Windparks ohne windinduzierte Anteile unterhalb von 0,35 bis 0,85 m/s. Da die im erfassten Querschnitt enthaltene Strahlleistung sich mit der dritten Potenz der Strömungsgeschwindigkeit (Gl. (2.1)) ändert, ist der Energieinhalt bei 0,5 m/s Strom mit rund 60 W/m$^2$ sehr gering.

$$P_{Strahl} = \frac{1}{2}\rho A V_\infty^3 \tag{2.1}$$

Das Erfassen entsprechend großer Strömungsquerschnitte wird durch das ungünstige Verhältnis zwischen der Leistung und den resultierenden Lasten (Abbildung 2.1) erschwert, in welche die Strömungsgeschwindigkeit nur quadratisch eingeht.

Die Strahlleistung kann grundsätzlich nicht vollständig ausgekoppelt werden. Bei einer Reduktion der Geschwindigkeit auf ein Drittel der ungestörten Anströmung ist nach dem Betzschen Gesetz ein Anteil von 16/27 bzw. knapp 60% „erntbar“. Für den wirtschaftlichen Betrieb ist eine mittlere Strömungsgeschwindigkeit ab etwa 1 m/s wünschenswert.

Durch die Haftbedingung am Gewässerboden bildet sich ein Geschwindigkeitsprofil aus,

[1] Hindcast of Dynamic Processes of the Ocean and Coastal Areas of Europe

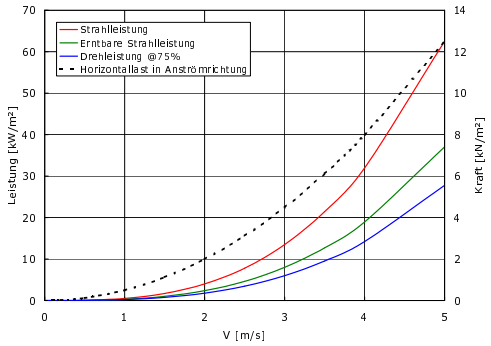


Abb. 2.1: Normierte Kraft und Leistung

welches erst ab etwa der halben Wassertiefe bis zur Oberfläche eine konstante Geschwindigkeit erreicht. Darunter lässt sich das Profil mit einem Potenzgesetz annähern. Die lokalen Verhältnisse können von diesem theoretischen Ansatz abweichen und sind in der Projektierung einer zu realisierenden Anlage zu prüfen.

Aus den genannten Hindcast-Daten wurden auch die auftretenden Seegänge hinsichtlich der Perioden und Wellenhöhen ermittelt, aus denen ausgewählte Kombinationen im Modellversuch nachgebildet wurden.

## 2.2 Versuchsanlagen und -aufbau

Fast alle Modellversuche wurden im großen Flachwassertank des DST durchgeführt. Messungen am stationären Modell im strömenden Wasser des schmalen Flachwassertanks dienten nur zur Kontrolle der Ergebnisse, welche mit einer durch ruhendes Wasser geschleppten Anlage gewonnen wurden. Das durch die Bodenreibung bedingte Geschwindigkeitsprofil konnte mit einer mitgeschleppten Bodenplatte und einem Drahtgitter eingestellt werden. Dieses Verfahren erlaubt exakte und gut reproduzierbare Versuche mit einem relativ großen Modell und flexiblen Geschwindigkeiten.

Da die Turbinen in der Großausführung beträchtliche Abmessungen besitzen, ist der Maßstabsfaktor für die Modellversuche bereits sehr groß. Eine für die Umwälzung des Wassers zur Anströmung des Modells verringerte Wassertiefe mit einer zusätzlichen Vergrößerung des Maßstabsfaktors musste ver-

Tab. 2.1: Klassierte Tidestrom-Geschwindigkeiten an der Position N 53.70° E 6.48° (Prozentuale Häufigkeiten)

| | Strömungsgeschwindigkeit | | | | | | | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | 0.00 | 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 |
| Winkel | 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 | 0.85 |
| 0-30 | 1.11 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| 30-60 | 0.97 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| 60-90 | 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 |
| 90-120 | 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 |
| 120-150 | 0 | 0.83 | 1.81 | 1.67 | 0.56 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| 150-180 | 0.56 | 2.36 | 0.28 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| 180-210 | 1.11 | 1.11 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| 210-240 | 0.14 | 2.08 | 0.56 | 0.14 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| 240-270 | 0 | 0 | 1.11 | 2.08 | 1.53 | 1.81 | 1.39 | 1.94 | 2.5 | 2.5 | 2.36 | 2.64 | 2.22 | 1.81 |
| 270-300 | 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 |
| 300-330 | 1.25 | 0.56 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| 330-360 | 1.12 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |

mieden werden. Im Modell können 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

$$Re = \frac{VL}{\nu} \tag{2.2}$$

mit der Strömungsgeschwindigkeit $V$, einer charakteristischen Länge L und der kinematischen Viskosität $\nu$. Bei weitgehend festliegender Viskosität bedingen die geringe Geschwindigkeit und die reduzierte Größe sehr kleine Reynoldszahlen und damit verstärkte Maßstabseffekte, welche die Umrechnung der Messwerte auf die Großausführung komplexer oder gar unmöglich machen.

Mit dem im Schlepptank installierten Wellengenerator konnten je nach gewünschter Perioden Wellen mit einer Höhe von bis zu 0,40 m erzeugt werden. Entsprechende Messungen wurden mit regelmäßigen Wellen oder langkämmigen Seegängen durchgeführt. 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 in kritischen Seegängen klein sind.

## 2.3 Turbinenkonzepte und Modelle

### 2.3.1 Klassifizierung

Zur Auskopplung von Energie aus frei strömenden Gewässern existieren zahlreiche Möglichkeiten. Im Rahmen dieses Projektes wurden nur Turbinen betrachtet, 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 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 eine hohe Effizienz und relativ geringe Massen.

Anlagen mit Achslage orthogonal zur Strömungsrichtung -in der Windenergie in der Regel mit vertikaler Achse- arbeiten unabhängig von der Strömungsrichtung und rotieren tendenziell mit einer niedrigeren Drehrate. Die Effizienz ist in der Regel etwas geringer als bei Axialturbinen und die verbauten Massen sind relativ groß. Da diese Orthogonalachser einen rechteckigen Strahlquerschnitt erfassen, bauen sie verhältnismäßig kompakt.

Aus hydrodynamischer Sicht sind gemantelte Rotoren besonders hinsichtlich der reduzierten rotierenden Massen bei großem Strahlquerschnitt attraktiv. Da solch komplexe Bauwerke jedoch nur mit hohem Aufwand in die Struktur von Offshore Windkraftanlagen integriert werden können und eine adaptive Ausrichtung bei variierender Strömungsrichtung kaum möglich ist, beschränken sich die Untersuchungen auf ungemantelte Anlagen.

Die Herausforderung der Überlebensfähigkeit in extremen Umgebungsbedingungen ist bei Tidestromturbinen etwas anders gelagert als bei Windenergieanlagen. Eine Turbine, die

beispielsweise für Windgeschwindigkeiten von weniger als 10 m/s ausgelegt ist, muss auch Geschwindigkeiten von etwa 100 m/s überleben, was 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 existieren solche Stürme nicht. Eine Herausforderung stellen jedoch die auftretenden Seegangslasten dar, welche bis in große Wassertiefen hohe zyklische Lastschwankungen verursachen.

### 2.3.2 Twin-Rotor

Eine wesentliche Randbedingung für das eingesetzte Turbinenkonzept ist die Gründungsstruktur der Windkraftanlage. Für Wassertiefen bis rund vierzig Meter wurde eine Monopilegründung gewählt. Die Installation eines Repellers, ähnlich dem typischer Windkraftanlagen in Luv des Monopile, lässt eine deutliche Interaktion zwischen den Repellerblättern und der vergleichsweise großen Gründungsstruktur erwarten. Daher wurde eine Anlage mit zwei Rotoren entworfen. Die Gondeln mit den Rotornaben und Generatorkomponenten sind über Ausleger mit einer um den Monopile rotierbaren Manschette verbunden. Abbildung 2.2 zeigt dieses Konzept mit den Abmaßen des Modells im Maßstab 1:50.

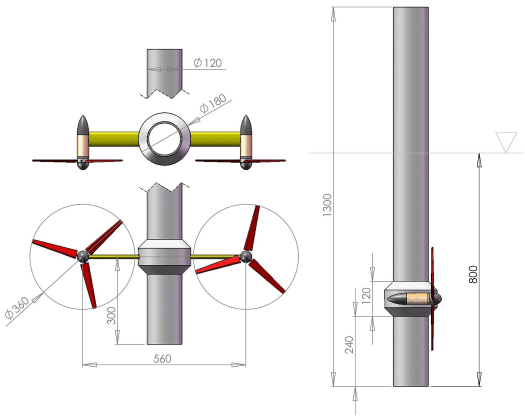


Abb. 2.2: Horizontalachs-Turbine

Eine wichtige Kenngröße für die Klassifizierung von Repellern ist die so genannte Schnellläufigkeit. Die Schnelllaufzahl $SLZ$ ist definiert als Verhältnis der Umfangsgeschwindigkeit an der Blattspitze zur Geschwindigkeit der ungestörten Anströmung. Langsam laufende Rotoren wie beispielsweise die „Amerikanische Farmwindturbine“ erzeugen ein hohes Drehmoment bei niedriger Drehrate und eignen sich für den direkten Betrieb von Wasserpumpen und ähnlichen Arbeitsmaschinen. In der Windenergie haben sich dreiflüglige Rotoren mit einer Schnellläufigkeit von $SLZ = 5-8$ durchgesetzt. Gut ausgelegte Rotoren erreichen sehr gute Wirkungsgrade, und das hohe Drehzahlniveau eignet sich besonders gut für den Antrieb von Generatoren. Je nach Anlagengröße, Strömungsgeschwindigkeit und Tauchtiefe ist die Schnellläufigkeit unter Wasser durch einsetzende Kavitation beschränkt.

Relativ einfache Repeller mit drei nicht getwisteten Repellern erlauben die Variation des Anstellwinkels für die Versuche bei vertretbarem Modellbauaufwand. Für die zugespitzten Flügel wurde das Tragflügelprofil NACA 4412 gewählt. Der Bau erfolgte in einer Negativform aus Glasfaser- bzw. Kohlefaser-verstärktem Epoxid-Harz mit eingelassener Stahlachse.

Um sowohl die relevanten Kenngrößen der Rotoren als auch die Lasten auf die Tragstruktur und den Baugrund zu erfassen, wurde ein sehr aufwändiges Modell im Maßstab 1:50 gefertigt. Ein eigens konstruiert und angefertigtes Kraftmessglied im Ansatz eines der Ausleger erlaubte die Trennung der Lasten aus stehenden und rotierenden Bestandteilen der Anlage. Die resultierende Anordnung des Modells mit Rotoren, Bodenplatte und Drahtgitter für die Einhaltung des Geschwindigkeitsprofils zeigt Abbildung 2.3.

Abb. 2.3: Ansicht des vollständigen Modells

### 2.3.3 Vertikalachser

Als zweites Turbinenkonzept wurde eine Anlage mit vertikaler Achse entwickelt. Der Rotor arbeitet unabhängig von der Anströmrichtung und kann ggf. auch eine seegangsbedingte Rückströmung teilweise umsetzen.

Auch bei den Vertikalachsturbinen gibt es langsam und schnell laufende Varianten. Turbinen mit geringer Schnellläufigkeit, wie bei-

spielsweise der Savonius Rotor erzeugen einen Großteil des Drehmoments als Widerstandsläufer und laufen selbsttätig aus dem Stand an. Schneller laufende Anlagen wie der Heidelberg Rotor oder die Gorlov Turbine brauchen in der Regel eine Anlaufhilfe, arbeiten jedoch wesentlich effizienter.

Die gewählte H-Rotor Anordnung ist mit einem vertretbaren Modellbauaufwand zu fertigen und erlaubt die Variation geometrischer Parameter. Als Tragflügelprofil wurde das symmetrische Profil NACA0018 gewählt. Für Wassertiefen größer als vierzig Meter wurde eine Tripod-Gründung gewählt. Für dieses Konzept wurde die Aufmerksamkeit jedoch primär auf die Turbine und weniger auf die Abbildung der 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 2.4 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.

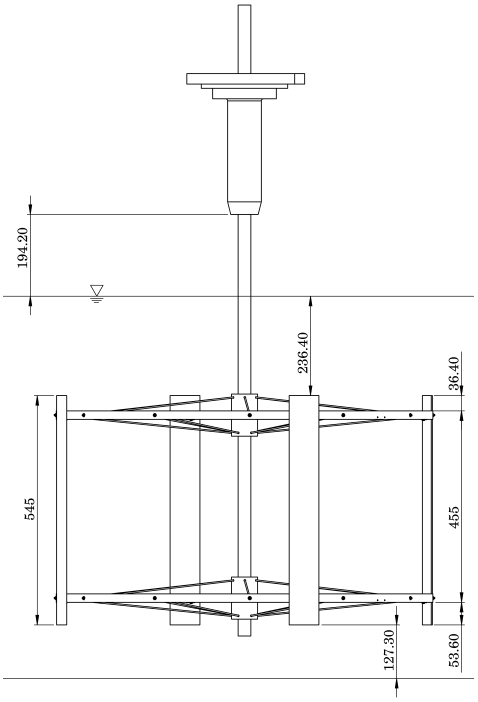


Abb. 2.4: Vertikalachsanlage

## 2.4 Versuchsdurchführung und Ergebnisse

### 2.4.1 Versuchsprogramm

Für die beiden vorgestellten Anlagenkonzepte wurden mehrere Versuchsreihen durchgeführt. Die Charakteristik der Rotoren mit verschiedenen Anstellwinkeln und bei der Vertikalachsanlage variierter Anzahl der Flügel wurde für einen weiten Bereich von Schnelllaufzahlen im so genannten Freifahrtversuch identifiziert. Dieser Aufbau ohne Einflüsse der tragenden Struktur in ungestörter Anströmung erlaubt auch durch die Realisierung höherer Geschwindigkeiten verringerte Maßstabseffekte und zuverlässige Messungen.

