

723 | Juli 2021

SCHRIFTENREIHE SCHIFFBAU

Maximilian Liebert

Dynamische Analyse mobiler Offshore-Strukturen in der frühen Entwurfsphase

TUHH

Technische Universität Hamburg

**DYNAMISCHE ANALYSE MOBILER OFFSHORE-STRUKTUREN
IN DER FRÜHEN ENTWURFSPHASE**

Vom Promotionsausschuss der
Technischen Universität Hamburg
zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)
genehmigte Dissertation

von
Maximilian Liebert

aus
Hamburg

2021

Vorsitzender des Prüfungsausschusses:

Prof. Dr.-Ing. Friedrich Wirz

Gutachter:

1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Stefan Krüger
2. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Moustafa Abdel-Maksoud

Tag der mündlichen Prüfung:

21.05.2021

© Schriftenreihe Schiffbau der
Technischen Universität Hamburg
Am Schwarzenberg-Campus 4 (C)
21073 Hamburg
<https://www.tuhh.de/vss/>

Bericht-Nr.: 723

ISBN 978-3-89220-723-8

Danksagung

Diese Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Entwerfen von Schiffen und Schiffssicherheit der Technischen Universität Hamburg. Mit ihrer Veröffentlichung möchte ich meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. Stefan Krüger meinen Dank ausdrücken. Die Inspiration während meines Studiums und nachfolgend die Betreuung der Promotion haben in Kombination mit den hervorragenden Arbeitsbedingungen am Institut maßgeblich dazu beigetragen, dass die Arbeit nun in dieser Form vorliegt.

Mein Dank gebührt außerdem Prof. Dr.-Ing. Moustafa Abdel-Maksoud für seine Bereitschaft, meinem Promotionsvorhaben als zweiter Gutachter zur Seite zu stehen, sowie Prof. Dr.-Ing. Friedrich Wirz für seine Rolle als Vorsitzender der Prüfungskommission.

Für die freundliche Bereitstellung der Modellversuchsergebnisse und der zugehörigen Schiffsdaten bin ich der J. J. Sietas KG zu Dank verpflichtet, da ohne diese die Validierung des entwickelten Verfahrens nicht hätte umgesetzt werden können.

Außerdem danke ich meinen ehemaligen Kollegen und den Alumni des Instituts für die sehr angenehme Arbeitsatmosphäre und die vielen fruchtbaren Diskussionen zu fachlichen aber auch anderen Themen. Das hohe Maß an Austausch und die Zusammenarbeit über die Phase des Promotionsprozesses hinaus haben mir sehr dabei geholfen, mein eigenes Vorhaben umzusetzen.

Weiterhin bedanke ich mich bei meinen Eltern für ihre andauernde Unterstützung auf dem gesamten Weg zur Promotion, die dieses Vorhaben überhaupt erst ermöglicht hat. Abschließend danke ich in besonderem Maße meiner Frau Marielle für ihren Beistand bei Rückschlägen und Schwierigkeiten in der Erstellung dieser Arbeit und dafür, dass sie mir stets vor Augen führt, worauf es wirklich ankommt.

Kurzfassung

Die Nutzung von Offshore-Windenergie in küstenferneren Gebieten stellt neue Anforderungen an die dabei eingesetzten Errichterschiffe. Deren Fähigkeit, sich mittels der Hubbeine auf dem Meeresgrund aufzustellen, bildet sich als Entwurfstreiber aus. Während dieses Vorgangs stellen diese Einheiten eine Hybridstruktur aus Schiff und Offshore-Einheit dar. Für die frühe Entwurfsphase stellt diese Arbeit ein Verfahren zur dynamischen Analyse der Errichterschiffe im Aufstellvorgang vor. Es ermöglicht die Bestimmung der Manövrierfähigkeit und des Seeverhaltens unter Umwelteinfluss während dieses Prozesses und eine Berechnung der Stoßkräfte zwischen Boden und Bein beim Erstkontakt.

Abstract

The operation of offshore wind farm vessels in areas further offshore poses new challenges to these ships. Their ability to achieve a stable, gravity-based position on the seabed by extending their jacking legs is a major design aspect of these vessels. During the jacking operation the jack-up vessel is characterised as a hybrid structure of ship and offshore unit. This work presents a method to analyse the dynamics of a jack-up vessel during the jacking sequence in the early design stage. This comprises the analysis of the manoeuvrability and the seakeeping behaviour as well as the computation of the impact forces onto the jacking legs during the initial contact with the seabed.

Inhaltsverzeichnis

| | |
|---|------------|
| Abbildungsverzeichnis | VII |
| Tabellenverzeichnis | IX |
| Symbolverzeichnis | X |
| 1. Einleitung | 1 |
| 1.1. Mobile Offshore-Strukturen | 3 |
| 1.2. Problemstellung | 6 |
| 1.3. Neuartiges dynamisches Analyseverfahren | 7 |
| 1.3.1. Technische Anforderungen | 7 |
| 1.3.2. Anforderungen aus der frühen Entwurfsphase | 9 |
| 1.3.3. Methodik | 12 |
| 2. Stand der Technik und Wissenschaft | 19 |
| 2.1. Stand der Technik | 19 |
| 2.2. Stand der Wissenschaft | 25 |
| 3. Theoretische Grundlagen | 31 |
| 3.1. Morison-Ansatz | 31 |
| 3.2. Dynamisches Positionieren | 33 |
| 3.2.1. Manövriermodell | 34 |
| 3.2.2. Umweltkräfte | 37 |
| 3.2.3. Manövrierkräfte | 43 |
| 3.3. Seeverhalten | 45 |
| 3.3.1. Frequenzbereich | 45 |
| 3.3.2. Zeitbereich | 53 |
| 3.4. Interaktion | 57 |
| 3.4.1. Wellendriftkräfte im Frequenzbereich | 58 |
| 3.4.2. Wellendriftkräfte im Zeitbereich | 59 |
| 3.5. Kontaktkräfte | 61 |
| 4. Berechnungs- und Datenmodell | 67 |
| 4.1. Berechnungsumgebung | 67 |
| 4.2. Datenmodell | 68 |
| 4.2.1. Rumpfform | 68 |
| 4.2.2. Beingeometrie | 70 |
| 4.2.3. Gewichte | 72 |

| | |
|---|------------|
| 4.2.4. Manövrierorgane | 72 |
| 4.2.5. Maschinenanlage | 73 |
| 4.3. Referenzschiff | 74 |
| 5. Anwendung und Validierung | 76 |
| 5.1. Dynamisches Positionieren | 76 |
| 5.1.1. Umweltkräfte | 77 |
| 5.1.2. Manövrierkräfte | 81 |
| 5.1.3. Statische DP-Fähigkeit | 83 |
| 5.1.4. Dynamisches DP-Verhalten | 85 |
| 5.2. Seeverhalten | 88 |
| 5.2.1. Frequenzbereich | 88 |
| 5.2.2. Zeitbereich | 92 |
| 5.3. Interaktion | 101 |
| 5.4. Kontaktkräfte | 107 |
| 6. Zusammenfassung und Ausblick | 114 |
| 6.1. Zusammenfassung | 114 |
| 6.2. Ausblick | 115 |
| Literaturverzeichnis | 117 |

Abbildungsverzeichnis

| | |
|---|----|
| 1.1. Flächennutzung für Offshore-Windparks in der Nordsee. | 2 |
| 1.2. Durchschnittliche Größen der jährlich installierten OWKA. | 3 |
| 1.3. Errichterschiff der dritten Generation. | 4 |
| 1.4. Phasen des Aufstellvorgangs. | 5 |
| 3.1. Errichterschiff mit zylindrischen Jack-Up-Beinen. | 32 |
| 3.2. Morison-Element. | 33 |
| 3.3. Problemstellung dynamisches Positionieren nach Lübcke. | 34 |
| 3.4. Schiffsfestes Koordinatensystem des Manövriermodells. | 35 |
| 3.5. Schematische Einbindung der Maschinenanlage im Manövriermodell nach Haack. | 36 |
| 3.6. Zweidimensionale hydrodynamische Masse eines Kreisquerschnitts. | 40 |
| 3.7. Bezugssysteme zu Bestimmung der hydrodynamischen Trägheit. | 41 |
| 3.8. Koordinatensysteme zur Bewegungsanalyse im Frequenzbereich. | 46 |
| 3.9. Zweidimensionale hydrodynamische Dämpfungskonstanten eines Kreisquerschnitts. | 52 |
| 3.10. Ersatzmodelle zur Berechnung der Kontaktkräfte. | 62 |
| 4.1. Modellierung der Rumpfform. | 69 |
| 4.2. Streifendiskretisierung. | 69 |
| 4.3. Modellierung komplexer Beingeometrien. | 71 |
| 4.4. Numerische Diskretisierung von Jack-Up-Beinen. | 71 |
| 4.5. Paneldiskretisierung eines Vollschweberuders einschließlich Headbox. | 73 |
| 4.6. Errichterschiff Sietas Typ 187. | 74 |
| 5.1. Seitenlateralfäche des Entwurfsladefalls. | 77 |
| 5.2. Windkraftbeiwerte des Entwurfsladefalls für ein- und ausgefahrene Beine. | 78 |
| 5.3. Windkanalmodell des Referenzschiffs mit ausgefahrenen Jack-Up-Beinen. | 79 |
| 5.4. Differenzen der Kraftbeiwerte von aus- und eingefahrenen Beinen. | 80 |
| 5.5. Differenzen der Momentenbeiwerte von aus- und eingefahrenen Beinen. | 81 |
| 5.6. Schub- und Momentenverläufe des Verstellpropellers gemäß der Traglinienmethode. | 82 |
| 5.7. Ruderquerkraft in Abhängigkeit des Propellerschubs. | 83 |
| 5.8. Statische DP-Fähigkeit mit ein- und ausgefahrenen Beinen. | 84 |
| 5.9. Zeitreihe der Längskräfte im dynamischen DP-Manöver mit ein- und ausgefahrenen Beinen. | 86 |
| 5.10. Zeitreihe der Längsposition und -geschwindigkeit im dynamischen DP-Manöver mit ein- und ausgefahrenen Beinen. | 87 |

| | |
|--|-----|
| 5.11. Übertragungsfunktionen der Translationsbewegungen. | 90 |
| 5.12. Übertragungsfunktionen der Drehbewegungen. | 91 |
| 5.13. Aufrichtende Hebel des Entwurfsladefalls in der Grim'schen Ersatzwelle ($\lambda = L_{pp}$, $\zeta_W = 1$ m) für ein- und ausgefahrene Beine. | 93 |
| 5.14. Übertragungsfunktionen des Erregermoments für ein- und ausgefahrene Beine. | 94 |
| 5.15. Schematischer Aufbau des Modellversuchs. | 95 |
| 5.16. Spektralverteilung der Seegangszustände im Modellversuch. | 96 |
| 5.17. Maximale Rollwinkel. | 97 |
| 5.18. Maximale Stampfwinkel. | 99 |
| 5.19. Maximale Tauchauslenkungen. | 100 |
| 5.20. Frequenzabhängige Driftkräfte. | 102 |
| 5.21. Zeitlich gemittelte Längsdriftkräfte für ein- und ausgefahrene Beine. . . | 104 |
| 5.22. Zeitlich gemittelte Querdriftkräfte für ein- und ausgefahrene Beine. . . | 104 |
| 5.23. Frequenzabhängige Driftgiermomente. | 105 |
| 5.24. Statische DP-Fähigkeit mit ein- und ausgefahrenen Beinen bei gekop- pelter Berücksichtigung von Wind, Seegang und Strömung. | 106 |
| 5.25. Exemplarische Traglastkurven. | 108 |
| 5.26. Maximale vertikale Kontaktkräfte $F_v/(g\Delta)$ | 110 |
| 5.27. Maximale horizontale Kontaktkräfte $10F_h/(g\Delta)$ bei $\alpha = 90^\circ$ | 111 |
| 5.28. Längsverteilung der Leerschiffsmasse. | 112 |

Tabellenverzeichnis

| | |
|--|----|
| 4.1. Hauptdaten Sietas Typ 187. | 75 |
| 5.1. Trägheit und Stabilität des Entwurfsladefalls. | 88 |
| 5.2. Charakteristische Größen der angestrebten Pierson-Moskowitz-Spektren. | 95 |

Symbolverzeichnis

Lateinische Symbole

| | | |
|--------------------|--|-----------------------------|
| a | Amplitude der Einhüllenden | [m] |
| A | Hydrodynamische Masse oder Trägheitsmoment | [t, t m, t m ²] |
| A_F | Querschnittfläche | [m ²] |
| \mathbf{A} | Hydrodynamische Trägheitsmatrix | [t, t m, t m ²] |
| c | Fortschrittsgeschwindigkeit der Wellen | [m/s] |
| C_A | Beiwert der hydrodynamischen Masse | [-] |
| c_D | Querwiderstandsbeiwert | [-] |
| C_D | Widerstandsbeiwert | [-] |
| C_ψ | Windbeiwert Giermoment | [-] |
| C_X | Windbeiwert Längskraft | [-] |
| C_Y | Windbeiwert Querkraft | [-] |
| \mathbf{C} | Drehmatrix | [-] |
| d | Lokaler Tiefgang | [m] |
| D | Durchmesser | [m] |
| d_L | Linearer Rolldämpfungskoeffizient | [kN m s] |
| d_Q | Quadratischer Rolldämpfungskoeffizient | [kN m s ²] |
| ds | Infinitesimale Elementdicke | [m] |
| E | Elastizitätsmodul | [kN/m ²] |
| $\hat{\mathbf{E}}$ | Vektor der Erregerkräfte | [kN, kN m] |
| E_{kin} | Kinetische Energie | [kN m] |
| E_{pot} | Potentielle Energie | [kN m] |
| \vec{f} | Längenspezifische Kraft | [kN/m] |
| \vec{F} | Kraft | [kN, kN m] |
| F_h | Horizontale Kontaktkraft | [kN] |
| F_v | Vertikale Kontaktkraft | [kN] |
| g | Erdbeschleunigung | [m/s ²] |
| GM | Metazentrische Höhe über Massenschwerpunkt | [m] |
| h | Aufrichtender Hebel | [m] |
| Δh | Horizontale Verschiebung | [m] |
| H | Wassertiefe | [m] |

X

| | | |
|----------------|---|---------------------------------|
| H | Hebelmatrix | [m] |
| $H_{1/3}$ | Signifikante Wellenhöhe | [m] |
| I | Flächenträgheitsmoment | [m ⁴] |
| J | Fortschrittsgrad | [-] |
| k | Wellenzahl | [m ⁻¹] |
| k_h | Horizontale Steifigkeit | [kN/m] |
| k_Q | Momentenbeiwert | [-] |
| k_T | Schubbeiwert | [-] |
| k_v | Vertikale Steifigkeit | [kN/m] |
| k_1 | Korrekturfaktor für dreidimensionale Umströmung | [-] |
| k_2 | Korrekturfaktor für dreidimensionale Umströmung | [-] |
| L | Getauchte Schiffs- oder Elementlänge | [m] |
| L_{oA} | Länge über alles | [m] |
| L_{pp} | Länge zwischen den Loten | [m] |
| m | Masse | [t] |
| m' | Dimensionslose Verteilung der Leerschiffsmasse | [-] |
| \vec{M} | Moment | [kN m] |
| M_b | Biegemoment | [kN m] |
| m | Translatorische hydrodynamische Massenmatrix | [t/m] |
| M | Massenträgheitsmatrix | [t, t m, t m ²] |
| n | Längenspezifische hydrodynamische Dämpfungskonstante | [t/ms, t/s, tm/s] |
| N | Normalkraft | [kN] |
| n | Translatorische hydrodynamische Dämpfungsmatrix | [t/ms] |
| N | Hydrodynamische Dämpfungsmatrix | [t/s, tm/s, tm ² /s] |
| P | Steigung | [m] |
| \hat{p}_{WL} | Druckamplitude auf Höhe der Wasserlinie | [kN/m ²] |
| Q | Traglast des Bodens | [kN] |
| \vec{r} | Lagevektor | [m, °] |
| r_h | Abstand Schwerpunkt Wasserlinie zu Spudcan horizontal | [m] |
| r_v | Abstand Schwerpunkt Wasserlinie zu Spudcan vertikal | [m] |
| R | Trägheitsradius | [m] |
| R_T | Schleppwiderstand | [kN] |
| s | Streckenparameter | [m] |
| S_{ζ_w} | Seegangsspektrum | [m ² s] |
| S | Hydrostatische Rückstellmatrix | [kN/m, kN/°, kN, kNm/°] |
| t | Zeit | [s] |
| T | Periode | [s] |
| T_P | Schub | [kN] |
| T_S | Signifikante Periode | [s] |
| \vec{u} | Geschwindigkeitsvektor | [m/s] |

| | | |
|----------------------|---|---------------|
| u | Längsgeschwindigkeit | [m/s] |
| \bar{u} | Mittlere Geschwindigkeit | [m/s] |
| v | Quergeschwindigkeit | [m/s] |
| Δv | Vertikale Verschiebung | [m] |
| v_C | Strömungsgeschwindigkeit | [m/s] |
| v_W | Windgeschwindigkeit | [m/s] |
| X | Korrektur für quadratische Abhängigkeit der Geschwindigkeit | [t/m, t, t m] |
| y_{WL}^+ | Betrag der Wasserlinienbreite | [m] |
| \vec{Y} | Vektor der Übertragungsfunktionen | [-] |
| $\hat{Y}_{z,Rel}$ | RAO der Relativbewegung zwischen Rumpf und Welle | [-] |
| $\hat{Y}_{z0,Rel}$ | RAO der Relativbewegung zwischen Rumpf und Welle auf Mitte Schiff | [-] |
| $\hat{Y}_{\zeta Wy}$ | RAO der Wellenschräge in Querrichtung | [-] |
| z | Eindringtiefe | [m] |

Griechische Symbole

| | | |
|-----------------|---|---------------------|
| α | Begegnungswinkel | [°] |
| α^{II} | Driftkraftkoeffizient | [-] |
| α_0^{II} | Mittlerer Driftkraftkoeffizient | [-] |
| γ | Winkel zwischen der Absolutgeschwindigkeit und der Vertikalen | [°] |
| δ | Ruderwinkel | [°] |
| Δ | Verdrängung | [t] |
| Δ_s | Normalenvektor des Wasserlinienelements | [m] |
| ϵ | Phasenversatz | [°] |
| ζ_W | Wellenamplitude | [m] |
| θ | Trägheits- oder Deviationsmoment | [t m ²] |
| μ | Längenspezifische hydrodynamische Masse oder Trägheitsmoment | [t/m, t, t m] |
| ρ | Seewasserdichte | [t/m ³] |
| ρ_L | Luftdichte | [t/m ³] |
| ϕ | Wellenpotential | [m ² /s] |
| ω | Wellenfrequenz | [s ⁻¹] |
| Ω | Amplitude der Roll- oder Stampfbewegung | [°] |
| ω_0 | Modalfrequenz | [s ⁻¹] |

Abkürzungen

| | |
|------|-------------------------------------|
| BB | Backbord |
| DP | Dynamisches Positionieren |
| IMO | International Maritime Organization |
| MCR | Maximum Continuous Rating |
| RAO | Response Amplitude Operator |
| RANS | Reynolds-Averaged Navier-Stokes |

STB Steuerbord

Hoch- und Tiefstellungen

$(\cdot)_{\text{Ext}}$ Extern

$(\cdot)_{\text{G}}$ Massenschwerpunkt

$(\cdot)_{\text{Man}}$ Manövrier

$(\cdot)_{\text{N}}$ Normal

$(\cdot)_{\text{Rel}}$ Relativ

$(\cdot)_{\text{Rud}}$ Ruder

$(\cdot)_{\text{T}}$ Translatorisch

$(\cdot)^{\text{T}}$ Transponiert

$(\dot{})$ Ableitung nach der Zeit

$(\hat{})$ Komplex

$(\cdot)^*$ Konjugiert komplex

$(\cdot)^{II}$ Zweiter Ordnung

1. Einleitung

Die Umsetzung der Energiewende von fossilen Energieträgern wie Erdöl oder -gas hin zu regenerativen Energien ist ein zentrales Thema von Wissenschaft, Wirtschaft und Politik. Die Nutzung des Windes zur Erzeugung von elektrischer Leistung ist hierfür ein maßgebliches Mittel, um die festgelegten Ziele zu erreichen, welche neben der Installation von landseitigen Windkraftanlagen ebenfalls eine weitergehende Nutzung der Kapazität auf See erfordern [1].

Die dafür eingesetzten Offshore-Windkraftanlagen werden sowohl schwimmend und verankert als auch in Form von gegründeten Strukturen auf dem Meeresboden ausgeführt. Insbesondere letztere stehen im Fokus der Bemühungen des Ausbaus der Windenergie in der Bundesrepublik Deutschland, deren ausschließliche Wirtschaftszonen in Nord- und Ostsee Wassertiefen aufweisen, durch die der Betrieb solcher Anlagen gegenüber schwimmenden zu bevorzugen ist [2, 3]. Abbildung 1.1 zeigt hierfür exemplarisch die derzeit in Betrieb und Bau befindlichen Offshore-Windparks (schraffiert) neben Flächen, die für den weiteren Ausbau der Windkraftanlagen auf See ausgewiesen sind und sich nahezu vollständig in küstenferneren Gebieten befinden. Diese aktuellen Ausbaubestrebungen stellen eine repräsentative Momentaufnahme der weltweiten Entwicklungstendenzen im Bau von Offshore-Windkraftanlagen dar. Seit dem ersten kommerziellen Betrieb von Offshore-Windparks um die Jahrtausendwende erfolgte bis in die Gegenwart eine kontinuierliche Steigerung der individuellen Anlagenkapazitäten. Diese wird anhand der durchschnittlichen jährlich installierten Generatorleistungen, Rotor-durchmesser und Nabenhöhen gemäß Abbildung 1.2 verdeutlicht. Die stetig steigenden Verläufe der einzelnen Größen und insbesondere der starke Anstieg der Turbinenleistungen in jüngster Vergangenheit lassen ein weitergehendes Wachstum der Anlagengrößen für die Zukunft erwarten. Eine analoge Entwicklung lässt sich für die Installationsorte feststellen. Der Anteil an größeren Wassertiefen und Entfernungen zur Küste wächst hier ebenso fortdauernd [5].

Die Installation, die Wartung einschließlich von Reparaturen sowie der mögliche Rückbau dieser Offshore-Windkraftanlagen an den bestehenden Orten wie auch in den

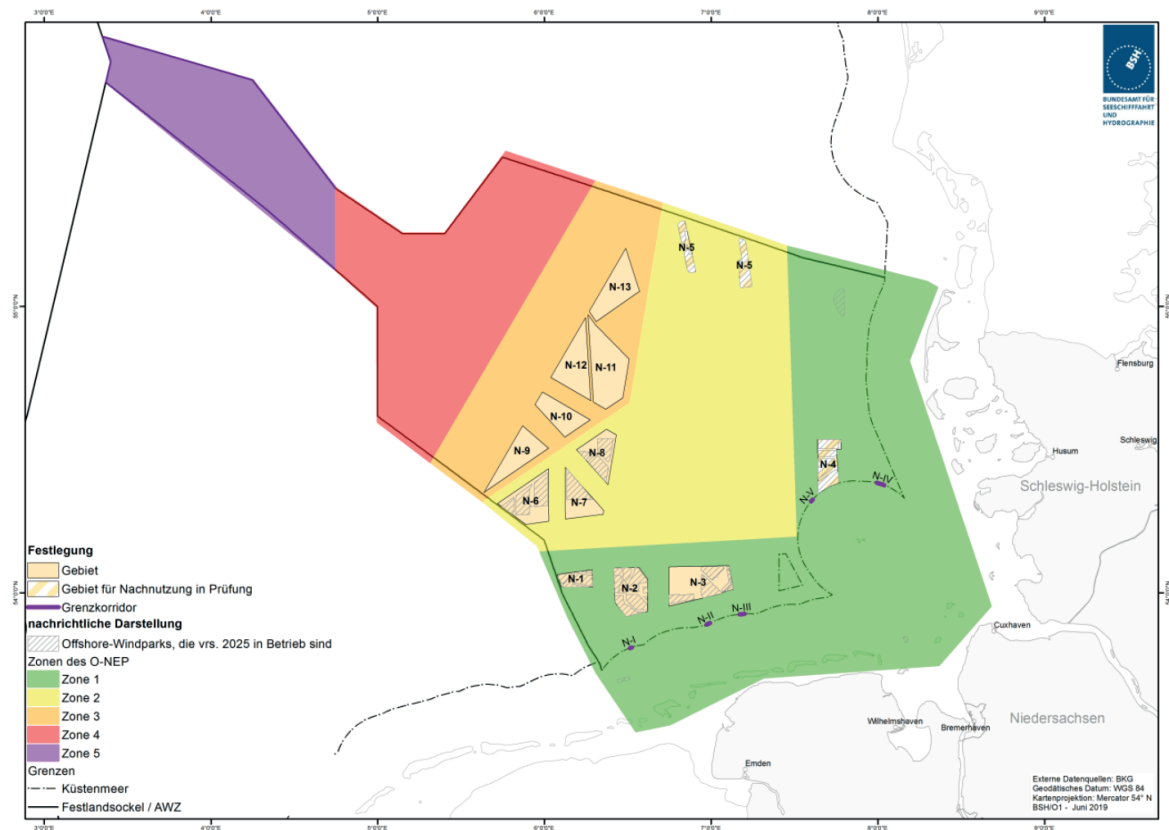


Abbildung 1.1.: Flächennutzung für Offshore-Windparks in der deutschen ausschließlichen Wirtschaftszone in der Nordsee [4].

neu zu erschließenden Gebieten erfordern den Betrieb geeigneter Schiffe oder Barge, die diesen Aufgaben gerecht werden können. Da es sich im Gegensatz zu den schwimmenden Anlagen bei den angestrebten gegründeten Ausführungen um nichtschwimmfähige Gesamtstrukturen handelt, müssen diese vor Ort aus mehreren großen und schweren Einzelkomponenten zusammengefügt werden, was mit entsprechenden Krankapazitäten und -operationen an Bord der genutzten Errichtereinheiten einhergeht. Infolgedessen werden diese bevorzugt als Hubeinheit, auch Jack-Up-Einheit genannt, mit ausfahrbaren Beinen ausgeführt. Mittels dieser wird eine auf dem Meeresboden gegründete Position erreicht, die so Kranoperationen mit gegenüber schwimmenden Einheiten erhöhter Stabilität erlaubt. Die skizzierte Entwicklung der Anlagengrößen und ihre zunehmend exponierten Installationsorte spiegeln sich ebenfalls in der zeitlichen Evolution der dafür verwendeten Errichtereinheiten wider. Erste Installationen kleinerer Turbinen erfolgten in küstennahen Gewässern unter Verwendung von Hubinseln ohne eigenen Antrieb, welche als Errichtereinheiten der ersten Generation bezeichnet werden. Insbesondere deren eingeschränkte Krankapazität hat dazugeführt, dass in einer Übergangsphase für den Einsatz in Offshore-Windparks umgebaute Schwergut-

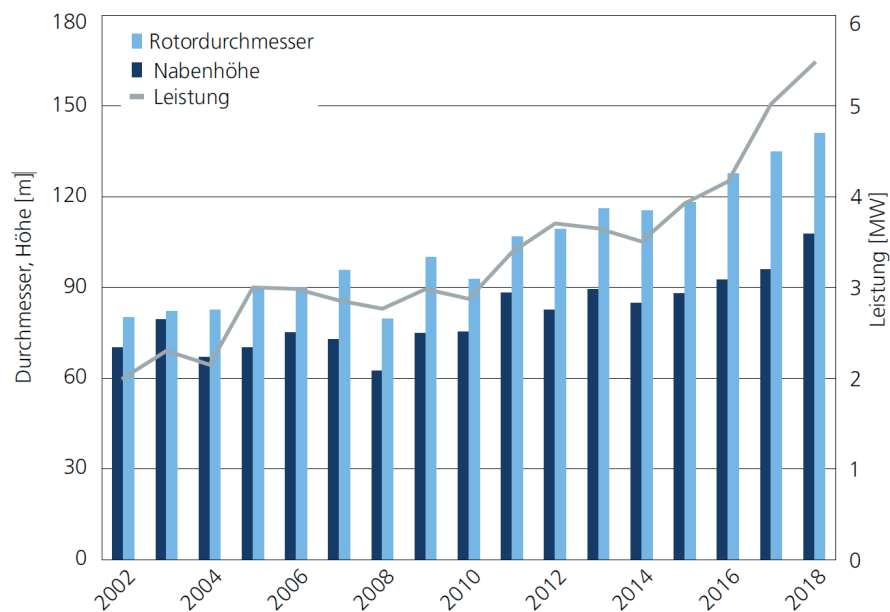


Abbildung 1.2.: Durchschnittliche Größen der jährlich installierten Offshore-Windkraftanlagen [5].

schiffe eingesetzt wurden, die als zweite Generation der Errichtereinheiten angesehen werden. Erst die Errichterschiffe der dritten Generation wurden mit großen Transportkapazitäten für die sperrige Projektladung, ausgeprägten Krankapazitäten und einer geeigneten Propulsionsanlage speziell für die Errichtung von Offshore-Windparks entworfen und gebaut [6]. Die jüngsten Entwicklungen dieses verhältnismäßig neuartigen Schiffstyps basieren bezüglich ihrer wesentlichen Charakteristika auf der dritten Generation. Sie sind hinsichtlich ihrer Kapazität für den Transport und die Installation der größten heutzutage verwendeten Windenergieanlagen entsprechend ertüchtigt, jedoch ist aufgrund der fortdauernden Anlagenentwicklung hier ebenfalls ein weitergehendes Wachstum zu erwarten [7].

1.1. Mobile Offshore-Strukturen

Seit Beginn der Erschließung und Nutzung von Offshore-Ressourcen Anfang des 20. Jahrhunderts wurde die damit verbundene technische Entwicklung im Wesentlichen durch Anwendungen für die Förderung von Öl- und Gasvorkommen bestimmt. Die infolgedessen entwickelten Strukturen werden anhand ihrer Bauformen in unterschiedliche Kategorien eingeteilt, deren Auswahl hauptsächlich in Abhängigkeit der Umweltbedingungen am Einsatzort getroffen wird. Grundsätzlich zu unterscheiden ist zwischen feststehenden Einheiten, die in direktem Kontakt mit dem Meeresboden sind und sol-



(a) Aufgestellt.



(b) Schwimmend.

Abbildung 1.3.: Errichterschiff der dritten Generation [10].

chen, die durch ihren hydrostatischen Auftrieb schwimmen und über Verankerungen oder aktive Steuerungsorgane am Einsatzort in Position gehalten werden [8]. Zu erster Kategorie gehören kompakte schwerkraftgegründete Strukturen, Jackets mit fachwerkartiger Turmstruktur und Jack-Up-Einheiten mit ausfahrbaren Beinen im aufgestellten Zustand. Exemplarisch hierfür ist ein typisches Errichterschiff der dritten Generation in gegründeter Position in Abbildung 1.3(a) dargestellt. Für die Fundamentierung von Offshore-Windkraftanlagen in vergleichsweise geringen Wassertiefen wird diese Kategorie seit der Jahrtausendwende um Einzelpfahlgründungen (Monopiles) und pyramidenförmige Gitterstrukturen (Tripods) ergänzt [9], welche als Teil der Decksladung in Abbildung 1.3(a) ebenfalls zu sehen sind. Die Kategorie der schwimmenden Strukturen wird üblicherweise für größere Wassertiefen verwendet und umfasst Bohrschiffe, Halbtaucher sowie Bojen. Ergänzend zu den beiden genannten Typen existiert weiterhin eine dritte Kategorie nachgiebiger Konstruktionen, die teilweise Merkmale von schwimmenden und feststehenden Strukturen aufweisen wie beispielsweise Gelenktürme oder zugspannungsverankerte Bojen und Halbtaucher.

Die schwimmenden Strukturen haben den Vorteil, dass sie mit vergleichsweise geringem Aufwand den Einsatzort wechseln können, was in der Öl- und Gasindustrie bei der Exploration neuer Vorkommen genutzt wird. Diese Mobilität weisen weiterhin Jack-Up-Einheiten auf, die für den Transit sowie die Auf- und Abstellphase ebenfalls als schwimmende Struktur zu klassifizieren sind. Ergänzt durch Kran- und Transportbargen bilden die genannten schwimmenden und Jack-Up-Einheiten so die Kategorie der mobilen Offshore-Strukturen [11]. Jüngste Entwicklungen zeigen weiterhin die An-

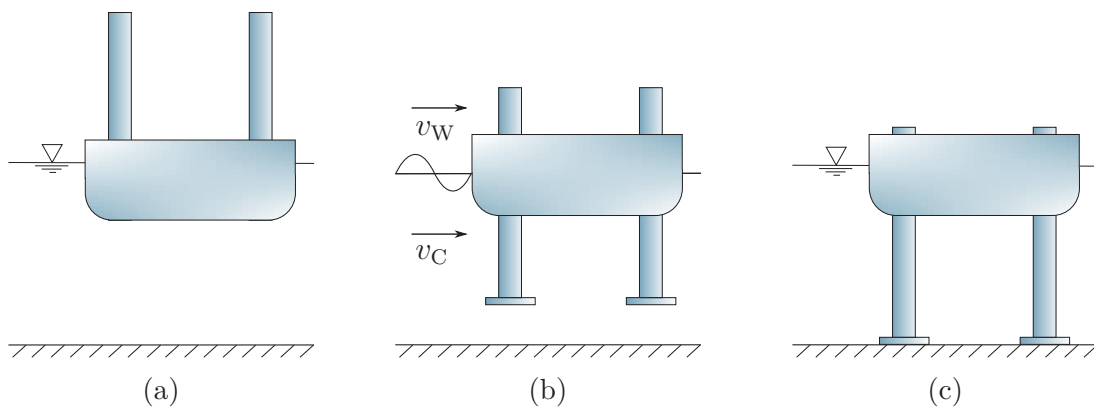


Abbildung 1.4.: Phasen des Aufstellvorgangs.

wendung von Offshore-Windkraftanlagen in sehr großen Wassertiefen, sodass diese auf schwimmenden Fundamenten installiert werden müssen, die Ähnlichkeit mit den mobilen Strukturen der konventionellen Öl- und Gasanwendungen aufweisen [12]. Zwar werden diese Einheiten ähnlich wie die feststehenden für einen einzelnen Einsatzort entworfen, sind aber aufgrund ihrer schwimmenden Charakteristik ebenfalls zu den mobilen Offshore-Strukturen zu zählen.

Offshore-Einheiten, die ein vorwiegend stationäres Einsatzgebiet haben, weisen das gemeinsame charakteristische Merkmal auf, dass ihre Struktur aus vergleichsweise simplen Elementargeometrien wie Zylindern oder Kegelstümpfen besteht. Weiterhin sind diese oftmals aus einer Kombination dieser grundlegenden Elemente aufgebaut, welche zu einer zerklüfteten Gesamtstruktur führt. Die Jack-Up-Beine des schwimmenden Errichterschiffs in Abbildung 1.3(b) sind mit ihrer fachwerkartigen Gitterstruktur hierfür exemplarisch gezeigt und klassifizieren diese damit eindeutig als Elemente der Offshore-Technik. Im Gegensatz dazu steht der kompakte Verdrängungskörper des Schiffes. Dessen Geometrie setzt sich aus einem geschlossenen Volumen zusammen, das durch komplexe Freiformflächen beschrieben wird. Innerhalb der mobilen Offshore-Strukturen nehmen die Jack-Up-Schiffe eine Sonderrolle ein, da sie durch den Aufstellprozess eine Wandlung ihrer Kategorisierung erfahren, die schematisch in Abbildung 1.4 anhand unterschiedlicher Phasen visualisiert ist. Während des Transits in das Einsatzgebiet bis zum Beginn des Jacking-Vorgangs besteht das getauchte Volumen aus dem schiffstypischen Verdrängungskörper (Abbildung 1.4(a)). Um das Schiff auf dem Grund aufzustellen und darauf folgend den Rumpf über die Wasseroberfläche zu heben, werden die Jacking-Beine ausgefahren (Abbildung 1.4(b)), sodass sich bis zum Moment der initialen Grundberührung eine hybride Struktur ergibt, die sowohl aus dem schiffstypischen Verdrängungskörper als auch aus den nun getauchten Offshore-Elementen der Jacking-

Beine besteht. Im Anschluss folgt eine Phase, in der die Jack-Up-Einheit in direktem Kontakt mit dem Meeresboden steht und bis zum Erreichen der finalen Rumpfposition oberhalb der Wasserlinie daher als schwerkraftgegründete Offshore-Struktur zu kategorisieren ist (Abbildung 1.4(c)).