Weitere Messreihen umfassten das Nachbilden des Geschwindigkeitsprofils sowie Versuche mit der Gesamtstruktur mit und ohne Seegang. Messungen bei still stehender Anlage im Seegang gaben Aufschluss über die Gültigkeit der Überlagerung der Lasten aus gleichförmiger Anströmung mit den veränderlichen Größen im Seegang. Für die Repelleranlage wurden ergänzende Versuche der angeströmten Anlage im kleinen Flachwassertank durchgeführt.

### 2.4.2 Freifahrt der Repeller

Bei den Freifahrtversuchen wird der Repeller mit Hilfe eines schlanken Schaftes und einer strömungsgünstig im Strömungslee angeordneten Welle in einem ausgewählten Bereich von Schnelllaufzahlen betrieben. 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 aufge-

tragen. Hierfür gelten die nachstehenden Definitionen:

$$SLZ = \frac{V_U}{V_\infty} \qquad \text{Schnelllaufzahl} \qquad (2.3)$$

$$C_M = \frac{M}{\rho n^2 D^5} \qquad \text{Momentenbeiwert} \qquad (2.4)$$

$$C_X = \frac{F_X}{\frac{1}{2}\rho A V_\infty^2} \qquad \text{Axialkraftbeiwert} \qquad (2.5)$$

$$q = \frac{2\pi n M}{\frac{1}{2}\rho A V_\infty^3} \qquad \text{Leistungsbeiwert} \qquad (2.6)$$

Abb. 2.5: Freifahrtgerät mit Repeller

Wird bei den Modellversuchen die Froudesche Ähnlichkeit eingehalten, skalieren die Geschwindigkeiten bei einem Maßstab von $\lambda = 50$ mit dem Faktor $\sqrt{\lambda}$. In Kombination mit der verkleinerten Modellabmessung resultieren sehr geringe Reynoldszahlen in der Größenordnung von $10^4$. 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.

Die Einhaltung der Reynoldschen Ähnlichkeit ist nicht möglich, da hierzu die Geschwindigkeit im Modell um den Faktor $\lambda$ größer als in der Großausführung sein müsste, was am Modell gleiche Kräfte und größere Leistungen als in der Großausführung verursachen würde. Abbildung 2.6 zeigt den Zusammenhang der Auftriebs- und Widerstandsbeiwerte des Profils mit der Reynoldszahl.

Die kritische Reynoldszahl zur Vermeidung laminarer Ablösungseffekte lag im Bereich des strukturellen Versagens der Repellerflügel. Abbildung 2.7 zeigt den erreichten Verlauf des Leistungsbeiwerts im Vergleich mit Ergebnissen des kommerziellen RANSE-Lösers Ansys-CFX. Der Übergang von einer abgelösten Strömung bei kleinen Schnelllaufzahlen zu einer anliegenden Strömung ist in der Messung gut zu erkennen. Das CFD-Ergebnis unterschätzt den Effekt tendenziell, da der Grenzbereich eines Strömungsabrisses numerisch nicht exakt abgebildet werden kann.

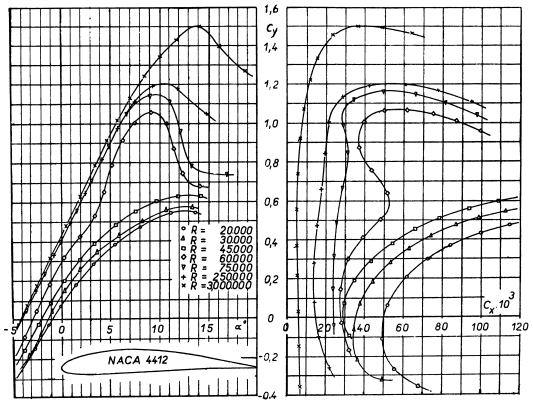


Abb. 2.6: Polaren NACA4412 (Lnenicka et al. 1974)

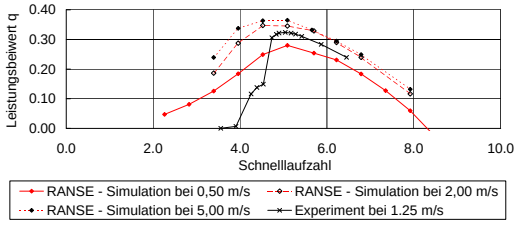


Abb. 2.7: Leistungsbeiwerte - EFD und CFD

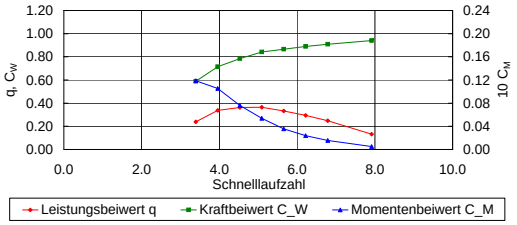


Abb. 2.8: Charakterist. Freifahrtdiagramm

Der obige Vergleich zeigt, dass die in der Freifahrt erreichten Geschwindigkeiten 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, wurde eine entsprechende Korrektur in die Prognose für die Großausführung eingerechnet.

### 2.4.3 Anpassung des Geschwindigkeitsprofils

Die Gezeitenströmung wird häufig als zweidimensionale Strömung mit einer über der Wassertiefe gemittelten Geschwindigkeit betrachtet. Für die Untersuchung der Hydrodynamik von Meeresströmungsturbinen oder für die Betrachtung der Gründungssicherheit von Offshore Bauwerken ist dies 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 voll ausgebildetes Profil. Die Geschwindigkeit erreicht schon rund 10 cm über der Platte ihren Maximalwert. Daher wurde das Geschwindigkeitsprofil zunächst ohne die Kraftwerksstruktur aufgemessen. Im Anschluss wurde das gewünschte Profil iterativ durch die Anbringung von Drahtgittern über der Vorderkante der Bodenplatte eingestellt.

Das aufgemessene Geschwindigkeitsprofil zeigt Abbildung 2.9. Dargestellt 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.

### 2.4.4 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 Gründungslasten wurden nicht in der Schnittstelle zwischen der Bodenplatte und dem Monopile, sondern über Wasser mit einer 6-Komponenten-Waage gemessen. Durch die Kraftmessung im Ausleger und die Freifahrtergebnisse konnten die Belastungen der gesamten Struktur sehr gut in ihre Komponenten zerlegt werden. So konnten für die einzelnen Kenngrößen Korrekturen entsprechend der Maßstabseffekte für die Prognose der Großausführung abgeleitet werden. Die Ergebnisse für das Fundamentmoment sind grafisch in Abbildung 2.10 dargestellt.

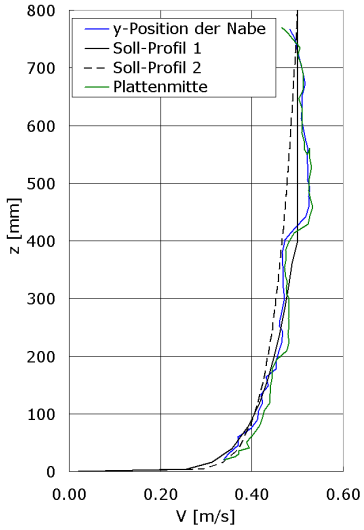


Abb. 2.9: Geschwindigkeitsprofil

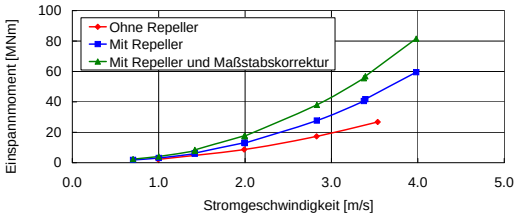


Abb. 2.10: Extrapolierte Lastmomente

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 gering. Ein unter einem Rotor angebrachtes Netz von Fäden zur Strömungsvisualisierung zeigte zwar eine deutli-

che Ablenkung der Strömung um den Monopile, jedoch keine Wirkung der Rotorblätter. Der gewählte Freischlag der Repeller über dem Gewässerboden von 6 m erscheint für die Vermeidung zyklischer Übergeschwindigkeiten durch die Repeller ausreichend zu sein. Dies bestätigten auch Geschwindigkeitsmessungen in Bodennähe.

### 2.4.5 Gesamtstruktur im Seegang

Die Versuche im Seegang wurden größtenteils für zwei Stromgeschwindigkeiten entsprechend 1,4 und 2,8 m/s in der Großausführung 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 regelmäßige Wellen mit verschiedenen Höhen und Perioden durchgeführt. Im Rahmen der in der Natur auftretenden Parameter-Kombinationen ist die Abhängigkeit der Strukturlasten von der Periode bei gegebener Wellenhöhe gering. Tendenziell sind 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 Anlauflängen durchgeführt. In Abbildung 2.11 sind für das Fundamentmoment die Mittel-, Minimal- und Maximalwerte bei einer Stromgeschwindigkeit von 2,8 m/s aufgetragen.

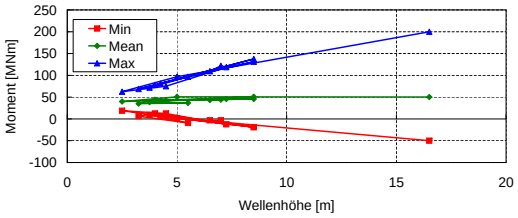


Abb. 2.11: Gründungsmoment im Seegang

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.

### 2.4.6 Freifahrt der Vertikalachsanlage

Als wichtigster Parameter der Rotorauslegung wurde zunächst die Auswirkung der Flügelzahl untersucht. Abbildung 2.12 zeigt die Messergebnisse für Versuchsaufbauten mit vier, drei und zwei Flügeln. Wie zu erwarten verschiebt sich der optimale Betriebspunkt mit sinkender 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 Schnelläufigkeit erklären.

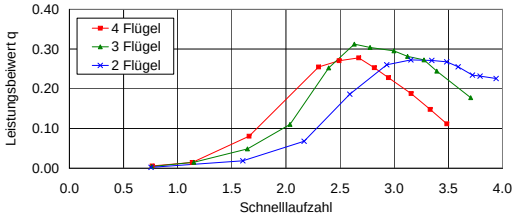


Abb. 2.12: Einfluss der Flügelzahl

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 2.13 zeigt den Verlauf des lokalen Anströmwinkels jedes Flügels während eines kompletten Umlaufs.

Zur Quantifizierung der Schwingungen einzelner Kenngrößen wurden zahlreiche zeitlich aufgelöste Messergebnisse ausgewertet und in einer idealisierten Modellierung zusammengestellt. Diese Auswertung berechnet für die eingegebenen Rotorabmessungen, die Anströmgeschwindigkeit sowie die Anzahl der Flügel Mittelwerte und Amplituden der wichtigsten

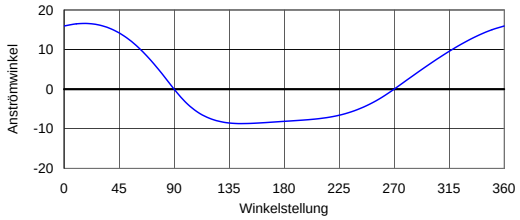


Abb. 2.13: Verlauf des Anströmwinkels

Kenngrößen im optimalen Betriebspunkt und stellt diese grafisch dar.

Wie schon bei den Repellern können die Vertikalachs-Rotoren mit verschiedenen Anstellwinkeln der Flügel betrieben werden. Die Variation des Anstellwinkels ist exemplarisch für eine dreiflüglige Konfiguration in Abbildung 2.14 dargestellt. Ein positives Vorzeichen beim Anstellwinkel steht für eine Rotation der Abströmkante nach innen.

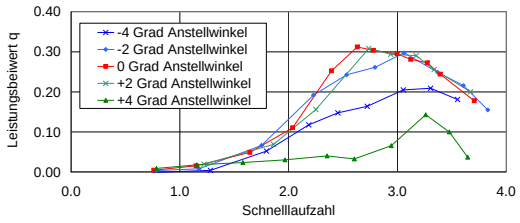


Abb. 2.14: Einfluss der Blattanstellung

Es zeigt sich, dass die tangentiale Grundeinstellung bereits das Optimum hinsichtlich der Energiewandlung darstellt. Die Momentenbeiwerte zeigen jedoch einen 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.

Die bisher vorgestellten Ergebnisse wurden in gleichverteilter Anströmung ermittelt. Der Betrieb der Anlage unter realen Umgebungsbedingungen erfolgt jedoch in einem 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 2.15 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.

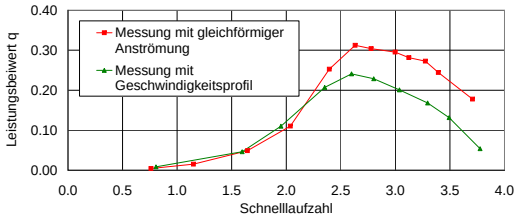


Abb. 2.15: Einfluss der Bodenreibung

Diese Ergebnisse zeigen die Nachteile einer in Bodennähe betriebenen Rotoranlage. Dies legt eine Optimierung der Rotorhöhe näher zur freien Oberfläche unter Berücksichtigung des Kavitationsrisikos nah.

### 2.4.7 Untersuchungen im Seegang

Bei den Versuchen mit der Vertikalachs-Turbine in regelmäßigen und unregelmäßigen, langkämmigen Seegängen 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, 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 2.16 zeigt den Effekt am Beispiel eines 3-flügligen Rotors im Glattwasser und einem Seegang, der in der Großausführung einer Wellenhöhe von fast 10 m entspricht.

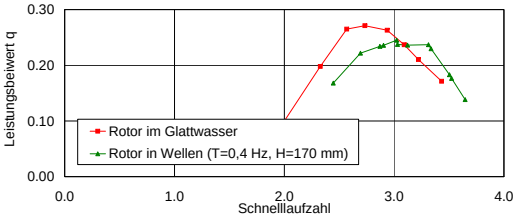


Abb. 2.16: Seegangseinfluss VAT

## 2.5 Versuche zum Sedimenttransport

Ergänzend zu den experimentellen Untersuchungen 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.

Der Beginn eines signifikanten Materialtransports konnte für einen Zylinder des Durchmessers D=0,12 m bei einer Anströmgeschwindigkeit von $V_\infty$=0,6 m/s festgestellt werden. Dies entspricht einer Wirbelfrequenz von 1 Hz. 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 Beobachtungen dem Verständnis der Vorgänge und können zur Überprüfung von Simulationen des Kolkungsprozesses im Modellmaßstab herangezogen werden. Abbildung 2.17 zeigt eine exemplarische Sedimentschüttung vor und nach einer Testfahrt mit 0,6 m/s.

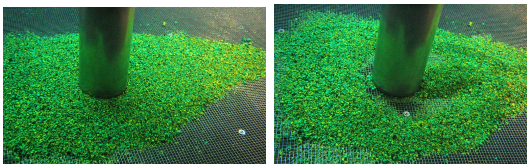

Abb. 2.17: Versuchsergebnis zum Sedimenttransport

## 2.6 Fazit der experimentellen Untersuchungen

Die umfangreichen Versuchsreihen lieferten vielfältige Ergebnisse und Einblicke in die Vorzüge und Nachteile der betrachteten Anlagenkonzepte. Die Charakteristik der Turbinen sowie der Lasten konnte eingehend untersucht werden. Es ist jedoch festzuhalten, dass die in den meisten Küstengebieten vorherrschenden 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 Seegängen. 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 im Laufe der Modellversuche festgestellten Maßstabseffekte sind durch die großen Abmessungen der Großausführung und die daraus resultierenden Maßstabsfaktoren sowie die kleinen Geschwindigkeiten signifikant. 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 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.

## 2.7 Flachwasserapproximation BEShiWa

Das Programm BEShiWa 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.

### 2.7.1 Flachwassergleichungen vom Boussinesq-Typ

Das Verfahren BEShiWa (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

$$\bar{u}(x,y,t) = \frac{1}{h(x,y)+\zeta(x,y,t)} \int_{-h}^{\zeta} u(x,y,z,t)dz \tag{2.7}$$

und

$$\bar{v}(x,y,t) = \frac{1}{h(x,y)+\zeta(x,y,t)} \int_{-h}^{\zeta} v(x,y,z,t)dz \tag{2.8}$$

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:

$$\begin{aligned} &\zeta_t + (\zeta_x + h_x)u + (\zeta_y + h_y)v \\ &+ (\zeta + h)(u_x + v_y) = 0 \end{aligned} \tag{2.9}$$

$$\begin{aligned} &u_t + uu_x + vu_y + g\zeta_x \\ &- \frac{h}{2}[h_x x u_t + 2h_x u_t x + h u_t xx \\ &+ h_x y v_t + h_y v_t x + h_x v_t y + h v_t xy] \\ &+ \frac{h^2}{6}(1 - 6C_B Q)[u_t xx + v_t xy] \\ &+ gh^2 C_{\mathrm{BQ}}(\zeta_x xx + \zeta_x yy) + 2\Omega sin\phi u \\ &= c_{\mathrm{F}} \frac{\rho}{2} \frac{u|u|}{h+\zeta} \end{aligned} \tag{2.10}$$

$$\begin{aligned} &v_t + uv_x + vv_y + g\zeta_y \\ &- \frac{h}{2}[h_x y u_t + h_y u_t x + h_x u_t y + h u_t xy \\ &+ h_y y v_t + 2h_y v_t y + h v_t yy] \\ &+ \frac{h^2}{6}(1 - 6C_B Q)[u_t xy + v_t yy] \\ &+ gh^2 C_{\mathrm{BQ}}(\zeta_x xy + \zeta_y yy) + 2\Omega sin\phi v \\ &= c_{\mathrm{F}} \frac{\rho}{2} \frac{v|v|}{h+\zeta} \end{aligned} \tag{2.11}$$

Zur besseren Lesbarkeit wurden die Überstriche bei den gemittelten Geschwindigkeiten weggelassen. Die Gleichungen beinhalten eine Dispersionskorrektur, mit der das Dispersionsverhalten kurzer Wellen verbessert werden kann. Hierzu nimmt der Parameter $C_{\mathrm{BQ}}$ 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 $\Omega$ die Winkelgeschwindigkeit der Erde und $\phi$ die geographische Breite. In den Impulsgleichungen (2.10) und (2.11) finden sich auf der rechten Seite Reibungsterme, die die Bodenrauhigkeit berücksichtigen.

### 2.7.2 Randbedingungen

Im Gegensatz zu potentialtheoretischen Verfahren und Euler- und RANSE-Methoden 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 (2.10) und (2.11) aufgeführten Reibungsterme. Allerdings hat sich gezeigt, dass die Bodenreibung ohne vorhandene Grundströmung wenig Einfluss auf die Wellenausbreitung hat.

### 2.7.3 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.

### 2.7.4 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 [9]) eignet sich besonders zur Beschreibung des Seegangs in der Nordsee.

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

$$\zeta(\xi,t) = \sum_{i=0}^{\infty} \sin\left((i+\tfrac{1}{2})\Delta\omega t - k_i\xi + \varepsilon_i\right)\eta_i \tag{2.12}$$

Hierin sind $\eta_i = \frac{1}{2}\sqrt{\int_{i\Delta\omega}^{(i+1)\Delta\omega} S(\omega)d\omega}$ und $\varepsilon_i$ 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 Grundschwingung 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.

### 2.7.5 Numerische Lösung

Die Differentialgleichungen (2.9) bis (2.11) 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.

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

#### Anfangsbedingung

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

#### Randbedingung

Die in das Rechengebiet einfallenden Wellen werden als Randbedingung modelliert. An einem Rand oder zwei aneinandergrenzenden Rändern werden die den Wellen entsprechenden Wellenerhebung und Geschwindigkeiten vorgegeben. Die vertikal integrierte Geschwindigkeit unter den Wellen mit Laufrichtung $\mu$ wird dann zu

$$\gamma(\xi,t) = \sum_{i=0}^{\infty} \frac{\zeta_i}{\zeta_i + h}\frac{\omega_i}{k_i}\left(1 + \frac{\sinh(k_i\zeta_i)}{\sinh(k_i h)}\right) \tag{2.13}$$

mit

$$\zeta_i = \eta_i \sin\left((i+\tfrac{1}{2})\Delta\omega t - k_i\xi + \varepsilon_i\right)$$
$$\omega_i = (i+\tfrac{1}{2})\Delta\omega$$
$$\tfrac{\omega_i}{k_i} = \sqrt{\tfrac{g}{k_i}\tanh k_i h}$$

In kartesischen Koordinaten sind dann

$$\begin{aligned} x &= \xi \cos\mu & y &= \xi \sin\mu \\ u(x,y) &= \gamma(\xi)\cos\mu & v(x,y) &= \gamma(\xi)\sin\mu \end{aligned}$$

### 2.7.6 Kopplung mit RANSE-/Euler-Lösern

Für eine effiziente Berechnung des 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:

$$\begin{aligned} \mathbf{u}(x,y,z,t) = \bar{\mathbf{u}} &+ \left(\tfrac{h^2}{6} - \frac{z}{2}\right)\nabla(\nabla\cdot\bar{\mathbf{u}}) \\ &- \left(\tfrac{h}{2} + z\right)\nabla[\nabla\cdot(h\bar{\mathbf{u}})] \end{aligned} \tag{2.14}$$

$$\begin{aligned} w(x,y,z,t) = &-[z(\nabla\cdot\bar{\mathbf{u}}) + \nabla\cdot(h\bar{\mathbf{u}})] \\ &- \tfrac{z}{6}(h^2 - z^2)\nabla\cdot[\nabla(\nabla\cdot\bar{\mathbf{u}})] \\ &+ \tfrac{z}{2}(h+z)\nabla\cdot\nabla[\nabla\cdot(h\bar{\mathbf{u}})] \end{aligned} \tag{2.15}$$

mit

$$\begin{aligned} \mathbf{u}(x,y,z,t) &= [u,v]^{\mathrm{T}} \\ \bar{\mathbf{u}}(x,y,t) &= [\bar{u},\bar{v}]^{\mathrm{T}} \end{aligned}$$

Die Berechnung der vertikal gemittelten horizontalen Geschwindigkeitskomponenten für BEShiWa erfolgt durch vertikale Integration der dreidimensionalen Feldvariablen in MOUSE entsprechend (2.7) und (2.8). Die Wellenerhebung ergibt sich implizit aus der Level-Set-Funktion.

### 2.7.7 Simulationsbeispiele

Mit dem erarbeiteten Verfahren kann jetzt die Ausbreitung beliebiger Seegangssituationen simuliert werden. Abbildung 2.18 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 2.19 ist ein ähnlicher Fall gezeigt, hier beträgt die Windgeschwindigkeit 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 2.20 sind die Wellenschnitte darstellt. Beim Fortschreiten der Wellen in das flache Gebiet erreichen fast alle Wellen des Spektrums die maximale Wellenausbreitungsgeschwindigkeit. Rechts in der Darstellung ist dies besonders deutlich zu sehen: 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.

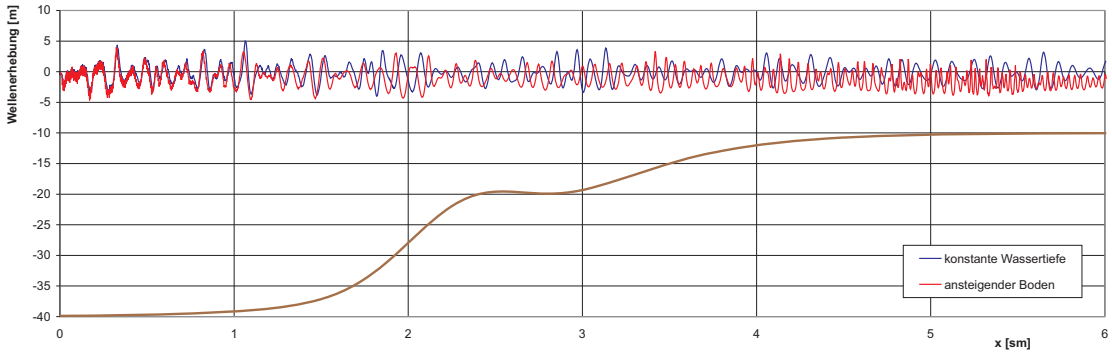


Abb. 2.18: Wellenausbreitung des Seegangs nach JONSWAP ($V_{\mathrm{W10}} = 15$ m/s, Windeinwirklänge 500 km)

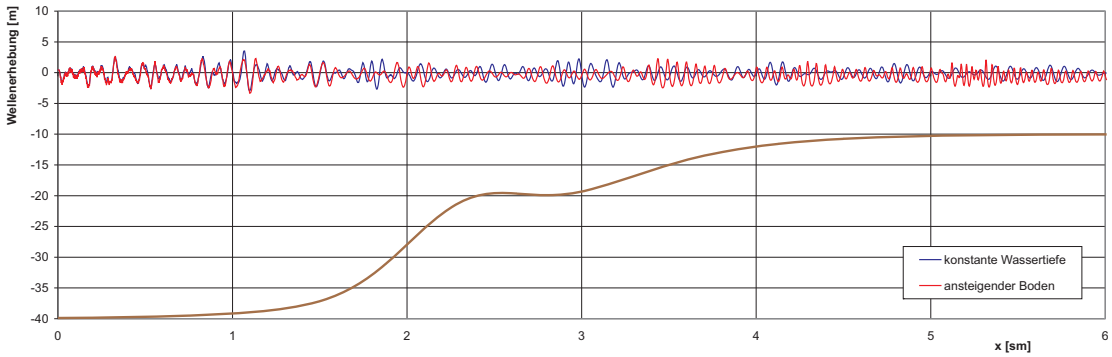


Abb. 2.19: Wellenausbreitung des Seegangs nach JONSWAP ($V_{\mathrm{W10}} = 10$ m/s, Windeinwirklänge 500 km)

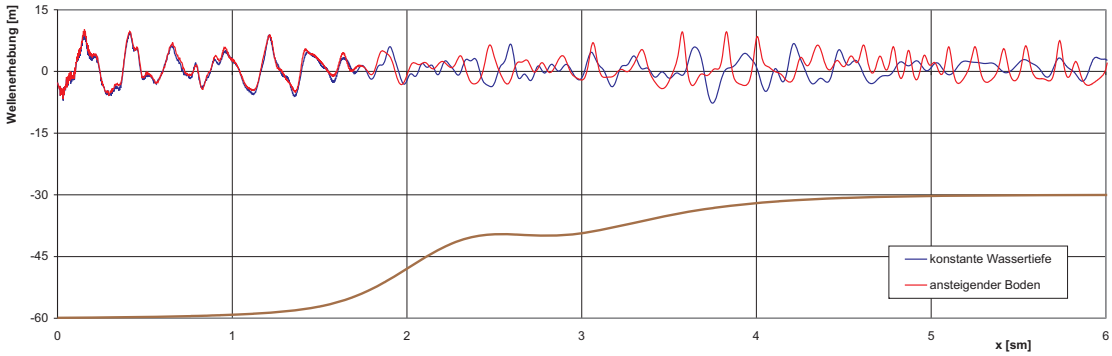


Abb. 2.20: Wellenausbreitung eines langkämmigen Seegangs (modale Wellenlänge ca. 400 m bei 60 m Wassertiefe) beim Übergang

## 2.8 Weiterentwicklung des 3D-Feldlösers MOUSE zur vollständig gekoppelten instationären Berechnung rotierender Systeme an Bauwerken

Die Berechnungsmethoden basieren auf dem Programmpaket MOUSE, dessen funktionaler Umfang entsprechend der Erfordernisse erweitert wurde. Zu nennen sind vor allem erweiterte Methoden zur gekoppelten Simulation rotierender Bauteile innerhalb statischer Anordnungen.

### 2.8.1 Grundzüge des Basislösers für Strömungen mit freier Oberfläche

Das Basispaket MOUSE ist aufgrund der Historie und vielfachen Nutzung bereits mehrfach ausführlich beschrieben. Die für das vorliegende Forschungsprojekt wesentlichen Eckpfeiler werden daher im Folgenden nur kurz zusammengefasst. Detailliertere Darstellungen der Methoden sind z. B. [6] (Grundlagen) oder in [20] (Spezifische Methoden für schiffstechnische Simulationen) dargestellt.

Das in MOUSE implementierte Lösungsverfahren basiert auf einer Finite-Volumen Diskretisierungsmetode in vorwiegend knotenzentrierter Anordnung. Die Datenstruktur ermöglicht Simulationen auf unstrukturierten und hybriden Gittern.