1.2. Problemstellung

In der Anfangszeit des kommerziellen Betriebs von Offshore-Windkraftanlagen war deren küstennahe Installation durch den Einsatz mobiler Hubinseln ein rein Offshore-spezifisches Problem. Heutzutage begegnet man den Herausforderungen beim Errichten der Turbinen mit Errichterschiffen, sodass der Errichtungsprozess unter Einbeziehung von Aspekten aus der Offshore-Technik wie auch aus der konventionellen Schiffstechnik erfolgt. Getrieben durch die ambitionierten Ziele der Energiewende verlagert sich der Installationsprozess zunehmend von verhältnismäßig geschützten Gewässern mit geringen Wassertiefen in küstenfernere Gebiete mit einhergehenden größeren Tiefen und rauerer Umweltbedingungen in Form von Wind und Seegang. Für die schwimmenden Zustände der Errichterschiffe gehen infolge dieser höheren Umweltbelastungen auch größere Reaktionsbewegungen einher, die den Einsatz im Operationsgebiet einschränken. Hierfür limitierend ist hauptsächlich die Phase des Aufstellvorgangs am Einsatzort [9]. Während man diesen Prozess in der Vergangenheit lediglich in Zeitfenstern mit sehr günstigen Wetterbedingungen durchgeführt hat, ist dieses Vorgehen aufgrund der großen Entfernung der Windparks zu den Basishäfen und der damit verbundenen Einsatzzeiten der Schiffe im Zielgebiet nicht mehr möglich. Weiterhin wird der Aufstellprozess für die Errichtung eines Windparks häufig durchgeführt, sodass die potentiellen Wartezeiten durch Phasen von ungünstigen Umweltbedingungen regelmäßig eintreten können und keine Ausnahmesituation im Betrieb eines Errichterschiffs darstellen. Ausfallzeiten infolge solchen Abwetterns sind für die Betreiber der Errichterschiffe mit hohen wirtschaftlichen Einbußen verbunden, sodass die umwelt- und bewegungsabhängige Fähigkeit, den Jacking-Prozess durchführen zu können, zu einem entscheidenden Merkmal einer solchen Einheit wird. Die beteiligten Werften und Dienstleister müssen diesen Umstand daher bereits in der frühen Entwurfphase solcher Schiffe berücksichtigen, um dem Kunden ein Produkt zu offerieren, das seinen späteren Betrieb unter den Umweltbedingungen des angestrebten Einsatzgebiets garantiert durchführen kann. Errichterschiffe sind wie nahezu alle Spezialschiffe Unikate, deren Entwurfphase im Gegensatz zu einem Serienprodukt von sehr kurzen Angebots- und Projektierungszeiträumen gekennzeichnet ist. Die daraus folgende Notwendigkeit, technische Fragen zu Einsatzmöglichkeiten schnell beantworten zu können, hat sich

insbesondere in der Offshore-Branche in jüngster Vergangenheit noch weiter verschärft [13]. Auf der Entwurfsseite stellt sich daher das Problem, das Bewegungsverhalten eines Jack-Up-Schiffes im Aufstellvorgang unter Umwelteinfluss präzise und schnell bestimmen zu können. Den beteiligten Parteien stehen für diese Bestimmung Entwurfswerkzeuge zur Verfügung, die für schiffstechnische Fragestellungen entwickelt wurden und daher lediglich die erste Phase des Aufstellprozesses gemäß Abbildung 1.4(a) adressieren. Für eine vollständige Bewegungsanalyse ist es jedoch ebenfalls erforderlich, die zweite Phase des Prozesses einzubeziehen, was unter zusätzlicher Berücksichtigung der Offshore-typischen Beinelemente erfolgen muss. Für deren individuelle Analyse stehen in der Offshore-Technik ebenso geeignete Verfahren zur Verfügung, die sich jedoch aufgrund der grundsätzlich unterschiedlichen Geometrien erheblich von denen der Schiffstechnik unterscheiden. Für die dynamische Analyse der Hybridphase (Abbildung 1.4(b)) besteht demnach die Herausforderung, beide vorhandenen Berechnungsansätze kombiniert und jeweils an der Grenze der Anwendbarkeit der jeweiligen Themengebiete zu verwenden. Für den industriellen Schiffsentwurf existiert gegenwärtig kein Verfahren, das diese Kombination ermöglicht, um die dynamische Analyse eines Errichterschiffs im Aufstellvorgang ganzheitlich abzubilden.

1.3. Neuartiges dynamisches Analyseverfahren

Aufgrund der geschilderten Problemstellung wird im Rahmen dieser Arbeit ein Satz neuartiger dynamischer Analysemethoden für Errichterschiffe mit ausfahrbaren Beinen vorgestellt, die an die Einsatzbedingungen aktueller und zukünftiger Jack-Up-Schiffe angepasst sind. Diese haben zum Ziel, die entwurfsmethodische Lücke in der zweiten Phase des Aufstellvorgangs zu schließen. Ihre gemeinsame Anwendung repräsentiert damit ein Verfahren, um die ganzheitliche Bewegungsanalyse dieses Prozesses im industriellen Schiffsentwurf durchführen zu können. Dieses Verfahren adressiert daher ausschließlich Zustände, in denen die Struktur infolge ihres hydrostatischen Auftriebs schwimmt und kein dauerhafter Kontakt zwischen Jacking-Bein und Meeresboden besteht. Die Gestaltung des Verfahrens orientiert sich an zahlreichen Anforderungen, die im Folgenden dargelegt werden.

1.3.1. Technische Anforderungen

Der in Abbildung 1.4 skizzierte Jacking-Vorgang erfolgt bei realen Einsatzbedingungen unter dem Einfluss von umweltbedingten Kräften, die durch die Wirkung von Wind, Strom und Seegang auf den Schiffskörper hervorgerufen werden. Das Zusammenwirken dieser zeitabhängigen Kräfte führt dazu, dass das Schiff aus seiner Gleichge-

wichtsschwimmlage ausgelenkt wird und eine ebenso zeitabhängige Antwortbewegung ausführt. Die letztendliche Einschränkung des Jacking-Prozesses durch diese Reaktion liegt vor in Form des Erstkontakts zwischen dem Ende eines Jacking-Beins und dem Meeresboden. Das stoßartige Auftreffen des Spudcans führt zu hohen Kontaktkräften, die über einen sehr kurzen Zeitraum von der Beinstruktur und dem Anschluss an den Schiffskörper aufgenommen werden müssen. Neben der vergleichsweise geringen Ausfahrgeschwindigkeit der Jacking-Beine werden diese Stoßkräfte im Wesentlichen durch den Starrkörperimpuls des Schiffes einschließlich seiner Beine festgelegt. Da deren Struktur nicht für diese kurzzeitigen Höchstbelastungen, sondern für eine hohe Betriebsfestigkeit im aufgestellten Zustand ausgelegt werden, gilt es, die Kontaktkräfte durch eine Reduktion der Schiffsbewegungen zu minimieren.

Für die Durchführung der Jacking-Operation ist es daher zunächst erforderlich, nachzuweisen, dass das Schiff gegen die Kräfte aus Strom und Wind eine ausreichend große Fähigkeit zum dynamischen Positionieren (DP) mit seinen eigenen Manövrierorganen aufweist. Die dabei erzeugten Manövrierkräfte hängen von der Ausgestaltung der Manövierkomponenten aber auch von der installierten Maschinenanlage und ihrem dynamischen Verhalten ab, was in der Berechnung der DP-Fähigkeit ebenfalls einzubeziehen ist. Zusätzlich übt der Seegang Driftkräfte auf das Schiff aus, die hauptsächlich aus den harmonischen Reaktionsbewegungen resultieren und ebenfalls durch das DP-System aufgenommen werden müssen. Daher ist weiterhin eine Bestimmung der Bewegungen des Errichterschiffs im Seegang erforderlich. Während das DP-Problem eine Bewegungsanalyse in den horizontalen Freiheitsgraden bedingt, ruft der Seegang eine Schiffsreaktion hervor, die einer allgemeinen Starrkörperbewegung in allen Freiheitsgraden entspricht. Diese kann anders als die Manövierbewegung nur geringfügig aktiv gesteuert werden und schränkt den Jacking-Prozess unabhängig von der DP-Fähigkeit ein, da die resultierenden Vertikalgeschwindigkeiten am Spudcan die Kontaktkräfte maßgeblich beeinflussen. Demzufolge muss eine Berechnung des Bewegungsverhaltens im Seegang unter Berücksichtigung aller Freiheitsgrade und deren Kopplungen erfolgen sowie außerdem die wesentlichen Nicht-Linearitäten bezüglich der Bewegungen in den Freiheitsgraden erfassen. Eine möglichst realitätsnahe Modellierung der Schiffsbewegung in Wellen erfordert weiterhin die Einbeziehung eines natürlichen Seegangs, sodass eine reine Frequenzbereichsanalyse in regelmäßigen Wellen zur Bewertung des Seeverhaltens ausscheidet. Um statistisch seltene Wellenhöhen und -interferenzen einzubeziehen, ist es daher erforderlich, die seegangsinduzierten Bewegungen des Schiffes im Zeitbereich zu berechnen. Im Laufe des Aufstellvorgangs ändert sich die Position der Beine, sodass zu erwarten ist, dass die damit einhergehende Veränderung der Mas-

senverteilung und Hydrodynamik einen erheblichen Einfluss auf die zugrunde gelegte Kraftberechnung und das Bewegungsverhalten in allen Freiheitsgraden hat. Daher ist es erforderlich, die möglichst exakte Geometrie des Rumpfes und der Beine direkt und in Abhängigkeit der vorliegenden Beinstellung zu modellieren. Auf diese Weise muss es möglich sein, die Abhängigkeit der hydrodynamischen Kräfte von den wesentlichen Strömungscharakteristika sowie der Geometrie und Oberflächenbeschaffenheit der getauchten Struktur einzubeziehen. Da der stoßartige Erstkontakt den Jacking-Vorgang limitiert, müssen letztlich auf Basis der berechneten Starrkörperbewegung die Kontaktkräfte zwischen Spudcan und Boden berechnet werden. Um damit eine möglichst exakte Berechnung der Entwurfslasten zur strukturellen Auslegung der Beine zu erreichen, gilt es außerdem den als hoch zu erwartenden Einfluss der Nachgiebigkeit von Struktur und Boden zu berücksichtigen.

Die zusammenfassende technische Zielsetzung des neuartigen Analyseverfahrens umfasst daher

- die Berechnung der Fähigkeit zum dynamischen Positionieren unter Einbeziehung aller schiffsseitigen Manövrierkräfte und deren Abhängigkeit von der Maschinenanlage,
- die Berechnung der Antwortbewegungen im natürlichen Seegang im Zeitbereich,
- die Berücksichtigung aller relevanten Freiheitsgrade und Kopplungen,
- die direkte Modellierung der Geometrie von Rumpf und Jack-Up-Beinen,
- die Einbeziehung der Umweltkräfte auf Basis der tatsächlich vorliegenden Geometrie sowie
- eine Berechnung der Kontaktkräfte zwischen Spudcan und Meeresboden beim Erstkontakt.

1.3.2. Anforderungen aus der frühen Entwurfsphase

Neben dem technischen Anforderungsprofil des Analyseverfahrens besteht weiterhin die Notwendigkeit, die Randbedingungen der frühen Entwurfsphase zu berücksichtigen. Aus diesen ergeben sich zusätzliche Anforderungen an die Methodik, mit der die technische Zielsetzung zu erreichen ist. Deren Einhaltung stellt sicher, dass das zu entwickelnde Werkzeug nicht nur die Analyse von bestehenden Konzepten ermöglicht, sondern die adressierte Thematik explizit in den frühen Entwurfsprozess einbindet, um

neuartige Schiffsentwürfe erstellen zu können.

Die frühe Entwurfsphase von Schiffen ist grundsätzlich gekennzeichnet durch kurze Zeitspannen, in denen wesentliche Eigenschaften eines Neubaus sowie die verbundenen Kosten maßgeblich festgelegt werden [14]. Die im Rahmen dieser Arbeit abgedeckten Errichterschiffe werden im Gegensatz zu anderen komplexen Industrieprodukten, wie beispielsweise in der Luftfahrt, für einen spezialisierten Einsatzzweck entworfen. Infolgedessen handelt es sich bei diesen Konstruktionen stets um Unikate oder Kleinstserien, was in Verbindung mit der hohen Komplexität und dem großen einzelnen Auftragsvolumen dazu führt, dass der Prototypenbau als Werkzeug des technischen Schaffensprozesses ausscheidet. Der hohe Grad an Spezialisierung und der Einsatz in neuartigen Umweltbedingungen erfordern es weiterhin, in der frühen Entwurfsphase Methoden zu verwenden, die über rein regel- oder erfahrungsbasierte Grundsätze hinausgehen. Vor diesem Hintergrund und dem Konflikt zwischen einerseits geringen verfügbaren Zeiträumen und andererseits der hohen Tragweite der Entscheidungen in der frühen Entwurfsphase gilt es, mit diesen Methoden schnell und zuverlässig Ergebnisse zu erzeugen, um ein funktionsfähiges Gesamtkonzept zu entwerfen. Hierfür ist es erforderlich, mindestens die entwurfsbestimmenden Aspekte zu behandeln, welche für den Einsatz der gebauten Einheit letztlich limitierend sind oder für die Bauwerft oder den späteren Betreiber einen wirtschaftlichen Vorteil gegenüber der Konkurrenz mit sich bringen. Der entwickelte Basisentwurf ist das Ergebnis der frühen Entwurfsphase und der Anwendung der dafür entwickelten Methoden. Dessen Entstehung ist ein iterativer Prozess, da viele Teildisziplinen in der frühen Entwurfsphase miteinander interagieren und daher in Verbindung betrachtet werden müssen. Demnach ist beispielsweise für ein Schiff zunächst die statische Interaktion von Rumpfform, Raumbedarf, Gewicht, Schwimmelage und Stabilität in Einklang zu bringen. Diesen iterativen Charakter des Entwurfsprozesses müssen die Methoden abbilden können und dabei weiterhin in ihren Ergebnissen eine solche Genauigkeit liefern, die es erlaubt, die einzelnen Teildisziplinen im Anschluss an die frühe Entwurfsphase detailliert auszuarbeiten, ohne den erstellten Basisentwurf so maßgeblich zu beeinflussen, dass der iterative Findungsprozess erneut begonnen werden muss.

Während sich die vorstehende Charakterisierung der frühen Entwurfsphase gemäß Krüger [14] auf Schiffe bezieht, bestätigt Chandrasekaran [15], dass der Aspekt der Unikatfertigung für Offshore-Strukturen ebenso relevant ist und eine Entwurfsmethodik auf Basis von Präzedenzfällen infolge von stets einzigartigen Einsatzorten und Umweltbedingungen ebenfalls ausscheidet. Verschärfend kommt hier die branchenspe-

zifische Eigenschaft hinzu, dass die Problemstellungen und deren Lösungen in Entwurf, Konstruktion, Fertigung, Installation sowie Betrieb in der Regel das geistige Eigentum der beteiligten Parteien sind und nicht in öffentlich zugängliche Empfehlungen und Regelwerke einfließen. Die Tragweite der Entscheidungen der frühen Entwurfsphase wird ausführlich von El-Reedy [16] für ein exemplarisches Gesamtprojekt einer Erschließung eines Öl- oder Gasfeldes erläutert. Mit einem niedrigen einstelligen Prozentsatz der gesamten Projektkosten, welche für die frühe Entwurfsphase aufzuwenden sind, werden letztere zum größten Teil festgelegt und es wird somit über den wirtschaftlichen und technischen Erfolg des Gesamtprojekts entschieden. Darüber hinaus erklärt Halkyard [17] die Notwendigkeit, in der frühen Entwurfsphase von schwimmenden Offshore-Einheiten schnell arbeitende Methoden zu verwenden, um mit einfachen Verfahren die kennzeichnenden Größen der zu entwerfenden Struktur früh im Entwurfsprozess zu bestimmen und zu einem konsistenten Gesamtkonzept zu entwickeln. Weiterhin wird insbesondere die Analyse des dynamischen Verhaltens der schwimmenden Einheiten als wesentliche Komponente dieses Prozesses identifiziert.

Es zeigt sich, dass das Entwurfsumfeld von Schiffen und schwimmenden Offshore-Einheiten eine starke Ähnlichkeit aufweist, sodass für die zu verwendenden Methoden identische Bedingungen angesetzt werden können. Ein wesentlicher Aspekt hiervon ist die Geschwindigkeit, mit welcher die verwendeten Methoden die individuellen Problemstellungen mit vorab definierter Präzision behandeln können. Diese wird sowohl durch die Rechenzeit als auch durch den zeitlichen Aufwand zur Modellbildung definiert. Erstere hat durch die Entwicklung von steigenden Rechnerleistungen in den vergangenen beiden Jahrzehnten im Verhältnis an Bedeutung verloren. Die notwendige Modellierung als Eingabegröße für eine umfangreiche und komplexe Methode kann jedoch nur bedingt automatisiert ablaufen und muss daher auch gegenwärtig größtenteils manuell erfolgen. Aus diesem Umstand folgt die Notwendigkeit, die Modellbildung soweit wie möglich zu vereinfachen, um den zeitlichen Aufwand zu reduzieren, ohne dabei Aspekte der direkten und präzisen Problembeschreibung einzubüßen, welche das angestrebte Berechnungsergebnis wesentlich beeinflussen. Vorteilhaft für diese Anforderung ist die Integration des neuartigen Analyseverfahrens in eine einheitliche digitale Entwurfsumgebung, welche auf eine einzelne gemeinsame Datenbasis zurückgreift. Auf diese Weise ist es möglich, unterschiedliche Entwurfsaufgaben parallelisiert zu bearbeiten und gleichzeitig sicherzustellen, dass alle dafür verwendeten Methoden den jeweils aktuellsten Stand der Datengruppen des iterativ erstellten Schiffsentwurfs verwenden. Synergieeffekte bezüglich des Modellierungsaufwands können erreicht werden, indem die Verwendung von Ergebnissen oder Modellausgaben von zuvor durchlaufenen

Methoden ermöglicht wird. Weiterhin erfolgt auf diese Weise eine passive Qualitätssicherung der verwendeten Datenbasis, da diese stetig durch verschiedene Methoden einer Plausibilitätsprüfung unterzogen wird, welche im Hinblick auf unterschiedliche Entwurfsaspekte erfolgt. Durch die konsistente Datenbasis und die einheitliche Entwurfsumgebung aller beteiligten Methoden kann so ein leistungsfähiger, evolutionärer Entwurfsprozess durchgeführt werden, der zusätzlich den zeitlichen Aufwand für die vorherige und nachträgliche Aufbereitung von Berechnungsergebnissen reduziert. Damit das neu entwickelte Analyseverfahren Teil dieses Prozesses werden kann, darf es ausschließlich auf Eingangsdaten beruhen, die für den aktuellen Stand der jeweiligen Entwurfsschleife zur Verfügung stehen. Ein evolutionärer Entwurfsfortschritt kann jedoch erreicht werden, indem konsistent zur vorliegenden Datenbasis geeignete Vergleichswerte von bestehenden Schiffen, Modellversuchen, Referenzberechnungen oder ähnlichem einbezogen werden.

Für die Wahl der Methodik zum Erreichen der technischen Zielsetzung können daher zusammenfassend die folgenden Anforderungen aus der frühen Entwurfsphase identifiziert werden:

- Hohe Recheneffizienz der zu entwickelnden Methoden und ein minimaler Aufwand in der Modellbildung.
- Integration in eine einheitliche digitale Entwurfsumgebung, die einen parallelierten Entwurfsprozess ermöglicht und eine zur Iterationsschleife inhärent konsistente Datenbasis verwendet.
- Ausschließliche Verwendung von Eingangsdaten die bereits in der frühen Entwurfsphase verfügbar und konsistent zur Datenbasis sind.

1.3.3. Methodik

Die in Abschnitt 1.3.1 formulierten technischen Zielsetzungen des Analyseverfahrens adressieren Fragestellungen bezüglich der Manövrierfähigkeit, des Seeverhaltens sowie der Interaktion beider Themengebiete. Im Folgenden wird daher eine Übersicht der grundsätzlichen methodischen Möglichkeiten gegeben, mit welchen diese Teilaspekte der dynamischen Analyse behandelt werden können. Auf Basis dessen erfolgt die Auswahl der Methodik, welche die Anforderungen der Entwurfsphase gemäß Abschnitt 1.3.2 erfüllt und für die folgende Entwicklung des Analyseverfahrens genutzt wird.

1.3.3.1. Manövrierverhalten

Die Bewertung der Manövrierfähigkeit von Schiffen erfolgt durch die Lösung der Bewegungsgleichungen in den translatorischen Freiheitsgraden der Längs- und Querbewegung sowie des Gierens jeweils unter Einbeziehung des Einflusses der Krängung. Die Herausforderung hierbei besteht in der Modellierung der äußeren und insbesondere der hydrodynamischen Kräfte, für die sich verschiedene Verfahren etabliert haben.

Das Koeffizientenmodell nach Abkowitz [18] bietet einen Ansatz, mittels dessen die hydrodynamischen Kräfte als Polynome in Abhängigkeit der Geschwindigkeiten in den Freiheitsgraden formuliert werden. Die Koeffizienten dieser Polynome repräsentieren die Differentiationen der Kräfte und Momente in den Raumrichtungen nach den Geschwindigkeiten. Diese Manövrierkoeffizienten können beispielsweise durch empirische Formeln oder Modellversuche bestimmt und zur Berechnung der Bewegungsgrößen durch numerische Integration der Bewegungsgleichungen verwendet werden. Im Gegensatz dazu erfolgt die Berechnung der hydrodynamischen Kräfte auf den Rumpf nach Söding [19] gemäß der Theorie schlanker Körper. Die Kräfte resultieren im Wesentlichen aus einer Änderung des Impulses des umgebenden Wassers infolge der Querbewegung des Rumpfes. Daher werden für dessen Querschnitte längenspezifische hydrodynamische Massen berechnet und der Ansatz gewählt, dass die Bewegung des Wassers identisch mit der des entsprechenden Querschnitts ist. Die lageabhängige Änderung des Querimpulses bzw. die hydrodynamische Kraft umfasst dabei zum einen die lokale zeitliche Änderung der Geschwindigkeit als auch konvektive Anteile infolge der Vorausgeschwindigkeit des Schiffes. Somit ist es möglich, die hydrodynamischen Kräfte als Funktion der Schiffsbewegungen zu formulieren und in den Bewegungsgleichungen zu nutzen. Zusätzlich werden auf Basis von potentialtheoretischen Berechnungen hydrodynamische Trägheitskräfte in Längsrichtung sowie semi-empirische Widerstandskräfte zur Berücksichtigung viskositätsbedingter Ablösung in Querrichtung ergänzt. Die Bestimmung der lageabhängigen hydrodynamischen Massen der Querbewegung kann dabei beispielsweise durch Lewis-Spanten oder potentialtheoretische Randelementeverfahren erfolgen. Eine höhere Genauigkeit in der Berechnung der Rumpfkkräfte kann durch die weitergehende Einbeziehung der Viskosität der Strömung erreicht werden. Hierfür ist im Gegensatz zu den vorherigen Ansätzen eine numerische Diskretisierung des gesamten Strömungsgebiets erforderlich. Nach Bertram [20] liefern solche Verfahren die höchste Genauigkeit, welche die dreidimensionale Navier-Stokes-Gleichung unter Verwendung eines Turbulenzmodells numerisch lösen. Die Lösung dieser RANS-Gleichungen erfolgt in industriellen Anwendungen meist in Form einer Finiten-Volumen-Methode.

In Manövrieranwendungen werden solche viskosen Verfahren im Wesentlichen für die Berechnung der Gierstabilität mit größtmöglicher Genauigkeit benötigt. Der Gierstabilitätsindex ist eine Differenz zweier ähnlich großer Rumpfkkräfte, sodass geringe Unterschiede der Kräfte in großen Abweichungen zur Aussage über die Gierstabilität münden und eine präzisere Berechnung der Rumpfkkräfte erforderlich ist. Diese angestrebte höhere Genauigkeit geht jedoch einher mit einem vergleichsweise hohen Anspruch in Bezug auf die Modellerstellung und insbesondere einem erheblich höheren Rechenaufwand [20]. Da sich die Bewertung der Manövrierfähigkeit als Teil der dynamische Analyse des Aufstellvorgangs auf die DP-Fähigkeit beschränkt, ist dieser Mehraufwand für den Anwendungsfall und die dafür erforderliche Präzision nicht notwendig. Weiterhin ist infolge der langen Rechenzeiten und des hohen zeitlichen Modellierungsaufwandes eine Anwendung im Rahmen der in Abschnitt 1.3.2 aufgeführten Randbedingungen nicht praktikabel. Demgegenüber ist eine Berechnung der DP-Fähigkeit auf Basis von Manövrierkoeffizienten für die technischen Anforderungen in Kombination mit dem Entwurfsumfeld nur eingeschränkt geeignet. Diese sind zwar durch ihre hohe Recheneffizienz für den iterativen Charakter des Entwurfsprozesses grundsätzlich anzuwenden, jedoch besteht das Problem, dass die Koeffizienten selbst auf empirischer Basis oder durch vorliegende Vergleichsschiffe bestimmt werden müssen. Dieses Präzedenzprinzip wird für den Entwurf von Unikaten als zu unspezifisch bewertet, sodass für die Berechnung der DP-Fähigkeit eine Methodik auf Basis der Theorie schlanker Körper verfolgt wird. Diese ist unter Abwägung von Präzision und Effizienz als geeignet für die Randbedingungen der frühen Entwurfsphase anzusehen und kann gleichzeitig die technischen Anforderungen erfüllen. Weiterhin zeigt Augener [21], dass die charakteristischen völligen Rumpfformen von Jack-Up-Schiffen trotz ihrer geringen Verhältnisse von Länge zu Breite im Rahmen der Theorie als schlanke Körper klassifiziert werden können.

1.3.3.2. Seeverhalten

Die Bewertung des Seeverhaltens eines Schiffes erfordert die Berechnung der Bewegungen in den zusätzlichen Freiheitsgraden des Tauchens, Rollens und Stampfens infolge von hydrodynamischen Erregerkräften, die der Seegang auf den Rumpf ausübt. Die Komplexität dieser Fragestellung sowie das unregelmäßige Verhalten eines natürlichen Seegangs haben zu unterschiedlichen Ansätzen geführt, um das Problem auf verschiedenen Niveaus zu behandeln. Ein wesentliches Unterscheidungsmerkmal ist dabei die Analyse im Frequenz- oder im Zeitbereich.

Die Frequenzbereichsmethoden erlauben es, die harmonischen Bewegungen erster

Ordnung eines Schiffes in regelmäßigen Wellen zu berechnen. Hierfür wird die fundamentale Annahme getroffen, dass die Antwortamplituden des Schiffes linear von der Amplitude der Welle abhängen sowie Erregung und Antwort harmonisch mit der gleichen Frequenz erfolgen. Das Ergebnis dieser Verfahren besteht aus den Übertragungsfunktionen (RAOs) in den Freiheitsgraden, welche das Verhältnis von Antwort zu Erregeramplitude beschreiben. Die erforderliche Bestimmung der hydrodynamischen Kräfte zur Verwendung in den Bewegungsgleichungen unterteilt diese Methoden weiterhin in zwei- und dreidimensionale Verfahren. Die erstgenannten Streifenmethoden diskretisieren den Rumpf gemäß der Theorie schlanker Körper in Querschnitte und lösen die linearisierten Bewegungsgleichungen auf Basis einer Überlagerung der unabhängig voneinander bestimmten Streifenkräfte [22]. Letztere lassen sich entweder mittels analytischer Verfahren auf Basis des ursprünglich von Lewis [23] entwickelten und nach ihm benannten Ansatzes ermitteln oder mit potentialtheoretischen Randelementemethoden wie dem von Söding [24] vorgestellten Verfahren berechnen. In den dreidimensionalen Methoden werden potentialtheoretische Ansätze genutzt, um die hydrodynamischen Kräfte zu berechnen. In Green-Funktion-Methoden, wie dem von Papanikolaou [25] entwickelten Verfahren, wird der Rumpf zu diesem Zweck durch Panels diskretisiert und das Radiations-Diffraktions-Problem unter Anwendung geeigneter Randbedingungen gelöst. Als fortgeschrittenste Entwicklung der potentialtheoretischen Seegangsmethoden gelten Rankine-Quell-Verfahren, wie die von Söding und Bertram [26] vorgestellte Methode [20]. Diese nutzen weiterhin unter zusätzlicher Diskretisierung der freien Wasseroberfläche das stationäre Potential, das sich aus der Vorausfahrt bei Glattwasser ergibt, um dessen Interaktion mit dem harmonischen Potential zu berücksichtigen. Die genannten Ansätze können weiterhin einige nicht-lineare Einflüsse wie quadratisch von der Geschwindigkeit abhängige empirische Widerstandskräfte berücksichtigen. Jedoch führt die grundlegende Annahme der Linearität zwischen Erregung und Antwort zu der Einschränkung, dass diese Verfahren nur für Anwendungen mit relativ kleinen Bewegungsamplituden Gültigkeit besitzen.

Die Zeitbereichsverfahren bauen vielfach auf den Ergebnissen der Frequenzbereichsanalysen auf. Eine einfache Methode, um eine Zeitreihe der Schiffsbewegungen zu bestimmen, besteht daher in der Möglichkeit, die Antwortamplituden infolge einer Vielzahl an Elementarwellen unter Verwendung der linearen RAOs zu superponieren. Fortgeschrittenere Ansätze, wie die von Söding u. a. [27] vorgestellte Methode *ROLLS*, berücksichtigen ergänzend die Nicht-Linearität der Rollbewegung bezüglich deren Amplitude sowie der Wellenhöhe. Dies erfolgt durch Lösung der Rollbewegungsgleichung in Kopplung mit den übrigen Freiheitsgraden. Das von Cummins [28] ent-

wickelte Impuls-Antwort-Verfahren erlaubt es, die Bewegung infolge nicht-linearer Erregungen zu berechnen, indem die geschwindigkeitsabhängigen Radiationskräfte einschließlich ihrer zeitlichen Vorgeschichte berücksichtigt werden. Die Zeithistorie dieser hydrodynamischen Kräfte wird mittels eines Faltungsintegrals einbezogen, dessen numerische Lösung in der Anwendung des Verfahrens die rechenintensive Speicherung der Kräfte vorheriger Zeitschritte erfordert. Eine andere Möglichkeit, die frequenzabhängigen Radiations- und Diffraktionskräfte in den Zeitbereich im unregelmäßigen Seegang zu überführen, bietet das Zustandsmodell, wie von Pereira [29] beschrieben. Der Vorteil dieses Verfahrens besteht darin, dass bereits im Vorfeld der Zeitbereichsrechnung frequenzunabhängige Matrizen in Abhängigkeit der Schwimmage berechnet werden, welche in der Zeitintegration zur Berechnung der hydrodynamischen Kräfte infolge der Relativbewegung zwischen Rumpf und Wasser genutzt werden. Die Anwendung von RANS-basierten Verfahren beschränkt sich aufgrund der hohen Rechenintensität auf Fragestellungen, in denen nicht das ganzheitliche Seeverhalten sondern kurzzeitige Phänomene von Interesse sind. Diese umfassen hauptsächlich jene Probleme, welche die Grundvoraussetzung einer glatten Wasseroberfläche für die Anwendbarkeit der Potentialtheorie nicht erfüllen. Exemplarische Anwendungsfälle sind brechende Wellen und überkommene See an Deck sowie Slamming und Sloshing [20].

Für die Analyse des Seeverhaltens im natürlichen Seegang sind lange berechnete Zeiträume erforderlich, um potentielle, statistisch seltene Ereignisse einzubeziehen, sodass die Anwendung von RANS-Verfahren auch ohne die zeitkritischen Anforderungen der frühen Entwurfsphase nicht zweckmäßig ist. Bertram [20] empfiehlt Randelementeverfahren für die erforderliche Berechnung von hydrodynamischen Kräften im Frequenzbereich in Offshore-Anwendungen. Da diese in der relevanten DP-Situation bei vernachlässigbar kleiner Vorausschwindigkeit erfolgt, kommen die Vorteile des Rankine-Quell-Verfahrens nicht entscheidend zu Geltung, um den gesteigerten Rechenaufwand in der frühen Entwurfsphase zu rechtfertigen. In Konsistenz zur gewählten Methodik im Manövrierverhalten wird daher ebenfalls die Theorie schlanker Körper zu Grunde gelegt und die Berechnung der hydrodynamischen Kräfte im Frequenzbereich in einer Streifenmethode mit einem Randelementeverfahren durchgeführt. Da die Natur des Seegangs unregelmäßig ist, muss neben der Analyse im Frequenzbereich eine darauf aufbauende Berechnung der Schiffsbewegungen im Zeitbereich erfolgen, um das Seeverhalten unter realitätsnahen Umweltbedingungen bewerten zu können. Der entscheidende Vorteil des Impuls-Antwort-Verfahrens und des Zustandsmodells liegt hierfür in der Möglichkeit, in allen Freiheitsgraden Effekte einzubeziehen, die nicht-linear von den Bewegungen und der Wellenamplitude abhängen. Die damit einhergehende vergleichs-

weise hohe Rechenleistung und -dauer steht jedoch im Widerspruch zur Forderung nach einer iterativen Nutzbarkeit in der frühen Entwurfsphase. Da für den Aufstellvorgang möglichst minimale Schiffsbewegungen erstrebenswert sind, wird der Einfluss der Nicht-Linearitäten bei den zu erwartenden kleinen Amplituden als gering bewertet. Infolgedessen wird die effiziente Methode *ROLLS* angewendet, mittels derer ohne Einschränkung der iterativen Nutzbarkeit die nicht-lineare Rollbewegung einbezogen werden kann, welche für Schiffsrumpfformen typischerweise die größten Antwortamplituden zeigt.

1.3.3.3. Interaktion

Für eine ganzheitliche dynamische Analyse ist weiterhin die Interaktion des Manövrier- und Seeverhaltens zu berücksichtigen. Der Seegang übt ebenfalls horizontale Kräfte und Giermomente auf den Rumpf aus, welche im Gegensatz zu den zuvor beschriebenen Kräften erster Ordnung in regelmäßigen Wellen im zeitlichen Mittel einen konstanten, von null verschiedenen Wert erreichen. Demnach beeinflussen sie die Manövrierfähigkeit und müssen anders als die hochfrequenten Kräfte erster Ordnung in der Berechnung der DP-Fähigkeit berücksichtigt werden. Diese Driftkräfte, oder Wellenkräfte zweiter Ordnung, sind in harmonischen Wellen abhängig vom Quadrat derer Amplitude und in natürlichem Seegang vom Quadrat der Einhüllenden aufeinander folgender Elementarwellen. Durch diese Eigenschaft weisen sie auch hier einen quasi-stationären Mittelwert auf, um den die Driftkräfte mit einer gegenüber den Kräften erster Ordnung geringeren Frequenz oszillieren [8]. Durch diese vergleichsweise langsame Änderung ihrer Größe und Richtung können und müssen die Manövrierorgane des Schiffs ihnen in der DP-Situation entgegenwirken. Die bestehenden Ansätze zur Berechnung der Driftkräfte im Frequenzbereich lassen sich unterscheiden nach Fern- und Nahfeldmethoden. Das Prinzip der Fernfeldmethoden basiert nach dem Verfahren von Maruo [30] auf der Anwendung des Impulserhaltungssatzes auf ein Kontrollvolumen, dessen Grenzen sich in großer Entfernung zum Rumpf befinden. Die Berechnung der Driftkräfte erfordert hierfür die Bestimmung des Geschwindigkeitspotentials auf dem Rand dieses Volumens, welches sich durch die Bewegungen erster Ordnung ergibt. Die Nahfeldmethoden hingegen verfolgen den Ansatz einer direkten Integration des Drucks über die Rumpffläche unter Berücksichtigung der Anteile zweiter Ordnung. Exemplarisch hierfür stellt Pinkster [31] ein Verfahren vor, mittels dessen so die exakten Driftkraftanteile zweiter Ordnung auf beliebige schwimmende Körper bestimmt werden können. Boese [32] beschreibt dagegen eine einfachere Methode, mittels derer die Widerstandserhöhung eines Schiffes infolge von Wellenkräften zweiter Ordnung auf Basis der harmonischen Bewegungen erster Ordnung zu berechnen sind. Auf diese Weise werden jedoch einige

der Driftkraftanteile vernachlässigt, die sich aus der exakten Formulierung auf Basis der Druckintegration ergeben. Augener [21] stellt eine Kombination der beiden Ansätze vor, mittels derer zunächst Driftkräfte aufbauend auf den Bewegungen erster Ordnung berechnet werden. Eine zusätzliche Druckintegration ermöglicht die Berücksichtigung weiterer Kraftanteile zweiter Ordnung.

Eine Berechnung der Driftkräfte nach dem Ansatz der Nahfeldmethoden bietet gegenüber den Fernfeldverfahren den Vorteil, die Wirkung der unterschiedlichen Kraftanteile getrennt identifizieren zu können [8]. Diese Eigenschaft führt dazu, dass Augener [21] die relevantesten Kraftbeiträge für die Berechnung der Driftkräfte auf ein Errichterschiff in der ersten Phase des Aufstellprozesses ohne den Einfluss der ausgefahrenen Beine identifizieren konnte. Konsistent zur Berechnung der hydrodynamischen Kräfte erster Ordnung mittels einer Streifenmethode wird daher aufbauend auf der Frequenzbereichsanalyse dessen kombiniertes Verfahren zur Bestimmung der Driftkräfte zu Grunde gelegt.