Für inkompressible Strömungen, wie sie im schiffstechnischen Kontext zu simulieren sind, stehen unterschiedliche Methoden zur Verfügung. Die Erhaltungsgleichungen lauten in differentieller Form:

$$\mathrm{div}\vec{v} = 0$$
$$\frac{\partial \vec{v}}{\partial t} + \vec{v}\mathrm{div}\vec{v} + \frac{1}{\rho}\nabla p - \mathrm{div}\sigma = \vec{f}$$

Hierin sind $\vec{v}$ der Geschwindigkeitsvektor, p der Druck, $\rho$ die Dichte und $\sigma$ der Spannungstensor ohne Druckanteil und $\vec{f}$ ist der Vektor der spezifischen Volumenkräfte, 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. 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 $\Psi$ kann über verschiedene Diskretisierungsansätze erfolgen. Eine Upwindformulierung auf der MOUSE-eigenen Finite-Volumen-Diskretisierung zeigte sich als besonders geeignet und findet daher durchgängig Verwendung. 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 $\Psi$-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.

Die Lösung der Erhaltungsgleichungen des transienten, inkompressiblen Fluids selbst kann über verschiedene numerische Methoden erfolgen. Zu erwähnen sei an dieser Stelle die Methode der künstlichen Kompressibilität, die sich durch gute Robustheit auszeichnet und über eine quasi-implizite, duale Zeitintegration für transiente Strömungen in dynamischen Systemen eignet.

$$\frac{1}{\rho\beta^2}\frac{\partial p}{\partial \tau} + \mathrm{div}\vec{v} = 0$$
$$\frac{\partial \vec{v}}{\partial \tau} + \frac{\partial \vec{v}}{\partial t} + \vec{v}\mathrm{div}\vec{v} + \frac{1}{\rho}\nabla p - \mathrm{div}\sigma = \vec{f}$$

Im diskretisierten Gleichungssystem werden die physikalischen Zeitableitungen als Quellen behandelt, so dass hyperbolische Integrationsverfahren zur Lösung angewendet werden können. In jedem Zeitschritt werden die künstlichen Zeitableitungen zu Null getrieben, so dass die Kontinuitätsgleichung erfüllt ist.

### 2.8.2 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, die sehr allgemein und ohne Eingriff in die Gestalt der diskretisierten Gitter-

zellen möglich ist, Abbildung 2.21. Die Overset-Methode eignet sich somit besonders für relativ bewegte Systeme und erlaubt beliebige Relativbewegungsmodelle. Hierbei bewegen sich die anzukoppelnden Zellen und Gitterpunkte übereinander hinweg. Hervorzuheben ist ferner die Austauschbarkeit und freie Kombinierbarkeit verschiedener Objekte. Die Methode bietet sich somit in besonderem Maße für Parameterstudien oder Optimierungsaufgaben an.

Die Overset-Technik ist insbesondere im Zusammenspiel mit unstrukturierten und hybriden Gittern eine relativ neue und noch wenig erforschte Methode. Hervorzuheben sind z.B. Arbeiten von [22] und [23], 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 [21], 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.

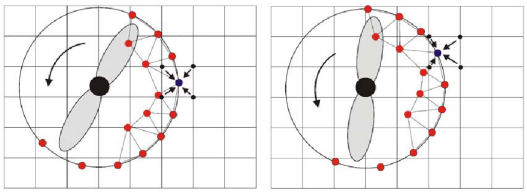

Abb. 2.21: Overset-Gitterstrategie: Starre Teilgitter mit wechselseitiger Informationsübertragung bei veränderlicher Zuordnung

### 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 im Allgemeinen eine relativ enge Vernetzung um jedes Objekt ausreichend ist. Die Elementtypen sind entsprechend der Eigenschaften des zugrunde liegenden Programmpakets MOUSE frei wählbar. 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 vergleichbar den Methoden der Computergrafik. So werden die Objekte in Baumstruktur angeordnet und ggf. rekursiv bewegt. Die jeweilige Position wird mittels eines Szenerie-Datensatzes beschrieben, der im Laufe einer Simulation 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.

### 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 der Rotoren-Gitter. An diesen werden die Strömungsvariablen des darunter liegenden Hintergrundgitters per Interpolation herangezogen. 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 vermie-

den werden muss. Abbildung 2.22 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.

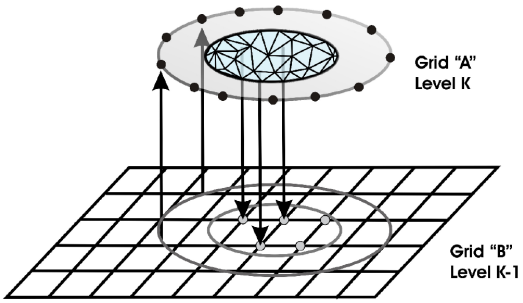


Abb. 2.22: Schematische 2D-Darstellung der Interpolationskopplung in zwei Hierarchieebenen K-1 und K. Die Pfeile geben die Richtung der Datenübertragung an. Eine Schutzzone in der keine Datenübertragung stattfindet, hier grau dargestellt, ist erforderlich.

Aufgrund der vielfachen, wechselseitigen Interpolationen ist ein leistungsfähiger Such- und Interpolationsalgorithmus erforderlich. Die algorithmische Komplexität dieser Kopplung, insbesondere bei Simulationen relativ bewegter Systeme auf Rechenanlagen mit verteiltem Speicher, z.B. Cluster, ist daher auch der größte Nachteil der Overset-Methode und der Hauptgrund, warum diese Methoden trotz ihrer deutlichen Vorteile noch wenig Verbreitung gefunden haben.

Als besonders effiziente Interpolationsmethode hat sich eine Split-Tree Variante 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 über mehrere Filteroperationen eine Suche des Zielelements, in dem über eine Sub-Tetraeder-Zerlegung eine stückweise lineare Interpolation erfolgt.

### 2.8.3 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.

#### 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. Eine Veränderung der Bodentopographie führt zudem zu ebenfalls veränderten Randbedingungen 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.

### 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 $O(10^{20})$, als Individuen zu simulieren. Die Bewegungsgleichungen der repräsentativen Sedimente, Abbildung 2.23, lauten:

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

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

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

Hierbei sind $\vec{a}$ die Beschleunigung, $m$ die

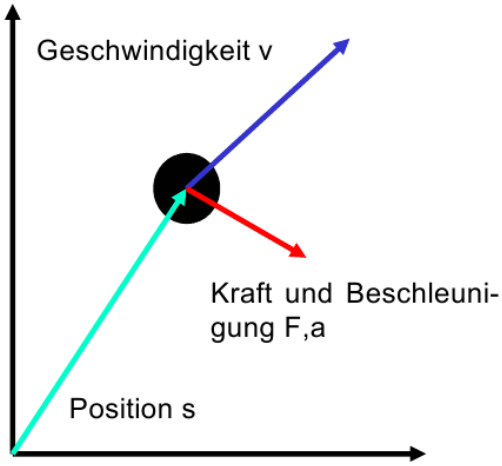


Abb. 2.23: Flugmechanik eines repräsentativen Sedimentkorns

Masse des Sediments, $F$ die auf das Sediment einwirkende Kraft, $\Delta\vec{v}$ die Geschwindigkeitsänderung und $\Delta\vec{s}$ die Änderung des Ortsvektors längs der Bewegungstrajektorie und 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. Der Beobachtung folgend, werden die Sedimente durch die Strömung mitgerissen um dann nach einer kurzen Flugphase wieder zu deponieren, Abbildung 2.24. 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. Nach ei-

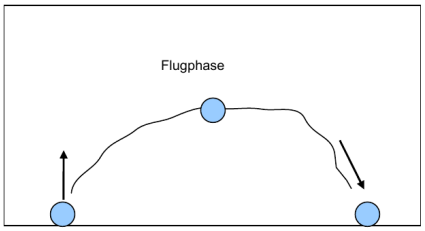


Abb. 2.24: Auslösung, Flugphase und Deposition eines repräsentativen Sedimentkorns

ner 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 ausrei-

chende Anzahl an Sedimenten zur Auswertung verfügbar zu haben. Eine Reflexion erfolgt an Bauteiloberflächen die keine Deposition ermöglichen, z.B. an senkrechten Wänden. 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.

### 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 2.25. Bisher erfasste Einflüsse sind:

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

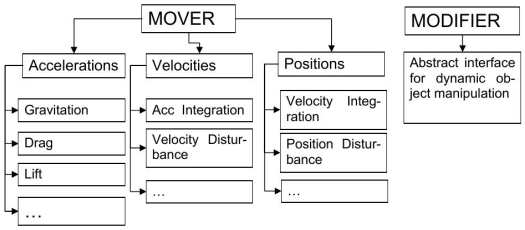


Abb. 2.25: Methodensammlung für Sedimenttransport

Da die Partikel auf dem Hintergrundnetz 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 Overset-Methode entwickelte Splittree Such- und Interpolationsverfahren wiederverwertet. Aufgrund hoher Anzahlen (Millionen) repräsentativer Sedimentkörner, vgl. auch Berechnungsbeispiel und der fortlaufend wiederkehrenden Interpolationen, ist die hohe Leistungsfähigkeit des Splittree-Verfahrens von besonderer Bedeutung. Simulationen mit mehreren Millionen repräsentativer Sedimentkörner 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 Größenordung von einigen hundert Millionen Sedimentkörnen angestrebt.

### Exemplarische Vorgehensweise zur Simulation mittels Overset-Methode

Zur Simulation des Modells aus Abbildung 2.4 wurden unterschiedliche Gitter erzeugt, die mittels der Overset-Methode miteinander verknüpft wurden. Anhand eines Rotors mit zwei Blättern wird die Vorgehensweise dargestellt. Der erste Ansatz zur Simulation eines solchen Vertikalachsers erfolgte mit einer starken Reduktion des Modells, denn es wurden die abtreibende Welle und die Kreisringe zur Montage der Blätter nicht berücksichtigt. Der Rotor besteht also nur aus den sich drehenden Blättern. Deshalb wurde in einem ersten Schritt 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 zweimal eingelesen. Die zwei Gitter werden nun in einen vernetzten Kreisring eingesetzt. 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 zwei 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 schlechtesten Fall werden zwei nicht voneinander abhängige Lösungen existieren. Im letzten Schritt wird noch ein Hintergrundgitter generiert und die Repeller-Einheit mit diesem verknüpft, Abbildung 2.26. Ein Vorteil der Overset-Methode ist die Wiederverwertbarkeit der erzeugten Gitter. Hier können nun Simulationen mit un-

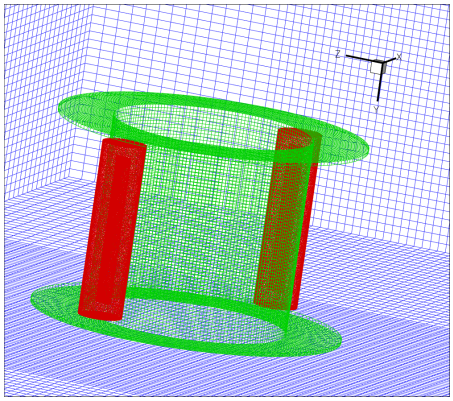

Abb. 2.26: Zwei Rotorblätter mit Koppelgitter im Hintergrundgitter

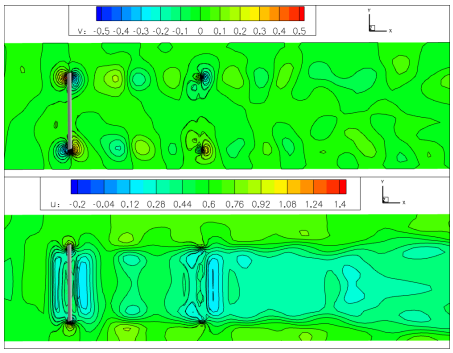


Abb. 2.27: Schnittebenen mit Isolinien der Geschwindigkeiten v in vertikaler Richtung und Isolinien der Anströmung u von links (x-Richtung) zu zwei verschiedenen Zeiten

terschiedlichen Blattzahlen durchgeführt werden, ohne neue Gitter generieren zu müssen.

### Simulation eines Vertikalachsers mit zwei Blättern

Mit dem Rechengebiet, welches im vorangehenden Abschnitt beschrieben ist, wird nun eine Simulation durchgeführt. Die Geschwindigkeit der ungestörten Anströmung liegt bei 0,608 m/s, und die Drehrate des Rotors wurde zu 0,68 1/s gewählt. Diese Drehzahl beschrieb im Experiment in guter Nährung einen optimalen Betriebspunkt. In Abbildung 2.27 sind die Geschwindigkeiten in vertikaler Richtung und in Richtung der Anströmung dargestellt. Bei der gewählten Situation handelt es sich um einen Zeitpunkt, bei dem beide Blätter fast senkrecht zur Anströmrichtung stehen. Die Geschwindigkeit in Strömungsrichtung ist hinter dem Rotor deutlich verzögert und von den Blattspitzen lösen sich Wirbel ab, die in Strömungsrichtung transportiert werden. Insgesamt handelt es sich um einen hochgradig instationären Prozess, siehe auch Abbildung 2.28. Vergleicht man das Drehmoment aus der Simulation mit dem Experiment, so zeigt sich in der Amplitude eine recht große Abweichung. Die Übereinstimmung bei der Widerstandskraft und der Querkraft, Abbildung 2.29, sind deutlich besser. Insgesamt liegt jedoch eine recht gute Übereinstimmung vor.

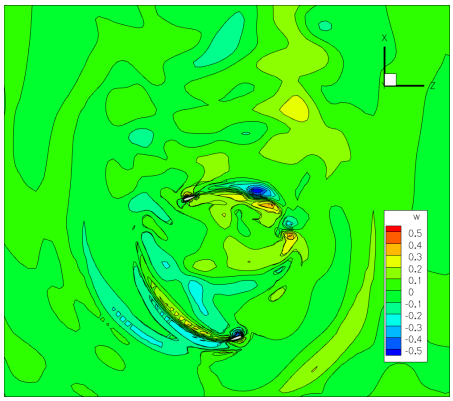


Abb. 2.28: Schnittebene mit Isolinien der Geschwindigkeit quer zur Anströmung

### Simulation eines Zweiflüglers mit Berücksichtigung weiterer Bauteile

Bei der bisherigen Simulation wurde der Rotor nur durch die Blätter modelliert. In diesem

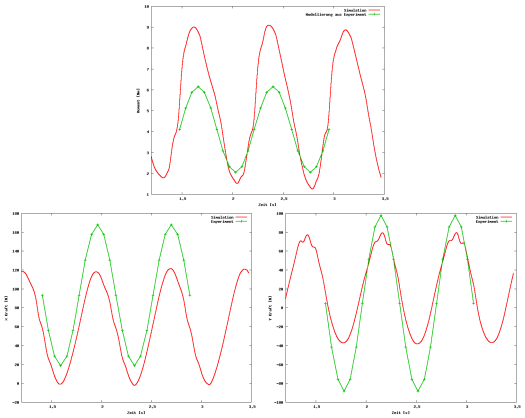

Abb. 2.29: Vergleich von Moment um die Drehachse, Widerstandskraft und Querkraft zwischen Simulation und Experiment

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 2.30, welches in die Overset-Struktur des Netzes aus Abbildung 2.26 hinzugefügt wurde. 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 2.30. Die Simulation unter Hinzunahme der Drehachse und den beiden Kreisringen ist hier der Strömungszustand mit der höchsten Komplexität. Wie in den vorhergehenden Simulationen zeigen sich hier die von den Blattspitzen abgehenden Wirbel. Durch die Berücksichtigung der Kreisringe ergeben sich nun aber auch zusätzliche Wirbel die von diesen abgehen, Abbildung 2.31. Beim Vergleich des Drehmomentes, Abbildung 2.32, zeigt sich, dass eine bessere Annäherung an das Experiment erfolgt, wenn die Drehachse berücksichtig wird. Das Drehmoment für den detaillierten Rotor liefert jedoch nicht die beste Approximation an das Experiment. Dies kann daran liegen, dass im Gegensatz zu allen vorherigen Simulationen, gerade für diesen Fall ein neues Gitter generiert werden musste, so dass dies zu Unterschieden führen kann.

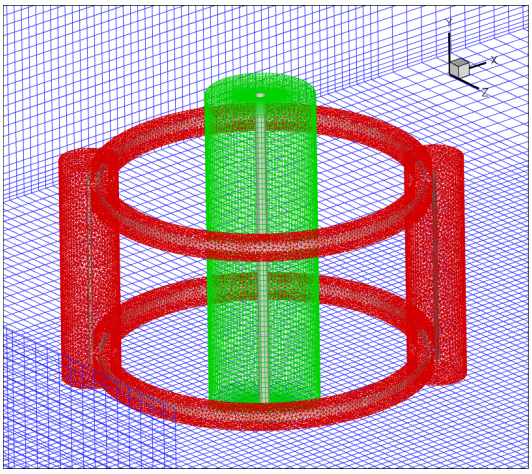

Abb. 2.30: Verknüpfte Gitter für detaillierten Rotor

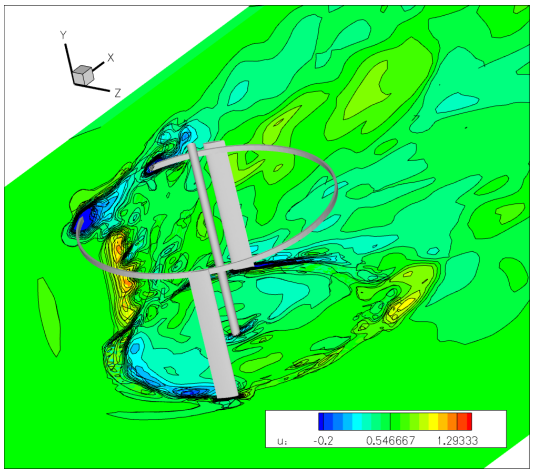


Abb. 2.31: Schnittebenen mit Isolinien der Geschwindigkeitskomponente in Anströmrichtungtrömung des Rotors

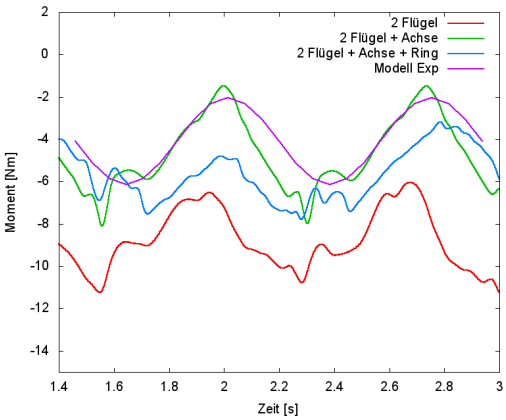


Abb. 2.32: Vergleich des Drehmomentes von Simulation und Experiment unter Berücksichtigung unterschiedlicher Rotorbauteile

### 2.8.4 Beispielrechnung zum Sediment

Zur Simulation des Sedimenttransportes wurde die Umströmung eines Monopiles berechnet. Das Sediment, ca. fünf Millionen 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 2.33 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 aufwändige 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.

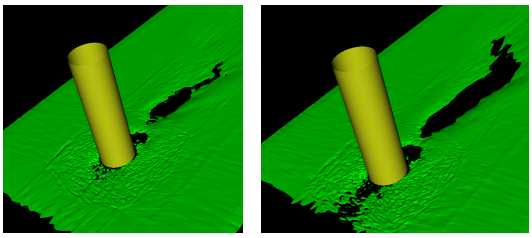

Abb. 2.33: Modellierung des Sedimenttransportes am Beispiel eines Monopiles zu unterschiedlichen Zeitpunkten

### 2.8.5 Zusammenfassung der numerischen Entwicklungen und Simulationen

Der Umfang der Simulationsmöglichkeiten wurde durch die Entwicklung der Overset-Methode für rotierende Systeme erheblich vergrößert. 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 Vertikalachsern, wird durch Verwendung gleicher Gitter die Vergleichbarkeit der Ergebnisse erhöht. Die Ergebnisse der Simulationen zeigen eine zufriedenstellende 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, dass physikalische Phänomene, die zur Ablagerung von Sediment führen, leicht implementiert werden können.

# 3 Gründungsauslegung und Gründungsbemessung

## 3.1 Zielsetzung

Die Entwicklung eines geeigneten Gründungskonzepts für kombinierte Offshore Windenergie- und Tideströmungsanlagen und die Festlegung der Gründungsabmessungen richten sich nach dem potentiellen Anlagenstandort und damit nach der dort vorherrschenden Belastungssituation und den vorhandenen Baugrundverhältnissen.

Für die Gründung ist insbesondere das langfristige Betriebsverhalten unter fortwährender zyklischer Belastung aus Wind, Wellen, Strömung und Eis von Bedeutung. Die zyklische Belastung führt zwar nicht notwendigerweise zu einem endgültigen Verlust der Standsicherheit, kann jedoch die Gebrauchstauglichkeit der Anlage, damit ihren Betrieb und letztendlich ihre Wirtschaftlichkeit entscheidend beeinträchtigen. Hierbei stellt die Kombination mit einer Tideströmungsanlage eine erweiterte Lastsituation dar, deren Auswirkung auf das Tragverhalten der Gründung beurteilt werden muss. Bei hohen Strömungsgeschwindigkeiten kann es zudem je nach Gründungstyp und Baugrundeigenschaften zur Ausbildung eines Kolks kommen, der ebenfalls die Standsicherheit und Gebrauchstauglichkeit der Gründung beeinträchtigen kann.

## 3.2 Standortwahl und Baugrunderkundung

Die Wahl eines potentiellen Standortes richtet sich primär nach der zu erwartenden Energieausbeute der Anlagen. Eine bodenmechanische Bewertung dieses Standorts gibt dann Auskunft über die vorhandenen Baugrundverhältnisse, auf deren Grundlage in Abhängigkeit der vorliegenden Belastungssituation eine geeignete Gründungsart ausgewählt wird. Für eine aussagefähige bodenmechanische Standortbewertung ist die Durchführung detaillierter geophysikalischer und geotechnischer Baugrunderkundungen unerlässlich. Auf Grundlage der Erkundungen werden dann u. a. ein maßgebendes Profil des Baugrundaufbaus aufgestellt sowie charakteristische Bodenkennwerte für den Entwurf und die Bemessung der Gründungskonstruktion festgelegt.

Das Bundesamt für Seeschifffahrt und Hydrographie (BSH) definiert im „Standard Baugrunderkundung für Offshore Windenergieparks“ Mindestanforderungen für die Durchführung geophysikalischer und geotechnischer Erkundungen für Offshore Windenergieanlagen ([2]). Dieser Standard wurde unter Mitwirkung des Instituts für Grundbau und Bodenmechanik der Universität Duisburg-Essen (IGB) entwickelt und erstmalig 2004 herausgegeben (vgl. [13]). Die aktuelle Version wurde während der Laufzeit des hier vorgestellten Forschungsvorhabens überarbeitet, wobei dem IGB die Federführung für den geotechnischen Teil oblag (vgl. [11]). Die dort festgelegten Anforderungen an die geophysikalische und geotechnische Baugrunderkundung können auch auf kombinierte Offshore Windenergie- und Tideströmungsanlagen angewendet werden.

## 3.3 Gründungsvarianten und charakteristische Belastung der Gründung

Als geeignete Lösungen zur Gründung kombinierter Offshore Windenergie- und Tideströmungsanlagen kommen bei moderaten Wassertiefen Monopilegründungen in Betracht, bei denen der Strömungsrepeller als Twinrotor mit horizontaler Achse ausgebildet wird (siehe Abbildung 3.1, links). Bei größerer Wassertiefe und der daraus folgenden größeren Belastung auf die Gründung sind aufgelöste Strukturen besser geeignet, da sie eine Verteilung der Lasten auf einzelne Gründungselemente bewirken, deren Abmessungen aus bemessungstechnischer und konstruktiver Sicht so in beherrschbaren Grenzen gehalten werden (Näheres dazu in [4]).

Im Laufe des Forschungsvorhabens WindTide hat sich darüber hinaus eine Strömungsanlage mit einem vertikalen Strömungsrepeller (Vertikalachser) als geeignet herausgestellt, da durch die vertikale Anordnung bei gleicher Grundrissfläche ein größerer Strömungsquerschnitt genutzt werden kann (vgl. Abbildung 3.1, rechts). Allerdings treten bei dieser Anlage größere Belastungen der Gründung auf als beispielsweise bei einem Twinrotor. Außerdem wird bei einem Vertikalachser

im Vergleich zu einem Twinrotor zusätzlich ein Torsionsmoment in die Gründung eingeleitet.

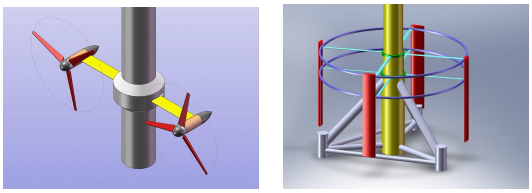

Abb. 3.1: Monopilegründung mit Twinrotor (links) und Vertikalachser (rechts)

In Tabelle 3.1 ist die Größenordnung der Horizontal- und Momentenbelastung in der Gründungsebene einer kombinierten Anlage mit einem Twinrotor bzw. einem Vertikalachser angegeben. Der Belastungsermittlung liegt eine Windenergieanlage mit einer Nabenhöhe von 95 m über dem Ruhewasserspiegel und einem Rotordurchmesser von rd. 125 m zu Grunde. Bei der Belastung aus der Windenergieanlage handelt es sich um quasistatische Ersatzlasten, die während eines Extremereignisses (hier 50-Jahresextremwelle) auftreten können (vgl. [13]). Dabei wurde von einer Wassertiefe von 40 m ausgegangen. Die zusätzlich auf die Strömungsturbine einwirkende Strömungsbelastung gilt für eine Strömungsgeschwindigkeit von 2,8 m/s und einen Monopiledurchmesser von 6 m. Die Strömungslasten für den Twinrotor mit einem Repellerdurchmesser von 8 m wurden mit dem Impulssatz ermittelt und stimmen der Größenordnung nach mit den Messergebnissen des DST überein. Für die Strömungsbelastung auf einen Vertikalachser wurden die Messergebnisse des DST unmittelbar verwendet. Sie gelten für einen vierflügeligen Vertikalachser mit einem Durchmesser von 50 m und einer Rotorhöhe von 30 m.

Die zusätzliche auf die Strömungsturbine einwirkende Wellenbelastung für eine Wellenhöhe von 16 m wurde mit Hilfe des Computerprogramms WAVELOADS ([15]) auf Grundlage des SOBEY-FOURIER-Modells für regelmäßigen Seegang ermittelt. Für die Ausleger, an denen die Repeller des Twinrotors angebracht werden, ist somit die Belastungsermittlung möglich. Die Wellenbelastung auf einen Vertikalachser kann jedoch nicht ohne weiteres ermittelt werden.

Tabelle 3.1liefert damit einen ersten Überblick über die zu erwartende Größenordnung der Lasten. Danach überwiegt die Belastung aus dem Biegemoment, wobei der weitaus größere Anteil aus der Windenergieanlage resultiert, die auch Horizontallasten in nennenswerter Größenordnung in die Gründung einleitet. Beachtlich ist, dass bei einer als Vertikalachser ausgebildeten Strömungsturbine ein Torsionsmoment in die Gründung eingeleitet wird, das beinahe doppelt so groß ist wie das Torsionsmoment aus der Windenergieanlage. Die Torsionsbeanspruchung einer Gründung ist ein eher untypischer Lastfall, ihre Auswirkung auf das Tragverhalten der Gründung wurde daher wenig untersucht (vgl. dazu [17]; [16]). Belastbare Bemessungsansätze gibt es derzeit nicht.

Abbildung 3.2 zeigt exemplarisch die Ergebnisse einer Verformungsprognose für einen Vertikalachser unter der hochgradig komplexen Belastung nach Tabelle 3.1 auf Basis einer 3D-Finite-Elemente-Berechnung mit dem Programm ABAQUS/Standard ( [1]). Als Baugrund wurde exemplarisch ein leicht plastischer Schluff gewählt, wie er auch in den Planungsgebieten der Offshore Windparks in Nord- und Ostsee vorhanden sein kann (vgl. [10]). Einzelheiten der Berechnung sind in [4] erläutert.

Wie in Abbildung 3.2 erkennbar ist, werden durch das Torsionsmoment zusätzliche Schubspannungen im Boden hervorgerufen, die unter Umständen zu einer größeren Pfahlkopfverformung führen können. Bei den hier untersuchten Randbedingungen konnte jedoch keine nennenswerte Verformungszunahme nachgewiesen werden. Ursächlich dafür ist die im Vergleich zur Biegebelastung immer noch sehr geringe Torsionsbeanspruchung des Pfahls, die relativ problemlos in den anstehenden Boden eingeleitet werden kann. Die Auswirkungen eines Torsionsmoments auf die Pfahlverformung sind daher im Einzelfall zu untersuchen und entsprechend zu bewerten.