1.3.3.4. Folgerung

Anhand der in diesem Kapitel beschriebenen Problemstellung wird die Notwendigkeit deutlich, bereits früh im Entwurfsprozess von Jack-Up-Schiffen eine Analyse ihres Bewegungsverhaltens durchzuführen. Die dafür geltenden technischen Anforderungen und Randbedingungen der frühen Entwurfsphase münden in eine grundsätzliche Auswahl der dafür zu verwendenden methodischen Ansätze. Diese wurden jedoch ursprünglich für die Analyse von konventionellen Schiffsförmern und sie behandelnden Fragestellungen entwickelt. Solche liegen jedoch lediglich in der ersten Phase des Aufstellvorgangs vor, sodass für die Analyse der zweiten, relevanten Phase eine Erweiterung der Verfahren auf die Hybridstrukturen notwendig ist, welche im Rahmen dieser Arbeit umgesetzt wird. Für dieses Ziel wird daher im Folgenden zunächst eine Zusammenfassung der bisher bestehenden Ansätze zur Behandlung des Gesamtproblems gegeben, bevor die im Rahmen dieser Arbeit genutzten theoretischen Grundlagen der dynamischen Analyse detailliert ausgeführt werden. Weiterhin erfolgt eine Vorstellung des genutzten Berechnungs- und Datenmodells mittels dessen die dynamische Analyse unter Anwendung des neuartigen Verfahrens durchgeführt und validiert wird. Abschließend erfolgt eine Zusammenfassung der im Rahmen dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnisse sowie ein Ausblick auf weitere Entwicklungsschritte.

2. Stand der Technik und Wissenschaft

Errichtereinheiten mit ausfahrbaren Beinen werden bereits zu unterschiedlichen Zwecken erfolgreich in der Offshore-Branche eingesetzt, sodass sich Methoden zur Analyse des dynamischen Verhaltens in industriellen Anwendungen etabliert haben. Aufgrund der stetigen Verschiebung der Einsatzgrenzen und dem Wachstum der Einheitengrößen ist die Thematik darüber hinaus ebenfalls Gegenstand der aktuellen Forschung und Entwicklung. Im Folgenden wird daher der gegenwärtige Stand der Technik und Wissenschaft dargelegt und die bestehenden Ansätze zur Behandlung des Gesamtproblems gegenüber den in Abschnitt 1.3 definierten Anforderungen abgegrenzt.

2.1. Stand der Technik

Als aktueller technischer Standard der dynamischen Analyse von Jack-Up-Schiffen können zunächst rechtsverbindliche, staatliche Regelwerke verstanden werden, die Vorschriften zum Betrieb oder Einsatzgrenzen derartiger Einheiten definieren. Diese bilden die Minimalanforderungen ab, welche von allen derzeitig und zukünftig projektierten Einheiten zu erfüllen sind, und stellen somit eine feste Randbedingung für den Entwurf dar. Bauvorschriften oder empfohlene Berechnungspraktiken anerkannter, privatwirtschaftlicher Institutionen repräsentieren darüber hinaus den erfahrungsbasierten technischen Kenntnisstand, der sich evolutionär aus abgeschlossenen Projekten, Schäden, Unfällen und dem Betrieb vergleichbarer Einheiten entwickelt hat. Diese Empfehlungen bieten den beteiligten Parteien Grundlagen zur quantitativen und qualitativen Bewertung des dynamischen Verhaltens von Jack-Up-Einheiten und sind somit ebenfalls als Stand der Technik aufzufassen. Dieser wird abschließend ergänzt durch kommerzielle Lösungen für das Gesamtproblem, welche von den beteiligten Unternehmen angeboten werden. Hierbei ist davon auszugehen, dass sich im wirtschaftlichen Wettbewerb nur diejenigen Produkte und Dienstleistungen behaupten können, die einerseits dem aktuellen Standard entsprechen aber andererseits auch ausreichend etabliert und robust für die industrielle Geschäftspraxis sind.

Im Gegensatz zu anderen Aspekten des Schiffsentwurfes wie beispielsweise der Prüfung der Stabilität oder einer Integration von vorgeschriebenen räumlichen Strukturelementen existieren für das zulässige dynamische Verhalten eines Errichterschiffs im Aufstellvorgang keinerlei rechtsverbindliche deterministische Vorschriften. Das international gültige Regelwerk der IMO [33] adressiert zwar Jack-Up-Einheiten, ist jedoch ausschließlich für solche anzuwenden, die Ressourcen unterhalb des Meeresbodens erschließen und fördern. Somit ist dessen Einhaltung für die im Rahmen dieser Arbeit hauptsächlich adressierten Errichterschiffe von Offshore-Windkraftanlagen nicht notwendig. Deren Einsatzszenario unterscheidet sich von den Fördereinheiten durch die höhere Frequenz des Jacking-Prozesses im Betrieb, allerdings kann das Regelwerk aufgrund der baulichen Ähnlichkeit der beiden Einheitentypen als allgemeine Grundanforderung für den Entwurf von Jack-Up-Einheiten ohne Beschränkung auf die Einsatzart angesehen werden. Die Vorschriften zu deren dynamischen Verhalten beschränken sich hierbei darauf, dass die Beinstruktur für die aus der Dynamik im Seegang resultierenden Lasten auszulegen ist. Es wird unterschieden zwischen der Phase des Ausfahrens, in der die Beine ähnlich einem Kragträger ein freies Ende haben, und den Stoßkräften beim Erstkontakt zwischen dem Spudcan und dem Meeresboden. Auf Basis dieser Auslegung ist die Angabe der zugehörigen Maximalbewegungen sowie der korrespondierenden Seegangszustände in Kombination mit der Bodenbeschaffenheit verpflichtend. Ergänzend wird gefordert, dass das DP-System die gleiche Sicherheit gegenüber Positionsabweichungen aufweisen muss wie eine fest ausgebrachte Verankerung. Es wird jedoch keinerlei Aussage darüber getroffen, mit welchen rechnerischen Mitteln die notwendige dynamische Analyse durchzuführen ist, um die geforderten Nachweise zu erbringen. Das international rechtsverbindliche Regelwerk bietet demnach keine methodische Grundlage für die Entwicklung des in Abschnitt 1.3 definierten neuartigen Verfahrens; dennoch unterstreicht es die Notwendigkeit, die geschilderten Aspekte in den Entwurfsprozess einzubeziehen.

Eine praxisnähere Behandlung der dynamischen Analyse des Auf- und Abstellvorgangs von Errichtereinheiten findet sich in den empfohlenen Richtlinien der Klassifikationsgesellschaft DNV GL [34]. Diese beschränkt sich auf eine Berechnungsvorschrift der vertikalen und horizontalen Kontaktkräfte, welche sich beim Erstkontakt im Seegang ergeben. Zur Bestimmung dieser Kräfte werden die Vereinfachungen angesetzt, dass die Reaktionsbewegungen nur in den zwei Freiheitsgraden des Rollens und Stampfens erfolgt und die Nachgiebigkeit des Bodens zu vernachlässigen ist. Weiterhin werden die Bewegungsamplituden in den Freiheitsgraden als bekannt vorausgesetzt und es wird

keine Vorgabe dazu getroffen, wie die dafür notwendige Bewegungsanalyse zu erfolgen hat. Es werden jedoch Empfehlungen für die empirische Abschätzung von hydrodynamischen Trägheitsmomenten auf Basis der Hauptabmessungen der Jack-Up-Einheit gegeben. Die Vorschrift zur Berechnung der Kontaktkräfte basiert weiterhin auf der Annahme eines Einzelkontakts zwischen Spudcan und Bein sowie auf dem Energieerhaltungsprinzip, welches unter Einbeziehung der elastischen Steifigkeit eines Beines die Kraftberechnung entkoppelt von der Bewegungsanalyse ermöglicht. Diese empfohlenen Richtlinien erfüllen die technischen Anforderungen des neu zu entwickelnden Verfahrens nicht, da lediglich der Teilaspekt der Kontaktkräfte ohne die dafür notwendige dynamische Analyse abgedeckt wird. Innerhalb dessen wird weiterhin die Forderung nach einer Einbeziehung der Bodenbeschaffenheit nicht bedient, was zwar einer konservativen Abschätzung zur Erfüllung des internationalen Regelwerks [33] entspricht, jedoch nicht als Basis für einen an die Einsatzbedingungen angepassten Entwurf dienen kann. Die empfohlenen Abschätzungen zu den hydrodynamischen Größen sind ebenfalls nicht für die Erfüllung der Zielsetzung anzuwenden, da sich die zu Grunde gelegte Empirik auf Hubinseln mit dreieckiger Decksfläche bezieht. Weiterhin wird die Forderung nach einer direkten Modellierung von Geometrie und darauf aufbauender Berechnung der hydrodynamischen Kräfte mit einer solchen Abschätzung nicht erfüllt.

Während die vorstehenden Richtlinien zur dynamischen Analyse von mobilen Jack-Up-Einheiten die Bewegung im Seegang adressieren, fordert die Klassifikationsgesellschaft American Bureau of Shipping [35] darüber hinaus explizit einen Nachweis über die ausreichende Fähigkeit zum dynamischen Positionieren während des Aufstellprozesses. Dieser ist in Form eines DP-Fähigkeitsdiagramms zu erbringen, welches die maximal zulässigen Wind- und Strömungsgeschwindigkeiten in Kombination mit den zugehörigen Seegangszuständen unter Einbeziehung der veränderlichen Beinstellung visualisiert. Mit einem solchen Ansatz werden die maximalen, stationären Umweltlasten bestimmt, welche durch das optimale Zusammenwirken der Manövrierorgane bei Ausschöpfung der installierten Maschinenleistung aufgenommen werden können. Da die externen Kräfte unter Einsatzbedingungen jedoch zeitlich veränderlich sind, vernachlässigt ein solches DP-Fähigkeitsdiagramm die Einschränkung, welche sich aus dem dynamischen Reaktionsverhalten der Maschinenanlage ergibt. Daher wird auf diese Weise die technische Anforderung einer ganzheitlichen Einbeziehung der Maschinenanlage in die Berechnung der DP-Fähigkeit nicht vollständig erfüllt. Ferner wird für die Methodik zur Bestimmung der erforderlichen Umweltkräfte aus Wind, Strom und Wellendrift die Durchführung von Modellversuchen oder die Extrapolation von vorliegenden Ergebnissen geeigneter Vergleichsschiffe empfohlen [36]. Dieses Vorgehen steht

jedoch im Gegensatz zu den technischen Anforderungen wie auch den Randbedingungen der frühen Entwurfsphase gemäß Abschnitt 1.3.2, da der Bau eines physischen Modells nicht innerhalb der kurzen zur Verfügung stehenden Zeitspanne durchzuführen ist und weiterhin gegen das Prinzip einer einheitlichen digitalen Datenbasis im parallelisierten Entwurfsprozess verstößt. Darüber hinaus kann im Unikatentwurf nicht auf die alleinige Verwendung der Daten von Vergleichsschiffen zurückgegriffen werden, da dieses Vorgehen die technische Forderung nach einer direkten Modellierung der Geometrie und der darauf aufbauenden Bestimmung der Umweltkräfte nicht erfüllt. Alternativ wird für die Entwurfsphase die Berechnung der Wind-, Strömungs- und Wellendriftkräfte auf den kompakten Schiffskörper auf Basis von empirischen Entwurfsgleichungen empfohlen, welche die charakteristischen Hauptabmessungen des zu entwerfenden Jack-Up-Schiffes als Eingangsgrößen nutzen [37]. In Ergänzung hierzu sind die hydrodynamischen Kräfte auf die Offshore-typischen, schlanken Beingeometrien unterhalb des Schiffsrumpfes auf Basis eines Morison-Ansatzes einzubeziehen [38]. Mit diesem Vorgehen werden die technischen Anforderungen des neuartigen Verfahrens jedoch ebenfalls nur teilweise bedient, da lediglich die Geometrie der Beine direkt für die Kraftberechnung genutzt wird, während der Anteil des schiffstypischen Verdrängungskörpers auf Basis eines hierfür ungeeigneten Präzedenzprinzips bestimmt wird.

Von industrieller Seite wird ebenfalls die Notwendigkeit bestätigt, das Seeverhalten während des Aufstellvorgangs zu bewerten, um die Kontaktkräfte zwischen Boden und Spudcan zu bestimmen. Seitens der Zulieferindustrie für Errichterschiffe werden daher Anwendungen bereitgestellt, die es für den Betrieb an Bord ermöglichen, auf Basis der charakteristischen Seegangparameter die Reaktionsbewegungen des bestehenden Schiffs zu bestimmen. Das Unternehmen Mocean Forecast B.V. [39] verwendet hierfür ein lineares Frequenzbereichsmodell, mittels dessen die Bewegung infolge von regelmäßigen Wellen in sechs Freiheitsgraden berechnet wird. Das Modell basiert auf einer potentialtheoretischen Berechnung der hydrodynamischen Kräfte auf den kompakten Schiffsrumpf unter Verwendung von kommerzieller Software. Der Einfluss der Beinstellung wird in Abhängigkeit der Ausfahrposition durch Superposition der hydrodynamischen Beinkräfte erfasst. Für die Vorhersage der Schiffsbewegungen in einem Seegebiet werden die berechneten linearen Antwortbewegungen verwendet, die in Kombination mit den signifikanten Wellenhöhen und -perioden die signifikanten Geschwindigkeiten in den Freiheitsgraden liefern. Obwohl die mit diesem Verfahren berechneten Ergebnisse eine gute Übereinstimmung mit Messungen zeigen, bietet es aufgrund der rein kommerziellen Nutzung ohne entsprechende Veröffentlichungen zur Funktionsweise für die Entwicklung des neuartigen Analyseverfahrens keinen methodischen Mehrwert.

Dennoch zeigt die seitens des Unternehmens durchgeführte Validierung des Verfahrens, dass die für das neuartige Verfahren gewählte Methodik zur Bestimmung des Seeverhaltens auf Basis potentialtheoretischer Ansätze zielführend ist. Weiterhin wird die technische Forderung einer Berechnung der Bewegung im Zeitbereich nicht erfüllt und die letztendliche Bestimmung der resultierenden Kontaktkräfte auf Basis des Bewegungsverhaltens in Wellen wird ebenfalls nicht umgesetzt. Ergänzend entspricht die Anwendung des Verfahrens mit der individuellen Anpassung auf spezifische Schiffe und der Einschränkung in Form der Analyse bestehender Einheiten nicht den Anforderungen der frühen Entwurfsphase, da es keine Flexibilität und Integrationsmöglichkeiten in eine einheitliche Entwurfsumgebung bietet.

Weiterhin existieren etablierte Software-Anbieter, die kommerzielle Löser für Probleme der dynamischen Analyse von Schiffs- und Offshore-Strukturen bereitstellen. Die Software-Umgebung *OrcaFlex* des Unternehmens Orcina Ltd. [40] ist auf die Behandlung von unterschiedlichen Fragestellungen zur Dynamik von schwimmenden und feststehenden Offshore-Strukturen spezialisiert. Die technischen Anforderungen des neuartigen Analyseverfahrens können durch deren unterschiedliche Methoden zur Berechnung der Seeverhaltens im Frequenz- und Zeitbereich umgesetzt werden. Hierfür steht ebenso ein Modell zur Beschreibung des Meeresbodens zur Verfügung, mittels dessen Kontaktkräfte berechnet werden können, sowie Funktionalitäten zur Berechnung des Manövrierverhaltens. Hierbei werden sowohl die Modellierung von kompakten, schiffsähnlichen Auftriebskörpern und zerklüfteten Offshore-Strukturen als auch die Kombination beider Geometrieformen abgedeckt. Die Beschränkung dieser Software auf die dynamische Analyse klassifiziert sie unabhängig von der hierbei verwendeten Methodik nach den Anforderung der frühen Entwurfsphase gemäß Abschnitt 1.3.2 jedoch nicht als ganzheitliche Entwurfsumgebung, die alle wesentlichen Kernaufgaben der Entwurfsphase abdeckt. Durch ihre hohe Spezialisierung ist sie demgegenüber als Werkzeug für den darauf folgenden Prozess der detaillierten Analyse des Basisentwurfs zu verstehen, welcher als Eingangsgröße für den Anwendung dieser Software bereits vorhanden sein muss. Die Software-Umgebung *Sesam* der Klassifikationsgesellschaft DNV GL [41] stellt ebenfalls eine umfangreiche Methodensammlung für die hydrodynamische und strukturelle Analyse von Schiffen und Offshore-Strukturen zur Verfügung. Diese erfüllt durch verschiedene dynamische Analysemethoden für Hybridstrukturen die technischen Anforderungen nach Abschnitt 1.3.1 und weist eine explizite Funktionalität für die Bestimmung von Kontaktkräften bei nachgiebigen Bodentypen auf. Es bestehen ebenfalls Methoden für die Behandlung von weiteren grundlegenden Entwurfsaufgaben. Die dafür verwendeten Unterprogramme nutzen jedoch unterschiedliche Submodelle, deren

Aufbau und Ergebnisse in separaten Dateien gespeichert werden. Diese können zwar durch geeignete Schnittstellen an andere Methoden inner- und außerhalb der Software-Umgebung übergeben werden, jedoch steht dieses Vorgehen im Widerspruch zu der Forderung nach einer einheitlichen, stets konsistenten Datenbasis für die iterative Nutzung dieser Methodensammlung in der frühen Entwurfsphase. Aufgrund dessen ist diese Software-Umgebung als Sammlung von Analysewerkzeugen für die folgende Analyse des Basisentwurfs zu verstehen und ist nicht dazu ertüchtigt, diesen im Rahmen der industriellen Entwurfspraxis zuvor zu erstellen. Einen ganzheitlichen Ansatz für den Entwurf und die Analyse von Offshore-Strukturen bietet dagegen die Software *MOSES* des Unternehmens Bentley Systems Inc. [42]. Neben Funktionalitäten zur Bearbeitung der grundlegenden Entwurfsaufgaben werden ebenfalls die in der technischen Anforderung des neuartigen Verfahrens beschriebenen Bewegungsanalysen von hybriden Strukturen abgedeckt. Für eine effiziente Nutzbarkeit im iterativen Entwurfsprozess und eine Reduktion der Anfälligkeit für Inkonsistenzen bei der Modellbildung verwendet diese Umgebung, ähnlich wie für das neuartige Verfahren gefordert, eine einheitliche Datenbasis, die als Grundlage für alle Methoden fungiert. Die Struktur des Software ist hierbei allerdings auf den Entwurf von Offshore-Einheiten ausgelegt. Die im Rahmen dieser Arbeit hauptsächlich adressierten Jack-Up-Schiffe werden jedoch von den Parteien der schiffbaulichen Wertschöpfungskette projektiert und gebaut, so dass diese Software nicht in die industrielle Praxis des Schiffsentwurfs zu integrieren ist. Weiterhin sind alle genannten Software-Umgebungen, unabhängig von den aufgeführten Unzulänglichkeiten bezüglich der Anforderungen der Entwurfsphase, aufgrund ihres kommerziellen Charakters nicht quelloffen und die fundamentalen Berechnungsgrundsätze werden lediglich auf dem Niveau der Anwendung veröffentlicht. Dies hat zur Folge, dass die jeweils genutzte Methodik nur eingeschränkt als Referenz für den Stand der Technik in Bezug auf die Entwicklung des neuartigen Verfahrens genutzt werden kann, obwohl sie gemäß der zugehörigen Veröffentlichungen die grundsätzliche Problemstellung adressieren und die technischen Forderungen erfüllen. Daher können diese kommerziellen Software-Löser nicht als Grundlage für die methodische Neuentwicklung des in dieser Arbeit angestrebten Verfahrens verwendet werden.

Zusammenfassend zeigt sich, dass die in Abschnitt 1.3 definierte Zielsetzung des neu zu entwickelnden Verfahrens über den gegenwärtigen Stand der Technik hinausgeht. Somit ist die formulierte Problemstellung nicht mit bestehenden, etablierten Ansätzen und Methoden zu behandeln. Mit der angestrebten Entwicklung eines Werkzeugs zur Einbeziehung der dynamischen Analyse des Aufstellvorgangs in die industrielle Praxis des Schiffsentwurfs kann daher ein substantieller Fortschritt für den technischen

Standard erreicht werden.

2.2. Stand der Wissenschaft

Der Stand der Wissenschaft bezüglich der dynamischen Analyse von Errichterschiffen während des Aufstellvorgangs umfasst Ansätze, welche die Thematik jenseits des etablierten technischen Standards behandeln. Hierzu zählen Publikationen akademischer Institutionen wie auch Veröffentlichungen der grundlegenden Forschungsarbeiten von Industrieunternehmen.

Im Gegensatz zur Situation mit eingefahrenen Beinen ist die dynamische Analyse von schwimmenden Jack-Up-Einheiten mit ausgefahrenen Beinen unterhalb des Verdrängungskörpers wenig dokumentiert [43]. Für geschleppte Jack-Up-Plattformen stellen Vasconcellos u. a. [44] eine Methode vor, um die Bewegung in sechs Freiheitsgraden infolge von regelmäßigen Wellen im Frequenzbereich zu berechnen. Auf diese Weise wird die Möglichkeit geschaffen, den grundlegenden Einfluss unterschiedlicher Beinstellungen auf das Seeverhalten in der Transitphase zu analysieren sowie Querkraft und Momentenverläufe entlang der Beinlänge zu bestimmen. Obwohl dieser Vorgang im Gegensatz zum hier betrachteten Aufstellvorgang bei nicht vernachlässigbarer Voraugeschwindigkeit erfolgt, ist die dabei auftretende Kombination eines kompakten Verdrängungskörpers und Offshore-typischer Beinstrukturen mit der Hybridphase gemäß Abbildung 1.4(b) vergleichbar. Die Berechnung der hydrodynamischen Kräfte und Momente auf den kompakten Verdrängungskörper wird mittels eines potentialtheoretischen Randlelementeverfahrens durchgeführt, um Radiations-, Diffraktions- und Froude-Krylov-Kräfte zu bestimmen. Hierbei erfolgt keine zusätzliche Einbeziehung von viskositätsbedingten Kräften. Demgegenüber werden die unterhalb des Rumpfes ausgefahrenen Jack-Up-Beine als Morison-Elemente in Abhängigkeit ihrer Position modelliert, um so die hydrodynamischen Beinkräfte einschließlich empirischer Viskositätseffekte miteinzubeziehen. Diese werden zu den Rumpfkraften durch Superposition ergänzt. Mit den hydrodynamischen und hydrostatischen Kräften sowie den Trägheitskräften werden die linearisierten Bewegungsgleichungen in sechs Freiheitsgraden aufgestellt, wobei die Kopplung zwischen Roll- und Stampfbewegungen unberücksichtigt bleibt. Die Lösung des resultierenden linearen Gleichungssystems liefert die linear von der Wellenamplitude abhängigen Antwortamplituden der Bewegungen. Infolge der Vernachlässigung der Kopplung von Stampf- und Rollbewegung und der Beschränkung der Seeganganalyse auf den Frequenzbereich bleibt diese Methode jedoch hinter den technischen Anforderungen des neu zu entwickelnden Verfahrens zurück.

Chakrabarti [43] berechnet die Bewegungen einer geschleppten Errichter-Plattform mit ausgefahrenen Beinen durch einen vergleichbaren Ansatz. Die hydrodynamischen Kräfte infolge regelmäßiger Wellen auf die Hybridstruktur aus Rumpf und Beinen werden ebenfalls mit der Kombination eines potentialtheoretischen Randlelementverfahrens und einem Morison-Ansatz berechnet. Das linearisierte Seeverhalten bei unterschiedlichen Begegnungswinkeln wird in Form von frequenzabhängigen Übertragungsfunktionen für unterschiedliche Beinstellungen in sechs Freiheitsgraden ausgedrückt. Zu deren Berechnung wird die kommerzielle Software *Neptune* des Unternehmens Zentech Inc. [45] verwendet, deren methodische Hintergründe ähnlich wie bei den in Abschnitt 2.1 beschriebenen Software-Lösern nicht veröffentlicht sind. Die tatsächlich vorliegende Fachwerkstruktur der Jack-Up-Beine wird hier vereinfacht als einzelner Ersatz-Zylinder pro Bein modelliert und ein äquivalenter Durchmesser angesetzt. Die berechneten linearen Übertragungsfunktionen dienen weiterhin als Eingangsgrößen für eine Zeitbereichsrechnung im natürlichen Seegang. Auf Basis einer spektralen Verteilung der Wellenhöhen und -perioden werden die linearen Bewegungsantworten auf die Elementarwellen zu jedem Zeitschritt superponiert, um die maximale Bewegungsantwort in einem längeren Berechnungszeitraum zu identifizieren. Infolge der Ersatzmodellierung der Beine entspricht der methodische Ansatz nicht den technischen Anforderung gemäß Abschnitt 1.3.1. Außerdem kann er aufgrund der mangelnden Angaben über die Berechnungsgrundlagen der Bewegungsanalyse nicht als Referenz für den Stand der Wissenschaft verwendet werden, obwohl der strukturelle Ansatz zur Behandlung der Hybridstrukturen als vielversprechende Grundlage für die Neuentwicklung im Rahmen dieser Arbeit genutzt werden kann.

Dieser Autor nutzt die auf diese Weise berechnete Zeitreihe der linearen Bewegungen im natürlichen Seegang weiterhin, um für die Aufstellphase einer Hubinsel die limitierenden Seegangszustände zu ermitteln [46]. Wie in der technischen Spezifikation gemäß Abschnitt 1.3.1 gefordert, werden hier ebenfalls die Kontaktkräfte beim stoßartigen Auftreffen des Spudcans auf dem Meeresboden als maßgebliche Größe identifiziert, welche den Aufstellvorgang limitiert. Um die Kräfte zu berechnen, wird die Vereinfachung getroffen, dass sie nur infolge der Bewegungen in den Freiheitsgraden des Tauchens und Rollens hervorgerufen werden. Die Methodik folgt dabei ähnlich wie nach den Empfehlungen des DNV GL [34] dem Ansatz eines Energierhaltungsprinzips, welches eine komplette Wandlung der kinetischen Energie vor dem Kontakt in potentielle Energie nach dem Stoß zu Grunde legt. Erstere ist aus der Zeitreihe der Bewegungen in den beiden betrachteten Freiheitsgraden bekannt und letztere wird einbezogen, indem

der Boden in Abhängigkeit seiner Beschaffenheit und der Spudcan-Geometrie als vertikale und horizontale Kompressionsfeder mit nicht-linearer Federkennlinie modelliert wird. Die weiterhin erforderliche lineare Elastizität der Beinstruktur wird aus einem Finite-Elemente-Modell des Beins einschließlich seines Anschlusses an den Rumpf bestimmt. Iterativ werden die charakteristischen Seegangparameter modifiziert, bis die berechneten Kontaktkräfte die Festigkeitsgrenze des Beins gemäß dem zugrunde gelegten Finite-Elemente-Modell erreichen, um so den limitierenden Seegangszustand zu identifizieren. Die Berechnung der Bewegungen und der Kräfte erfolgt nach dieser Methodik entkoppelt voneinander. Daher kann sie durch die zusätzliche Einbeziehung eines translatorischen Freiheitsgrades und hauptsächlich durch die Berücksichtigung der Nachgiebigkeit des Bodens somit als eine ganzheitliche Weiterentwicklung der Empfehlungen des DNV GL [34] verstanden werden. Der hiermit verfolgte Ansatz zeigt bereits eine deutliche Tendenz in Richtung der technischen Anforderungen des neuartigen Analyseverfahrens, jedoch wird hierbei der wesentliche Aspekt einer Kontaktkraftberechnung infolge einer allgemeinen Starrkörperbewegung in sechs Freiheitsgraden nicht umgesetzt. Weiterhin weist ein Entwurf im frühen Stadium noch keinen ausreichenden Detaillierungsgrad auf, der es erlaubt, ein Finite-Elemente-Modell vom Bein und dessen Anschluss zu verwenden. Demnach ist diese Methode eher als Analysemöglichkeit für bestehende Basisentwürfe als ein Entwurfswerkzeug einzuordnen.

Während sich die vorstehenden wissenschaftlichen Methoden auf Hubinseln mit dreiecksförmiger Decksfläche beziehen und damit die in Abschnitt 1.2 formulierte Problemstellung nur partiell adressieren, beschreiben Augener und Hatecke [47] explizit das Seeverhalten eines Jack-Up-Schiffes während des Aufstellvorgangs. Hierfür werden die Bewegungen des Schiffes in sechs Freiheitsgraden in der Hybridphase mit ausgefahrenen Beinen zunächst im Frequenzbereich in regelmäßigen Wellen berechnet. Die dafür erforderlichen hydrodynamischen Kräfte auf den kompakten Rumpf werden mittels einer potentialtheoretischen Streifenmethode berechnet, die ebenfalls viskose Effekte auf Basis eines empirischen Ansatzes einbezieht. Der Einfluss der Beinsetzung wird hierbei ausschließlich durch die angepasste Massenverteilung berücksichtigt, während deren hydrodynamische Beiträge vernachlässigt werden. Die so berechneten linearen Antwortbewegungen in regelmäßigen Wellen dienen weiterhin als Eingangsgrößen für eine bezüglich der Rollbewegung nicht-lineare Zeitbereichsrechnung im natürlichen Seegang unter Verwendung der in Abschnitt 1.3.3 skizzierten Methode *ROLLS* [27]. Hier wird der hydrodynamische Einfluss der ausgefahrenen Beine auf das Bewegungsverhalten lediglich im Freiheitsgrad des Rollens durch zusätzlich aufgebrauchte Rolldämpfungsmomente erfasst, welche auf den Ergebnissen von Modellversuchen beruhen. Auf Basis von

vorliegenden maximal zulässigen Kontaktkräften zwischen Spudcan und Meeresboden werden außerdem die korrespondierenden Höchstwerte der Stampf- und Rollgeschwindigkeit gemäß DNV GL [34] angesetzt. Anhand dieser zulässigen Geschwindigkeiten werden die limitierenden signifikanten Wellenhöhen- und perioden bei unterschiedlichen Begegnungswinkeln identifiziert. Die hier gewählte Methodik zur Bestimmung der Bewegungen in Form einer effizienten Kombination aus Frequenz- und Zeitbereichsmethoden zeigt eine grundsätzliche Eignung für die Anforderungen der frühen Entwurfsphase. Die Notwendigkeit hierfür jedoch einerseits Ergebnisse von Modellversuchen zu verwenden und andererseits vorliegende Grenzwerte für die maximalen Kontaktkräfte anzusetzen, steht im Widerspruch zur Anforderung, im Entwurfsprozess ausschließlich Eingangsdaten zu nutzen, die in dieser frühen Projektphase zur Verfügung stehen. Durch die fehlende hydrodynamische Modellierung der Beinstellung in der Frequenzbereichsmethode wird außerdem die technische Forderung einer Kraftberechnung auf Basis der vorliegenden Geometrie nicht umgesetzt, sodass deren hydrodynamischer Einfluss insbesondere in den für die Kontaktkräfte maßgeblichen Freiheitsgraden des Tauchens und Stampfens nicht berücksichtigt wird.

Kreuzer u. a. [48] bestätigen, dass die Hybridphase mit ausgefahrenen Beinen und insbesondere die stoßartigen Kräfte beim Erstkontakt bisher in wissenschaftlichen Veröffentlichungen im Vergleich zum schwimmenden und gegründeten Zustand unterrepräsentiert sind. Sie stellen daher eine erste Methode vor, mit der es direkt möglich ist, die Kontaktkräfte in der Aufstellphase eines Jack-Up-Schiffs zu ermitteln. Um die dafür verantwortliche Bewegung im Seegang zu berechnen, werden zunächst die frequenzabhängigen hydrodynamischen Kräfte auf den Rumpf mittels einer potentialtheoretischen Streifenmethode für Wellen von querab berechnet. Diese dienen als Grundlage für die Berechnung der Schiffsbewegungen im Zeitbereich auf Basis eines Zustandsraummodells, welches aus den linearisierten Bewegungsgleichungen für Freiheitsgrade der Querbewegung, des Tauchens und Rollens abgeleitet wird. Hierbei wird lediglich eine Kopplung zwischen der Tauch- und Rollbewegung einbezogen. Der hydrodynamische Einfluss der Beinstellung wird durch eine Modellierung in Form von Morison-Elementen erreicht, die als Beitrag zu den äußeren Kräften im Zustandsraummodell einbezogen werden. Die Reaktionskraft des Bodens bei der Abwärtsbewegung des Beins wird zunächst durch ein Finite-Elemente-Modell des Bodens und Spudcans unter Verwendung von kommerzieller Software einbezogen. Da sich diese Methodik jedoch als zu rechenintensiv für die Berechnung von langen Zeiträumen bei unterschiedlichen Seegangsdiskretisierungen erweist, wird die Bodenreaktion in Form eines Feder-Ersatzmodells umgesetzt, um eine stochastische Auswertung der Kontaktkräfte

te zu ermöglichen. Dieses Modell umfasst vertikale und horizontale Kompressionsfedern mit nicht-linearen Kennlinien in Abhängigkeit der Eindringtiefe. Ebenso wie die Beinkräfte werden die Bodenreaktionskräfte als äußere Kräfte im Zustandsraummodell einbezogen, sodass in dieser Methode im Gegensatz zum Energieerhaltungsprinzip die Berechnungen der Bewegungsgrößen und Kontaktkräfte direkt gekoppelt sind. Da in der Methode eine Beschränkung auf drei Freiheitsgrade erfolgt und weiterhin die Kopplungen zwischen den einzelnen Bewegungsrichtungen vernachlässigt werden, wird die technische Anforderung des neuartigen Verfahrens nicht erfüllt. Die Substitution eines Finite-Elemente-Modells des Bodens und Spudcans durch nicht-lineare Kompressionsfedern zur Beschleunigung der Rechenzeiten liefert für die Neuentwicklung im Rahmen dieser Arbeit jedoch einen zielführenden Ansatz zur Einbeziehung der Nachgiebigkeit des Bodens in der Entwurfsphase. Das vorgestellte Verfahren weist jedoch mit der Beschränkung durch die Kombination unterschiedlicher Berechnungsmethoden ohne gemeinsame Datenbasis, einer Einschränkung auf langkämmigen Seegang und der Vernachlässigung der Elastizität des Beins Eigenschaften auf, die es als akademischen Ansatz für die Entwicklung eines Planungswerkzeugs für den Aufstellvorgang bestehender Schiffe charakterisiert. Eine solche Klassifizierung wird ebenfalls von den Autoren getroffen, sodass eine Anwendung des Verfahrens für den Einsatz in der frühen Entwurfsphase ausscheidet.

Ringsberg u. a. [49] beschreiben ebenfalls eine Methodenkombination, um für bestehende Schiffe ein zulässiges Wetterfenster für die Durchführung des Jacking-Prozesses festzulegen. Als limitierend hierfür werden die Kontaktkräfte zwischen Bein und Boden identifiziert, die sich aus der Bewegung des Schiffs im Seegang ergeben. Die Berechnung dieses Bewegungsverhaltens in den unregelmäßigen, kurzkämmigen Wellen eines natürlichen Seegangs erfolgt durch die Kombination unterschiedlicher kommerzieller Software. Zunächst werden die hydrodynamischen Kräfte auf den Rumpf in regelmäßigen Wellen im Frequenzbereich mittels eines potentialtheoretischen Panelverfahrens in sechs Freiheitsgraden berechnet. Um diese für eine Berechnung der Bewegungen im Zeitbereich als Grundlage zu verwenden, werden zusätzlich die hydrodynamischen Kräfte auf die ausgefahrenen Beine durch deren Modellierung als Morison-Elemente einbezogen. Die Zeitbereichsrechnung erfolgt mittels eines Impuls-Antwort-Verfahrens unter direkter Berücksichtigung der Bodenreaktion in Form von äußeren Kräften, sodass die Berechnung der Kontaktkräfte und Bewegungsgrößen in diesem Verfahren ebenfalls direkt gekoppelt ist. Der Einfluss der Nachgiebigkeit des Bodens wird dabei durch plastische Deformation berücksichtigt, sodass vertikale und horizontale Reaktionskräfte in nicht-linearer Abhängigkeit der Eindringtiefe zu Grunde gelegt werden.