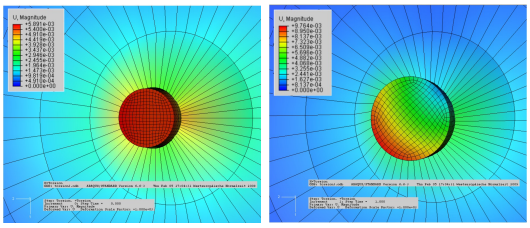

Abb. 3.2: Vergleich der Pfahlverformung ohne (links) und mit Torsionsmoment (rechts)

Insgesamt haben die Ergebnisse des Forschungsvorhabens jedoch gezeigt, dass eine zuverlässige Ermittlung der auf die Gründung

| Belastung aus... | Windenergie-anlage | Strömungsturbine | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| | | Strömung | | Seegang | |
| | | Twinrotor | Vertikalachser | Twinrotor | Vertikalachser |
| Horizontalkraft H [MN] | 16 | 2 | 3 | 5 | - |
| Biegemoment M [MNm] | 562 | 27 | 45 | 126 | - |
| Torsionsmoment $M_T$ [MNm] | 4 | 0 | 7 | - | - |

Tab. 3.1: Schnittgrößen einer kombinierten Offshore Windenergie- und Tideströmungsanlage mit unterschiedlichen Unterwasserrotoren in Höhe OK Meeresboden (Wassertiefe 40 m)

einer kombinierten Anlage einwirkenden Lasten noch schwierig ist. Dies betrifft die Überlagerung der Lasten aus Wind, Wellen und Strömung aus Windenergieanlage und Strömungsturbine und die Angabe maßgebender Beanspruchungskollektive mit der jeweils zugehörigen Überschreitungshäufigkeit.

## 3.4 Vorgehensweise bei der Gründungsbemessung

Die Bemessung der Gründung einer kombinierten Offshore Windenergie- und Tideströmungsanlage erfolgt nach dem in Abbildung 3.3 dargestellten zweistufigen Bemessungskonzept. In der ersten Stufe wird die Gründung für die während der Betriebsdauer zu erwartende Extrembelastung dimensioniert. Maßgebend sind die Nachweise der Grenztragfähigkeit und Gebrauchstauglichkeit nach DIN 1054 (2005), für die die Extrembelastung als quasistatische Ersatzbelastung angesetzt wird. Die Nachweise können grundsätzlich mit einem der bekannten und bewährten Berechnungsverfahren, für Monopiles z. B. mit dem modifizierten p-y-Verfahren nach [25], geführt werden.

In der zweiten Stufe des Bemessungskonzepts wird das Betriebsverhalten der so dimensionierten Gründung unter dem Einfluss zyklischer Belastung über ihre Lebensdauer prognostiziert. Dabei wird geprüft, ob eine so genannte Stabilisierung der Verformungen im lastabtragenden Bereich des Bodens eintritt und die daraus resultierenden Systemverformungen die zu definierenden Gebrauchstauglichkeitskriterien für einen ordnungsgemäßen Betrieb der kombinierten Anlage nicht überschreiten.

Das Systemverhalten einer Gründung unter zyklischer Belastung wird im wesentlichen durch das zyklische Spannungsverhältnis C bestimmt, das durch die äußere zyklische Be-

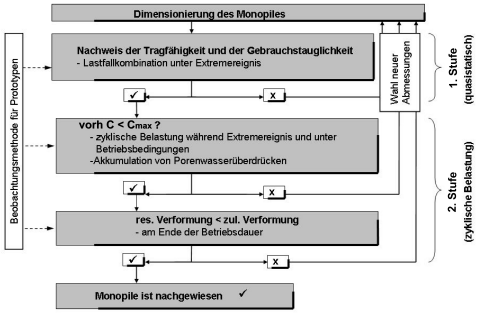


Abb. 3.3: Bemessungskonzept für kombinierte Offshore Windenergie- und Tideströmungsanlagen am Beispiel einer Monopilegründung

lastung im lastabtragenden Bereich der Gründung hervorgerufen wird und das das so genannte zyklische Kriechen, also die Akkumulation plastischer Verformungen im Boden, maßgebend beeinflusst. Das zyklische Belastungsverhältnis C ist definiert als die vorhandene zyklische Deviatorspannung $(\sigma_1 - \sigma_3)_{zyk}$ bezogen auf die statische Deviatorspannung $(\sigma_1 - \sigma_3)_{max,stat}$ im Bruchzustand des Bodens, die z. B. aus einem statischen Triaxialversuch abgeleitet wird:

$$C = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)_{zyk}}{(\sigma_1 - \sigma_3)_{max,stat}} \tag{3.1}$$

Oft setzt erst ab einem bestimmten zyklischen Spannungsverhältnis eine nennenswerte Akkumulation plastischer Dehnungen im Boden ein. Diese untere Grenze wird auch als Dauerfestigkeit bezeichnet. Ab einer bestimmten Obergrenze des zyklischen Belastungsverhältnisses kommt es hingegen zu einer überproportionalen Verformungszunahme, die zu einem progressiven Versagen des Bodens bereits

nach wenigen Lastzyklen führt. Ein solcher Zustand ist unbedingt zu vermeiden.

Innerhalb dieser Spannungsgrenzen tritt eine Stabilisierung der plastischen Verformungszunahme ein (so genannte Beruhigung) und die Größe der über die Zyklenzahl akkumulierten plastischen Dehnung kann prognostiziert werden. Eine solche Stabilisierung ist insbesondere typisch für bindige Böden, in nichtbindigen Böden kann jedoch oft keine bzw. keine reine Stabilisierung festgestellt werden.

Diese Spannungsgrenzen sind in bodenmechanischen Elementversuchen für die jeweils im lastabtragenden Bereich anstehenden Böden zu ermitteln und den zu erwartenden zyklischen Spannungsverhältnissen gegenüberzustellen. Für zyklische Spannungsverhältnisse innerhalb der Spannungsgrenzen sind dann die akkumulierten plastischen Verformungen für die angestrebte Betriebsdauer zu ermitteln.

Durch Implementierung dieser Ergebnisse in ein geeignetes Berechnungsmodell für das System „Gründung“ werden anschließend die Verformungen der Gründung bis zum Ende der Betriebsdauer berechnet. Lässt diese Langzeitverformung einen durchgängigen Betriebsablauf zu, so ist die Gründung nachgewiesen. Andernfalls ist die Gründung neu zu dimensionieren.

Es bleibt zu beachten, dass eine Verifizierung dieses Bemessungskonzepts derzeit nur durch Anwendung der Beobachtungsmethode im Sinne von DIN 1054 (2005) möglich ist. Im Folgenden werden ausgewählte Aspekte der zweiten Stufe des Bemessungskonzepts näher erläutert.

### 3.4.1 Abschätzung der Spannungsverhältnisse im Nahfeld der Gründung

Die zu erwartenden zyklischen Spannungsverhältnisse im lastabtragenden Bereich der Gründung müssen zu Beginn der Analyse in geeigneter Weise abgeschätzt werden. Voraussetzung dafür ist, dass die Pfahlverformungen bekannt sind. Diese können z. B. durch eine Finite-Elemente-Berechnung, in der die zyklische Belastung aus einem Beanspruchungskollektiv vereinfacht quasistatisch angesetzt wird, prognostiziert werden.

Abbildung 3.4 zeigt exemplarisch die Ergebnisse einer solchen Berechnung für Monopiles mit einem Durchmesser von 1,0 bis 8,0 m und einem Verhältnis von Länge zu Durchmesser L/D = 8 in leichtplastischem Schluff. Dargestellt sind die dimensionslosen Biegelinien nach der Finite-Elemente-Berechnung im Vergleich zu einer Berechnung mit dem so genannten Strain Wedge Model (grau hinterlegte Fläche). Alle Biegelinien weisen einen doppelten Nulldurchgang und eine senkrechte Tangente am Pfahlfuß auf. Die Pfähle sind demnach voll eingespannt. Der Berechnung liegt ein Beanspruchungskollektiv für eine reine Wellenbelastung in 35 m Wassertiefe zugrunde. Für Einzelheiten der Berechnung wird auf [4] verwiesen.

Die zyklischen Belastungsverhältnisse C werden nun aus den Spannungen im Boden im Bereich des Pfahls abgeleitet. In dem hier vorliegenden System ist der geostatische Ausgangsspannungszustand ein Hauptspannungszustand, dem die Deviatorspannungen aus der Bettung des Pfahls ausgelöst durch die zyklische Belastung überlagert werden. Die Ergebnisse der Spannungsermittlung sind in Abbildung 3.5 dargestellt, wobei die in den zyklischen Triaxialversuchen ermittelten Spannungsgrenzen des leicht plastischen Schluffs bereits mit eingezeichnet sind.

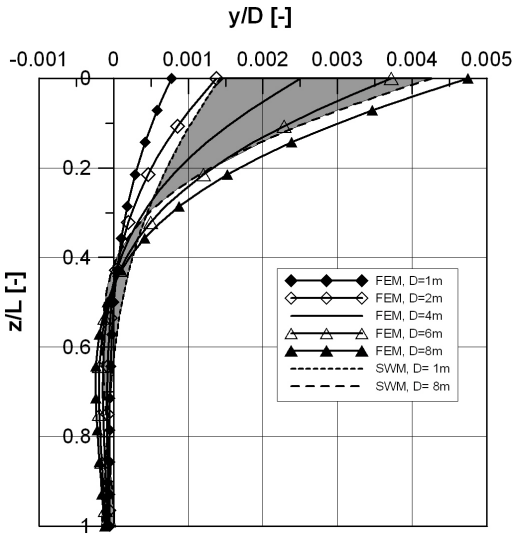


Abb. 3.4: Dimensionslose Biegelinien der Pfähle

In Abbildung 3.5 wird deutlich, dass der oberflächennahe Bereich der Gründung durch die Bettung am stärksten beansprucht wird. Dieser Bereich erstreckt sich bei den hier betrachteten Randbedingungen bis zu einer Tiefe zwischen 1,2·D = z = 1,5·D, die auch als Grenztiefe bezeichnet wird. In diesem Bereich liegt das zyklische Spannungsverhältnis aller Pfähle aus dem Höchstwert des betrachteten

Beanspruchungskollektivs oberhalb der Dauerfestigkeit, aber unterhalb der Grenze, die zu einem schrittweisen Versagen der Gründung führt. Das heißt, es kommt zu einer nennenswerten Akkumulation plastischer Verformungen im Boden, wobei von einer Beruhigung der plastischen Verformungen ausgegangen werden darf. Unterhalb dieser Zone wird die geostatische Überlagerungsspannung größer, gleichzeitig nimmt die Bettungsspannung ab und das zyklische Belastungsverhältnis wird mit zunehmender Tiefe weiter reduziert. Abbildung 3.5 deutet darauf hin, dass die Grenztiefe für jeden Pfahldurchmesser anzupassen ist. In erster Näherung kann die Grenztiefe aber zunächst für alle Pfähle vereinfachend auf den doppelten Pfahldurchmesser festgelegt werden.

### 3.4.2 Untersuchung des Bodenverhaltens unter zyklischer Belastung in triaxialen Mehrstufenversuchen

Das Spannungs-Dehnungsverhalten von Böden unter zyklischer Belastung wird in triaxialen Mehrstufenversuchen untersucht, bei denen die zyklische Belastung auf eine Bodenprobe in verschiedenen Belastungsstufen aufgebracht wird. Die übliche Streuung der Versuchsergebnisse aus unterschiedlichen Eigenschaften von Einzelproben kann somit reduziert werden, durch Reihenfolge und Größe der Laststufen lässt sich zudem die Wirkung eines Sturmes simulieren. Das in Abbildung 3.6 dargestellte zyklische Triaxialgerät wurde im bodenmechanischen Labor der Universität Duisburg-Essen entwickelt und während des Projektzeitraumes um einen zweiten Versuchstand erweitert.

Nachfolgend werden die Ergebnisse und die Auswertung solcher Versuche exemplarisch an dem bereits erwähnten leicht plastischen Schluff aufgezeigt. Alle Versuche an diesem Boden wurden wegen der relativ schnellen Belastungsabfolge in situ undräniert und unkonsolidiert durchgeführt. Die Belastungsfrequenz wurde entsprechend dem oberen Frequenzbereich der Seegangsbelastung gewählt und betrug 0,25 Hz. Weitere Einzelheiten sind in [4] dokumentiert.

Abbildung 3.7 zeigt einen typischen Belastungsverlauf eines solchen Mehrstufenversuchs mit steigendem zyklischen Spannungsverhältnis C. Die untersuchte Gesamtzyklenzahl betrug rd. 57 000. Die Entwicklung der plastischen Dehnungen über die gesamte Versuchsdauer ist in Bild 3.8 dargestellt. Wäh-

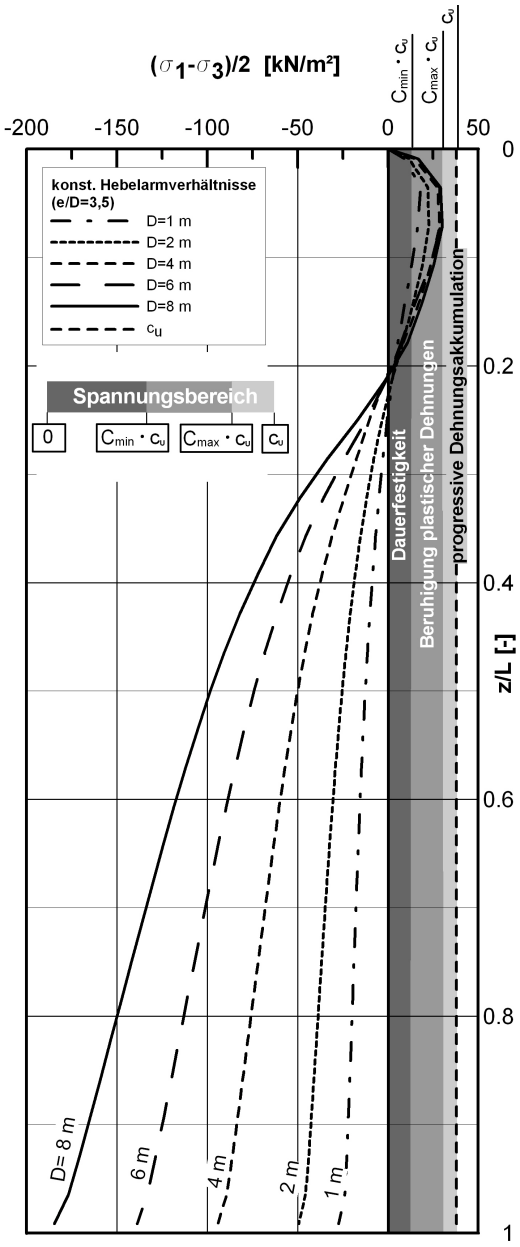


Abb. 3.5: Deviatorspannungen (Wellenhöhe Hw=20,7 m, bezogener Hebelarm der Horizontallasten e/D = 3,5)

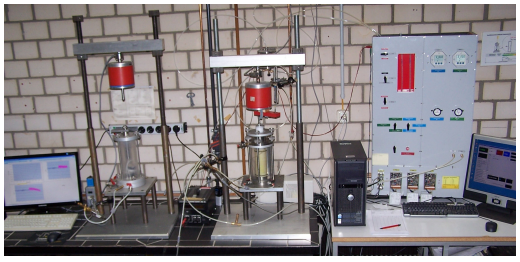

Abb. 3.6: Erweiterter zyklischer Triaxialstand

rend 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, d. h. es ist ein progressives Versagen der Bodenprobe eingetreten.