Das linear-elastische Deformationsverhalten der Beinstruktur wird aus einem Finite-Elemente-Modell entnommen und in Form einer Federkonstanten in der Zeitbereichsrechnung einbezogen. Die direkte Kopplung der Kontaktkräfte mit der Bewegungsberechnung erfordert eine feine Auflösung der Zeitschrittweite, was in Kombination mit der numerisch aufwändigen Lösung des Faltungsintegrals im verwendeten Impuls-Antwort-Verfahren zu vergleichsweise hohen Rechenzeiten führt. Diese limitieren daher die Anzahl der zu untersuchenden Seegangsdiskretisierungen bzw. die Länge der berechneten Zeiträume mit dem vorgestellten Verfahren. Aufgrund der reinen Anwendung von kommerzieller Software zu Behandlung des Problems kann diese Methodenkombination, wie in Abschnitt 2.1 beschrieben, keinen Mehrwert zur methodischen Entwicklung des neuartigen Verfahrens bieten. Weiterhin steht ein Finite-Elemente-Modell des Beins zur frühen Entwurfsphase nicht zur Verfügung und kann daher nicht als Eingangsgröße im Entwurf verwendet werden. Ebenso stehen die langen Berechnungszeiten und die Kombination mehrerer kommerzieller Methoden ohne gemeinsame Datenbasis im Widerspruch zu den Anforderungen der frühen Entwurfsphase gemäß Abschnitt 1.3.2.

Anhand der Zusammenstellung des Standes der Wissenschaft zur Durchführung der dynamischen Analyse von Jack-Up-Schiffen im Aufstellvorgang zeigt sich, dass auch auf akademischer Seite kein zusammenhängender, ganzheitlicher Ansatz für die Lösung des Problems existiert. Im Besonderen wird anhand der vorgestellten Publikationen deutlich, dass die fortgeschritteneren Methoden, welche die technische Problemstellung auf erhöhtem Niveau behandeln, die Randbedingungen der frühen Entwurfsphase verletzen. Daher scheiden sie für die Problemlösung aus, obwohl sie die technischen Anforderungen des neuartigen Verfahrens in vergleichbarer Art erfüllen oder in Teilen sogar übertreffen. Aus der bestehenden Behandlung der Thematik liegen demnach mehrere Ansätze vor, die sich für die Lösung von Teilaspekten des technischen Problems anbieten und in der folgenden Darlegung der Neuentwicklung des Verfahrens aufgegriffen werden sollen.

3. Theoretische Grundlagen

Im Folgenden werden die theoretischen Grundlagen des neuartigen Verfahrens zur dynamischen Analyse des Aufstellvorgangs detailliert dargelegt. Deren Auswahl und Entwicklung basiert auf den in Abschnitt 1.3.3 skizzierten methodischen Herangehensweisen sowie einer geeigneten Kombination, welche sich aus der Identifikation der zielführenden bestehenden Ansätze des technischen und wissenschaftlichen Standards gemäß Kapitel 2 ergibt.

3.1. Morison-Ansatz

Das Ziel der Erweiterung der bestehenden Methodik für die dynamische Analyse von reinen Schiffsstrukturen auf die Hybridstrukturen des Aufstellvorgangs erfordert im Wesentlichen die Einbeziehung der Hydrodynamik der unter den Rumpf ausgefahrenen Jack-Up-Beine. Für deren Einbindung in die getrennten Themengebiete der Manövrierfähigkeit, des Seeverhaltens und deren Interaktion wird ein einheitlicher Ansatz gewählt. Dessen Grundzüge werden in diesem Abschnitt vorgestellt, während die individuelle Anpassung auf das jeweilige Themengebiet in den folgenden Abschnitten ausgeführt wird.

Die Beine eines Jack-Up-Schiffes bestehen überwiegend aus Elementen mit nahezu kreisförmigen Querschnitten in Form von zylindrischen Beinen oder fachwerkartigen Strukturen wie in den Abbildungen 3.1 und 1.3(b) dargestellt. Die Modellierung zur Integration dieser Elemente muss in Konsistenz zu der ausgewählten Methodik zur Behandlung der konventionellen Schiffsdynamik stehen. Daher wird ein Ansatz genutzt, der ursprünglich von Morison u. a. [51] für die Berechnung von hydrodynamischen Kräften auf ortsfeste, vertikale Einzelpfähle infolge regelmäßiger Wellen entwickelt wurde. Er basiert auf einer Kraftzusammensetzung aus potentialtheoretischen hydrodynamischen Trägheitskräften einerseits sowie einer Ergänzung für viskositätsbedingte Widerstandskräfte andererseits und ist als sogenannter Morison-Ansatz bekannt. Eine Grundvoraussetzung für dessen Anwendung besteht in der Annahme einer hydrodynamisch transparenten Struktur. Diese besagt, dass die Außenströmung durch die Präsenz



Abbildung 3.1.: Errichterschiff mit zylindrischen Jack-Up-Beinen [50].

eines zylindrischen Körpers nicht gestört wird und Diffraktionseffekte somit vernachlässigbar klein sind. Aufgrund der schlanken oder stark zerklüfteten Geometrien der Jack-Up-Beine mit verhältnismäßig geringen Querschnittsgrößen ist zu erwarten, dass diese Annahme im Gegensatz zu dem kompakten Schiffsrumpf zutreffend ist. Der ursprüngliche Berechnungsansatz für ortsfeste Strukturen wurde ergänzt durch Anwendungen für beliebig orientierte, bewegte kreisförmige Querschnitte in beliebiger Außenströmung [8], sodass die Voraussetzung für die Erfüllung der technischen Zielsetzung gemäß Abschnitt 1.3.1 gegeben ist.

Die hydrodynamische, längenspezifische Normalkraft auf einen Querschnitt der Fläche A_F eines Morison-Elements, wie in Abbildung 3.2 dargestellt, lässt sich nach dem unabhängigen Strömungsfeldmodell [52] formulieren zu

$$\vec{f} = \rho \left[\underbrace{(1 + C_A) A_F \vec{u}_N}_{\text{I}} - \underbrace{C_A A_F \vec{r}_N}_{\text{II}} + \underbrace{\frac{1}{2} C_D D |\vec{u}_N| \vec{u}_N}_{\text{III}} - \underbrace{\frac{1}{2} C_D D |\vec{r}_N| \vec{r}_N}_{\text{IV}} \right]. \quad (3.1)$$

Diese grundlegende Morison-Gleichung umfasst vier Terme, deren physikalische Bedeutung im Folgenden zu unterschiedlichen Behandlungsweisen in den Methoden führen:

- I. Froude-Krylov- und hydrodynamische Trägheitskraft infolge der Fluidbeschleunigung \vec{u}
- II. Hydrodynamische Trägheitskraft durch die Starrkörperbeschleunigung \vec{r}
- III. Viskose Widerstandskraft infolge der Fluidgeschwindigkeit \vec{u}
- IV. Viskose Dämpfungskraft durch die Starrkörpergeschwindigkeit \vec{r}

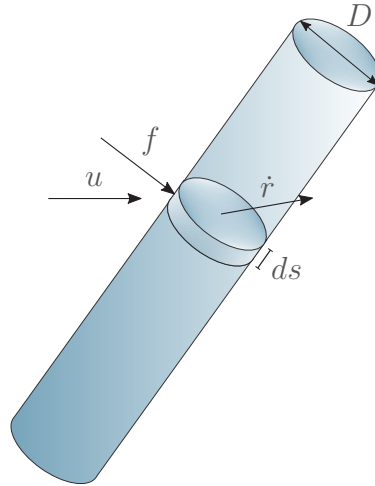


Abbildung 3.2.: Morison-Element.

Diese Terme sind weiterhin abhängig von dem Beiwert für die translatorische hydrodynamische Masse C_A sowie dem Widerstandsbeiwert C_D . Die geeignete Bestimmung dieser Koeffizienten kann für den jeweiligen Anwendungsfall grundsätzlich experimentell erfolgen. Systematische Untersuchungen zur Festlegung dieser Beiwerte wurden unter anderem durchgeführt von Keulegan und Carpenter [53] sowie Sarpkaya und Isaacson [54] und haben zu einer umfassenden Datenbasis von hydrodynamischen Beiwerten in oszillierender Strömung geführt. Auf Basis dessen stehen Verfahren zur Verfügung, die die Wahl dieser Koeffizienten für praktische Anwendungen auf Basis der Geometrie des Querschnitts, dessen Oberflächenbeschaffenheit sowie der charakteristischen Parameter der umgebenden Strömung erlauben [52].

3.2. Dynamisches Positionieren

Die Erfüllung der technischen Forderung nach einer ausreichenden Fähigkeit zum dynamischen Positionieren erfordert den Nachweis, bis zu welchen maximalen Umwelteinflüssen die Position und der Kurswinkel eines Schiffes beibehalten werden können. Dieser Zustand wird erreicht, indem ein Gleichgewicht aus externen Umwelt- und schiffsseitigen Manövrierkräften und -momenten geschaffen wird. Die Gleichgewichtsbedingungen in den Freiheitsgraden des Manövrierverhaltens lauten demnach

$$\sum F_x = 0 = F_{\text{Ext},x} + \sum F_{\text{Man},x}, \quad (3.2)$$

$$\sum F_y = 0 = F_{\text{Ext},y} + \sum F_{\text{Man},y}, \quad (3.3)$$

$$\sum M_z = 0 = M_{\text{Ext},z} + \sum M_{\text{Man},z}. \quad (3.4)$$

Schematisch ist diese Problemstellung für ein exemplarisches Jack-Up-Schiff mit einer

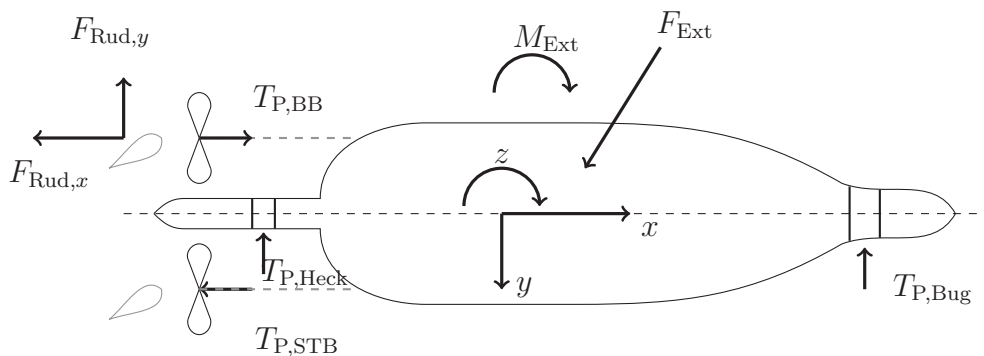


Abbildung 3.3.: Problemstellung dynamisches Positionieren nach Lübcke [55].

typischen Propulsionsanlage aus zwei Propellern und Rudern sowie Bug- und Heckstrahlern anhand der Abbildung 3.3 skizziert. Vereinfachend schließt der Begriff der Kräfte im Rahmen dieses Abschnitts die Giermomente mit ein.

Bei konstanten Umweltkräften lässt sich die statische DP-Fähigkeit bzw. die Größe der erträglichen Umweltkräfte aus den maximal möglichen Schüben der Manövrierorgane bestimmen. Dieser Ansatz ist gängig, um die DP-Eigenschaften bestehender Schiffe klassifizieren und vergleichen zu können. Allerdings befindet sich ein Schiff in realen Einsatzbedingungen unter dem Einfluss instationärer externer Kräfte, sodass die erforderlichen Schübe unter Einbeziehung der Dynamik des DP-Systems zeitabhängig anzupassen sind. Diese zusätzliche Berücksichtigung der Maschinenanlage führt dazu, dass mit dem statischen Ansatz die DP-Fähigkeit gegenüber realen Bedingungen überschätzt wird, was eine dynamische Betrachtung des DP-Vorgangs erfordert. Aufbauend auf dem von Lübcke [55] entwickelten Verfahren zur Bewertung der DP-Fähigkeit von Schiffen in der frühen Entwurfsphase wird daher im Folgenden die Einbindung der Jack-Up-Beine in die Berechnung der statischen und dynamischen DP-Fähigkeit beschrieben.

3.2.1. Manövriermodell

Die dynamische Betrachtung des DP-Vorgangs resultiert in einer Analyse des Manövrierverhaltens bei geringen Geschwindigkeiten. Dies erfordert die Berechnung der Bewegungen des Schiffs im Zeitbereich, für die das schiffsfeste Bezugssystem $\{O, x, y, z\}$ zu Grunde gelegt wird, welches in Abbildung 3.4 gezeigt ist. Dessen Ursprung O befindet sich bei $L_{pp}/2$, der Symmetrieebene auf Mitte Schiff sowie auf der Höhe des Gewichtschwerpunkts über der Basis. Es folgt den Bewegungen des Schiffes in der Längs- und Querrichtung sowie dem Gierwinkel, nicht jedoch dem ebenfalls zeitabhängigen Krängungswinkel.

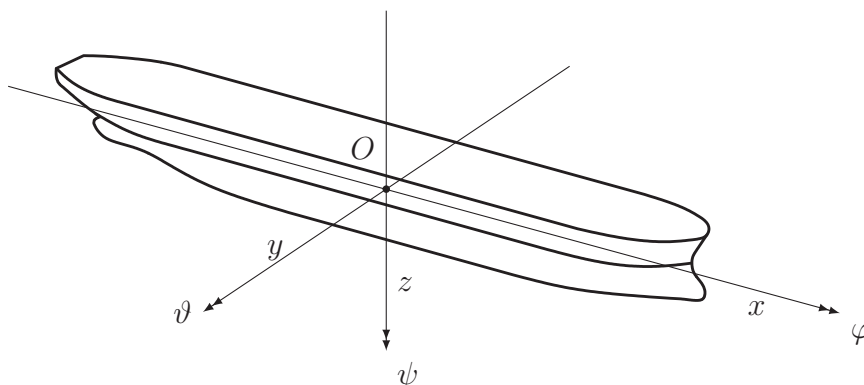


Abbildung 3.4.: Schiffsfestes Koordinatensystem des Manövriermodells.

Mit den Geschwindigkeiten und Beschleunigungen in Relation zu einem erdfesten Inertialsystem lassen sich die Bewegungsgleichungen für die drei Freiheitsgrade unter Vernachlässigung der Rollgeschwindigkeit gemäß

$$m(\dot{u} - v\dot{\psi} - x_G\dot{\psi}^2) = \sum F_x, \quad (3.5)$$

$$m(\dot{v} + u\dot{\psi} + x_G\ddot{\psi}) = \sum F_y, \quad (3.6)$$

$$\theta_{zz}\ddot{\psi} + mx_G(\dot{v} + u\dot{\psi}) = \sum M_z \quad (3.7)$$

aufstellen [19]. Aus diesen Gleichungen lassen sich die Beschleunigungen \dot{u} , \dot{v} und $\ddot{\psi}$ bestimmen, sodass die Integration der Bewegungsgleichungen mittels eines Euler-Verfahrens die Bestimmung der Geschwindigkeiten und Positionen ermöglicht. Die Voraussetzung hierfür ist die Kenntnis der translatorischen Kräfte und Giermomente, welche sich aus den Umwelt- und Manövrierkräften zusammensetzen. Die Modellierung der einzelnen Kraftbeiträge erfolgt modular durch Kraftbausteine, welche in Abhängigkeit des vorliegenden DP-Systems und der Umweltbedingungen zu den äußeren Kräften superponiert werden.

Die Manövrierkräfte können dabei aktiv gesteuert werden, was auf Basis des Verfahrens von Haack [56] erfolgt. Dessen Methode wurde entwickelt, um für Manövriersimulationen mit Vorausgeschwindigkeit die Regelung der Maschinenanlage und Manövrierorgane einzubeziehen, und ist in Abbildung 3.5 schematisch dargestellt. Durch die

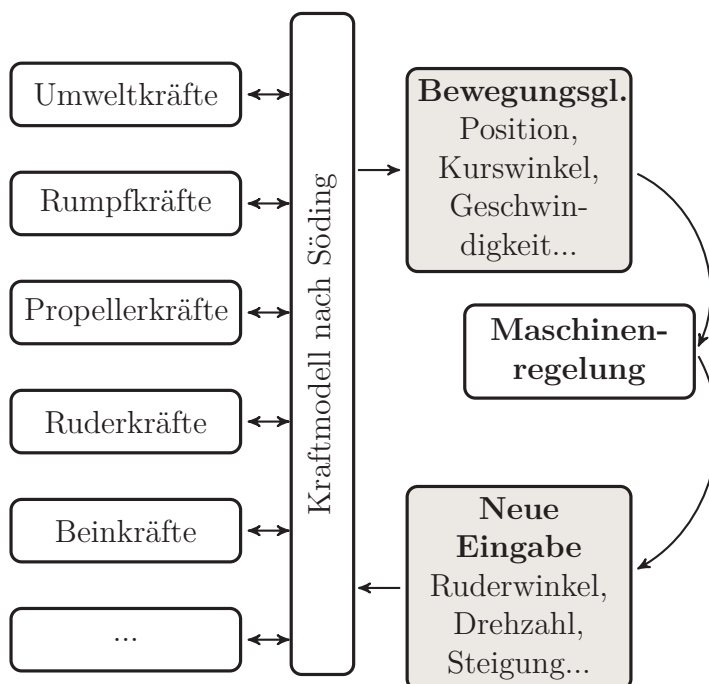


Abbildung 3.5.: Schematische Einbindung der Maschinenanlage im Manövriermodell nach Haack [56].

Eingangsgrößen, die sich aus der Lösung der Bewegungsgleichungen eines Zeitschritts ergeben, werden durch die Maschinenregelung für den nächsten Zeitschritt Eingabe-
größen zur Berechnung der Manövrierkraftbausteine geliefert.

Die Einbeziehung der Maschinendynamik erfolgt dabei durch ein Ersatzmodell, das den Motor durch ein Kennfeld und zugehörige Begrenzungen für Drehzahl und Last sowie zeitabhängige Hoch- und Herunterfahrrampen darstellt. Die Eingabegrößen für den nächsten Zeitschritt umfassen den vorgegebenen Ruderwinkel für das gewünschte Manöver sowie die geregelte Steigung der Propellerflügel und Drehzahl. Letztere Größen werden dabei nicht direkt vorgegeben, sondern hängen von der eingestellten Fahrhebelstellung ab, die je nach Propulsionskonzept eine Steigung, Drehzahl oder Kombination anhand hinterlegter Kurven zuordnet. Während sich die Automation in Manövrieranwendungen an der Geschwindigkeit als Führungsgröße orientiert, wurde das Regelungssystem für die Maschinen und Manövrierorgane von Lübcke [55] erweitert um eine positionsbasierte Regelung infolge zeitabhängiger Umweltkräfte während der DP-Operation.

3.2.2. Umweltkräfte

Die Umweltkräfte ergeben sich einerseits durch die Umströmung des Rumpfes unterhalb der Wasserlinie, welche aus der Starrkörperbewegung sowie unidirektionaler, stationärer Strömung resultiert. Andererseits wirkt der Wind auf die Lateralflächen des Schiffes über der Wasserlinie und der Seegang induziert Driftkräfte. Die Modellierung erfolgt in Form einzelner Kraftbausteine getrennt nach ihrer physikalischen Wirkung und wird im Folgenden beschrieben. Der Einfluss von Wellendriftkräften wird hier zunächst vernachlässigt und im Abschnitt 3.4 gesondert aufgeführt, da die Bestimmung der Driftkräfte eine Analyse des Seeverhaltens voraussetzt, deren theoretische Grundlagen detailliert in Abschnitt 3.3 beschrieben werden.

3.2.2.1. Rumpfkkräfte

Die hydrodynamischen Rumpfkkräfte infolge der Relativbewegung des Rumpfes gegenüber dem umgebenden Wasser werden nach der Theorie schlanker Körper berechnet. Sie basieren auf hydrodynamischen Trägheitskräften, die auf Grundlage der potentialtheoretischen hydrodynamischen Massen zweidimensionaler Rumpfstreifen berechnet werden, sowie Erweiterungen für die Berücksichtigung von viskositätsbedingten Widerstandskräften [57]. Die Bestimmung der hydrodynamischen Massen der Streifen für Querbewegung μ erfolgt durch Lewis-Spanten in Abhängigkeit der Krängung zum vorliegenden Zeitschritt. Anhand ihrer physikalischen Wirkung und Einbindung in die numerische Zeitbereichsintegration werden im Folgenden unterschiedliche Anteile der Rumpfkraft unterschieden.

Der erste Term gemäß Gleichung (3.8) umfasst die Kräfte infolge der lokalen zeitlichen Änderung des Querimpulses

$$\begin{pmatrix} F_{x1} \\ F_{y1} \\ M_{z1} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -A_{xx}\dot{u} \\ \int_L -k_1\mu(k_1\dot{v} + k_2x\ddot{\psi}) dx \\ \int_L -k_2x\mu(k_1\dot{v} + k_2x\ddot{\psi}) dx \end{pmatrix}. \quad (3.8)$$

Als Erweiterungen sind hier die hydrodynamische Masse der Längsbewegung A_{xx} ergänzt sowie Korrekturfaktoren k_1 und k_2 zur Berücksichtigung der dreidimensionalen Umströmung des Rumpfes. Damit die Bewegungsgleichungen nach den Beschleunigungen gelöst werden können, muss dieser Term auf der linken Seite der Gleichungen (3.5) - (3.7) genutzt werden. Die Proportionalitätsfaktoren, mit denen die Beschleunigungsterme behaftet sind, repräsentieren durch Integration über die Schiffslänge die hydrodynamische Masse, die Kopplungsterme und das hydrodynamische Trägheitsmoment

des gesamten Rumpfes

$$A_{yy} = \int_L k_1^2 \mu \, dx, \quad (3.9)$$

$$A_{y\psi} = \int_L k_1 k_2 x \mu \, dx = A_{\psi y}, \quad (3.10)$$

$$A_{\psi\psi} = \int_L k_2^2 x^2 \mu \, dx. \quad (3.11)$$

Der zweite Term nach Gleichung (3.12) beschreibt die Kräfte aufgrund konvektiver Änderung des Querimpulses durch die Strömung in Längsrichtung des Rumpfes

$$\begin{aligned} \begin{pmatrix} F_{x2} \\ F_{y2} \\ M_{z2} \end{pmatrix} &= u \begin{pmatrix} 0 \\ -\mu_m \\ -x_m \mu_m \end{pmatrix} (v + x_m \dot{\psi}) + u \dot{\psi} \int_{x_h}^{x_m} \begin{pmatrix} 0 \\ \mu \\ -x \mu \end{pmatrix} dx \\ &- u \dot{\psi} \int_{x_m}^{x_v} \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ -\mu \end{pmatrix} (v + x \dot{\psi}) dx + u \begin{pmatrix} 0 \\ -A_{xx} \dot{\psi} \\ A_{xx} v \end{pmatrix}. \end{aligned} \quad (3.12)$$

Zur Berücksichtigung der Ablösung im Hinterschiff werden die Ableitungen der hydrodynamischen Masse nach der Längsrichtung nur im vorderen Bereich bis zu der Längsposition des Maximalwerts der hydrodynamischen Masse durchgeführt, deren zugehörige Größen mit dem Index m gekennzeichnet sind. Die Indizes v und h bezeichnen ergänzend vorne und hinten.

Der letzte Anteil gemäß Gleichung (3.13) repräsentiert viskositätsbedingte Widerstandskräfte in Abhängigkeit der Geschwindigkeit

$$\begin{pmatrix} F_{x3} \\ F_{y3} \\ M_{z3} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -R_T + X_{vv} v^2 + X_{v\dot{\psi}} v \dot{\psi} + X_{\dot{\psi}\dot{\psi}} \dot{\psi}^2 \\ -0,5\rho \int_L (v + x \dot{\psi}) |v + x \dot{\psi}| c_D d \, dx \\ -0,5\rho \int_L x (v + x \dot{\psi}) |v + x \dot{\psi}| c_D d \, dx \end{pmatrix}. \quad (3.13)$$

Die Längskraftkomponenten umfassen neben dem Schleppwiderstand R_T ebenfalls Korrekturterme für die quadratische Abhängigkeit von der Quer- und Giergeschwindigkeit, welche durch repräsentative Modellversuchsergebnisse abgeschätzt werden können. Die Querwiderstandsbeiwerte der Streifen c_D sind abhängig von deren Form und werden nach dem Verfahren von Lübcke [55] bestimmt.

Wird der DP-Vorgang in stationärer Außenströmung durchgeführt, so sind die translatorischen Geschwindigkeiten u und v in den Gleichungen (3.12) und (3.13) durch die

Relativgeschwindigkeiten

$$u_{\text{Rel}} = u - u_C, \quad (3.14)$$

$$v_{\text{Rel}} = v - v_C \quad (3.15)$$

zu ersetzen, welche sich durch die Längs- und Querkomponenten der Außenströmungsgeschwindigkeit u_C und v_C ergeben. Die Giergeschwindigkeit $\dot{\psi}$ ist hiervon unbenommen, da lediglich unidirektionale Außenströmung berücksichtigt wird.

3.2.2.2. Beinkraft

Die Einbindung der ausgefahrenen Jack-Up-Beine in das Manövrierverhalten geschieht als weiterer Kraftbaustein wie in Abbildung 3.5 skizziert. Anders als die übrigen Kraftbausteine stellen die Beine eine Erweiterung der umströmten Flächen unterhalb der Wasserlinie dar, sodass ihr Einfluss auf das Manövrierverhalten ähnlich wie bei den Rumpfkraften eine Unterscheidung der Anteile erfordert.

Die Beinstrukturen werden dabei als Morison-Elemente modelliert, sodass die Terme der Gleichung (3.1) als Grundlage dienen. In Konsistenz zum bestehenden Manövrierverhalten wird eine Fluidbeschleunigung lediglich in Form von Seegang berücksichtigt. Dessen Wirkung wird gesondert in Abschnitt 3.4 beschrieben, da die zeitliche Änderung der uniformen Außenströmung als vernachlässigbar klein anzunehmen ist, sodass Term I in der Modellierung entfällt. Term II ist abhängig von der Starrkörperbeschleunigung und wird gesondert in Abschnitt 3.2.2.3 einbezogen.

Der Beinkraftbaustein beschränkt sich demnach auf die Einbeziehung der Widerstands- und Dämpfungskräfte der Terme III und IV. Unter Annahme der hydrodynamischen Transparenz lassen sich die Beiträge der einzelnen Beinstrukturen superponieren, da Wechselwirkungen zwischen den Querschnitten oder dem Rumpf vernachlässigbar sind. Im allgemeinen Fall unter Einbeziehung aller sechs Freiheitsgrade ergibt sich die Gesamtkraft auf die Beine durch Integration über die jeweilige Elementlänge L_i somit zu

$$\vec{F} = \sum_i^n \int_{L_i} \rho \left(\frac{1}{2} C_D D |\vec{u}_N| \vec{u}_N - \frac{1}{2} C_D D |\vec{r}_N| \vec{r}_N \right) ds, \quad (3.16)$$

während sich die Momente aus der Position des jeweiligen Querschnitts ergeben

$$\vec{M} = \sum_i^n \int_{L_i} \vec{r} \times \left[\rho \left(\frac{1}{2} C_D D |\vec{u}_N| \vec{u}_N - \frac{1}{2} C_D D |\vec{r}_N| \vec{r}_N \right) \right] ds. \quad (3.17)$$

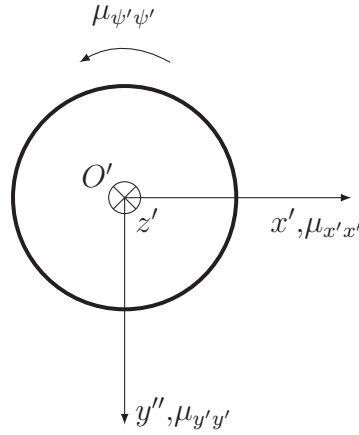


Abbildung 3.6.: Zweidimensionale hydrodynamische Masse eines Kreisquerschnitts.

Unter Berücksichtigung der im ManövriermodeLL betrachteten Freiheitsgrade und Geschwindigkeiten folgen die Komponenten des Beinkraftbausteins damit zu

$$\begin{pmatrix} F_{x,\text{Bein}} \\ F_{y,\text{Bein}} \\ M_{z,\text{Bein}} \end{pmatrix} = \sum_i^n \int_{L_i} \frac{1}{2} \rho C_D D \cdot \begin{pmatrix} |u_{C,N}|u_{C,N} - |u_N - \dot{\psi}y|(u_N - \dot{\psi}y) \\ |v_{C,N}|v_{C,N} - |v_N + \dot{\psi}x|(v_N + \dot{\psi}x) \\ x (|v_{C,N}|v_{C,N} - |v_N + \dot{\psi}x|(v_N + \dot{\psi}x)) - y (|u_{C,N}|u_{C,N} - |u_N - \dot{\psi}y|(u_N - \dot{\psi}y)) \end{pmatrix} ds. \quad (3.18)$$

3.2.2.3. Hydrodynamische Trägheit

Term II der grundlegenden Morison-Gleichung (3.1) ist abhängig von der Starrkörperbeschleunigung des Beinquerschnitts und muss somit analog zu Gleichung (3.8) zur numerischen Integration der Bewegungsgleichungen (3.5) - (3.7) auf deren linken Seite berücksichtigt werden. Daher ist es erforderlich, den ergänzenden Beitrag der Beine zur hydrodynamischen Trägheit des Gesamtsystems zu identifizieren.

Der Proportionalitätsfaktor $\rho C_A A_F = \mu_{x'x'} = \mu_{y'y'}$ repräsentiert die translatorische hydrodynamische Masse eines Querschnitts in Referenz zu dessen eigenem Bezugssystem $\{O', x', y', z'\}$, welches seinen Ursprung in der Symmetrieachse hat, wie in Abbildung 3.6 dargestellt. Das hydrodynamische Trägheitsmoment bezüglich der Hochachse $\mu_{\psi'\psi'}$ ist null aufgrund der Symmetrie des Querschnitts. Um die Beiträge der Beine zu den im ManövriermodeLL relevanten hydrodynamischen Trägheitstermen gemäß der Gleichungen (3.9) - (3.11) zu bestimmen, wird zunächst der allgemeine Fall unter Be-

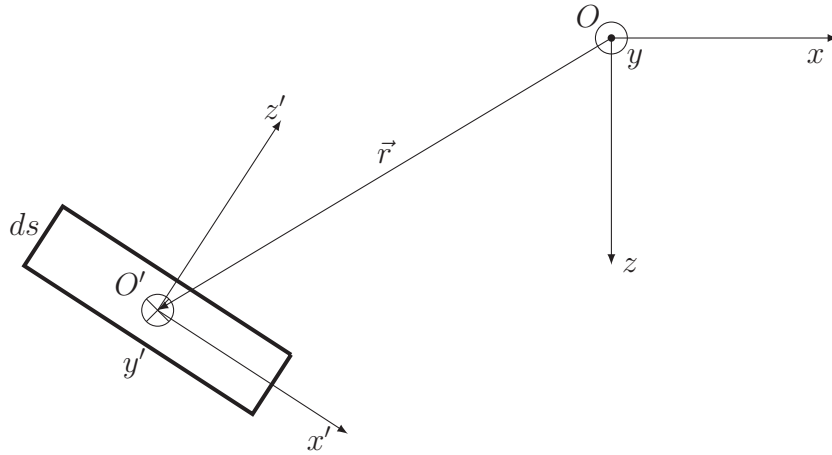


Abbildung 3.7.: Bezugssysteme zu Bestimmung der hydrodynamischen Trägheit.

rücksichtigung aller sechs Freiheitsgrade betrachtet. Dazu werden aufbauend auf der elementaren translatorischen hydrodynamischen Massenmatrix eines Querschnitts

$$\mathbf{m}' = \begin{pmatrix} \mu_{x'x'} & 0 & 0 \\ 0 & \mu_{y'y'} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad (3.19)$$

die allgemeinen hydrodynamischen Massen, Trägheitsmomente und Kopplungen in einer 6x6-dimensionalen hydrodynamischen Trägheitsmatrix der Beine \mathbf{A}_{Bein} ausgedrückt.

Da die Querschnitte im Allgemeinen beliebig ausgerichtet sind, weisen deren eigene Bezugssysteme $\{O', x', y', z'\}$ gegenüber dem schiffsfesten Koordinatensystem $\{O, x, y, z\}$ abweichende Achsenorientierungen auf, wie in Abbildung 3.7 für einen Querschnitt der Dicke ds dargestellt. Daher ist es zunächst erforderlich, die elementare translatorische hydrodynamische Massenmatrix unter Verwendung von Drehmatrizen in das schiffsfeste Koordinatensystem gemäß

$$\mathbf{m} = \mathbf{C}_{O'O}^T \mathbf{m}' \mathbf{C}_{O'O} \quad (3.20)$$

zu transformieren. Durch Integration entlang der jeweiligen Elementlänge und Superposition folgen die translatorischen Anteile der hydrodynamischen Trägheitsmatrix zu

$$\mathbf{A}_{\text{Bein},1-3,1-3} = \sum_i^n \int_{L_i} \mathbf{m} \, ds. \quad (3.21)$$

Für die Bestimmung der übrigen Einträge ist sowohl die Position als auch die Orientie-

rung der Querschnitte maßgeblich, sodass hierfür ebenso die elementare translatorische hydrodynamische Massenmatrix \mathbf{m} zu Grunde gelegt wird. Entscheidend sind die Hebel zu den Achsen des schiffsfesten Systems die sich aus dem Ortsvektor \vec{r} ergeben. Mit dessen Komponenten, ausgedrückt in schiffsfesten Koordinaten, folgt die Hebelmatrix zu

$$\mathbf{H} = \begin{pmatrix} 0 & z & -y \\ -z & 0 & x \\ y & -x & 0 \end{pmatrix}. \quad (3.22)$$

Die hydrodynamischen Kraft-Rotationskopplungen können somit durch Matrixmultiplikation bestimmt werden nach

$$\mathbf{A}_{\text{Bein},1-3,4-6} = \sum_i^n \int_{L_i} \mathbf{mH} \, ds. \quad (3.23)$$

Die hydrodynamischen Trägheits- und Deviationsmomente der Beinstrukturen ergeben sich analog zu

$$\mathbf{A}_{\text{Bein},4-6,4-6} = \sum_i^n \int_{L_i} \mathbf{HmH}^T \, ds. \quad (3.24)$$

Aufgrund der Symmetrie der hydrodynamischen Massenmatrix \mathbf{A} folgen für die fehlenden Elemente abschließend

$$\mathbf{A}_{\text{Bein},4-6,1-3} = \mathbf{A}_{\text{Bein},1-3,4-6}^T. \quad (3.25)$$

Aus der so erstellten Matrix \mathbf{A}_{Bein} für alle Freiheitsgrade werden die Komponenten A_{xx} , A_{yy} , $A_{y\psi}$ und $A_{\psi\psi}$ identifiziert und für die Anwendung im Manövrierverhalten zu den entsprechenden Komponenten der Gleichungen (3.8) - (3.11) addiert.

3.2.2.4. Windkräfte

Die Berechnung der Windkräfte erfolgt nach dem bewährten Verfahren, dimensionslose Kraftbeiwerte für die drei Freiheitsgrade anzusetzen, die multipliziert mit dem Staudruck infolge der Windgeschwindigkeit und charakteristischen geometrischen Größen die Kräfte und das Giermoment liefern. Die Windkräfte lassen sich somit als

$$F_{x,\text{Wind}} = C_X(\alpha) \frac{\rho_L}{2} v_W^2 A_{\text{F,Front}}, \quad (3.26)$$

$$F_{y,\text{Wind}} = C_Y(\alpha) \frac{\rho_L}{2} v_W^2 A_{\text{F,Lateral}}, \quad (3.27)$$

$$M_{z,\text{Wind}} = C_\psi(\alpha) \frac{\rho_L}{2} v_W^2 A_{\text{F,Lateral}} L_{oA} \quad (3.28)$$

ausdrücken. Die Beiwerte C_X , C_Y und C_ψ sind hierbei abhängig vom Begegnungswinkel des scheinbaren Windes α , wobei 0° achterlichem Wind und 90° Wind von Steuerbord entspricht. Die Bestimmung der Koeffizienten kann beispielsweise durch Modellversuche oder Daten von Vergleichsschiffen erfolgen.

Diese beiden Ansätze sind jedoch für eine Analyse in der frühen Entwurfsphase nur eingeschränkt anzuwenden. Insbesondere Errichterschiffe für Windkraftanlagen weisen durch die sperrige Decksladung Ladefälle mit einem zerklüfteten Überwasserschiff und erheblich variierenden Lateralfächern auf. Daher werden die Windkraftbeiwerte nach dem Verfahren von Blendermann [58] bestimmt. Dafür werden die Lateralfächern durch elementare Quader diskretisiert, deren Einzelkräfte zu den Beiwerten des gesamten Schiffs zu superponieren sind. Diese werden Modellversuchsergebnissen für Quader mit unterschiedlichen Seitenlängen entnommen [59]. Um weiterhin die Höhenabhängigkeit der Windgeschwindigkeit für die hohen Aufbauten und Ladungskomponenten zu berücksichtigen, wird ein Windgeschwindigkeitsprofil zu Grunde gelegt [33].

Die Zeitabhängigkeit des Windes in der dynamischen Analyse des DP-Verhaltens wird in Form von Schwankungen der Windgeschwindigkeit und des Begegnungswinkels einbezogen. Für beide Größen werden stationäre Mittelwerte angesetzt und die instationären Fluktuationen durch frequenzabhängige Spektren ausgedrückt. Mittels einer Fouriertransformation werden diese in den Zeitbereich überführt, sodass sich für jeden Zeitschritt die jeweilige Größe aus der Summe von Mittelwert und zeitabhängiger Schwankung ergibt [55].

3.2.3. Manövrierkräfte

Die Manövrierkräfte ergeben sich durch das aktive Zusammenwirken von Propellern, Rudern und Querstrahlern. Jede Art der Manövrierorgane wird dabei durch einen Kraftbaustein modelliert und zu den übrigen Kräften in Manövriermodell addiert.

3.2.3.1. Propeller

Die Propellerkräfte werden im Vorfeld der Berechnung des Manöviervershaltens mittels einer stationären Traglinienmethode bestimmt [56] und in einem Freifahrtprogramm aufgetragen. Bei Schiffen mit gesteigerten Anforderungen an das Manöviervershalten werden häufig Verstellpropeller verwendet, die aufgrund der veränderlichen Flügelsteigung unterschiedliche Schübe und Momente für identische Fortschrittsgrade liefern, sodass das Freifahrtverhalten durch eine Kurvenschar repräsentiert wird.

Zur Verwendung im Manövriermodell muss der hydrodynamische Einfluss des vor den Propellern liegenden Rumpfes berücksichtigt sowie der Betriebspunkt unter Manövrierbedingungen einbezogen werden. Je nach Wirkrichtung des Schubes bildet sich am Hinterschiff vor dem Propeller ein Unter- oder Überdruckfeld aus, dessen Kraftwirkung auf den Rumpf der Schubrichtung des Propellers entgegenwirkt. Dieser Effekt wird für Vorausschub durch die Sogziffer erfasst, welche die Proportionalität zwischen Propellerschub und Sogkraft ausdrückt und durch Modellversuche oder numerische Verfahren bestimmt werden kann. Im Falle von Rückwärtsschub trifft der Nachlauf des Propellers auf die Flächen des Hinterschiffs, sodass die resultierende Reaktionskraft um einen Faktor 2,25 – 4 größer ausfällt als die Sogkraft bei Vorausschub [56]. Aufgrund der Linearität von Schub und Sog wird dieser Umkehrfaktor im Vorfeld der Manövrierberechnung anhand der vorliegenden Hinterschiffsform abgeschätzt oder durch eine einzelne numerische Berechnung bestimmt und während der Zeitbereichsrechnung lediglich nach Voraus- oder Rückwärtsschub unterschieden.

Bei Verstellpropellern ändert sich die Drehrichtung bei Schubumkehr nicht, da diese durch eine Veränderung der Flügelsteigung erreicht wird, sodass das Freifahrtendiagramm für negative Flügelsteigungen zu erweitern ist. Diese Erweiterung wird erreicht, indem umfangreiche Modellversuchsdaten für stark variierende Steigungen mit unterschiedlichen Fortschrittsgraden auf das mittels Traglinientheorie berechnete Freifahrtendiagramm übertragen werden [56].

Weiterhin erfahren die Propeller aufgrund von Drift- und Gierbewegungen im Manövrierbetrieb eine Anströmung, die schräg zu ihrer Drehachse verläuft. Die Quergeschwindigkeitskomponente dieser Zuströmung wird entweder auf Basis der Nachstromgeschwindigkeiten nach dem Verfahren von Vorhölter [60] berechnet oder auf Basis von Modellversuchsdaten gemäß Kose [61] angesetzt. Der Einfluss der Schräganströmung auf den Schub und die resultierende Querkraft wird darauf aufbauend mit dem Verfahren von Meyne und Nolte [62] erfasst.

3.2.3.2. Ruder

In der skizzierten DP-Situation nach Abbildung 3.3 erfährt das Ruder, welches sich hinter dem vorwärts wirkenden Propeller befindet, trotz vernachlässigbarer Schiffsbewegungen eine Anströmung, sodass dessen Auftriebskraft in Abhängigkeit des zu steuernden Ruderwinkels δ genutzt werden kann. Die vom Propeller induzierten Geschwindigkeiten in dessen Nachlauf liegen als gemittelte, stationäre Werte für unterschiedliche

Propellerschübe durch die Traglinienberechnung der Propellerkräfte vor, sodass sie als Eingangsgröße zur Berechnung der Ruderkräfte genutzt werden können. Diese erfolgt auf Basis eines Panelverfahrens, das von Söding [63] ursprünglich für die Ruderkraftberechnung auf Basis der Propellerstrahltheorie entwickelt wurde.

3.2.3.3. Querstrahler

Die Querstrahler an Bug und Heck werden im Gegensatz zu den Propellern des Schiffes ausschließlich zum Manövrieren bei geringen Geschwindigkeiten eingesetzt und arbeiten daher überwiegend in einem Betriebspunkt, der Pfahlzugbedingungen bei weitgehend homogener Zuströmung entspricht. Daher wird die Wirkung der Querstrahler vereinfacht durch einen linearen Zusammenhang zwischen aufgebrachtener Leistung und erzeugtem Schub in das Manövriermodell eingebunden.

Die hydrodynamische Interaktion des Strahlers mit der umgebenden Rumpfform sowie die Abhängigkeit des erzeugten Schubs von der Umströmung in Längsrichtung des Schiffes stellen Abweichungen von dieser Vereinfachung dar. Diese werden durch Korrekturfaktoren erfasst, die auf Basis von Modellversuchen bestimmt wurden [55].

3.3. Seeverhalten

Mit den in Abschnitt 3.2 vorgestellten theoretischen Grundlagen ist es möglich, die Fähigkeit zum dynamischen Positionieren im Aufstellvorgang stationär sowie instationär zu berechnen. Sobald dieser Nachweis erbracht ist, gilt es, die theoretische Grundlage für die Bewertung des Seeverhaltens eines Jack-Up-Schiffes zu schaffen. Um die besonderen Aspekte des Aufstellprozesses zu adressieren, sind mehrere Teilschritte erforderlich, die in den folgenden Unterabschnitten dargelegt werden.

3.3.1. Frequenzbereich

Die Bewertung des Seeverhaltens erfolgt zunächst durch die Berechnung der Schiffsbewegungen erster Ordnung in regelmäßigen, langkämmigen Wellen. Die dafür verwendete Methode basiert auf der von Söding [22] entwickelten Streifenmethode für schlanke Körper, deren Grundzüge im Folgenden erläutert werden. Für die Berechnung der Bewegungen in Wellen während der Jacking-Operation wird diese um den hydrodynamischen Einfluss der Jack-Up-Beine erweitert. Hierfür wird das in Abbildung 3.8 dargestellte erdfeste Inertialsystem $\{O, \xi, \eta, \zeta\}$ verwendet. Dessen Ursprung liegt bei

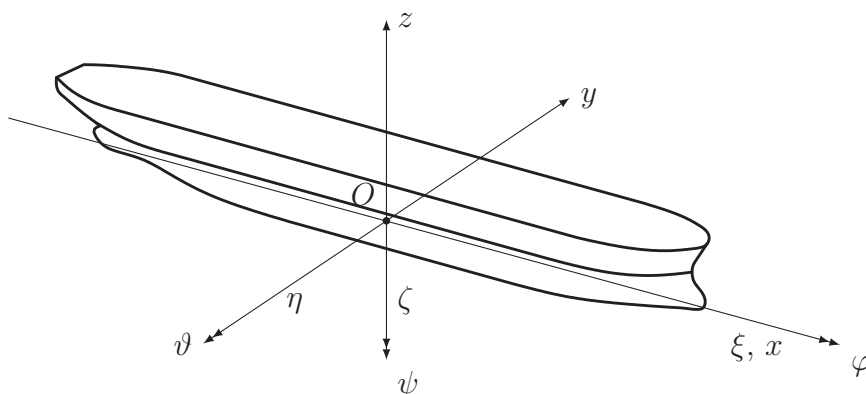


Abbildung 3.8.: Koordinatensysteme zur Bewegungsanalyse im Frequenzbereich.

$L_{pp}/2$, der Symmetrieebene auf Mitte Schiff sowie auf der Höhe der Basis. Die ξ - und η -Achsen sind dabei parallel zur Ruhewasserlinie und die ζ -Achse weist nach unten. Weiterhin wird das schiffsfeste Koordinatensystem $\{O, x, y, z\}$ genutzt, das zum Bug, Steuerbord und oben orientiert ist, um die Geometrie sowie die Massenverteilung zu beschreiben.

3.3.1.1. Bewegungsgleichungen

Zur Berechnung der Schiffsbewegung in den sechs Freiheitsgraden werden die linearisierten Bewegungsgleichungen des starren Körpers im Zeitbereich

$$\mathbf{M}\vec{r}(t) = \sum \vec{F}_{\text{Ext}}(t) \quad (3.29)$$

zu Grunde gelegt, wobei \mathbf{M} die generalisierte 6x6-dimensionale Massenmatrix, \vec{r} die Beschleunigungen in der Freiheitsgraden und \vec{F} den sechszeiligen Spaltenvektor der äußeren Kräfte und Momente bezeichnen. Infolge der Erregung durch regelmäßige Wellen lassen sich die welleninduzierten äußeren Kräfte als eine harmonische Oszillation gemäß

$$\vec{F}_{\text{Ext}}(t) = \text{Re} \left(\vec{\tilde{F}}_{\text{Ext}} e^{i\omega t} \right) \quad (3.30)$$

beschreiben, wobei Re den Realteil der komplexen Zahl, $\vec{\tilde{F}}_{\text{Ext}}$ die komplexe Amplitude der Kraft und ω die Wellenfrequenz bezeichnen. Es werden weiterhin die fundamentalen Annahmen getroffen, dass die Bewegungsantwort des Schiffs ebenfalls harmonisch sowie

mit der gleichen Frequenz wie die Wellenerregung erfolgt und die Antwortamplitude linear von der Amplitude der Erregung abhängt. Somit lassen sich die Bewegungsgleichungen im Frequenzbereich zu

$$-\omega^2 \mathbf{M} \vec{r} = \sum \vec{F}_{\text{Ext}} \quad (3.31)$$

aufstellen, in welchen der Spaltenvektor \vec{r} die komplexen Amplituden der Bewegungsantwort beinhaltet. Zur Bestimmung dieser Bewegungen ist es weiterhin erforderlich, die äußeren Kräfte zu identifizieren, welche auf einen schwimmenden Körper im Wellenfeld wirken. Dessen Bewegung wird hervorgerufen durch hydrodynamische Erregerkräfte, welche sich aus der Superposition von Froude-Krylov- und Diffraktionskräften ergeben. Weiterhin erfährt der Körper aufgrund seiner Bewegung Radiationskräfte in Form von beschleunigungsabhängigen Trägheitskräften sowie geschwindigkeitsabhängigen Dämpfungskräften. Schließlich bewirkt die Auslenkung des Körpers aus seiner Gleichgewichtsschwimmlage hydrostatische Rückstellkräfte. Durch Ordnung aller Terme in Abhängigkeit der Körperbewegung auf einer Seite der Bewegungsgleichung folgt somit die fundamentale Schwingungsgleichung der linearen Frequenzbereichsmethode zu

$$\left[\mathbf{S} - \omega^2 \left(\mathbf{M} + \left(\mathbf{A} - \frac{i}{\omega} \mathbf{N} \right) \right) \right] \vec{r} = \hat{\mathbf{E}}. \quad (3.32)$$

Hierbei enthalten die reellen, 6x6-dimensionalen Matrizen \mathbf{S} , \mathbf{A} und \mathbf{N} die hydrostatischen Rückstellterme und die hydrodynamischen Trägheits- sowie Dämpfungskonstanten. Im sechszeiligen Spaltenvektor $\hat{\mathbf{E}}$ werden die komplexen Amplituden der Erregerkräfte zusammengefasst, welche linear von der Wellenamplitude ζ_w abhängen.

3.3.1.2. Massenträgheit und Hydrostatik

Die Schiffsmasse, deren Schwerpunkt sowie die Massenträgheits- und Deviationsmomente werden zusammengefasst in der generalisierten Massenträgheitsmatrix

$$\mathbf{M} = \begin{pmatrix} m & 0 & 0 & 0 & mz_G & -my_G \\ 0 & m & 0 & -mz_G & 0 & mx_G \\ 0 & 0 & m & my_G & -mx_G & 0 \\ 0 & -mz_G & my_G & \theta_{xx} & -\theta_{xy} & -\theta_{xz} \\ mz_G & 0 & -mx_G & -\theta_{yx} & \theta_{yy} & -\theta_{yz} \\ -my_G & mx_G & 0 & -\theta_{zx} & -\theta_{zy} & \theta_{zz} \end{pmatrix}. \quad (3.33)$$

Die Einträge werden durch numerische Integration der Massenverteilung des gewählten Ladefalls ermittelt und sind durch Koordinatentransformation bezüglich des Inertialsystems auszudrücken. Das Ausfahren der Beine beeinflusst die Schiffsmasse nicht,

jedoch verändert sich deren Verteilung, was hauptsächlich in einem niedrigeren Höhengschwerpunkt sowie in reduzierten Massenträgheitsmomenten bezüglich der Stampf- und Rollbewegung für die zweite Phase des Aufstellvorgangs resultiert.

Die korrespondierende Schwimmlage folgt aus dem statischen Gleichgewicht der Gewicht- und Auftriebskraft, welche dabei durch eine direkte numerische Integration des hydrostatischen Drucks über die benetzte Oberfläche des Verdrängungskörpers bestimmt wird. Dieser besteht für alle Phasen des Aufstellvorgangs im Wesentlichen aus dem Schiffsrumpf, da die Jacking-Beine oftmals offen gestaltet sind und kein eigenes Auftriebsvolumen darstellen. Für fachwerkartige Beinstrukturen kann der Auftrieb des umbauten Volumens für die geometrisch einfachen Teilelemente mit einem von Last [64] entwickelten analytischen Verfahren einbezogen werden.

Die Einträge der hydrostatischen Rückstellmatrix \mathbf{S} werden durch das totale Differential der Auftriebskräfte bezüglich der sechs Freiheitsgrade bestimmt. Die hydrostatischen Kraft- und Momentendifferenzen werden für die infinitesimal ausgelenkte Schwimmlage ebenfalls mittels direkter Druckintegration über die benetzte Oberfläche ermittelt. Diese liefert lediglich für die Kopplungen der Tauch-, Stampf- und Rollbewegung von null verschiedene Terme, sodass die hydrostatische Rückstellmatrix demnach folgt zu

$$\mathbf{S} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial F_\zeta}{\partial \zeta} & \frac{\partial F_\zeta}{\partial \varphi} & \frac{\partial F_\zeta}{\partial \vartheta} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial M_\xi}{\partial \zeta} & \frac{\partial M_\xi}{\partial \varphi} & \frac{\partial M_\xi}{\partial \vartheta} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial M_\eta}{\partial \zeta} & \frac{\partial M_\eta}{\partial \varphi} & \frac{\partial M_\eta}{\partial \vartheta} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}. \quad (3.34)$$

3.3.1.3. Erregerkräfte

Zur Berechnung der hydrodynamischen Erregerkräfte wird die ursächliche Fluidbewegung gemäß der linearen Airy-Wellentheorie modelliert, sodass deren zeitabhängiges, ungestörtes Strömungspotential

$$\phi(\xi, \eta, \zeta, t) = \text{Re} \left[\overbrace{\frac{-ic}{\sinh(kH)} \cosh(k(\zeta + d - H)) \zeta_W}^{\hat{\phi}} e^{i(\omega t - k\xi \cos(\alpha) + k\eta \sin(\alpha))} \right] \quad (3.35)$$

angesetzt wird. Dabei beschreibt c die Fortschrittsgeschwindigkeit der Welle sowie k die Wellenzahl. Der lokale Tiefgang wird ausgedrückt durch d und die Wassertiefe durch H . Analog zum Windbegegnungswinkel bezeichnet α die Fortschrittsrichtung der Wellen, wobei 0° Wellen von achtern und 90° Wellen von Steuerbord bedeuten. Die komplexe Amplitude des Potentials wird zusammenfassend durch $\hat{\phi}$ bezeichnet und beinhaltet die lineare Abhängigkeit von der Wellenamplitude ζ_W .

Zur resultierenden Kraftberechnung wird der Rumpf nach der Theorie schlanker Körper in zweidimensionale Streifen diskretisiert. Für jeden dieser Streifen werden die komplexen Amplituden der frequenzabhängigen Froude-Krylov- und Diffraktionskräfte gemäß direkter Druckintegration sowie mittels eines Randelementeverfahrens [24] berechnet. Darauf folgend werden diese dreidimensionalen Kraftvektoren in Abhängigkeit ihrer Streifenposition gegenüber dem Inertialsystem zum Amplitudenvektor der erregenden Kräfte $\hat{\mathbf{E}}$ integriert. Zur ergänzenden Berücksichtigung viskositätsbedingter Effekte werden weiterhin Widerstandskräfte auf Basis von empirischen Beiwerten für die Quer- und Vertikalbewegung eines Streifens eingebunden [65]. Der Einfluss der Diffraktion auf die Längskräfte ist vernachlässigbar klein [66], sodass sich deren Beitrag zum Erregungsvektor $\hat{\mathbf{E}}$ auf die Froude-Krylov-Kraft beschränkt, welche durch direkte Integration der komplexen Druckamplitude über die Rumpfform bestimmt wird.

Um den hydrodynamischen Einfluss der ausgefahrenen Beine in der zweiten Phase des Aufstellvorgangs zu berücksichtigen, werden diese analog zum Manövrierverhalten als Morison-Elemente modelliert. Deren Beitrag zu den Erregerkräften $\hat{\mathbf{E}}$ wird bestimmt, indem diejenigen Anteile der grundlegenden Morison-Gleichung (3.1) berücksichtigt werden, die aus der Fluidbewegung resultieren. Demnach müssen die Terme I und III dieser Zeitbereichsgleichung für die Anwendung in der Frequenzbereichsmethode modifiziert werden. Hierfür werden die komplexen Amplituden der Fluidgeschwindigkeiten und -beschleunigungen aus dem Gradienten des Airy-Potentials bestimmt zu

$$\vec{\hat{u}} = \begin{pmatrix} -i \cos \alpha \\ i \sin \alpha \\ \tanh(k(\zeta + d - H)) \end{pmatrix} \hat{\phi} k e^{ik(-\xi \cos(\alpha) + \eta \sin(\alpha))}, \quad (3.36)$$

$$\vec{\hat{a}} = \begin{pmatrix} \omega \cos \alpha \\ -\omega \sin \alpha \\ i\omega \tanh(k(\zeta + d - H)) \end{pmatrix} \hat{\phi} k e^{ik(-\xi \cos(\alpha) + \eta \sin(\alpha))}. \quad (3.37)$$

Die Froude-Krylov- und hydrodynamische Trägheitskraft der Morison-Elemente lassen

sich mit dem Normalanteil von Gleichung (3.37) anhand der Superposition aller Elemente und Integration über die jeweiligen Elementlängen L_i bestimmen, während die Position der Querschnitte \vec{r} die erregenden Momente liefert. Der Beitrag des Terms I auf die Erregerkräfte lässt sich damit ausdrücken als

$$\hat{\mathbf{E}}_{\text{Bein1},1-3} = \sum_i^n \int_{L_i} \rho(1 + C_A) A_F \hat{\vec{u}}_N \, ds, \quad (3.38)$$

$$\hat{\mathbf{E}}_{\text{Bein1},4-6} = \sum_i^n \int_{L_i} \vec{r} \times (\rho(1 + C_A) A_F \hat{\vec{u}}_N) \, ds. \quad (3.39)$$

Dieser Term zeigt eine lineare Abhängigkeit von der Wellenamplitude und kann daher zum bestehenden Amplitudenvektor der Erregerkräfte addiert werden.

Da Term III der viskosen Widerstandskräfte jedoch quadratisch von der Fluidgeschwindigkeit, und damit implizit von der Wellenamplitude, abhängt, erfordert dessen Einbindung in die fundamentale Schwingungsgleichung (3.32) eine Linearisierung. Zu diesem Zweck wird der Betrag der Normalgeschwindigkeit $|\vec{u}|$ durch eine konstante, mittlere Geschwindigkeit \bar{u} ersetzt. Mit deren Normalanteil und demjenigen der Fluidgeschwindigkeitsamplituden nach Gleichung (3.36) lässt sich der Beitrag der viskosen Widerstandskräfte der Beine zu den Erregerkräften

$$\hat{\mathbf{E}}_{\text{Bein2},1-3} = \sum_i^n \int_{L_i} \frac{1}{2} \rho C_D D \bar{u}_N \hat{\vec{u}}_N \, ds, \quad (3.40)$$

$$\hat{\mathbf{E}}_{\text{Bein2},4-6} = \sum_i^n \int_{L_i} \vec{r} \times \left(\frac{1}{2} \rho C_D D \bar{u}_N \hat{\vec{u}}_N \right) \, ds \quad (3.41)$$

analog ausdrücken. Die Bestimmung der mittleren Geschwindigkeit \bar{u} und deren numerische Einbindung in den Methodenablauf werden in Abschnitt 3.3.1.4 detailliert dargelegt.

3.3.1.4. Radiationskräfte

Die komplexen Amplituden der Radiationskräfte infolge der Schiffsbewegung werden für den Rumpf analog zu den Diffraktionskräften mit einem Randelementeverfahren [24] für die diskretisierten Streifen in ruhendem Fluid berechnet. Infolge der Abhängigkeit von der Körperbewegung müssen diese Kräfte auf der linken Seite der fundamentalen Schwingungsgleichung (3.32) berücksichtigt werden, sodass die komplexe hydrodynamische Trägheitsmatrix aufgestellt wird, um die Proportionalität zwischen Bewegung und Kraft in allen Freiheitsgraden zu erfassen [65]. Eine Trennung dieser Matrix in einen beschleunigungsabhängigen Real- und geschwindigkeitsabhängigen Imaginärteil

erlaubt die Interpretation der Teile als reelle hydrodynamische Trägheitsmatrix \mathbf{A} und Dämpfungsmatrix \mathbf{N} . Letztere wird analog zu den Erregerkräften um viskositätsbedingte Dämpfungskräfte auf Basis von Widerstandsbeiwerten ergänzt. Da die Radiationskraft infolge der Längsbewegung nicht durch die zweidimensionale Streifenmethode erfasst werden kann, wird die hydrodynamische Masse in Längsrichtung mittels eines empirischen Ansatzes bestimmt [57] und in die hydrodynamische Trägheitsmatrix eingefügt.

Die Berücksichtigung der ausgefahrenen Beine in der zweiten Phase des Aufstellvorgangs erfordert ebenfalls die Berechnung der zusätzlichen Radiationskräfte. Term II der grundlegenden Morison-Gleichung (3.1) ist linear abhängig von der Körperbeschleunigung, sodass die hydrodynamische Trägheitsmatrix der Beine \mathbf{A}_{Bein} , wie in Abschnitt 3.2.2.3 geschildert, zu berechnen ist. Infolge der Linearität kann diese zu der hydrodynamischen Trägheitsmatrix \mathbf{A} in Gleichung (3.32) addiert werden.

Term IV der Gleichung umfasst die viskosen Dämpfungskräfte infolge der Körpergeschwindigkeit und muss damit ebenfalls als Teil der Radiationskräfte auf der linken Seite der Schwingungsgleichung berücksichtigt werden. Da die viskose Dämpfungskraft jedoch quadratisch von der Körpergeschwindigkeit abhängt, muss diese zunächst linearisiert werden. Dies erfolgt durch Substitution des Betrags $|\vec{r}'|$ durch die gleiche konstante, mittlere Normalgeschwindigkeit \bar{u}_N wie in der Berechnung der viskosen Widerstandskräfte in Abschnitt 3.3.1.3. Auf diese Weise lassen sich die hydrodynamischen Dämpfungskonstanten eines Querschnitts $0,5\rho C_D D\bar{u}_N = n_{x'x'} = n_{y'y'}$ als linearer Proportionalitätsfaktor in Referenz zu dessen eigenem Bezugssystem $\{O', x', y', z'\}$ ausdrücken, welches in Abbildung 3.9 dargestellt ist. Das hydrodynamische Dämpfungsmoment bezüglich der Hochachse $n_{\psi'\psi'}$ ist null aufgrund der Symmetrie des kreisförmigen Querschnitts. Analog zum Vorgehen der hydrodynamischen Trägheitsmatrix lässt sich somit die linearisierte translatorische hydrodynamische Dämpfungsmatrix eines Querschnitts formulieren zu

$$\mathbf{n}' = \begin{pmatrix} n_{x'x'} & 0 & 0 \\ 0 & n_{y'y'} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}. \quad (3.42)$$

Aufgrund der im Allgemeinen beliebigen Orientierung der Querschnitte ist diese zunächst in den Koordinaten des Inertialsystems als \mathbf{n} auszudrücken. Mit dem Lagevektor \vec{r}' eines jeden Querschnitts, ausgedrückt in erdfesten Koordinaten wird die Hebelmatrix \mathbf{H} gemäß Gleichung (3.22) aufgestellt, sodass die 6x6-dimensionale hydrodynamische

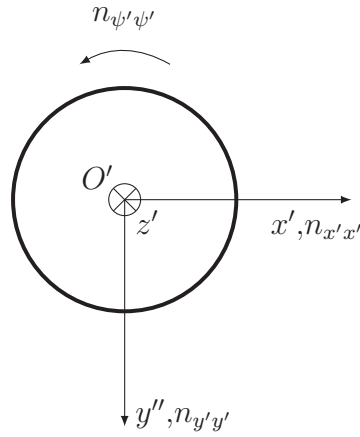


Abbildung 3.9.: Zweidimensionale hydrodynamische Dämpfungskonstanten eines Kreisquerschnitts.

Dämpfungsmatrix \mathbf{N}_{Bein} der Morison-Elemente berechnet werden kann. Deren Komponenten lauten analog zum Vorgehen der hydrodynamischen Trägheitsmatrix

$$\mathbf{N}_{\text{Bein},1-3,1-3} = \sum_i^n \int_{L_i} \mathbf{n} \, ds, \quad (3.43)$$

$$\mathbf{N}_{\text{Bein},1-3,4-6} = \sum_i^n \int_{L_i} \mathbf{n} \mathbf{H} \, ds, \quad (3.44)$$

$$\mathbf{N}_{\text{Bein},4-6,4-6} = \sum_i^n \int_{L_i} \mathbf{H} \mathbf{n} \mathbf{H}^T \, ds, \quad (3.45)$$

$$\mathbf{N}_{\text{Bein},4-6,1-3} = \mathbf{N}_{\text{Bein},1-3,4-6}^T. \quad (3.46)$$

Diese wird zu der hydrodynamischen Dämpfungsmatrix \mathbf{N} in Gleichung (3.32) addiert.

Voraussetzung hierfür sowie für die Superposition der viskosen Erregerkräfte in Abschnitt 3.3.1.3 ist jedoch die Linearisierung der quadratischen Geschwindigkeitsterme unter Verwendung der zeitlich konstanten, mittleren Geschwindigkeit \bar{u} . Die Bestimmung dieser Geschwindigkeit erfolgt nach dem Ansatz von Söding [65], der besagt, dass die verrichtete Arbeit durch die linearisierten und nicht-linearen Kräfte während einer Schwingungsperiode identisch sein muss. Daraus folgend kann die linearisierte Geschwindigkeit

$$\bar{u} = \frac{8}{3\pi} \sqrt{|\hat{v}_\xi|^2 + |\hat{v}_\eta|^2 + |\hat{v}_\zeta|^2} \quad (3.47)$$

formuliert werden, wobei die Terme $\hat{v}_i = \hat{u}_i - \hat{r}_i$ die Amplitude der Relativgeschwindigkeit zwischen Fluid und Querschnittsgeschwindigkeit in den drei Raumrichtungen bezeichnen. Die Amplitude der Körpergeschwindigkeit $\hat{r}_i = i\omega \hat{r}_i$ ist dabei abhängig von der Amplitude der Körperbewegung. Anders als die Fluidgeschwindigkeit, die über das

grundlegende Potential ϕ bestimmt werden kann, ist diese das eigentliche Berechnungsziel der linearen Frequenzbereichsmethode. Daher ist in der numerischen Umsetzung des Verfahrens ein iterativer Ansatz erforderlich. Während der ersten Iterationsschleife werden die Bewegungsamplituden ohne den Einfluss der geschwindigkeitsabhängigen Widerstands- und Dämpfungskräfte der Beine berechnet, sodass sie als Abschätzung für die gemittelte Geschwindigkeit \bar{u} in der folgenden Iteration genutzt werden können. Dieser Vorgang wird fortgeführt, bis die Geschwindigkeitsdifferenzen zweier aufeinander folgender Iterationen kleiner als 1 % sind und der Prozess somit konvergiert ist.

3.3.1.5. Übertragungsfunktionen

Mittels der beschriebenen Terme lässt sich die Gleichung (3.32) nach dem Verhältnis von Antwort- zu Erregeramplitude

$$\vec{Y}_{1-3} = \frac{\vec{\hat{r}}_{1-3}}{\zeta_W}, \quad (3.48)$$

$$\vec{Y}_{4-6} = \frac{\vec{\hat{r}}_{4-6}}{k\zeta_W} \quad (3.49)$$

als Vektor \vec{Y} lösen, dessen Komponenten die komplexen, dimensionslosen Übertragungsfunktionen (RAOs) in den sechs Freiheitsgraden beinhalten. Durch die Einbindung des hydrodynamischen Einflusses der Beine in Form von Morison-Elementen ist es somit möglich, die RAOs für die beiden ersten Phasen des Aufstellvorgangs eines Jack-Up-Schiffes zu berechnen.

3.3.2. Zeitbereich

Gegenüber der theoretischen Annahme regelmäßiger Wellen bedarf die Analyse des Seeverhaltens eines Schiffes unter realistischen Seegangbedingungen einer weiterführenden Berechnung der Bewegungen im Zeitbereich. Für die Bewertung der Schiffsbewegungen während des Aufstellvorgangs wird daher die Methode *ROLLS* [27] verwendet, die auf den Ergebnissen der in Abschnitt 3.3.1 beschriebenen Frequenzbereichsanalyse einschließlich der Erweiterung um Jacking-Beine basiert. Die Grundlagen dieser Zeitbereichsmethode werden im Folgenden dargelegt und dabei insbesondere der Einfluss der Beinstellung hervorgehoben.

Die Berechnung in allen sechs Freiheitsgraden erfolgt in Bezug auf ein Inertialsystem, das die gleichen Achsenbezeichnungen und -orientierungen hat wie das der Frequenzbereichsmethode in Abbildung 3.8, jedoch seinen Ursprung in Höhe der Ru-

hewasserlinie aufweist. Der Seegang wird modelliert durch die Superposition einer Anzahl von langkämmigen Elementarwellen mit einer jeweils unterschiedlichen Amplitude, Laufrichtung und Frequenz. Diese charakteristischen Wellengrößen werden aus einem Energiedichtespektrum des Seegangs $S_{\zeta_W}(\omega, \alpha)$ entnommen, welches auf den kennzeichnenden Wellenparametern eines Seegebiets basiert [67]. Weiterhin wird jeder Elementarwelle ein zufälliger Phasenversatz ϵ zugeordnet, der aus einer statistischen Gleichverteilung der Phasenwinkel bestimmt wird. Die zeit- und ortsabhängige Wellenerhebung lässt sich somit durch eine Anzahl von $n_\omega \times n_\alpha$ Elementarwellen beschreiben als

$$\zeta_W(\xi, \eta, t) = \operatorname{Re} \left[\sum_m^{n_\omega} \sum_j^{n_\alpha} \zeta_{W,m,j} e^{i(\omega_m t - k_m \xi \cos \alpha_j - k_m \eta \sin \alpha_j + \epsilon_m)} \right]. \quad (3.50)$$

Mit der Verwendung unterschiedlicher Wellenlaufrichtungen und der statistisch zufälligen Wahl der Phasenverschiebungen wird auf diese Weise die Modellierung eines kurzkämmigen, natürlichen Seegangs erreicht.

3.3.2.1. Bewegungsgleichungen

Für die Querbewegung sowie das Tauchen, Stampfen und Gieren werden im Seegang vergleichsweise kleine Antwortamplituden erreicht, sodass ein linear von der Wellenamplitude abhängendes Bewegungsverhalten des Schiffes angenommen wird. Unter Verwendung der linearen, komplexen Übertragungsfunktionen \tilde{Y} nach Gleichung (3.48) und (3.49) lassen sich die Bewegungen zum Zeitpunkt t in diesen vier Freiheitsgraden daher beschreiben gemäß

$$r_k(t) = \operatorname{Re} \left[\sum_m^{n_\omega} \sum_j^{n_\alpha} \zeta_{W,m,j} \hat{Y}_k(\omega_m, \alpha_j) e^{i(\omega_m t + \epsilon_m)} \right], \quad \text{mit } k = \eta, \zeta, \quad (3.51)$$

$$r_l(t) = \operatorname{Re} \left[\sum_m^{n_\omega} \sum_j^{n_\alpha} \zeta_{W,m,j} k_m \hat{Y}_l(\omega_m, \alpha_j) e^{i(\omega_m t + \epsilon_m)} \right], \quad \text{mit } l = \vartheta, \psi. \quad (3.52)$$

Der Einfluss der Beinstellung auf die Bewegungen im Seegang ist durch die zuvor berechneten Übertragungsfunktionen in diesen Bewegungsrichtungen bereits berücksichtigt.

Im Gegensatz hierzu zeigt die Rollbewegung im Seegang einerseits vergleichsweise große Antwortamplituden und andererseits ein nicht-lineares Verhalten bezüglich der Wellenamplitude. Weiterhin hängen die Rückstellmomente nicht-linear vom Rollwinkel φ ab, was insbesondere für große Verhältnisse von Breite zu Tiefgang zutrifft, die Jack-Up-Schiffe typischerweise aufweisen. Darüber hinaus kann die Rollbewegung ebenfalls

durch längs laufenden Seegang und die damit einhergehende zeitliche Änderung der Querstabilität hervorgerufen werden. Dieses parametrische Rollverhalten kann durch einen linearen Ansatz nicht berücksichtigt werden. Infolgedessen wird die Zeitreihe der Rollbewegung durch eine direkte numerische Integration der zugehörigen Bewegungsgleichung in Kopplung mit den übrigen Freiheitsgraden bestimmt. Hierfür wird der Drallsatz bezüglich des Massenschwerpunkts in erdfesten Koordinaten aufgestellt und nach der Rollbeschleunigung $\ddot{\varphi}$ aufgelöst. Die Linearisierung der Gleichung bezüglich der Bewegungsgrößen in den Freiheitsgraden des Stampfens und Gierens liefert die Bestimmungsgleichung der Rollbeschleunigung zu

$$\ddot{\varphi} = \frac{\sum M_{\xi} - \theta_{Gxz} [(\ddot{\vartheta} + \dot{\varphi}^2 \vartheta) \sin(\varphi) - (\ddot{\psi} + \dot{\varphi}^2 \psi) \cos(\varphi)]}{\theta_{Gxx} - \theta_{Gxz}(\psi \sin(\varphi) + \vartheta \cos(\varphi))}. \quad (3.53)$$

Die Terme θ_{Gij} bezeichnen hierbei die entsprechenden Einträge der Massenträgheitsmatrix des starren Körpers nach Gleichung (3.33), welche auf den Massenschwerpunkt bezogen werden. Die Lösung dieser Gleichung erfordert die Kenntnis der äußeren Rollmomente $\sum M_{\xi}$, deren Bestimmung in Abschnitt 3.3.2.2 behandelt wird.

Die Längsbewegung wird ebenfalls durch eine direkte numerische Integration der entsprechenden Bewegungsgleichung bestimmt, da die Rollmomente bei Vorausschwindigkeit eine Abhängigkeit von der Längsposition des Schiffes zum Berechnungszeitpunkt aufweisen können. Hierfür wird der Impulssatz nach der Längsbeschleunigung

$$\ddot{\xi} = \frac{\sum F_{\xi}}{m} \quad (3.54)$$

aufgelöst. Die Längskräfte $\sum F_{\xi}$ umfassen hauptsächlich die hydrodynamische Erregung in Form der Froude-Krylov-Kraft, die aus der Frequenzbereichsmethode vorliegt. Weiterhin werden der Schiffswiderstand durch eine Extrapolation der Widerstandskurve und die hydrodynamische Trägheitskraft einbezogen. Letztere wird über eine empirische Abschätzung der hydrodynamischen Masse der Längsbewegung bestimmt.

Bei Kenntnis aller Rollmomente und Längskräfte eines Zeitschritts werden die zugehörigen Geschwindigkeiten und Positionen durch Integration der Gleichungen (3.53) und (3.54) mittels eines Runge-Kutta-Verfahrens 4. Ordnung berechnet.