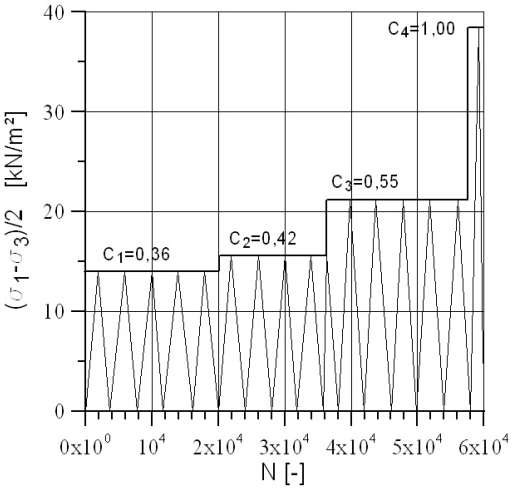


Abb. 3.7: Beispielhafter Belastungsverlauf im triaxialen Mehrstufenversuch

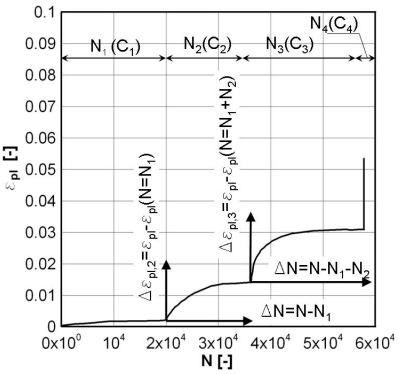


Abb. 3.8: Zugehörige Entwicklung der plastischen Dehnung

Aus den Versuchsergebnissen werden zunächst die untere und die obere Grenze des zyklischen Spannungsverhältnisses ermittelt. Das minimale zyklische Spannungsverhältnis für ein Einsetzen der Akkumulation plastischer Dehnungen (die Dauerfestigkeit) beträgt für den untersuchten Schluff rd. $C_{min} = 0,34$. Oberhalb eines maximalen Spannungsverhältnisses von $C_{max} = 0,80$ kommt es nach einer endlichen Zyklenzahl stets zu sehr großen Stauchungen und damit zum progressiven Versagen der Probe.

Abbildung 3.9 zeigt die relative plastische Dehnung (in den einzelnen Belastungsstufen akkumulierte Dehnung) über die relative Zyklenzahl (Zyklenzahl der einzelnen Belastungsstufen) im doppellogarithmischen Maßstab. Durch Normierung der Messkurven bei einer Zyklenzahl von $N^* = 10^4$ wurde dabei der Einfluss des Spannungsniveaus der jeweiligen Belastungsstufe eliminiert. Dadurch zeigen die Kurven einen ähnlichen Verlauf. Erkennbar ist, dass die Zunahme der plastischen Dehnung ab rd. $10^4$ Zyklen im doppellogarithmischen Maßstab stärker ausgeprägt ist, also keine reine Stabilisierung der plastischen Verformungen eintritt. Dies kann durch den in Abbildung 3.9 angegebenen bilinearen Ansatz zur Prognose der plastischen Dehnungen über die Zyklenzahl ausreichend genau berücksichtigt werden.

Die in den Elementversuchen festgestellte Stabilisierung der plastischen Verformungszuwächse lässt zugleich die Schlussfolgerung zu, dass die Verformungen mit dem bilinearen Ansatz auch für größere Zyklenzahlen als im Versuch prognostiziert werden können. Diese Schlussfolgerung ist bei einem ingenieurpraktischen Ansatz unumgänglich, da im Versuch nicht die gesamte Betriebsdauer simuliert werden kann (vgl. dazu auch z.B. [18], [19]).

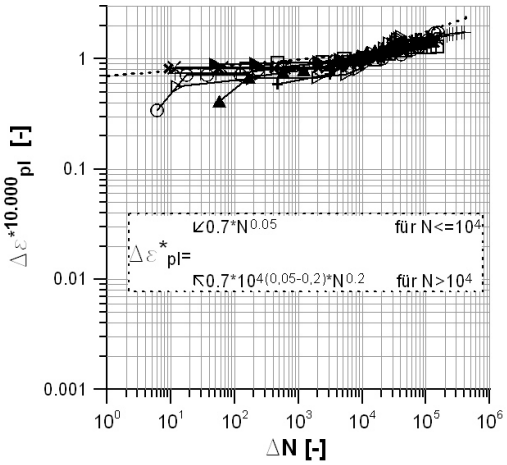


Abb. 3.9: Verlauf der relativen plastischen Dehnung, normiert bei $N = 10^4$, im doppellogarithmischen Maßstab

Die Ergebnisse der zyklischen Triaxialversuche können aber auch so ausgewertet werden, dass für ein vorgegebenes Dehnungskriterium $\epsilon_{crit}$, also für einen zulässigen Wert der plastischen Dehnung, die zugehörigen Span-

nungsverhältnisse C in Abhängigkeit von der Zyklenzahl N aufgetragen werden. In Abbildung 3.10 sind beispielhaft die Kurven für Dehnungskriterien von $\epsilon_{crit} = 0,005; 0,010$ und $0,020$ dargestellt. Diese Kurven werden als Festigkeitskurven bezeichnet. Die Größe des Dehnungskriteriums richtet sich nach den Anforderungen an die Gebrauchstauglichkeit der jeweiligen Gründung und muss daher vorgegeben werden. Je größer das Dehnungskriterium ist, umso mehr Belastungszyklen sind bei gleichem zyklischen Belastungsverhältnis zulässig. Das zyklische Belastungsverhältnis und die Zyklenzahl sind im doppellogarithmischen Maßstab umgekehrt proportional.

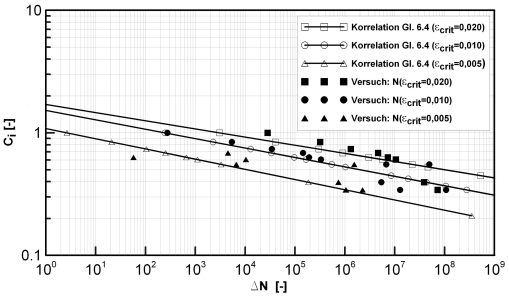


Abb. 3.10: Festigkeitskurven für verschiedene Dehnungskriterien

Mit der bekannten Festigkeitskurve des vorhandenen Bodens kann dann die Auswirkung eines beliebigen Beanspruchungskollektivs auf die akkumulierte plastische Dehnung im Boden mit Hilfe der MINER-Regel ermittelt werden. 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 3.10. Bei Anwendung der MINER-Regel auf zyklisch belastete Böden wird jedoch nicht die Schädigung, sondern die Verformung betrachtet. Damit wird nach Gleichung (3.2) ein Verformungszustand F definiert, wobei F ein Vielfaches der zulässigen Zyklenzahl des betrachteten Beanspruchungskollektivs ist.

$$F = \sum_{i=1}^{n} \frac{h_i}{N_i} \tag{3.2}$$

Gleichzeitig kann der Verformungszustand F durch das Verhältnis von akkumulierter plastischer Dehnung $\epsilon_{pl}$ zu gewähltem Dehnungskriterium $\epsilon_{crit}$ nach Gleichung (3.3) beschrieben werden. Über Gleichung (3.2) und (3.3) verbindet der Verformungszustand F somit die zulässige Zyklenzahl einer Bodenprobe mit der akkumulierten plastischen Dehnung (vgl. [12]). Ist F = 1, so ist die akkumulierte plastische Dehnung genauso groß wie das gewählte Dehnungskriterium. Ist 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.

$$F = \frac{\epsilon_{pl}}{\epsilon_{crit}} \tag{3.3}$$

Nach [8] wird die zulässige Zyklenzahl eines beliebigen Beanspruchungskollektivs bei bekannter Festigkeitskurve für ein vorgegebenes Dehnungskriterium wie folgt berechnet:

$$N' = \sum_{d=j}^{n} N'_d = N(\bar{C}) \sum_{i=1}^{n} h_i \cdot \sum_{d=j}^{n} \left[ \frac{\left( \frac{C_d}{\bar{C}} - \frac{C_{d+1}}{\bar{C}} \right)}{\frac{C_{min}}{\bar{C}} \sum_{i=1}^{d} \left( h_i (\frac{C_i}{\bar{C}})^k \right)} \right] \tag{3.4}$$

mit:

- i — Index der Belastungsstufen eines Beanspruchungskollektivs, i = 1...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...n
- N' — zulässige Zyklenzahl eines Belastungskollektivs, um an einer Bodenprobe eine Dehnung gleich dem Dehnungskriterium hervorzurufen
- $\bar{C}$ — größtes zyklisches Spannungsverhältnis des Beanspruchungskollektivs (Höchstwert)
- $C_i$ — betrachtetes zyklisches Spannungsverhältnis des Beanspruchungskollektivs
- $N(\bar{C})$ — zum Höchstwert des Beanspruchungskollektivs gehörige Zyklenzahl aus der Festigkeitskurve nach Abbildung 3.10
- k — Steigung der Festigkeitskurve im doppellogarithmischen Maßstab

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.

Mit der aus Gleichung (3.4) ermittelten zulässigen Zyklenzahl des Beanspruchungskollektivs kann über Gleichung (3.2) und (3.3) dann die akkumulierte plastische Dehnung ermittelt werden.

### 3.4.3 Übertragung der Ergebnisse auf die Prognose der Pfahlverformungen

Zunächst werden die Teilverformungen je Belastungsstufe eines Beanspruchungskollektivs und die daraus resultierende Gesamtverformung auf Elementebene mit Hilfe der konsequenten Form der MINER-Regel ermittelt. Dafür muss das Beanspruchungskollektiv der Gründung in Belastungsstufen eingeteilt werden. Für jede Belastungsstufe wird die Spannungsänderung im lastabtragenden Bereich berechnet (vgl. Kap. 3.4.1 auf Seite 27) und über das Beanspruchungskollektiv einer Zyklenzahl zugewiesen. Dadurch wird das Beanspruchungskollektiv in ein Spannungskollektiv umgewandelt. In Abbildung 3.11 ist exemplarisch ein solches Spannungskollektiv aus reiner Wellenbelastung für einen Monopile mit D=8 m eingezeichnet (Näheres vgl. [4]). Das Spannungskollektiv liegt vollständig unterhalb der Festigkeitskurve.

Mit Hilfe der MINER-Regel nach Gleichung (3.4) werden nun die einzelnen Verformungsbeiträge jeder Belastungsstufe zum gesamten Verformungszustand berechnet. Im Ergebnis erhält man in Abbildung 3.11 die prozentualen Anteile am Verformungszustand. Dies ist gleichbedeutend mit dem prozentualen Verformungsanteil eines zyklischen Spannungsverhältnisses an der gesamten plastischen Dehnungsakkumulation eines Beanspruchungskollektivs. Anhand der grau eingezeichneten Kurve ist zu erkennen, dass nicht die größte Belastungsstufe zu den größten Verformungen führt, sondern die Belastungsstufe, die der Festigkeitskurve am nächsten ist. Der größte Verformungsbeitrag wird danach mit rd. 28% von einem zyklischen Spannungsverhältnis C = 0,61 geleistet. Dieses zyklische Spannungsverhältnis tritt rd. 95x auf. Dagegen tragen größere zyklische Spannungsverhältnisse weniger zum Verformungszustand bei. Ebenso werden von den zyklischen Spannungsverhältnissen 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. Analog dazu können die Spannungskollektive und Verformungsbeiträge für andere Pfahldurchmesser ermittelt werden.

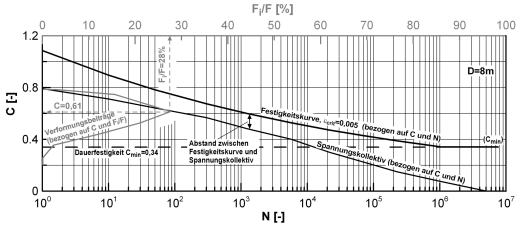


Abb. 3.11: Spannungskollektiv, Lage zur Festigkeitskurve und anteilige Verformungsbeiträge am Beispiel des Pfahles mit D = 8 m

Nach dem gleichen Berechnungsschema der MINER-Regel werden neben den prozentualen Verformungsanteilen nach Gleichung (3.2) und (3.3) auch der Verformungszustand F und die akkumulierte plastische Dehnung $\epsilon_{pl}$ berechnet. Der Verformungszustand und die akkumulierte plastische Dehnung sind in Abbildung 3.12 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 vernachlässigt 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. Die je nach Pfahldurchmesser und Randbedingung unterschiedlich große Dehnungsakkumulation kann auf die jeweils vorherrschenden, unterschiedlichen Spannungsverhältnisse im Vergleich zur Festigkeitskurve zurückgeführt werden.

Nachdem die akkumulierten plastischen Dehnungen ausgewertet sind, kann daraus ein zyklenzahlabhängiger Elastizitätsmodul abgeleitet werden. Mit dem zyklenzahlabhängigen Elastizitätsmodul wird schließlich eine erneute Finite-Elemente-Berechnung durchgeführt, mit der das Systemverhalten der Gründung unter der zyklischen Belastung aus dem gegebenen Beanspruchungskollektiv analysiert werden kann. Hinsichtlich der Anwendung des Strain Wedge Models als weiteres Berechnungsverfahren wird auf [4] verwiesen.