3.3.2.2. Rollmomente

Das Rollverhalten im Seegang wird zu einem wesentlichen Teil durch die Änderung der Querstabilität in Abhängigkeit des zeitlich veränderlichen getauchten Volumens

des Rumpfes bestimmt. Um dieses Verhalten abzubilden, wird zunächst die Annahme getroffen, dass die Gegenwart des Schiffes die Druckverteilung in den umgebenden Elementarwellen nicht beeinflusst, was dem Ansatz zur Berechnung der Froude-Krylov-Kräfte entspricht. Gemäß dem Prinzip der Grim'schen Welle [68] lässt sich die tatsächliche Wellenkontur aus der Superposition der Einzelwellen am Rumpf des Schiffes durch eine einzelne effektive Welle beschreiben. Die Eigenschaften dieser Ersatzwelle sind, dass ihre Länge der Schiffslänge L_{pp} und ihre Laufrichtung der Schiffslängsachse entspricht. Weiterhin weist sie ihren Berg oder ihr Tal auf Höhe des Hauptspantes auf. Die Druckverteilung in dieser Ersatzwelle lässt sich in guter Näherung hydrostatisch beschreiben, sodass das resultierende Rollmoment mittels des aufrichtenden Hebelarms h des zum gegenwärtigen Zeitschritt getauchten Volumens in der effektiven Welle ausgedrückt wird. Das resultierende Rollmoment aus der Änderung der Querstabilität lässt sich damit als

$$M_{\xi,\text{stab}} = -m(g - \ddot{\zeta})h \quad (3.55)$$

formulieren. Die Vertikalbeschleunigung $\ddot{\zeta}$ wird dabei nach der entsprechenden Übertragungsfunktion bestimmt. Der aufrichtende Hebel h hängt hierbei ab von dem Tiefgang, dem Trimmwinkel, dem Krängungswinkel sowie der Amplitude der Ersatzwelle zum gegenwärtigen Zeitschritt. Der Einfluss der Beinstellung auf die Aufrichthebel macht sich unmittelbar bemerkbar durch die damit einhergehende vertikale Verschiebung des Massenschwerpunkts.

Neben dem Rollmoment aus der welleninduzierten Änderung der Querstabilität muss weiterhin das hydrodynamische Erregermoment der Rollbewegung $M_{\xi,\text{err}}$ berücksichtigt werden. Dieses wird analog zu den Bewegungen der linearen Freiheitsgrade aus der zugehörigen Übertragungsfunktion

$$M_{\xi,\text{err}}(t) = \text{Re} \left[\sum_m^{n_\omega} \sum_j^{n_\alpha} \zeta_{W,m,j} \hat{M}_{\xi,\text{err}}((\omega_m, \alpha_j)) e^{i(\omega_m t + \epsilon_m)} \right] \quad (3.56)$$

bestimmt. Die komplexe Erregeramplitude $\hat{M}_{\xi,\text{err}}$ der Elementarwellen umfasst neben der direkten hydrodynamischen Erregung durch Froude-Krylov- und Diffraktionskräfte das Moment aus der hydrodynamischen Massenträgheit und Dämpfung bezüglich der Rollbewegung sowie das Rollmoment infolge einer Querbewegung des Schiffes. Anders als das Stabilitätsmoment nach Gleichung (3.55) bezieht die Bestimmung des hydrodynamischen Erregermoments nicht die aktuelle Schwimmlage zum gegenwärtigen Zeitschritt ein und erfolgt somit linearisiert bezüglich des Rollwinkels. Der Einfluss der ausgefahrenen Beine wird durch die Berechnung der Erregermomente nach dem in

Abschnitt 3.3.1 geschilderten Verfahren erfasst.

Weiterhin werden Rolldämpfungsmomente in linearer und quadratischer Abhängigkeit der Rollgeschwindigkeit gemäß

$$M_{\xi,\text{damp}} = -d_L\dot{\varphi} - d_Q\dot{\varphi}|\dot{\varphi}| \quad (3.57)$$

einbezogen, um dynamische Auftriebskräfte auf den Rumpf infolge von Voraugeschwindigkeit sowie viskositätsbedingte Ablösungseffekte zu berücksichtigen. Die geschwindigkeitsabhängigen Koeffizienten d_L und d_Q werden dabei gemäß

$$d_L = \frac{mgGM}{\omega_{\text{Res}}} \left(\frac{\varphi_{\text{Stat}}}{\varphi_{\text{Res}}} \right)_{5^\circ} \quad (3.58)$$

$$d_Q = \frac{3\pi}{8\omega_{\text{Res}}\varphi_{\text{Res}}} \left[\frac{mgGM}{\omega_{\text{Res}}} \left(\frac{\varphi_{\text{Stat}}}{\varphi_{\text{Res}}} \right)_{20^\circ} - d_L \right] \quad (3.59)$$

bestimmt [27]. Der Term des $\frac{\varphi_{\text{Stat}}}{\varphi_{\text{Res}}}$ beschreibt hierbei das Verhältnis, der Rollamplituden, die sich unter einem statisch aufgebracht Moment sowie einem harmonisch bei der Resonanzfrequenz ω_{Res} oszillierenden Rollmoment ergeben. Die Verhältnisse werden dabei anhand von Modellversuchsergebnissen nach Blume [69] für den Blockkoeffizienten und das Verhältnis von Breite zu Tiefgang bestimmt. Für den Aufstellvorgang ist es zusätzlich erforderlich, diese auf den Zustand ohne Voraugeschwindigkeit zu extrapolieren, was zu vergleichsweise geringen Dämpfungskoeffizienten führt. Diese werden für die Situation mit ausgefahrenen Beine nicht modifiziert, da deren hydrodynamischer Dämpfungsanteil bereits in der Berechnung des erregenden Moments $M_{\xi,\text{err}}$ berücksichtigt ist.

Weitere Rollmomente wie beispielsweise durch Ladungsverschiebung oder Flossenstabilisatoren können von der Methode ebenfalls erfasst werden. Die Veränderung der Beinstellung im Aufstellprozess beeinflusst diese Beiträge jedoch nicht. Daher finden diese Rollmomente keine Anwendung in der gemäß Kapitel 5 vorgestellten Validierung des Verfahrens.

3.4. Interaktion

Die Interaktion zwischen den in der Schiffsdynamik üblicherweise getrennt betrachteten Themengebieten des Seeverhaltens und der Manövrierfähigkeit mündet in die Notwendigkeit, die seegangsinduzierten Driftkräfte in der Berechnung der DP-Fähigkeit

während des Aufstellvorgangs einzubeziehen. Das von Augener [21] entwickelte Verfahren ermöglicht es, diese Kräfte zweiter Ordnung in regelmäßigen, langkämmigen Wellen im Frequenzbereich zu berechnen. Weiterhin dienen diese als Eingangsdaten für die Berechnung einer Zeitreihe von Driftkräften infolge eines natürlichen Seegangs. Im Folgenden werden die theoretischen Grundzüge der Driftkraftberechnung ausgeführt, der Einfluss der Jack-Up-Beine erläutert sowie die Übertragung vom Frequenz- in den Zeitbereich dargelegt.

3.4.1. Wellendriftkräfte im Frequenzbereich

Die methodische Grundlage zur Berechnung der frequenzabhängigen Driftkräfte auf ein Schiff bildet die in Abschnitt 3.3.1 beschriebene potentialtheoretische Streifenmethode. Für die DP-Situation wird dabei angenommen, dass die Vorausgeschwindigkeit des Schiffes vernachlässigbar klein ist und daher keine Ablösungseffekte oder nicht benetzten Rumpfflächen bis zur Höhe der Ruhewasserlinie vorliegen. Die über die Zeit gemittelten horizontalen Driftkräfte in Längs- und Querrichtung lassen sich dann für vernachlässigbare Vorausgeschwindigkeit gemäß

$$\overline{F_{\xi}^{II}} = \frac{1}{2} \left(m \omega^2 \operatorname{Re} \left(\hat{Y}_{2G} \hat{Y}_6^* - \hat{Y}_{3G} \hat{Y}_5^* \right) + \frac{1}{2} \rho g \sum_{\text{Stb, Bb}} \int_L |\hat{Y}_{z, \text{Rel}}|^2 \frac{dy_{\text{WL}}^+}{dx} dx \right) \zeta_{\text{W}}^2, \quad (3.60)$$

$$\overline{F_{\eta}^{II}} = \frac{1}{2} \left(-m \omega^2 \operatorname{Re} \left(\hat{Y}_{1G} \hat{Y}_6^* \right) + \rho g \sum_{\text{Stb, Bb}} \int_L y_{\text{WL}}^+ \operatorname{Re} \left(\hat{Y}_{z0, \text{Rel}} \hat{Y}_{\zeta \text{W}y}^* \right) dx \right) \zeta_{\text{W}}^2 \quad (3.61)$$

berechnen. Die Kräfte resultieren dabei einerseits aus der gemittelten Druckintegration über den Rumpf bis zur Ruhewasserlinie, welche sich in Form der Übertragungsfunktionen gemäß der jeweils ersten Summanden ausdrücken lässt. Der Index G beschreibt hierbei einen Bezug der Größe auf den Massenschwerpunkt des Schiffes, während eine Kennzeichnung durch * die Konjugierte der komplexen Zahl bedeutet. Andererseits trägt die Relativbewegung zwischen Wasseroberfläche und Rumpf zu den Driftkräften bei, was durch den jeweils zweiten Summanden repräsentiert wird. Hierbei ist das Integral der einzelnen Größen auf Höhe der Wasserlinie entlang der Schiffslänge für die Steuerbord- und Backbordseite der Wasserlinie zu bilden und zu addieren. Zu den Integralen tragen die komplexe Übertragungsfunktion der Relativbewegung zwischen Rumpf und Wasseroberfläche $\hat{Y}_{z, \text{Rel}}$ und der Betrag der Wasserlinienbreite y_{WL}^+ bei. Weiterhin sind die komplexe Übertragungsfunktion der Relativbewegung zwischen Rumpf und Wasseroberfläche in der Mittschiffsebene $\hat{Y}_{z0, \text{Rel}}$ und die komplexe Übertragungsfunktion der Wellenschräge in Querrichtung $\hat{Y}_{\zeta \text{W}y}^*$ maßgeblich.

Bei einer numerischen Diskretisierung der Wasserlinie in einzelne Elemente lässt sich das zeitlich gemittelte Driftmoment auf Basis der berechneten Kräfte gemäß

$$\begin{aligned} \overline{M_\zeta^{II}} &= -\frac{1}{2} \omega^2 \operatorname{Re} \left[\vec{r}_r^* \times \mathbf{M}_r \vec{r}_r \right]_3 \\ &+ \sum_{\text{WL-Elemente}} \left((\vec{r} - \vec{r}_G) \times \left[\frac{|\hat{p}_{\text{WL}}|^2}{4\rho g} \vec{\Delta}_s \times (0,0,-1)^T \right] \right)_3 \\ &+ x_G \overline{F_\eta^2} - y_G \overline{F_\xi^2} \end{aligned} \quad (3.62)$$

ausdrücken. Hierbei beschreibt der Index r die Einträge (4 – 6) bzw. (4 – 6,4 – 6) der Größen gemäß Abschnitt 3.3.1. Die komplexe Amplitude des Drucks auf Höhe der Wasserlinie wird mit \hat{p}_{WL} bezeichnet, während $\vec{\Delta}_s$ den Vektor der Flächennormalen des jeweiligen Wasserlinienelements repräsentiert. Der Index 3 bedeutet weiterhin den dritten Eintrag des gekennzeichneten Vektors.

Sämtliche Terme der Gleichungen (3.60), (3.61) und (3.62) sind aus der Berechnung des Strömungspotentials 1. Ordnung bekannt, das genutzt wurde, um die Bewegung gemäß Abschnitt 3.3.1 zu berechnen. Daher ist der hydrodynamische Einfluss der ausgefahrenen Jack-Up-Beine auf die Wellendriftkräfte bereits implizit durch die Nutzung dieser Bewegungsgrößen einbezogen. Weiterhin ändert sich in der schwimmenden Phase des Aufstellvorgangs die Wasserlinienfläche nicht, welche maßgeblich ist für Einbeziehung der Effekte durch die Relativbewegung zwischen Rumpf und Wasseroberfläche. Demzufolge ist keine weitere Modifikation der Bestimmungsgleichungen der Driftkräfte und -momente erforderlich, um die Interaktion zwischen Seegang und Manövrierfähigkeit im Aufstellvorgang abzubilden.

3.4.2. Wellendriftkräfte im Zeitbereich

Um die Wellendriftkräfte infolge eines natürlichen Seegangs zu bestimmen, ist es erforderlich, die gefundenen Ergebnisse der Frequenzbereichsanalyse in regelmäßigen Wellen in den Zeitbereich zu übertragen. Nach Clauss u. a. [70] kann die zeitabhängige Driftkraft bzw. das Driftmoment gemäß

$$F^{II}(t) = \frac{\rho}{2} \cdot g \cdot L \cdot \alpha_0^{II} \cdot a^2(t) \quad (3.63)$$

formuliert werden. Dabei beschreibt $a^2(t)$ die Zeitreihe des Quadrats der Einhüllenden der unregelmäßigen Wellen gemäß

$$a^2(t) = \zeta_W^2(t) + \frac{(d\zeta_W/dt)^2}{\omega_0^2}. \quad (3.64)$$

Die resultierende Wellenerhebung ζ_W wird hierbei, wie in Abschnitt 3.3.2 beschrieben, durch eine Superposition von Elementarwellen erreicht, welche einem kurzkämmigen Energiedichtespektrum des Seegangs $S(\omega, \alpha)$ nach

$$\zeta_W(t) = \sum_m^{n_\omega} \sum_j^{n_\alpha} \sqrt{2S(\omega_m, \alpha_j) \Delta\omega_m \Delta\alpha_j} \cdot \text{Re} \left(e^{i(\omega_m t + \epsilon_m)} \right) \quad (3.65)$$

entnommen werden, während ω_0 dessen Modalfrequenz beschreibt. Weiterhin ist die zeitabhängige Driftkraft abhängig vom mittleren Driftkraftkoeffizienten α_0^{II} , welcher für kurzkämmigen Seegang gemäß

$$\alpha_0^{II} = \frac{\sum_m^{n_\omega} \sum_j^{n_\alpha} \alpha^{II}(\omega_m, \alpha_j) \cdot \zeta_W^2(\omega_m, \alpha_j)}{\sum_m^{n_\omega} \sum_j^{n_\alpha} \zeta_W^2(\omega_m, \alpha_j)} \quad (3.66)$$

als ein über das diskretisierte Seegangsspektrum gewichtetes Mittel der frequenzabhängigen Driftkraftkoeffizienten α^{II} dargestellt werden kann [21]. Diese können mit den nach Abschnitt 3.4.1 beschriebenen zeitlich gemittelten Driftkräften gemäß

$$\alpha^{II}(\omega, \alpha) = \frac{\overline{F^{II}}(\omega, \alpha)}{\frac{\rho}{2} \cdot g \cdot L \cdot \zeta_W^2} \quad (3.67)$$

berechnet werden. In Gleichung (3.67) bedeutet ζ_W die Einheitsamplitude der regelmäßigen Wellen und für $\overline{F^{II}}$ ist entsprechend die Driftkraft in Längs- oder Querrichtung oder das Driftgiermoment einzusetzen.

Mit der beschriebenen Methodik ist es möglich, eine Zeitreihe der Wellendriftkräfte und des Driftgiermoments in einem natürlichen Seegang darzustellen. Unter der Annahme, dass die Bewegungen eines Schiffes während des DP-Vorgangs klein sind, kann dieser zeitliche Kraftverlauf im Vorfeld der DP-Analyse berechnet werden und dann in der Zeitbereichsrechnung des Manövriermodells als äußerer Kraftbaustein gemäß Abbildung 3.5 einbezogen werden. Für die Berechnung der statischen DP-Fähigkeit ist es weiterhin erforderlich, aus dem Verlauf der Driftkräfte infolge des natürlichen Seegangs eine konstante Driftkraft durch Mittlung der Zeitreihe zu bestimmen. Um hierfür eine repräsentative statistische Probe zu erhalten, wird für diese gemittelten Driftkräfte eine Zeitspanne von 10 000 s angesetzt [55].

3.5. Kontaktkräfte

Auf Basis des vorgestellten Verfahrens zur Berechnung der seeganginduzierten Bewegungen im Aufstellvorgang gilt es, die daraus resultierenden Kontaktkräfte zwischen dem Spudcan und dem Meeresboden zu bestimmen. Als Kontaktkraft wird hierbei diejenige Kraft verstanden, welche in der kurzen Zeitspanne der initialen Berührung in der Abwärtsbewegung durch das stoßartige Auftreffen und potentiell folgende Eindringen des Spudcans in den Boden wirkt. Kräfte auf die Beinstruktur, die während des permanenten Kontakts von Spudcan und Boden in der darauf folgenden Phase wirken, werden nicht adressiert. Der Stand der Technik zur Bestimmung der stoßartigen Kontaktkräfte in der Entwurfsphase wird durch die Empfehlungen der Klassifikationsgesellschaft DNV GL [34] repräsentiert. Hierfür werden unter anderem die fundamentalen Annahmen getroffen, dass der Meeresboden starr ist und die Kontaktkräfte nur infolge der Roll- oder Stampfbewegung resultieren. Die daraus folgenden Kontaktkräfte in vertikaler und horizontaler Richtung

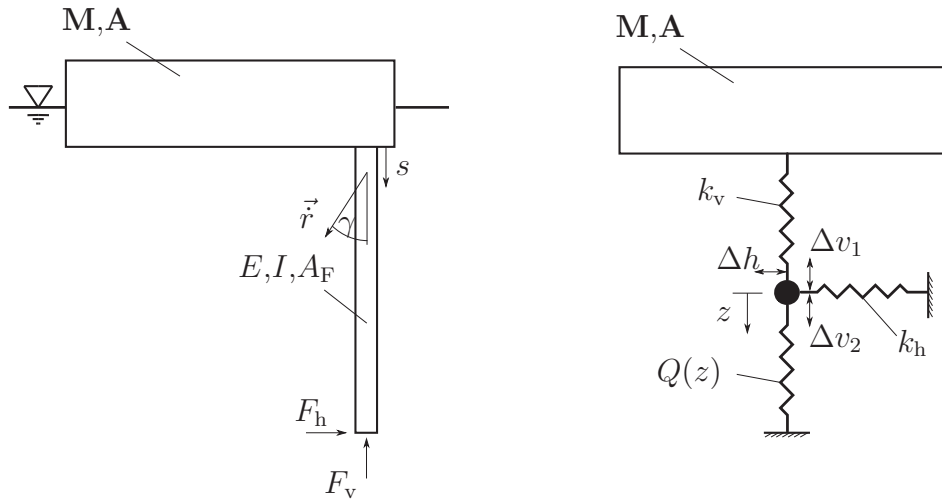
$$F_v = \frac{2\pi}{T} \Omega \sqrt{\frac{\theta_\Omega k_v}{1 + \frac{k_h}{k_v} \left(\frac{r_v}{r_h}\right)^2}}, \quad (3.68)$$

$$F_h = \frac{2\pi}{T} \Omega \sqrt{\frac{\theta_\Omega k_h}{1 + \frac{k_v}{k_h} \left(\frac{r_h}{r_v}\right)^2}} \quad (3.69)$$

hängen ab von der Amplitude der Roll- oder Stampfbewegung Ω , dem zugehörigen Massenträgheitsmoment einschließlich hydrodynamischer Anteile θ_Ω , der elastischen Federsteifigkeiten des Beins in vertikaler und horizontaler Richtung k_v und k_h sowie dem jeweiligen Abstand vom Schwerpunkt der Wasserlinienfläche r_v und r_h .

Sowohl Ringsberg u. a. [49] als auch Chakrabarti [46] haben für bestehende mobile Offshore-Einheiten gezeigt, dass diese vereinfachenden Annahmen zu vergleichsweise hohen Kontaktkräften führen, verglichen mit Methoden, die weitere Freiheitsgrade der Bewegung und eine Nachgiebigkeit des Bodens berücksichtigen. Aufgrund dessen wird im Folgenden eine Methode vorgestellt, die es erlaubt, unter Berücksichtigung dieser zusätzlichen Aspekte realitätsnähere Entwurfslasten für die strukturelle Auslegung von Jack-Up-Beinen in der frühen Entwurfsphase zu bestimmen.

Der grundlegende Ansatz der Methode basiert auf dem Prinzip der Energieerhaltung, welches von Augener und Hatecke [47] ausführlich beschrieben wird. Dieses legt zu Grunde, dass die gesamte kinetische Energie des sich im Seegang bewegenden Schiffs



(a) Freikörperbild des Beins beim Erstkontakt.

(b) Federersatzmodell.

Abbildung 3.10.: Ersatzmodelle zur Berechnung der Kontaktkräfte.

vor dem Kontakt in Form von potentieller Verformungsenergie nach dem Aufsetzen aufgenommen wird, sodass

$$E_{\text{kin,vor}} = E_{\text{pot,nach}} \quad (3.70)$$

gilt. Die Bewegungen im Seegang ohne den Einfluss von Kontaktkräften sind mit der in Abschnitt 3.3.2 beschriebenen Methode bestimmt, sodass sich im Gegensatz zu den Annahmen des bestehenden Verfahrens die kinetische Energie aus den Bewegungen aller sechs Freiheitsgrade zusammensetzt. Hierfür ist neben der Massenträgheit des Schiffskörpers ebenfalls die hydrodynamische Masse und Trägheit einzubeziehen. Ausgedrückt in Koordinaten des Inertialsystems der Zeitbereichsmethode und bezogen auf den Massenschwerpunkt kann die kinetische Energie des Schiffes somit formuliert werden zu

$$E_{\text{kin,vor}} = \frac{1}{2} \left[\vec{r}_t^T (\mathbf{M}_t + \mathbf{A}_t) \vec{r}_t + \vec{r}_r^T (\mathbf{M}_r + \mathbf{A}_r) \vec{r}_r \right]. \quad (3.71)$$

Hier bedeutet der Index t die Komponenten (1 – 3) bzw. (1 – 3, 1 – 3) der Terme gemäß Abschnitt 3.3.1 sowie der Index r die Einträge (4 – 6) bzw. (4 – 6, 4 – 6).

Die Bestimmung der potentiellen Verformungsenergie erfolgt unter der konservativen Annahme, dass infolge der allgemeinen, sechsdimensionalen Bewegung des Schiffes beim Erstkontakt nur ein Spudcan den Boden berührt. Weiterhin wird angenommen, dass das Bein eine feste Einspannung am Rumpf sowie ein linear-elastisches Verhalten bezüglich Längs- und Biegeverformung aufweist und eine Ersatzmodellierung durch einen einzelnen Biegebalken erlaubt. Das Freikörperbild eines Beines mit den zugehörigen Eigenschaften des Elastizitätsmoduls E , des Flächenträgheitsmoments I und der Querschnittsfläche A_F ist in Abbildung 3.10(a) gezeigt. Für den Aufstellvorgang

ist lediglich eine elastische Verformung des Beins Δv_1 und Δh akzeptabel, sodass die Vernachlässigung von plastischen Verformungen keine Einschränkung für die Anwendbarkeit der Methode darstellt. Die potentielle Verformungsenergie des Beins resultiert aus der Biege- und Längsverformung nach dem Kontakt und kann daher formuliert werden zu

$$E_{\text{pot,nach,Bein}} = \frac{1}{2} \int_L \frac{M_b(s)^2}{EI} ds + \frac{1}{2} \int_L \frac{N(s)^2}{EA_F} ds. \quad (3.72)$$

Die Schnittkräfte und Momente lassen sich gemäß

$$M_b(s) = F_h(s - L), \quad (3.73)$$

$$N(s) = F_v \quad (3.74)$$

als Funktionen der Kontaktkräfte formulieren. Mit den zugehörigen Federsteifigkeiten gegenüber einer Verformung an der Position des Spudcans nach

$$k_v = \frac{EA_F}{L}, \quad (3.75)$$

$$k_h = \frac{3EI}{L^3} \quad (3.76)$$

kann die potentielle Verformungsenergie des Beins in Abhängigkeit der Kontaktkräfte beschrieben werden zu

$$E_{\text{pot,nach,Bein}} = \frac{1}{2} \left(\frac{F_h^2}{k_h} + \frac{F_v^2}{k_v} \right). \quad (3.77)$$

Weiterhin ist es erforderlich, die Nachgiebigkeit des Bodens auf der rechten Seite der Energiebilanzgleichung (3.70) zu berücksichtigen. Die Deformation des Bodens während des Eindringens des Spudcans ist überwiegend plastisch und kann durch die Traglasttheorie beschrieben werden [71]. Aus unterschiedlichen Ansätzen und Bodenmodellen empfehlen Daun und Olsson [72] ebenfalls diesen Ansatz zur Bestimmung von Kontaktkräften zwischen Spudcan und Boden. Daher wird die Traglast des Bodens durch eine vertikale Traglastkurve $Q(z)$ beschrieben, welche die Reaktionskraft in Abhängigkeit der Eindringtiefe ausdrückt. Die Form dieser Traglastkurve ist dabei abhängig von der Beschaffenheit des Bodens und der Geometrie des Spudcans und weist im Allgemeinen einen nicht-linearen Verlauf auf. Da die erreichten Horizontalkräfte im Vergleich zu den vertikalen verhältnismäßig klein sind [72], wird für die Einbindung in den Energieerhaltungsansatz von einem horizontal starren Boden ausgegangen, sodass

die potentielle Verformungsenergie des Bodens nach dem Kontakt gemäß

$$E_{\text{pot,nach,Boden}} = \int_0^{\Delta v_2} Q(z) dz \quad (3.78)$$

mit der unbekanntem Eindringtiefe Δv_2 nach dem Kontakt ausgedrückt werden kann. Die grundlegende Energiebilanz zur Bestimmung der Kontaktkräfte folgt demnach zu

$$\vec{r}_t^T(\mathbf{M}_t + \mathbf{A}_t)\vec{r}_t + \vec{r}_r^T(\mathbf{M}_r + \mathbf{A}_r)\vec{r}_r = \frac{F_h^2}{k_h} + \frac{F_v^2}{k_v} + 2 \int_0^{\Delta v_2} Q(z) dz. \quad (3.79)$$

Die Plastizität des Bodens wird in Form einer einseitig wirkenden Kompressionsfeder modelliert, welche die Traglastkurve $Q(z)$ als Basis der nicht-linearen Federkennlinie verwendet. Diese wird in Reihe geschaltet zu der Elastizität des Beins, sodass das elastisch-plastische Problem in das in Abbildung 3.10(b) gezeigte elastische Federersatzmodell überführt wird. Infolge der Reihenschaltung ergibt sich die gesamte Vertikalverschiebung

$$\Delta v = \Delta v_1 + \Delta v_2 \quad (3.80)$$

als Summe der Verschiebungen am Bein und Boden.

Um die Kontaktkräfte gemäß Gleichung (3.79) zu bestimmen, sind weitere Randbedingungen in Form der kinematischen Kopplung von Vertikal- und Horizontalgeschwindigkeiten erforderlich. Die Verschiebungen durch die Absolutgeschwindigkeit des Spudcans

$$\vec{v}_{\text{Spud}} = \vec{r}_t + \vec{r}_r \times \vec{r}_{\text{Spud}} \quad (3.81)$$

lassen sich für einen Zeitschritt Δt ebenfalls in einen vertikalen und horizontalen Anteil

$$\Delta v = |\vec{v}_{\text{Spud,v}}|\Delta t, \quad (3.82)$$

$$\Delta h = |\vec{v}_{\text{Spud,h}}|\Delta t \quad (3.83)$$

aufteilen. Mit dem Winkel γ des Vektors der Absolutgeschwindigkeit gegenüber der Vertikalen lassen sich die Vertikal- und Horizontalgeschwindigkeiten ausdrücken zu

$$|v_{\text{Spud,v}}| = |\cos(\gamma)||v_{\text{Spud}}|, \quad (3.84)$$

$$|v_{\text{Spud,h}}| = |\sin(\gamma)||v_{\text{Spud}}|. \quad (3.85)$$

Durch Einsetzen dieser Beziehungen und Gleichsetzen der Gleichungen (3.82) und

(3.83) können die kinematischen Kopplungen der Verschiebungen

$$\Delta v = \tan(\gamma)\Delta h, \quad (3.86)$$

$$\Delta h = \cot(\gamma)\Delta v \quad (3.87)$$

bestimmt werden.

Infolge der Reihenschaltung des Beins und Bodens gemäß Abbildung 3.10(b) gilt, dass an jeder Stelle des Federstrangs die gleiche Vertikalkraft F_v wirkt. Durch das linear-elastische Verhalten des Beins kann somit für die Verschiebung am Bein

$$\Delta v_1 = \frac{F_v}{k_v}, \quad (3.88)$$

$$\Delta h = \frac{F_h}{k_h} \quad (3.89)$$

formuliert werden. Die Verschiebung am Boden Δv_2 hingegen ist abhängig von der Traglastkurve $Q(z)$. Für einfache Spezialfälle der Beziehung zwischen Traglast und Eindringtiefe lässt sich für die Verschiebung am Boden ein zu Gleichung (3.88) analoger Ausdruck finden. Dies ist jedoch für einen beliebigen Verlauf der Traglastkurve im Allgemeinen nicht möglich, sodass die Gesamtverschiebung in vertikaler Richtung unter Beibehaltung der unbekanntenen Eindringtiefe formuliert wird zu

$$\Delta v = \frac{F_v}{k_v} + \Delta v_2. \quad (3.90)$$

Durch Einsetzen der kinematischen Kopplung lässt sich Gleichung (3.89) somit zur Horizontalkraft in Abhängigkeit der Vertikalkraft lösen

$$F_h = \left(\frac{F_v}{k_v} + \Delta v_2 \right) k_h \tan(\gamma). \quad (3.91)$$

Mit dieser Beziehung lässt sich die grundlegende Energieerhaltungsgleichung (3.79) als Funktion der Vertikalkraft und der Eindringtiefe Δv_2 formulieren. Da die Reihenschaltung eine konstante Vertikalkraft im Federstrang bedingt, liegt diese folglich auf der Traglastkurve $Q(z) = F_v(z)$, sodass die Bestimmungsgleichung mit der verbleibenden Einzelabhängigkeit der unbekanntenen Eindringtiefe aufgestellt werden kann

$$E_{\text{kin,vor}} = \left(\frac{F_v(\Delta v_2)}{k_v} + \Delta v_2 \right)^2 \tan^2(\gamma) k_h + \frac{F_v^2(\Delta v_2)}{k_v} + 2 \int_0^{\Delta v_2} F_v(z) dz. \quad (3.92)$$

Diese Gleichung kann im Allgemeinen nicht nach F_v gelöst werden. Da die kinetische

Energie zum Zeitschritt aus der vorherigen Zeitbereichsrechnung der Schiffsbewegungen bekannt ist, kann ein iterativer Ansatz verwendet werden, in welchem die Eindringtiefe Δv_2 sukzessive erhöht wird, bis die Gleichung erfüllt ist. Mit der so bestimmten Eindringtiefe und vertikalen Kontaktkraft kann abschließend die Energieerhaltungsgleichung in analoger Weise nach der Horizontalkraft

$$F_h = \sqrt{\left(E_{\text{kin,vor}} - \frac{F_v^2}{k_v} - 2 \int_0^{\Delta v_2} F_v(z) dz \right) k_h} \quad (3.93)$$

gelöst werden.

Die numerische Implementierung der Methode erfordert eine stetige Traglastkurve, die $Q(z=0) = 0$ erfüllt. Weiterhin kann der Grenzfall eines starren Bodens modelliert werden, indem die Eindringtiefe zu $\Delta v_2 = 0$ angesetzt wird, sodass Gleichung (3.92) nach der Vertikalkraft F_v gelöst werden kann.

Die Verknüpfung der in diesem Kapitel vorgestellten Einzelaspekte repräsentiert die theoretische Grundlage eines neuartigen Entwurfsverfahrens für die Analyse des dynamischen Verhaltens eines Jack-Up-Schiffs im Aufstellvorgang. Für die ganzheitliche Abbildung dieses Prozesses gilt es, die einzelnen Aspekte numerisch so zu implementieren, dass sie als Kombination individueller Methoden zu nutzen sind, um so als zusammenhängendes Analyseverfahren im Entwurfsprozess Anwendung zu finden. Die Voraussetzungen hierfür sowie die resultierenden Berechnungsergebnisse werden in den folgenden Kapiteln dargelegt.

4. Berechnungs- und Datenmodell

Um die in Kapitel 3 beschriebenen theoretischen Grundlagen des neu entwickelten Berechnungsverfahrens zur Anwendung zu bringen, ist es erforderlich, ein Datenmodell zu Grunde zu legen. Weiterhin muss die Umsetzung in einer geeigneten Berechnungsumgebung erfolgen, die den Anforderungen der frühen Entwurfsphase gerecht wird. Im Folgenden werden daher das Berechnungs- und Datenmodell vorgestellt sowie die erforderlichen Anpassungen für die Anwendung der Theorie erläutert.

4.1. Berechnungsumgebung

Die Umsetzung des neuartigen Analyseverfahrens erfolgt in der Berechnungsumgebung der bestehenden schiffbaulichen Entwurfsmethodenbank E4 [73, 74]. Diese Softwareumgebung ist eine offen gestaltete Methodensammlung, die seit ihrer Entstehung vor über 30 Jahren in einem evolutionären Prozess von industrieller wie auch akademischer Seite stetig weiterentwickelt wird und hierbei auch um neue Methoden ergänzt wird. Grundlage dieser Umgebung ist die einheitliche Datenbasis eines digitalen Schiffmodells, welche durch die Methoden zur Analyse genutzt wird oder durch diese modifiziert und erweitert werden kann. Auf diese Weise ist sichergestellt, dass einerseits ein zum Fortschritt im Entwurfsprozess stets konsistentes Modell vorliegt. Andererseits ermöglicht diese Charakteristik auch die Weiterentwicklung bestehender Werkzeuge und eine Erweiterung der Umgebung um neue Methoden, sodass diese im Laufe der Zeit an den Zuwachs an wissenschaftlicher Erkenntnis sowie den Fortschritt des Standes der Technik angepasst werden kann. Die neuen Methoden verwenden daher die bestehende Datenstruktur als Eingangsgrößen, jedoch ist es ebenfalls erforderlich, dass die Datenbasis für neuartige Entwurfsaspekte erweitert wird. Für die numerische Implementierung des neuartigen Verfahrens ist es im Rahmen dieser Arbeit von Vorteil, dass hierbei auf bestehende Methoden und Datengruppen aufgesetzt werden kann. Diese sind durch die langjährige industrielle Anwendung der Entwurfsumgebung und infolge zahlreicher wissenschaftlicher Veröffentlichungen ausgiebig geprüft und validiert. Exemplarisch hierfür sind die Arbeiten von Haack [56], Lübcke [55] und Augener [21] zu nennen. Aufgrund dessen kann davon ausgegangen werden, dass die zu Grunde gelegten Datengruppen

und Methoden in geprüfter Güte vorliegen. Folglich ist es ausreichend, die Validierung im Rahmen dieser Arbeit auf die neu entwickelten Aspekte zu beschränken, ohne die grundsätzliche Funktionalität der Basismethoden und existierenden Datengruppen erneut prüfen zu müssen.

4.2. Datenmodell

Das Datenmodell umfasst unterschiedliche Gruppen, welche die Daten der unterschiedlichen thematischen Aspekte eines Entwurfes abbilden. Im Folgenden werden diejenigen Datengruppen vorgestellt, die für die Anwendung des neuartigen Analyseverfahrens zu verwenden oder zu erweitern sind. Die Auflistung stellt daher keine vollständige Darstellung des Datenmodells der Entwurfsumgebung E4 dar, sondern legt den Fokus auf die im Rahmen dieser Arbeit jeweils maßgeblichen Aspekte einer Datengruppe.

4.2.1. Rumpfform

Elementare Voraussetzung für sämtliche Aspekte des Schiffsentwurfs ist die Rumpfform des Verdrängungskörpers. Für die Entwicklung des neuartigen Analyseverfahrens wird daher auf die bereits implementierte numerische Beschreibung dieser Geometrie zurückgegriffen. Wie durch Krüger [75] beschrieben, erfolgt diese in Form eines Liniennetzes, das aus Längs- und Spantlinien in Querrichtung besteht. Zusammen mit deren Kreuzungspunkten werden eingegrenzte Maschen gebildet. Durch geeignete Interpolationsmechanismen und vorzugebende Randbedingungen kann mit diesem Liniennetz eine komplexe Freiformfläche innerhalb dieser Maschen beschrieben werden, sodass eine eindeutige Modellierung der Außenhaut des Rumpfes erreicht werden kann. Die Interpolation zwischen den Knotenpunkten erfolgt dabei nach einem kubisch-parametrischen Spline und es werden die Randbedingungen stetig verlaufender Winkel und Krümmungen zwischen den einzelnen Linienabschnitten gestellt. Das Netz ist dabei vom Anwender editierbar, sodass beispielsweise die Lage der Kreuzungspunkte oder die Winkel an den Linienenden bezüglich des schiffsfesten Koordinatensystems vorgegeben werden können. Für eine exemplarische Rumpfform zeigt Abbildung 4.1(a) ein solches Liniengitter, das die Datenbasis der Rumpfform repräsentiert. Aufgrund der Implementierung in die Entwurfsumgebung können alle Geometriediskretisierungen der jeweils folgenden Anwendungen automatisiert auf dieser einheitlichen Grundlage erfolgen. Auf diese Weise ist einerseits die Konsistenz der Rumpfformgeometrie zwischen allen Methoden gewährleistet und andererseits eine bezüglich des Modellierungsaufwands im Entwurfsprozess effiziente Arbeitsweise geschaffen. Zur Berechnung der hydrostatischen Auftriebskräfte werden so auf Basis des Liniennetzes Berechnungsspannen interpoliert,

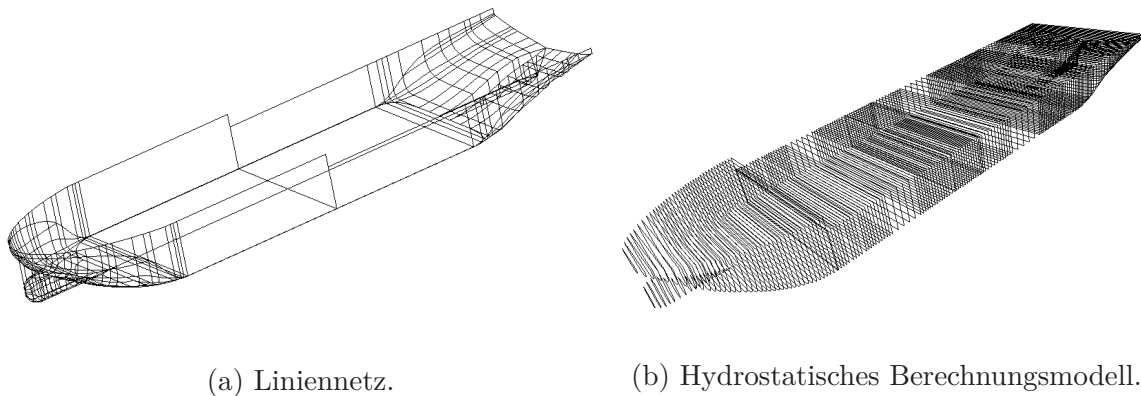


Abbildung 4.1.: Modellierung der Rumpfform.

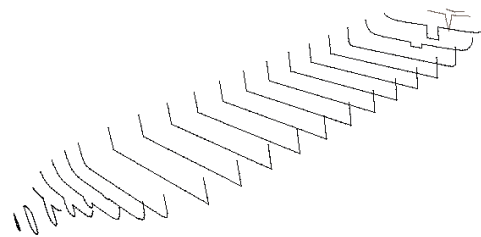


Abbildung 4.2.: Streifendiskretisierung.

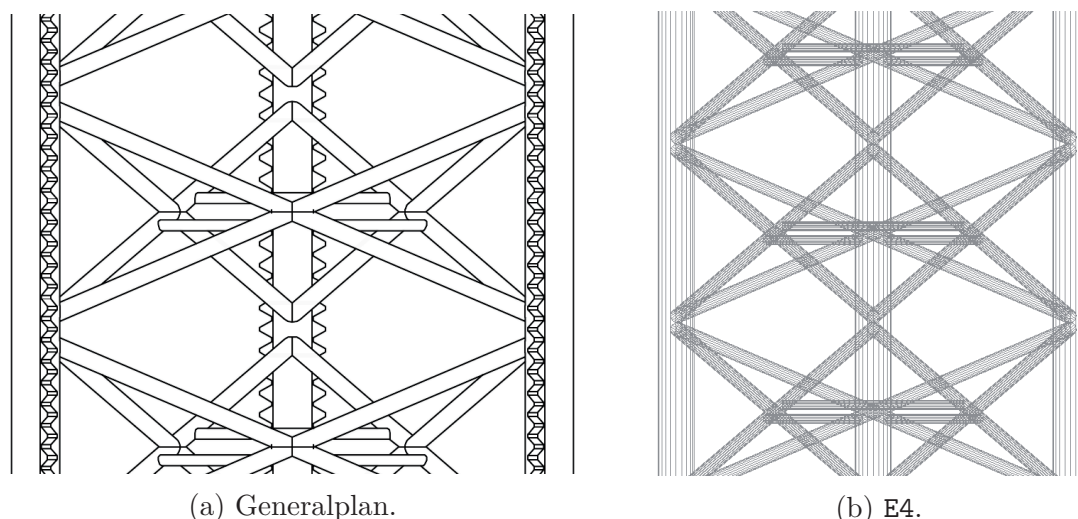
die zur numerischen Integration der Volumina und Schwerpunkte genutzt werden. Das zum exemplarischen Liniengitter gehörende hydrostatische Modell ist in Abbildung 4.1(b) dargestellt. Wie in Abschnitt 3.2.2 beschrieben, wird weiterhin für die Analyse der Manövrierfähigkeit eine Diskretisierung des Rumpfes in Streifen benötigt, welche ebenfalls Voraussetzung für die Analyse des Seeverhaltens sind. Die korrespondierenden Berechnungsstreifen sind in Abbildung 4.2 gezeigt. Auf diese Weise ist für alle Aspekte des neuartigen Analyseverfahrens sichergestellt, dass die Berechnung der jeweiligen Größen unter Verwendung der tatsächlich vorliegenden Geometrie des Rumpfes erfolgt, wobei je nach Anwendung numerische Abstraktionen von der gemäß dem Liniennetz eindeutig definierten Geometrie vorgenommen werden.

Neben dem hydrostatischen Auftriebskörper ist weiterhin die Form des Überwasserschiffes relevant, da deren Ausgestaltung für die Berechnung der Umweltkräfte infolge von Wind maßgeblich ist. Die Front- und Seitenlateralfäche des Schiffskörpers ober-

halb der Wasserlinie wird dafür in der Datenbasis durch eine Vielzahl von definierten Rechtecken repräsentiert, denen neben ihren Abmessungen ein Flächenschwerpunkt relativ zum schiffsfesten Koordinatensystem sowie Windkraftbeiwerte zugeordnet werden. Auf diese Weise ist es möglich, komplexe Aufbauten und variierende, zerklüftete Decksladung zur Windkraftberechnung zu beschreiben, wie sie für Jack-Up-Schiffe typisch sind. Mit dieser Datenbasis des Überwasserschiffes können die resultierenden Windkraftbeiwerte des gesamten Schiffes für die Anwendung in den Analysemethoden durch Superposition bestimmt werden [58].

4.2.2. Beingeometrie

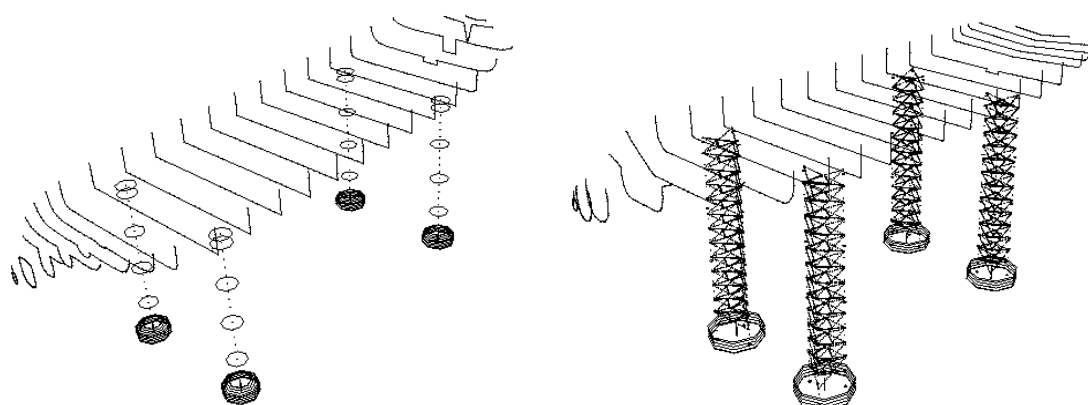
Für die dynamische Analyse der Aufstellvorgangs ist es erforderlich, die unterhalb des Verdrängungskörpers ausgefahrenen Jack-Up-Beine einzubeziehen. Da derartige Offshore-Geometrien jedoch bisher nicht durch die Entwurfsumgebung adressiert wurden, ist es hierfür notwendig, eine neue Datengruppe für die schlanken Beinelemente zu erstellen. Der dafür gewählte Modellierungsansatz nutzt die charakteristische Eigenschaft, dass die Beine gegenüber typischen schiffbaulichen Formen aus vergleichsweise simplen Geometrien bestehen. Sowohl die Einzelelemente von fachwerkartigen Strukturen als auch kompakte Beine weisen im Wesentlichen kreisförmige Querschnitte auf, sodass die Elementgeometrie grundsätzlich als Zylinder oder Kegelstumpf modelliert wird. Die analytische Beschreibung der Lage eines jeden Elements erfolgt wie bei der Rumpfform in Referenz zu dem schiffsfesten Koordinatensystem und wird durch einen Aufpunktvektor zur Basisfläche und einen Richtungsvektor der Achse in Kombination mit einer Elementlänge definiert. Alternativ ist auch eine direkte Angabe der Koordinaten der Stirnflächen möglich. Den so eindeutig definierten Start- und Endknoten eines Elements wird ein zugehöriger Durchmesser zugewiesen der zwischen den Enden linear entlang der Achse verläuft, sodass ebenfalls die Mantelfläche beschrieben ist. Darüber hinaus wird jedem Element eine Flutbarkeit zugewiesen, die den prozentualen Anteil des beschriebenen Volumens als Beitrag zum Auftriebskörper definiert. Die numerische Behandlung der Volumina von verbundenen Elementen an den Knoten erfolgt durch die Identifikation des Schnittvolumens und eine volumenäquivalente Kürzung des Elements mit dem geringeren Durchmesser [64]. Mit der geschilderten Methodik lassen sich auch komplexe Beinstrukturen mit einem für den Entwurfsprozess geeigneten Aufwand modellieren. Exemplarisch hierfür ist in Abbildung 4.3 die Modellierung einer fachwerkartigen Beinstruktur neben dem für die Modellbildung zu Grunde gelegten Ausschnitt aus einem Generalplan gezeigt. Neben den geometrischen Größen wird jedem Beinelement eine Oberflächenrauigkeit zugeordnet, die es erlaubt, während der Laufzeit der Analysemethoden automatisiert hydrodynamische



(a) Generalplan.

(b) E4.

Abbildung 4.3.: Modellierung komplexer Beingeometrien.



(a) Zylindrische Beine.

(b) Fachwerkartige Beine.

Abbildung 4.4.: Numerische Diskretisierung von Jack-Up-Beinen.

Beiwerte zur Verwendung im Morison-Ansatz nach Kapitel 3 zuzuordnen [52]. Ergänzend hierzu können den Beiwerten der hydrodynamischen Masse und des Widerstands ebenfalls statische Werte zugeordnet werden, um vom modellierten Kreis abweichende Querschnittsflächen oder spezifische Oberflächenmerkmale zu berücksichtigen. Die so geschaffene Datenbasis der Offshore-typischen Beinstrukturen dient im Gegensatz zur numerischen Integration der hydrostatischen Auftriebskräfte auf den kompakten Rumpf direkt als Grundlage für die analytische Berechnung der Volumina und Schwerpunkte nach dem Verfahren von Last [64]. Die in dieser Veröffentlichung gezeigte Validierung der hydrostatischen Größen kann ebenfalls als Qualitätsprüfung der um die Offshore-Elemente erweiterten Datenbasis genutzt werden, sodass auf eine erneute Prüfung im Rahmen dieser Arbeit verzichtet werden kann. Abweichend vom analytischen Berechnungsansatz der Hydrostatik erfordert die Berechnung der hydrodynamischen

Kräfte unter Verwendung des Morison-Ansatzes ein numerisches Berechnungsmodell, das analog zur Streifendiskretisierung des Rumpfes die Beinelemente ebenfalls in Form von Querschnittscheiben entlang der Elementachsen modelliert. Abbildung 4.4 zeigt für zwei unterschiedliche Jack-Up-Schiffe neben der Streifenmodellierung die numerische Diskretisierung der ausgefahrenen Beine zur Anwendung in den Methoden zur Analyse der Manövrierfähigkeit und des Seeverhaltens. Gegenübergestellt sind hier die Modellierung vergleichsweise simpler zylindrischer Beine und die Diskretisierung der in Abbildung 4.3 gezeigten komplexen Fachwerkstruktur.

4.2.3. Gewichte

Die Gruppe der Gewichtsdaten ist im Rahmen der Arbeit maßgeblich für die Bestimmung der hydrostatischen Schwimmelage eines Ladefalls wie auch der Trägheitseigenschaften für die dynamische Analyse. Das Leerschiffsgewicht setzt sich zusammen aus einer Vielzahl von Massen, denen neben einem Schwerpunkt bezogen auf das schiffsfeste Koordinatensystem ebenfalls eine Erstreckung in den Raumrichtungen zugewiesen wird. Auf diese Weise wird jeder Gewichtseintrag als Quader mit homogener Dichte modelliert, dessen Massenträgheitsmomente einfach bestimmt werden können. Ihr Beitrag zu den Trägheitseigenschaften des Schiffs kann durch ihre Schwerpunktlage gegenüber dem Massenschwerpunkt des gesamten Schiffs ebenfalls ermittelt werden. Ein Ladefall wird durch die zusätzliche Angabe des Deadweights definiert. Dessen Gewichtseinträge setzen sich zusammen aus den Komponenten des Payloads, des Ballastwassers sowie Beiträgen aus Bunkern und Stores. Während die Festkörper der Zuladung analog zu den Gewichtseinträgen des Leerschiffsgewichts als Quadergewichte mit Erstreckungen modelliert werden, ergeben sich die Beiträge von Flüssigkeiten automatisch aus der Raumdefinition. Die entsprechenden Tanks werden in der Datengruppe der Räume durch begrenzende Ebenen als solche definiert. Eine vorzugebende prozentuale Füllstandshöhe des Tanks liefert durch die bekannte Geometrie des Raumes das eingenommene Volumen und durch die anzugebende Dichte des Fluids ebenfalls die Masse sowie deren Trägheitseigenschaften. Durch diese Datenstruktur ist sichergestellt, dass die Ladefalldefinition während des Fortschritts im Entwurfsprozess stets konsistent zur sich entwickelnden Gewichtskalkulation und Raummodellierung ist.

4.2.4. Manövrierorgane

Die Berechnung der DP-Fähigkeit erfordert die Einbeziehung der Datenbasis der steuerbaren Manövrierorgane, welche die Propeller, Ruder und Querstrahler umfasst. Die Rudergeometrie wird hierfür auf Basis von Profilquerschnitten entworfen und analog zu

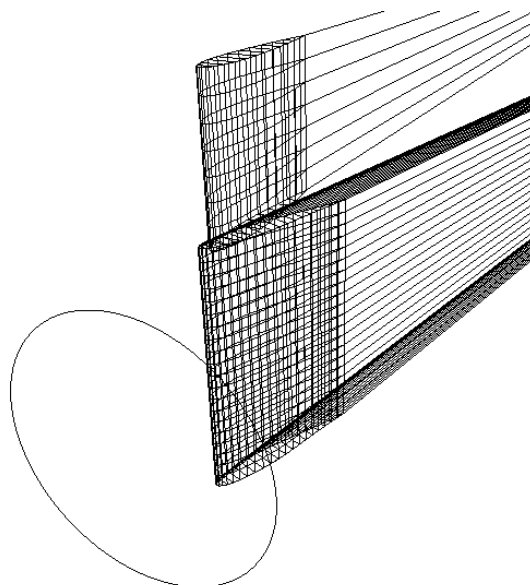


Abbildung 4.5.: Paneldiskretisierung eines Vollscheiberuders einschließlich Headbox.

der Rumpfformbeschreibung gemäß Abschnitt 4.2.1 automatisiert als Liniennetz in der Datenbasis gespeichert. Die Berechnung der Ruderkräfte mit dem vorgestellten potentialtheoretischen Verfahren [63] bedarf einer Diskretisierung der Ruderfläche in Panels. Diese erfolgt automatisiert auf Basis des Liniennetzes und ist für ein exemplarisches Vollscheiberuder bei einem Ruderwinkel von $\delta = 20^\circ$ in Abbildung 4.5 einschließlich der Propellerebene, der Headbox sowie der Nachlaufpanels gezeigt. Die auf Basis dieses Modells berechneten Ruderkräfte für unterschiedliche Winkel und Propellerschübe sind ebenfalls Teil der Datenbasis der Manövriergänge und werden zur Laufzeit der Methoden genutzt. Erforderlich dafür ist eine Berechnung der Zuströmung aus dem Propellernachlauf für unterschiedliche Fortschrittsgrade. Diese ist das Ergebnis der Traglinienmethode zur Berechnung der Propellerschübe sowie des Freifahrtogramms. Die Datenbasis der Propeller bildet dabei deren Geometrie, die im Wesentlichen durch die Flügelzahl, den Durchmesser und den Verlauf der Profile entlang des Radius definiert wird. Demgegenüber umfasst die Datenbasis der Querstrahler lediglich deren Lage in Referenz zum schiffsfesten Koordinatensystem sowie die maximale Leistung und den zugehörigen Schub ohne deren spezifische Geometrie einzubeziehen.

4.2.5. Maschinenanlage

Die Datengruppe der Maschinenanlage ist erforderlich für die Steuerung der Manövriergänge in der Berechnung der Manövriertauglichkeit. Sie umfasst zunächst die Hauptmotoren, die durch ein Motorenkennfeld in der Datenbasis modelliert werden, in welchem die verfügbare Leistung in Abhängigkeit der Drehzahl aufgetragen ist. Weiterhin werden

den Hauptmaschinen Hoch- und Herunterfahrrampen zugeordnet, die das dynamische Reaktionsvermögen auf zeitliche Änderungen der geforderten Leistung abbilden. Die Steuerung der Verstellpropelleranlage wird ebenfalls über Verstellraten der Flügel realisiert sowie eine ergänzende Begrenzung von maximaler und minimaler Steigung. Die Kopplung zwischen der Flügelsteigung und der Motorendrehzahl wird über eine in der Datenbasis hinterlegte Kombinatorikurve einbezogen, die beide Größen in Abhängigkeit der Fahrhebelstellung setzt. Komplettiert wird die Datenbasis der Hauptmaschinensteuerung durch die von Lübcke [55] entwickelten Regelungsparameter zur positionsbasierten Anpassung der Fahrhebelstellung in der Berechnung des zeitabhängigen DP-Verhaltens. Ergänzend hierzu werden die Rudermaschinen durch die Angabe der maximalen Ruderwinkel und Ruderdrehrate sowie einem zugehörigen Drehmoment modelliert. Die so hinterlegten Kenngrößen bilden die Datenbasis der Maschinenanlage, die in den Methoden zur Analyse des Manövrierverhaltens genutzt wird.

4.3. Referenzschiff

Die Datenbasis zur Anwendung des in dieser Arbeit entwickelten Analyseverfahrens bildet das exemplarische Jack-Up-Errichterschiff für Windkraftanlagen vom Sietas Typ 187. Dieses ist in Abbildung 4.6 in seiner Profilansicht auf dem Entwurfstiefgang gezeigt. Dessen Hauptabmessungen sowie weitere charakteristische Daten sind in der Tabelle 4.1 zusammengefasst.

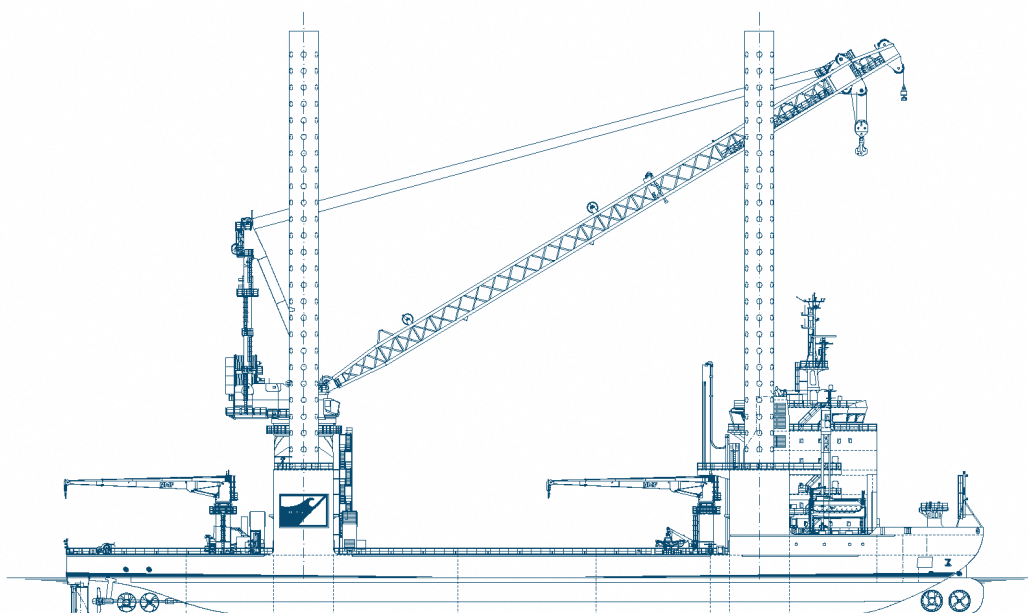


Abbildung 4.6.: Errichterschiff Sietas Typ 187.

Tabelle 4.1.: Hauptdaten Sietas Typ 187.

| | |
|------------------------------|------------|
| Länge über alles | 139,4 m |
| Länge zwischen den Loten | 134,7 m |
| Breite auf Spanten | 38 m |
| Entwurfstiefgang | 5,7 m |
| Seitenhöhe Hauptdeck | 9,12 m |
| Deadweight | 6500 t |
| Entwurfsgeschwindigkeit | 12 kn |
| Installierte Leistung (MCR) | 4x 4500 kW |
| Krankkapazität | 990 t |
| Länge Jack-Up-Beine | 81 m |
| Durchmesser Jack-Up-Beine | 4,5 m |
| Maximale Jacking-Wassertiefe | 45 m |

Das Schiff befindet sich seit dem Jahr 2014 erfolgreich in Betrieb und gehört trotz seiner relativ kurzen Einsatzzeit infolge des dynamischen Entwicklungsprozesses dieses Schiffstyps bereits nicht mehr zur aktuellen Generation von Errichterschiffen für Offshore-Windkraftanlagen [7]. Infolgedessen wurde es durch eine Modifikation der Rumpfform, eine Ergänzung der Aufbauten und einer erhöhten Krankkapazität umgebaut, um den aktuellen Marktbedingungen gerecht zu werden [76]. Trotz seiner gegenüber jüngsten Entwürfen geringeren Abmessungen und Installationskapazität weist es in seiner hier betrachteten ursprünglichen Bauform die wesentlichen charakteristischen Merkmale der verfügbaren und projektierten Errichterschiffe auf, sodass es als Referenz für diesen Schiffstyp verwendet werden kann. Diese Charakteristika umfassen unter anderem eine völlige Rumpfform mit einem großen Verhältnis von Breite zu Seitenhöhe sowie einem kleinen Verhältnis von Länge zu Breite. Weiterhin finden sich eine große freie Decksfläche für die Projektladung, eine ausgeprägte Krankkapazität sowie die ausfahrbaren Jack-Up-Beine mit einem Durchmesser von 4,5 m. Die leistungsfähigen Manövrierorgane des Schiffs für die DP-Operation umfassen zwei Verstellpropeller mit einem Durchmesser von 4,2 m, die über ein diesel-elektrisches Propulsionskonzept mittels konventioneller Wellenleitungen angetrieben werden. Zur Steuerung stehen zwei Vollscheiberuder im Propellernachlauf sowie je zwei Bug- und Heckstrahler von jeweils 2500 kW Leistung zur Verfügung. Die so erreichte Redundanz der Manövrieranlage resultiert in der DP-Klassifizierungsstufe DP-2.

Das numerische Berechnungsmodell des Referenzschiffes ist in den Abbildungen 4.1, 4.2 und 4.4(a) für ein- und vollständig ausgefahrene Jack-Up-Beine gezeigt und wird für die folgende Anwendung und Validierung des neuartigen Analyseverfahrens genutzt.

5. Anwendung und Validierung

Die Anwendung der entwickelten Methoden erfolgt mit dem in Kapitel 4 vorgestellten Datenmodell. Die dabei erzeugten Berechnungsergebnisse gilt es hinsichtlich ihrer Qualität zu bewerten, um das neuartige Analyseverfahren zu validieren. Hierfür stehen dankenswerterweise seitens der Bauwerft J. J. Sietas KG die Berichte der ausführlichen Modellversuche des in Abschnitt 4.3 vorgestellten Referenzschiffes zur Verfügung. Da diese Versuche während der Projektierungsphase dieses Schiffes durchgeführt wurden, unterscheidet sich dessen Modell geringfügig von der letztendlich gebauten Großausführung. Dieser Umstand ist jedoch in der digitalen Modellbildung berücksichtigt, sodass eine Vergleichbarkeit mit den Versuchsergebnissen gewährleistet ist. Die Berichte umfassen unter anderem Windkanalversuche des Unterwasserschiffes [77] sowie Seegangversuche ohne Vorausfahrt in unregelmäßigen Wellen [78], in denen jeweils Ladefälle mit identischer Verdrängung aber unterschiedlichen Beinstellungen untersucht wurden. Somit eignen sich die Modellversuche, um einerseits die Anwendbarkeit der bereits bestehenden Methoden Aspekte auf Jack-Up-Schiffe zu bestätigen und andererseits die entwickelte Integration der Offshore-typischen Beinstrukturen in diese Methoden quantitativ zu bewerten. Für einige Teilergebnisse des ganzheitlichen Analyseverfahrens liegen jedoch keine zugehörigen Modellmessungen vor, sodass in diesen Fällen anstelle der direkten quantitativen Validierung eine qualitative Plausibilitätsprüfung erfolgt. Die folgende Vorstellung der ganzheitlichen dynamischen Analyse des Referenzschiffes im Aufstellvorgang repräsentiert dabei die sequentielle Anwendung der einzelnen Methoden im Entwurfsprozess. Die Validierung schließt sich dieser Struktur an, sodass die Gegenüberstellung mit den Modellmessungen in die aufeinander aufbauende Präsentation der Anwendungsergebnisse integriert wird.

5.1. Dynamisches Positionieren

Der Nachweis der Fähigkeit zum dynamischen Positionieren bedarf zunächst einer Berechnung der Umwelt- und Manövrikräfte für das in Kapitel 4 vorgestellte Datenmodell des Referenzschiffes. Auf Basis dieser Kräfte wird die statische DP-Fähigkeit berechnet sowie das dynamische DP-Verhalten bei zeitlich variablen Umweltkräften

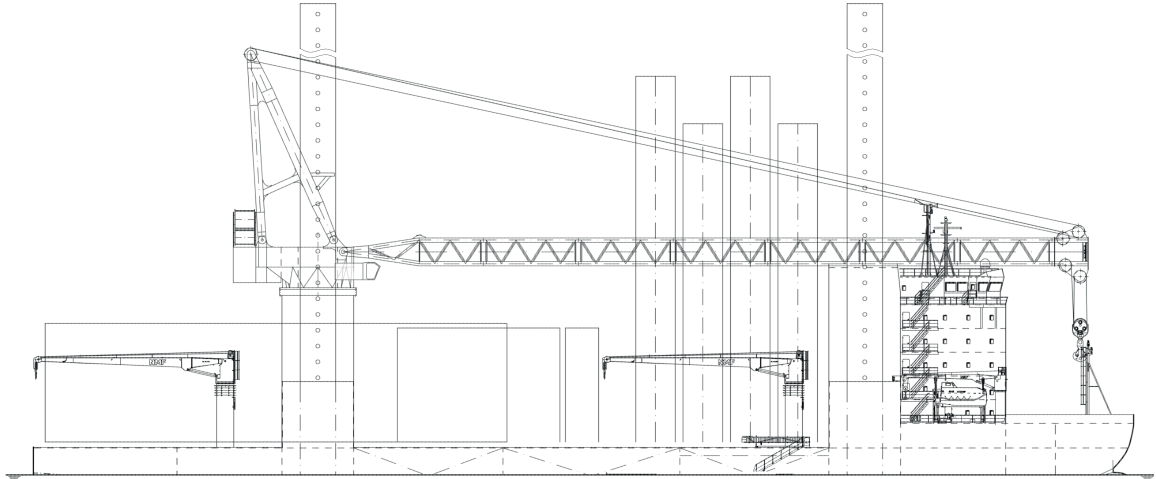


Abbildung 5.1.: Seitenlateralfäche des Entwurfsladefalls.

bestimmt. Hierfür wird der Entwurfsladefall gemäß Tabelle 4.1 auf ebenem Kiel in aufrechter Schwimmelage zu Grunde gelegt.

5.1.1. Umweltkräfte

In Konsistenz zu der in Kapitel 3 genutzten Struktur der Trennung zwischen den Themengebieten der Manövrierfähigkeit und des Seeverhaltens beinhaltet die Berechnung der Umweltkräfte zunächst nur die Wirkung von Wind und stationärer Strömung. Die Driftkräfte durch Wellen werden als Ergebnis der Seegangsanalyse aufgefasst und gesondert in Abschnitt 5.3 in die Berechnung der DP-Fähigkeit einbezogen.

5.1.1.1. Windkräfte

Die Berechnung der Windkräfte erfordert die Bestimmung der Windkraftbeiwerte für die drei Freiheitsgrade des Manövriermodells. Hierfür wird das Überwasserschiff des Entwurfsladefalls gemäß der Implementierung in der Datenbasis in Quader diskretisiert. Grundlage dessen bildet die aus dem Generalplan entnommene Lateralfäche gemäß Abbildung 5.1, welche ebenfalls die Quaderdiskretisierung der Ladungskomponenten auf dem Hauptdeck abbildet. Diese Darstellung repräsentiert die erste Phase des Aufstellvorgangs gemäß Abbildung 1.4 mit eingefahrenen Beinen. Die zweite Hybridphase wird durch eine Anpassung der Diskretisierung der Lateralfäche für die maximale Jacking-Wassertiefe erreicht, in der die Beine demnach um 39,3 m ausgefahren werden. Die nach dem Verfahren von Blendermann [58, 59] resultierenden Kraftbeiwerte sind in Abbildung 5.2 für ein- und ausgefahrene Beine über dem Begegnungswinkel α aufgetragen. Für eine Vergleichbarkeit der Kräfte bei unterschiedlichen Ausfahrstufen sind die Koeffizienten auf die Lateralfächen der Ausgangssituation mit eingefahrenen Beinen

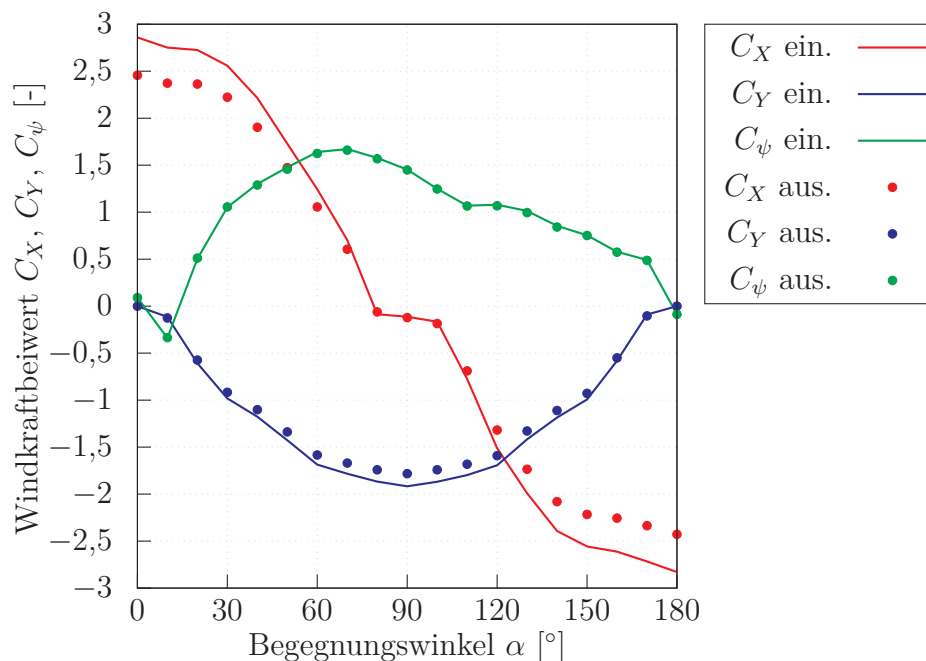


Abbildung 5.2.: Windkraftbeiwerte des Entwurfsladefalls für ein- und ausgefahrene Beine.

bezogen. Es wird somit deutlich, dass die Beinstellung im Aufstellprozess lediglich bei einem Begegnungswinkel in Längs- oder Querrichtung einen deutlichen Einfluss auf die translatorischen Kräfte hat.

5.1.1.2. Strömung

Das Ausfahren der Jack-Up-Beine unterhalb des Rumpfes wird mittels des neu entwickelten Kraftbausteins gemäß Abschnitt 3.2.2.2 in der Berechnung der uniformen Strömungskräfte erfasst. Dieser Baustein umfasst einerseits die Kräfte infolge einer Starrkörperbewegung bei ruhendem Fluid als auch die Strömungskräfte aufgrund einer stationären Außenströmung, welche insbesondere für die Berechnung der statischen DP-Fähigkeit maßgeblich sind. Um die Modellierung der Jack-Up-Beine als Morison-Elemente in diesem Kraftbaustein zu validieren, werden die Windkanalversuche des Modells des Referenzschiffs im Maßstab 1:26,94 genutzt [77], welches in Abbildung 5.3 dargestellt ist. In diesen wurde das Modell unterhalb der Wasserlinie des Entwurfsladefalls einer uniformen, stationären Anströmung ausgesetzt. Die Kräfte und Momente wurden für die Situation mit ein- und vollständig ausgefahrenen Beinen bei unterschiedlichen Begegnungswinkeln gemessen. Analog zur Methodik der Windkräfte in Abschnitt 3.2.2.4 werden die gemessenen Kräfte durch dimensionslose Windkraftbeiwerte in Abhängigkeit der Windrichtung ausgedrückt.

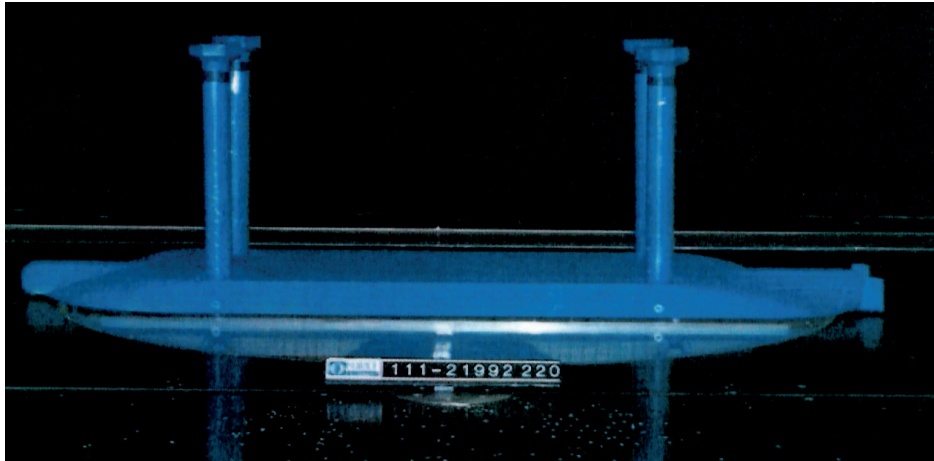


Abbildung 5.3.: Windkanalmodell des Referenzschiffs mit ausgefahrenen Jack-Up-Beinen [77].

Um das im Windkanal untersuchte Szenario in der Entwurfsumgebung nachzubilden, werden neben dem Rumpf die Jack-Up-Beine durch jeweils drei Morison-Elemente diskretisiert, wie in Abbildung 4.4 dargestellt. Das Bein und der oktagonale Spudcan werden als Zylinder mit kreisförmiger Querschnittsfläche modelliert, die über ein kegelförmiges Zwischenstück verbunden sind. Ihnen wird ein einheitlicher Widerstandsbeiwert von $C_D = 1,05$ für raue Oberfläche in stationärer Strömung zugeordnet [52].

Da das Modell ortsfest ist, resultieren die berechneten Kräfte nur aus der Widerstandskomponente des Beinkraftbausteins. Die Rumpfkkräfte werden ebenso wie im Modellversuch für aus- und eingefahrene Beine berechnet und durch dimensionslose Koeffizienten ausgedrückt. Für eine Vergleichbarkeit mit den Modellmessungen werden die Beiwerte auf identische Lateralfächen bezogen und die Differenz der Koeffizienten ΔC_i für aus- und eingefahrene Beine gebildet, welche den hydrodynamischen Einfluss der Beine auf die Rumpfkkräfte repräsentiert.