Unter der Annahme, dass das maximale zyklische Belastungsverhältnis eines Spannungs-

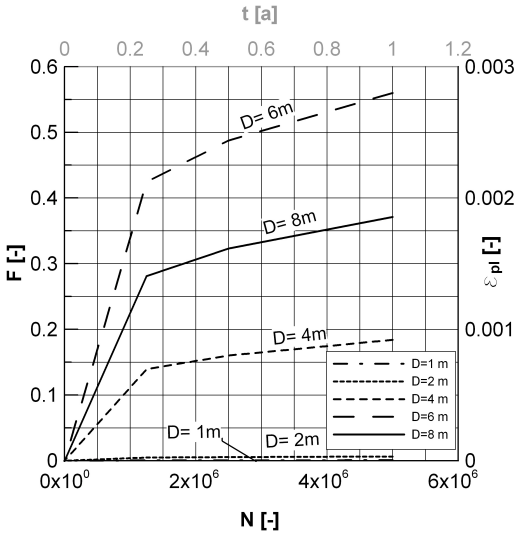


Abb. 3.12: Verformungszustand und akkumulierte plastische Dehnung

kollektivs den zyklenzahlabhängigen Elastizitätsmodul bestimmt, gilt:

$$E_{zyk} = \frac{2c_u\bar{C}}{\frac{2c_u\bar{C}}{E} + \epsilon_{crit}F} \tag{3.5}$$

mit

$E_{zyk}$ zyklenzahlabhängiger Elastizitätsmodul
$c_u$ undränierte Scherfestigkeit
$\bar{C}$ größtes zyklisches Spannungsverhältnis des Beanspruchungskollektivs (Höchstwert)
$E$ Elastizitätsmodul unter monotoner Belastung
$\epsilon_{crit}$ Dehnungskriterium für die Ermittlung der Festigkeitskurve
$F$ Verformungszustand

Daraus ergeben sich zur akkumulierten plastischen Dehnung umgekehrt proportionale Ergebnisse, d. h. für die Pfähle mit der größten Dehnungsakkumulation werden die kleinsten zyklenzahlabhängigen Elastizitätsmodule ermittelt.

Die dimensionslosen Biegelinien unter der zyklischen Belastung aus dem hier gewählten Beanspruchungskollektiv für eine Betriebsdauer von einem Jahr sind in Abbildung 3.13 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. 40 mm 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 Strain Wedge Models liegen im Bereich der Ergebnisse nach der Finite-Elemente-Methode.

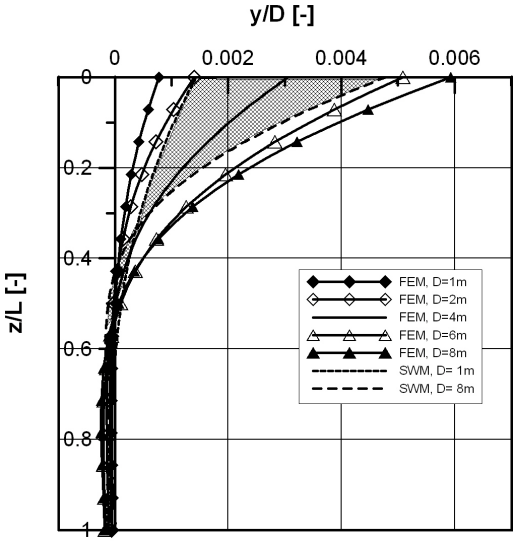


Abb. 3.13: Dimensionslose Biegelinie, zyklisch (t = 1a)

## 3.5 Schlussfolgerungen

Gründungen für kombinierte Offshore Windenergie- und Tideströmungsanlagen sind eine interessante Alternative zu reinen 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.

Die Baugrunderkundung zur bodenmechanischen Beurteilung der anstehenden Böden und zur Bestimmung der erforderlichen charakteristischen Bodenkennwerte für die Gründungsbemessung ist problemlos möglich, sofern die entsprechende Ausrüstung für Bohrungen und Sondierungen vorhanden ist. Derzeit sind jedoch nur wenige Firmen in der Lage, Baugrunderkundungen im Offshore Bereich durchzuführen. Entsprechende Mindestanforderungen an die Baugrunderkundung sind im BSH-Standard „Baugrunderkundung für Offshore Windenergieparks“ dokumentiert und können auch auf kombinierte Anlagen angewendet werden. Zur Baugrunderkundung zählen auch zyklische Elementversuche, die

für die Beurteilung des Bodenverhaltens unter zyklischer Belastung und damit für die Prognose der Langzeitverformungen der Gründung unerlässlich sind. Allerdings sind derartige Versuche noch nicht standardisiert und die erforderliche Laborausrüstung ist momentan lediglich an Universitäten und anderen Forschungseinrichtungen verfügbar.

Unabhängig von der gewählten Gründungsart, beispielsweise Monopiles oder aufgelöste Strukturen, wurde ein zweistufiges Bemessungskonzept für kombinierte Offshore Windenergie- und Tideströmungsanlagen entworfen. Die erste Stufe beinhaltet eine Vordimensionierung der Gründung für eine quasi-statische Extrembeanspruchung. In der zweiten Stufe wird das Betriebsverhalten der Gründung unter zyklischer Belastung untersucht. Dieser Schritt basiert auf einer Kombination von zyklischen triaxialen Mehrstufenversuchen und geeigneten numerischen Berechnungsverfahren zur Bewertung des Gründungsverhaltens unter zyklischer Belastung. Danach können für ein gegebenes Beanspruchungskollektiv in Abhängigkeit der jeweiligen geometrischen Randbedingungen und der vorherrschenden Spannungsniveaus die über die Betriebsdauer akkumulierten Pfahlverformungen prognostiziert werden.

Dieses Bemessungskonzept muss auf Basis der mit dem Bau der ersten Anlagen zu sammelnden Erfahrungen im Rahmen der Beobachtungsmethode nach DIN 1054 (2005) verifiziert werden. Dabei ist zu beachten, dass die Qualität der Prognose bereits von einer möglichst zutreffenden Ermittlung der in die Gründung einzuleitenden Belastung abhängt. Gerade die Superposition der Einwirkungen aus Wind, Wellen und Strömung auf eine kombinierte Anlage ist derzeit jedoch problematisch.

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 Kolktiefe ist allerdings momentan mit so starken Unsicherheiten behaftet, dass eine Beobachtung der Kolkentwicklung bzw. die Aufbringung eines geeigneten Kolkschutzes und dessen Überwachung und Unterhaltung unumgänglich sind. Die Beobachtungsmethode ist für Pilotanlagen zumindest so lange anzuwenden und aufrechtzuerhalten, bis ausreichend Erfahrungen gewonnen werden können und die Kolkbildung zuverlässig abgeschätzt werden kann.

Weiterhin wurde deutlich, dass die vorhandenen Baugeräte- und Bauverfahrenstechniken kaum ausreichend sind, um Offshore Windenergieanlagen bzw. kombinierte Offshore Windenergie- und Tideströmungsanlagen kurzfristig flächendeckend in großer Stückzahl zu installieren. Eine durchgeführte Umfrage bei einschlägigen Unternehmen und eine begleitende Recherche haben gezeigt, dass die Entwicklung des Offshore-Marktes zum Teil 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 in großem Rahmen erfolgt. Auch wenn beispielsweise die Hafenbetreiber entsprechende Kapazitäten oder Hebewerkzeuge vorhalten, so besteht noch erheblicher Entwicklungsbedarf bei der Erkundungs- und vor allem bei der Herstellungstechnik und Installation der Anlagen.

## Literaturverzeichnis


[1] ABAQUS Inc. (Veranst.): *ABAQUS/Standard Users Manual, Version 6.6.* 2006

[2] Hydrographie, Bundesamt für Seeschifffahrt und: Standard Baugrunderkundung für Offshore-Windenergieparks. 1. Fortschreibung. 2008. – Forschungsbericht

[3] Coiro, D.P. ; Nicolosi, F. ; De Marco, A. ; Melone, S. ; Montella, F.: Dynamic Behavior of Novel Vertical Axis Tidal Current Turbine: Numerical and Experimental Investigations. In: *Proceedings of the Fifteenth International Offshore and Polar Engineering Conference.* Seoul, Korea, 2005, S. pp. 469ff. – ISBN: 1-880653-64-8

[4] Friedhoff, B. ; Henn, R. ; Kaiser, R. ; Hinz, P. ; Lesny, K.: Entwicklung von Planungswerkzeugen für Auslegung, Bau und Betrieb von Offshore Windenergie- und Tideströmungsanlagen. Schlussbericht zum IGF-Vorhaben-Nr. 220 ZN im Rahmen des Initiativprogramms - Zukunftstechnologie für kleine und mittlere Unternehmen. 2009. – Forschungsbericht

[5] GL: *Guideline for the Certification of Ocean Energy Converters.* 2005. – URL www.gl-group.com. – [Online; Stand 25. Mai 2009]

[6] Gloth, O.: *An object oriented finite volume framework and its application to fluid*, Universität Duisburg, Dissertation, 2003

[7] Goethel, O. ; Zielke, W.: Numerical Modelling of Scour at Offshore Wind Turbines. In: *Proc. 30th Int. Conf. on Coastal Engineering (ICCE), ASCE.* San Diego, 2007

[8] Haibach: *Betriebsfestigkeit - Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung.* Berlin und Heidelberg : Springer Verlag, 2006

[9] Hasselmann, K. u. a.: Measurement of Wind-wave Growth and Swell Decay During the Joint North Sea Wave Project (JONSWAP). In: *Deutsche Hydrographischen Zeitschrift* A8 (1973), Nr. 12

[10] Lesny, K. ; Richwien, Prof. Dr.-Ing. W. (Hrsg.): *Gründung von Offshore-Windenergieanlagen - Werkzeuge für Planung und Bemessung. Mitteilungen aus dem Fachgebiet Grundbau und Bodenmechanik, Heft 36.* 2008

[11] Lesny, K. ; Balthes, R. ; Harder, H. ; Overbeck, G. ; Weihrauch, S. ; Zeiler, M.: Baugrunduntersuchungen für Offshore Windenergieparks nach dem neuen Standard Baugrunderkundung des BSH. In: *Geotechnik 32* (2009), Nr. 1, S. 12–23

[12] Lesny, K. ; Hinz, P.: Investigation of Monopile Behaviour under Cyclic Lateral Loading. In: *6th International Conference - Offshore Site Investigation and Geotechnics.* London, UK, 2007, S. 383–390

[13] Lesny, K. ; Richwien, W.: Baugrunderkundungen für Offshore Windenergieanlagen-Mindestanforderungen und praktische Umsetzung. In: *Geotechnik 29* (2006), Nr. 3, S. 263–271

[14] (Marine Current Turbines). – URL www.seageneration.co.uk. – [Online; Stand 25. Mai 2009]

[15] Mittendorf, K. ; Nguyen, B. ; Blümel, M.: WAVELOADS - A Computer Program to Calculate Wave Loading on Vertical and Inclined Tubes. Version 1.01 / Institut für Strömungsmechanik und Elektronisches Rechnen im Bauwesen. Universität Hannover. Hannover, 2005. – Forschungsbericht

[16] O'Neill, M.W. ; Dutt, R.N.: Torsional Response of Piles. In: *Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol. 102, No. GT6* (1976), S. 658–661

[17] Poulos, H.: Torsional Response of Piles. In: *Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol. 101, No. GT10* (1975), S. 1019–1035

[18] Raithel, M.: Lärmschutzwände auf horizontal zyklisch belasteten Pfählen bei zyklisch/dynamischen Einwirkungen -

Versuchsergebnisse und Berechnungsansätze. In: *Symposium Geotechnik - Verkehrswegebau und Tiefgründungen, Heft 18, Schriftenreihe Geotechnik* (2005), S. 21–34

[19] Sonsino, C. M.: Versuchszeitverkürzung in der Betriebsfestigkeit. Beitrag zur Tagung Werkstoffprüfung. In: Frenz, H. (Hrsg.) ; Wehrstedt, A. (Hrsg.): *Kennwertermittlung für die Praxis.* Weinheim : Verlag Wiley-VCH, 2003

[20] Stuntz, N.: *Numerische Simulation der Schiffsumströmung mit Berücksichtigung des Propellersogs*, Universität Duisburg-Essen, Dissertation, 2006

[21] Stuntz, N. ; Henn, R. ; Jiang, T. ; Steffen, R. ; D., Hänel. ; Vilsmeier, R.: Simulationssoftware für hydrodynamische Probleme - Schiff und Antrieb in begrenzten Gewässern. Duisburg : Entwicklungszentrum für Schiffstechnik und Transportsysteme e.V., 2005. – Forschungsbericht. – URL http://www.dst-org.de,Web-Service,295.MitteilungdesDST

[22] Togashi, F. ; Nakahashi, K. ; Ito, Y. ; Iwamiya, T. ; Shimbo, Y.: Flow Simulation of NAL Experimental Supersonic Airplane/Booster Separation Using Overset Unstructures Grids. In: *Computers & Fluids* 30 (2001), Juli, Nr. 6, S. 673–688

[23] Wang, Z.J. ; Kannan, R.: An Overset Adaptive Cartesian/Prism Grid Method for Moving Boundary Flow Problems. In: *AIAA* (2001). – URL www.iastate.edu

[24] Weisse, R. ; Feser, F. ; Günther, H.: Wind- und Seegangsklimatologie 1958-2001 für die südliche Nordsee basierend auf Modellrechnungen / GKSS. Hamburg : GKSS-Forschungszentrum, 2003 (2003, 10). – Forschungsbericht

[25] Wiemann, J.: Bemessungsverfahren für horizontal belastete Pfähle - Untersuchungen zur Anwendbarkeit der p-y Methode. In: Richwien, Prof. Dr.-Ing. W. (Hrsg.): *Heft 33 der Mitteilungsreihe des Instituts für Grundbau und Bodenmechanik.* Essen : VGE Verlag GmbH, 2007

[26] Zielke, W. ; Mittendorf, B. ; Ungruh, G. ; Gerasch, W.-J. ; Uhl, A. ; Richwien, W. ; Lesny, K. ; Wiemann, J. ; Schaumann, P. ; Kleineidam, P.: Bau- und umwelttechnische Aspekte von Off-shore Windenergieanlagen - GIGA-WIND Abschlussbericht / Universität Hannover. 2004. – Forschungsbericht