Abbildung 5.4 zeigt die mit dem Beinkraftbaustein berechneten Differenzen der Beiwerte sowie die zugehörigen Modellwerte für die translatorischen Kräfte in Abhängigkeit des Begegnungswinkels. Sowohl in Längs- als auch in Querrichtung bilden die berechneten Kräfte den gemessenen Verlauf der Kraftdifferenzen qualitativ und quantitativ gut ab. In beiden Freiheitsgraden werden die Maximalwerte der Rumpfkkräfte durch die Berechnungen im Vergleich zu den Messungen jedoch überschätzt. Dieser Effekt ist darauf zurückzuführen, dass sich im Modellversuch die stromabwärts stehenden Beine bei diesen Begegnungswinkeln im hydrodynamischen Schatten der vorderen Beine befinden und demnach geringere Anströmgeschwindigkeiten erfahren. Diese Ab-

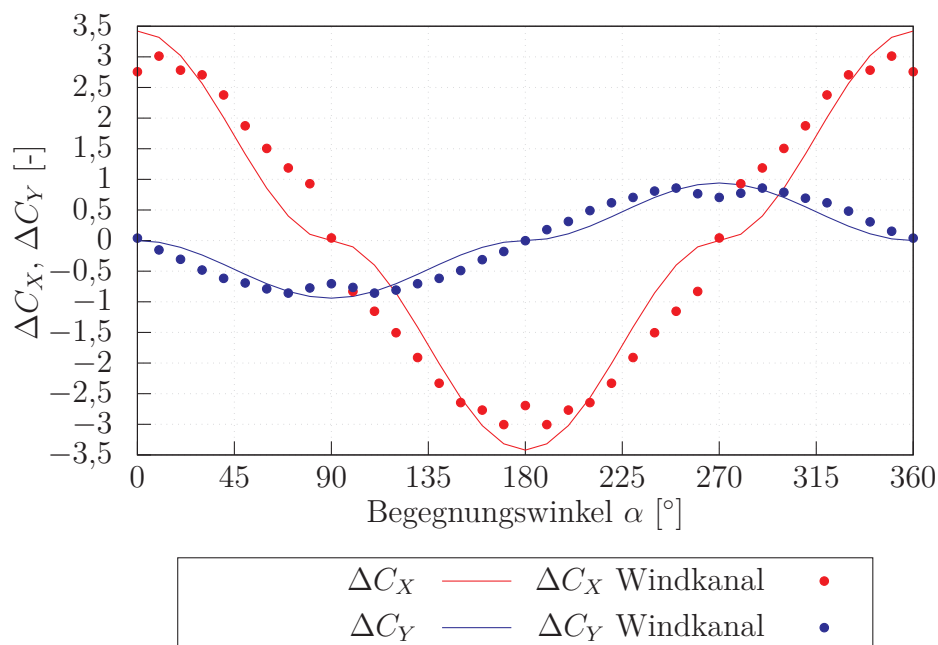


Abbildung 5.4.: Differenzen der Kraftbeiwerte von aus- und eingefahrenen Beinen.

schirmung wird durch den angewendeten Morison-Ansatz nicht berücksichtigt, da dieser die hydrodynamische Transparenz der Elemente voraussetzt. Die daraus resultierende Vernachlässigung von Interaktionseffekten zwischen Rumpf und Beinen kann weiterhin ein Grund für die vorliegenden Abweichungen zwischen Modell und Rechnung bei geringeren Differenzwerten sein.

Demgegenüber sind in Abbildung 5.5 die Differenzen der Giermomentenbeiwerte aus Rechnung und Modellversuch gezeigt. Im Gegensatz zu den translatorischen Kräften zeigen die gemessenen Differenzen einen alternierenden Verlauf in Abhängigkeit des Begegnungswinkels. Eindeutig spiegelt sich lediglich die Symmetrie des Unterwasser-schiffs bezüglich der Längsrichtung in einer Punktsymmetrie des Graphen zu $\alpha = 180^\circ$ wider. Grundsätzlich sind die gemessenen Differenzen der Giermomentenbeiwerte zwei Größenordnungen kleiner als die der Kräfte, sodass der Einfluss der ausgefahrenen Beine auf das Gierverhalten als sehr gering identifiziert werden kann. Dieses Verhalten wird ebenso wie der symmetrische Verlauf durch die berechneten Beiwerte gut wiedergegeben.

Zusammenfassend ist durch die Gegenüberstellung von Rechnung und Modellversuch bestätigt, dass der hydrodynamische Einfluss der ausgefahrenen Beine auf die Rumpfkkräfte mit dem angewendeten Morison-Ansatz abgebildet werden kann. Die dabei erreichte Genauigkeit wird für den Einsatz in der frühen Entwurfsphase als geeignet

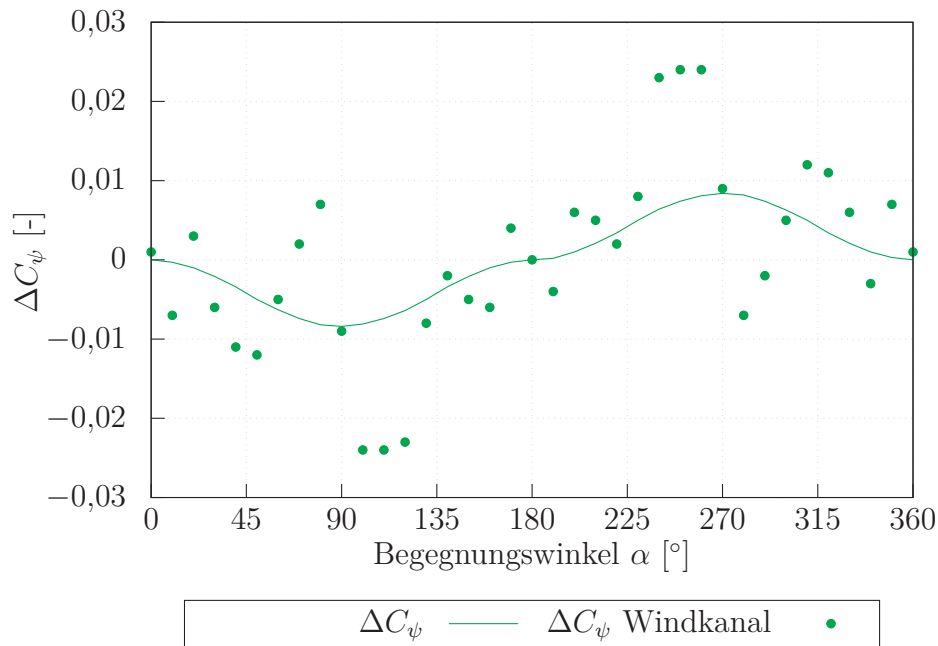


Abbildung 5.5.: Differenzen der Momentenbeiwerte von aus- und eingefahrenen Beinen.

bewertet. Durch die gewählte Validierungsmethodik ist aufgrund des begrenzten Umfangs der Modellversuche nur die Widerstandskomponente der Beinkräfte einbezogen. Für die Aussage zur globalen Anwendbarkeit des Morison-Ansatzes im Manövrierverhalten wird die Übertragbarkeit auf die Kraftanteile infolge der Starrkörperbewegung angenommen. Allerdings ist der direkt validierte Widerstandsanteil der Rumpfkkräfte in der dynamischen Analyse des DP-Verhaltens auch der dominierende [55] sowie im statischen Ansatz der einzige, auf den das Ausfahren der Beine einen Einfluss hat.

5.1.2. Manövrierkräfte

Für die DP-Situation gilt es, die Umweltkräfte durch die schiffsseitigen Manövrierorgane aufzunehmen, um eine Gleichgewichtssituation zu erreichen. Die Manövrieranlage des Referenzschiffes ist in Abbildung 3.3 skizziert. Demnach gilt es, in diesem Fall die Kraftbausteine der Propeller, Ruder und Querstrahler zu berechnen und deren aktives Zusammenwirken zu berücksichtigen. Die beiden Querstrahler an Bug und Heck werden jeweils vereinfacht zu einem zusammengefasst und ein linearer Zusammenhang zwischen der installierten Leistungsaufnahme und dem dabei maximal zu erzeugenden Schub zu Grunde gelegt.

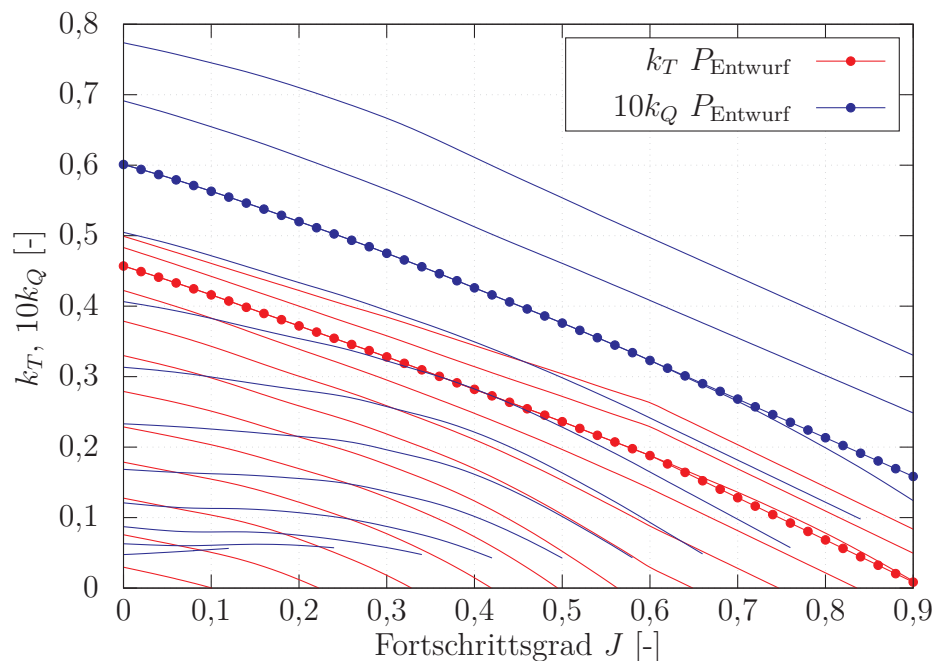


Abbildung 5.6.: Schub- und Momentenverläufe des Verstellpropellers gemäß der Traglinienmethode.

5.1.2.1. Propeller

Die Einbeziehung der Hauptpropulsionsanlage erfordert die Berechnung der Propellerschübe. Das Referenzschiff verfügt dabei über zwei Verstellpropeller, sodass deren Freifahrtverhalten in Form einer Kurvenschar auszudrücken ist. Im Vorfeld der Analyse des DP-Verhaltens werden diese Kurven mittels der Traglinienmethode [56] für unterschiedliche Flügelstellungen der verwendeten Propellergeometrie berechnet. Die daraus resultierenden Schub- und Momentenverläufe werden in Abbildung 5.6 für die Entwurfsteigung sowie abweichende Steigungen in Schritten von $0,1 \cdot P/D$ gezeigt. Die darüber hinaus gehenden Steigungsverhältnisse, die Interaktion mit dem Rumpf sowie die Effekte infolge von Queranströmung werden nach der in Abschnitt 3.2.3.1 geschilderten Weise während der Laufzeit der DP-Analyse auf Basis dieses Freifahrt diagrammes einbezogen. Auf Basis dessen ergibt sich in Abhängigkeit des Fortschrittsgrades ebenfalls die von den Propellern genutzte Propellerdrehleistung. Diese wird mit mechanischen Wirkungsgraden behaftet, um sie für die Leistungsbilanz mit der von der Hauptmaschine bereitgestellten Gesamtleistung zu nutzen.

5.1.2.2. Ruder

Vor der Durchführung der DP-Analyse werden weiterhin Ruderkräfte in Abhängigkeit des Ruderwinkels und des Propellerschubes berechnet. Das Referenzschiff ist mit Voll-

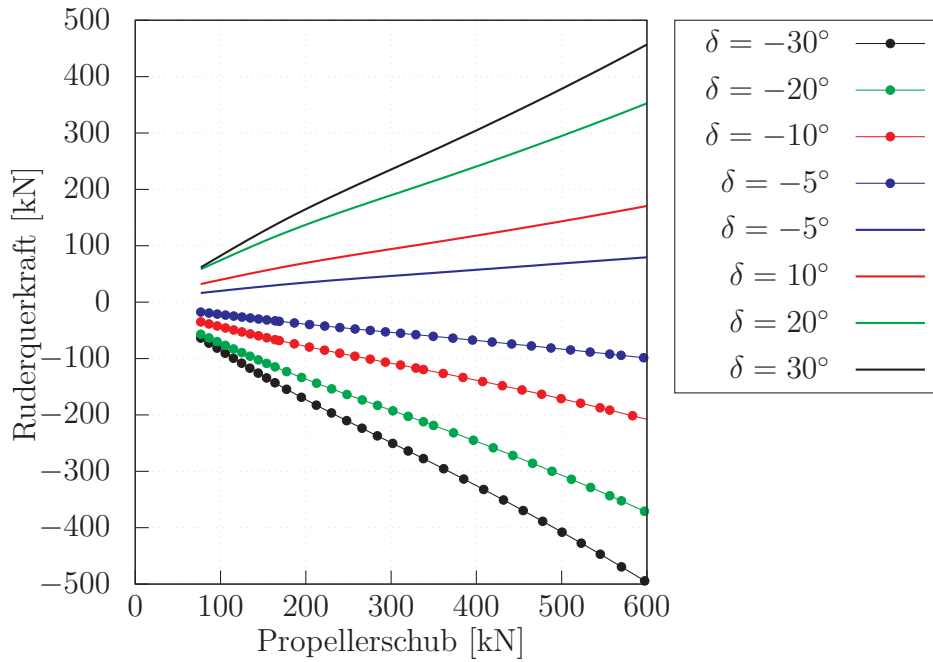


Abbildung 5.7.: Ruderquerkraft in Abhängigkeit des Propellerschubs.

schweberudern ausgestattet, deren Paneldiskretisierung für die potentialtheoretische Ruderkraftberechnung in Abbildung 4.5 gezeigt ist. Abbildung 5.7 zeigt die so berechneten Querkräfte eines Ruders für unterschiedliche Ruderwinkel in Abhängigkeit des Propellerschubes. Zur Berechnung des Manövrierverhaltens werden diese vorab bestimmten Kräfte als Kraftbaustein im Manövrierverhalten eingebunden, sofern der vor dem Ruder liegende Propeller Vorausschub erzeugt.

5.1.3. Statische DP-Fähigkeit

Mit den so bestimmten Kraftbausteinen kann die statische DP-Fähigkeit berechnet werden. Diese wird ermittelt unter der vereinfachten Annahme von zeitlich konstanten Umweltkräften und daraus folgend ebenso stationären Manövrierverhalten. Dies reduziert die Bewegungsgleichungen zu den Bedingungen eines statischen Gleichgewichts gemäß der Gleichungen (3.2) - (3.4). Für die DP-Situation des Referenzschiffs nach Abbildung 3.3 ergeben sich die drei Bestimmungsgleichungen

$$\sum F_x = 0 = T_{P,BB} - T_{P,STB} - F_{Rud,x} - F_{Ext,x}, \quad (5.1)$$

$$\sum F_y = 0 = F_{Ext,y} - T_{Bug} - T_{Heck} - F_{Rud,y}, \quad (5.2)$$

$$\begin{aligned} \sum M_z = 0 = M_{Ext,z} + (T_{P,BB} + T_{P,STB})|y_{Prop}| + F_{Rud,x}y_{Rud} \\ - T_{Bug}x_{Bug} - T_{Heck}x_{Heck} - F_{Rud,y}x_{Rud}, \end{aligned} \quad (5.3)$$

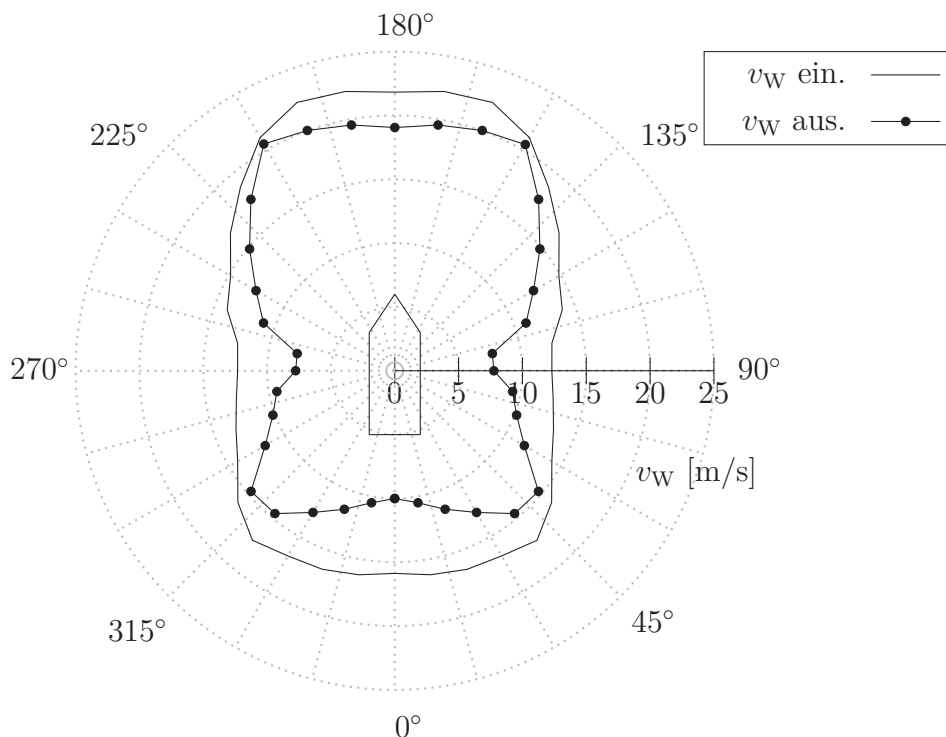


Abbildung 5.8.: Statische DP-Fähigkeit mit ein- und ausgefahrenen Beinen.

welche mit vier unbekanntem Schüben ein unterbestimmtes System bilden. Dieses wird durch einen Optimierungsalgorithmus mit den Zielfunktionen einer zu maximierenden Strahlerkraft oder einer zu minimierenden Gesamtleistung gelöst [79]. Die Ruderkräfte sind dabei abhängig vom Propellerschub sowie vom Ruderwinkel δ . Letzterer wird iterativ variiert, um dessen optimalen Wert zu finden.

Die Bewertung der DP-Fähigkeit erfolgt durch die Bestimmung der maximalen Umweltkräfte, unter denen diese Gleichgewichtsbedingungen erfüllt werden können. Limitierend hierfür sind einerseits die maximal von den Organen aufzubringenden Kräfte und andererseits die an Bord bereitgestellte Leistung. Das Maximum der Umweltkräfte wird üblicherweise in einem Polardiagramm visualisiert, in welchem die maximal zulässige Windgeschwindigkeit in Abhängigkeit des Begegnungswinkel aufgetragen wird. In der exemplarischen Analyse im Rahmen dieser Arbeit wird die Strömung dabei mit konstanter Geschwindigkeit und gleicher Richtung wie der Wind angenommen.

Abbildung 5.8 zeigt ein solches Polardiagramm für das Referenzschiff in der ersten Phase des Aufstellvorgangs sowie für die zweite Phase mit vollständig ausgefahrenen Beinen unter dem Einfluss von Wind und Strömung. Für letztere wird eine konstante Geschwindigkeit von $v_C = 1 \text{ m/s}$ verwendet, was der Größenordnung der maximalen

Tidenströmung in der Deutschen Bucht entspricht [80]. Deutlich zu erkennen ist die Wirkung des Soges bei Vorwärts- und Rückwärtsschub anhand von unterschiedlichen maximalen Windgeschwindigkeiten bei Wind von vorn und achtern. Die zusätzlichen Widerstandskräfte auf die ausgefahrenen Beine, deren Widerstandsbeiwert in Konsistenz zur Validierung mit $C_D = 1,05$ angesetzt wird, führen bei allen Begegnungswinkeln zu einer Reduktion der maximal zulässigen Windgeschwindigkeit. Die damit grundsätzlich geringere DP-Fähigkeit in der zweiten Phase des Aufstellvorgangs zeigt sich insbesondere bei Wind und Strömung von querab sowie von achtern. Diese Ergebnisse sind somit konsistent zur der in Abschnitt 5.1.1.2 gezeigten Validierung des neu implementierten Kraftbausteins der Beinkräfte.

5.1.4. Dynamisches DP-Verhalten

Anhand der statischen DP-Fähigkeit nach Abbildung 5.8 zeigt sich erwartungsgemäß, dass für den Aufstellvorgang eine Ausrichtung des Schiffs entgegen der Wirkrichtung der Umweltkräfte zu bevorzugen ist. Zum einen treten hier die größten zulässigen Windgeschwindigkeiten auf und zum anderen liegt nur eine vergleichsweise geringe Abhängigkeit von Schwankungen des Begegnungswinkels vor.

Eine realitätsnähere Analyse des DP-Verhaltens während dieses Prozesses erfordert eine zusätzliche Berücksichtigung von zeitlich veränderlichen Umweltkräften. Daher wird exemplarisch eine variable Windgeschwindigkeit mit einem zeitlichen Mittelwert von $v_W = 10 \text{ m/s}$ sowie einem mittleren Begegnungswinkel von $\alpha = 180^\circ$ angesetzt und eine Zeitbereichsrechnung mit Regelung der Manövrierorgane nach dem Verfahren von Lübecke [55] durchgeführt. Um dabei den Einfluss der ausgefahrenen Beine auf den Positionierungsvorgang weitergehend zu untersuchen, gilt es, vornehmlich Kraftanteile der hydrodynamischen Trägheit und Dämpfung der Beine infolge der Starrkörperbewegung einzubeziehen, die in der Analyse der statischen DP-Fähigkeit unberücksichtigt geblieben sind. Daher wird die Zeitbereichsrechnung ohne Strömung durchgeführt, um keine zusätzlichen Widerstandskräfte durch Fluidgeschwindigkeit zu erzeugen. In Konsistenz zum Widerstandsbeiwert in der Berechnung der statischen DP-Fähigkeit wird der Beiwert der hydrodynamischen Masse als $C_A = 1$ angesetzt [52].

Abbildung 5.9 zeigt die Zeitreihe der resultierenden Windkräfte für vollständig ein- und ausgefahrne Beine. In beiden Szenarien wird die identische zeitliche Entwicklung der Windgeschwindigkeiten angesetzt, sodass die Verläufe der Kräfte lediglich einen konstanten Versatz aufweisen, der in den kleineren Windkraftbeiwerten für ausgefahrne Beine gemäß Abbildung 5.2 begründet liegt.

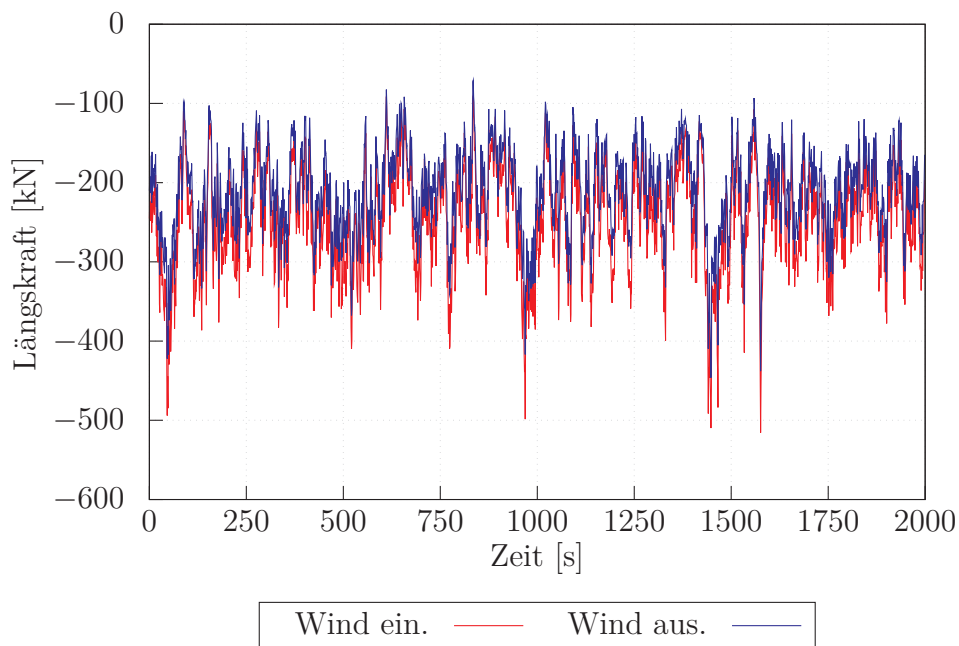


Abbildung 5.9.: Zeitreihe der Längskräfte im dynamischen DP-Manöver mit ein- und ausgefahrenen Beinen.

Abbildung 5.10 zeigt für beide Situation die Längsposition und -geschwindigkeit relativ zur statischen Ausgangsposition, welche aus den Windkräften resultieren. Für eingezogene Beine ergibt sich zunächst ein oszillierender Verlauf der Längsposition um einen Mittelwert von zirka -5 m, da die Maschinenautomation die Propellerschübe nicht mit gleicher Geschwindigkeit auf die höherfrequenten, starken Änderungen der Windkräfte anpassen kann. Konsistent dazu oszilliert die Längsgeschwindigkeit in dieser Phase um den Nullwert. Erst im letzten Drittel des berechneten Zeitraums erlaubt der regelmäßigeren Verlauf der Windkräfte eine Regelung der Position dichter an der Ausgangslage. Die zugehörigen Längsgeschwindigkeiten fallen ebenso geringer aus. Im Gegensatz hierzu wird für die Situation mit vollständig ausgefahrenen Beinen im gesamten Berechnungszeitraum eine Regelung der Position mit geringerer Oszillation um die Nulllage erreicht. Analog fallen die Längsgeschwindigkeiten über die gesamte Dauer geringer aus als für eingezogene Beine.

Dieses voneinander abweichende DP-Verhalten für ein- und ausgefahrene Beine tritt auf, obwohl die Windkräfte in letzterem Fall nur geringfügig kleiner sind und den gleichen starken, hochfrequenten Schwankungen unterliegen wie in der Situation mit eingezogenen Beinen. Daher kann dieser Effekt nicht entscheidend für das unterschiedliche DP-Verhalten sein. Bei ausgefahrenen Beinen wird die Trägheit des Gesamtsystems

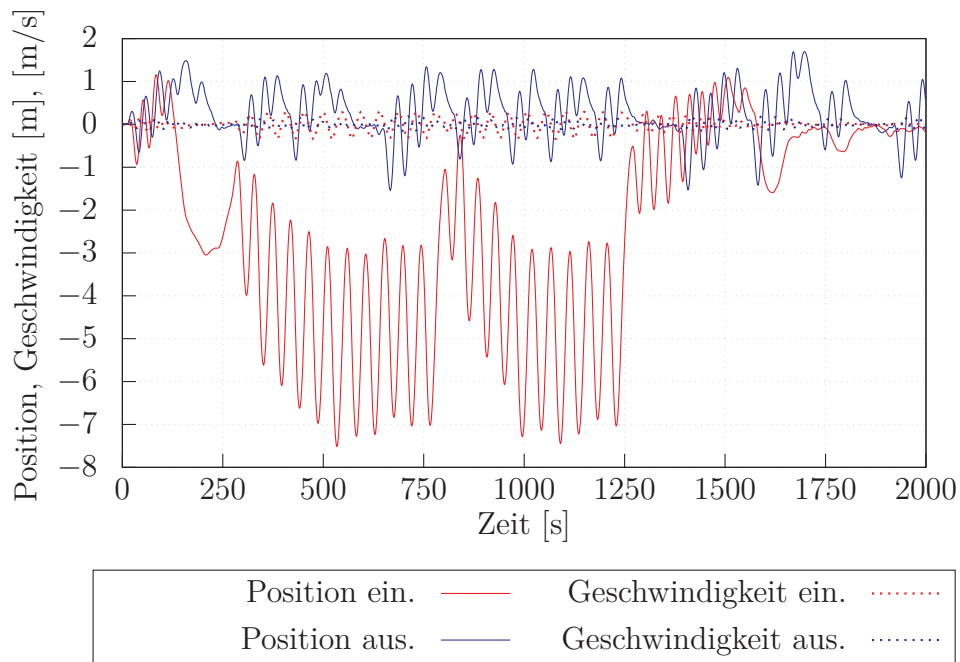


Abbildung 5.10.: Zeitreihe der Längsposition und -geschwindigkeit im dynamischen DP-Manöver mit ein- und ausgefahrenen Beinen.

durch die zusätzlichen hydrodynamischen Massen der unterhalb des Rumpfs liegenden Morison-Elemente gemäß Abschnitt 3.2.2.3 erheblich vergrößert, obwohl die translatorische Starrkörperträchtigkeit durch die Änderung der Beinstellung unverändert ist. Infolge dieser Zunahme resultieren große, sprunghafte Änderungen der äußeren Kräfte in reduzierten Starrkörperbeschleunigungen. Zusätzlich wirken weitere geschwindigkeitsabhängige Dämpfungskräfte durch die Beinkraftkomponente nach Abschnitt 3.2.2.2 der Bewegungsrichtung entgegen. Aufgrund der geringen Geschwindigkeiten im Fall von ausgefahrenen Beinen ist hier jedoch die translatorische hydrodynamische Masse der Beine entscheidend für die festgestellte Reduktion der Positionsabweichungen gegenüber dem Vorgang mit eingezogenen Beinen.

Durch den Vergleich mit der Berechnung der statischen DP-Fähigkeit zeigt sich demnach, dass die Qualität der Beeinflussung des DP-Verhaltens durch die ausgefahrenen Beine während des Jacking-Prozesses von der Art der Umweltlasten abhängt. Während die Gegenwart der Beine in stationärer, unidirektionale Strömung nachteilig für die DP-Fähigkeit ist, wirkt sich deren hydrodynamischer Einfluss positiv auf die Anfälligkeit für Positionsabweichungen bei instationären Windlasten aus.

Tabelle 5.1.: Trägheit und Stabilität des Entwurfsladefalls.

| | Ein. | Aus. |
|---------------|---------|---------|
| GM_ξ | 9,8 m | 15,2 m |
| GM_η | 251,2 m | 256,8 m |
| $R_{O,\xi}$ | 24,8 m | 21,7 m |
| $R_{O,\eta}$ | 41,5 m | 39,8 m |
| $R_{O,\zeta}$ | 37,1 m | 37,1 m |

5.2. Seeverhalten

Sofern die DP-Fähigkeit während des Aufstellprozesses unter den gegebenen Umweltbedingungen als ausreichend klassifiziert wird, gilt es, das Seeverhalten für den Jacking-Vorgang zu bewerten. Nach dem in Abschnitt 3.3 vorgestellten Verfahren bedarf es hierfür einer aus Frequenz- und Zeitbereich gekoppelten Methodik, um die Schiffsbewegungen im natürlichen Seegang zu beschreiben.

5.2.1. Frequenzbereich

Die Grundlage der Seegangsanalyse des Aufstellvorgangs bilden die Übertragungsfunktionen in regelmäßigen Wellen im Frequenzbereich. Diese werden im Folgenden für ein- und vollständig ausgefahrene Beine über der erregenden Wellenperiode für unterschiedliche Begegnungswinkel bei einer exemplarischen Vorausschwindigkeit von $u = 0,01$ m/s gezeigt, die den dynamischen DP-Vorgang widerspiegelt. Die hydrodynamischen Beiwerte der Beinquerschnitte werden dabei entsprechend der Kombination ihrer Geometrie und der Orbitalgeschwindigkeit der oszillierenden Außenströmung für raue Oberflächen zugeordnet [52].

Der Einfluss des Ausfahrens der Beine auf die Massenträgheit und Rückstellkräfte wird im Rahmen der Methode repräsentiert durch die Anfangsstabilität sowie die Trägheitsradien $R_{O,i}$ bezüglich des erdfesten Koordinatenursprungs. Diese sind in Tabelle 5.1 für den Entwurfsladefall ohne Krängung auf ebenem Kiel zusammengefasst.

Abbildung 5.11 zeigt die Beträge der Übertragungsfunktionen der translatorischen Freiheitsgrade für unterschiedliche repräsentative Begegnungswinkel in Heck- und Quersee. Die RAOs der Längsbewegung in Abbildung 5.11(a) weisen unter allen Wellenrichtungen einen qualitativ ähnlichen Verlauf auf. Für kurze Wellen liegt eine Auslöschungsperiode mit nahezu verschwindender Bewegung vor, an die sich ein steigender Verlauf für größere Perioden anschließt. Über ein breites Periodenband resultiert das

Ausfahren der Beine in einer Reduktion der Antwortamplituden. Diese resultiert im Wesentlichen aus den zusätzlichen hydrodynamischen Dämpfungskräften der Morison-Elemente. Lediglich für große Wellenlängen finden sich leicht höhere Antwortamplituden. Dieses Verhalten zeigt sich ebenso für die Querbewegung bei allen Wellenlaufrichtungen, deren Verläufe in Abbildung 5.11(b) dargestellt sind. Sowohl mit ein- als auch mit ausgefahrenen Beinen bildet sich im Anschluss an die Auslöschungsperiode jedoch zusätzlich ein ausgeprägter Spitzenwert aus. Ein derartiger Verlauf ist üblicherweise bei Resonanzanregung eines schwingfähigen Systems zu beobachten. Eine Resonanzschwingung erfordert jedoch eine rückstellende Kraft, die bezüglich der Querbewegung eines frei schwimmenden Schiffs nicht vorliegt. Die hier dennoch auftretende Spitze im Verlauf ist bedingt durch die Wahl des Ursprungs des Inertialsystems nach Abbildung 3.8. Dieser befindet sich nicht in Höhe der Rollachse, sondern auf Höhe der Basis. Demnach tritt in der Beschreibung der Bewegung eine starke Kopplung von Quer- und Rollbewegung auf, sodass Anteile des rückstellenden Moments bei Drehung um die Längsachse als scheinbar rückstellende Querkraft wirken. Die maximale Amplitude dieser gekoppelten Querbewegung wird durch die hydrodynamische Dämpfung der Beine erheblich reduziert. Weiterhin resultiert die zusätzliche hydrodynamische Trägheit der Morison-Elemente für ausgefahrene Beine in einer kleineren Wellenperiode, bei der dieser Spitzenwert erreicht wird. Durch die erläuterte Kopplung der Bewegungen fallen die Perioden der Höchstwerte mit den in Abbildung 5.12(a) zu beobachtenden Rolleigenperioden zusammen. In der vorliegenden aufrechten Schwimmlage haben die Symmetrieachsen der Beinquerschnitte die gleiche Orientierung wie die ζ -Achse des Inertialsystems. Demnach haben die Normalkräfte auf die Morison-Elemente keinen Anteil in vertikaler Richtung, sodass die Übertragungsfunktionen der Tauchbewegung nach Abbildung 5.11(c) im Gegensatz zur Längs- und Querbewegung keine Abhängigkeit von der Stellung der Beine aufweisen. Weiterhin liegt eine deutliche auslöschende Periode hier nur für Hecksee vor.

Abbildung 5.12 zeigt die Übertragungsfunktionen der Drehbewegungen. Aufgrund der geringen hydrodynamischen Dämpfung und der vergleichsweise kleinen hydrostatischen Steifigkeit weist die Rollbewegung in Wellen für typische Schiffsformen die größten Antwortamplituden aller Freiheitsgrade auf. Dieses Verhalten drückt sich für alle Begegnungswinkel, die ein direktes Erregermoment hervorrufen, in einer ausgeprägten Resonanzperiode mit hoher Amplitude aus, wie in Abbildung 5.12(a) dargestellt. Der relative Einfluss der Beinstellung auf die Terme der linken Seite der Schwingungsgleichung (3.32) ist bezüglich des Rollens größer als bei den übrigen Freiheitsgraden, wie für die hydrostatischen Rückstellkräfte und Massenträgheit aus Tabelle 5.1 hervor-

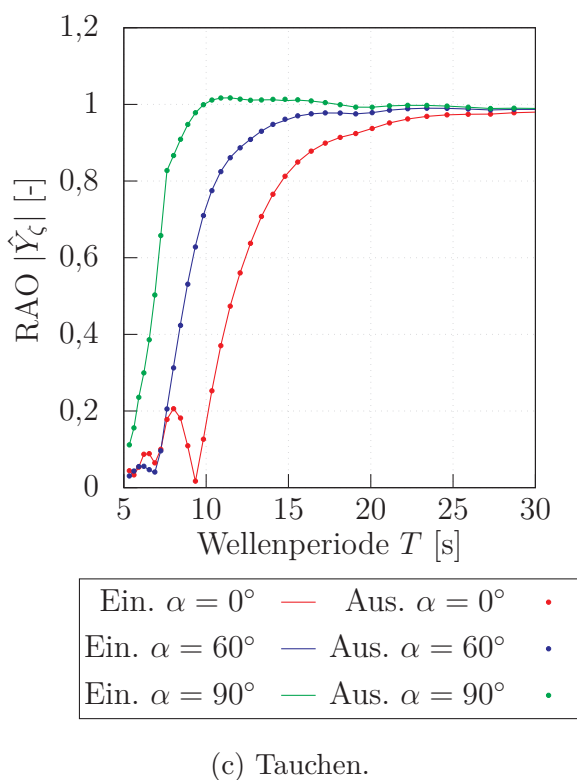
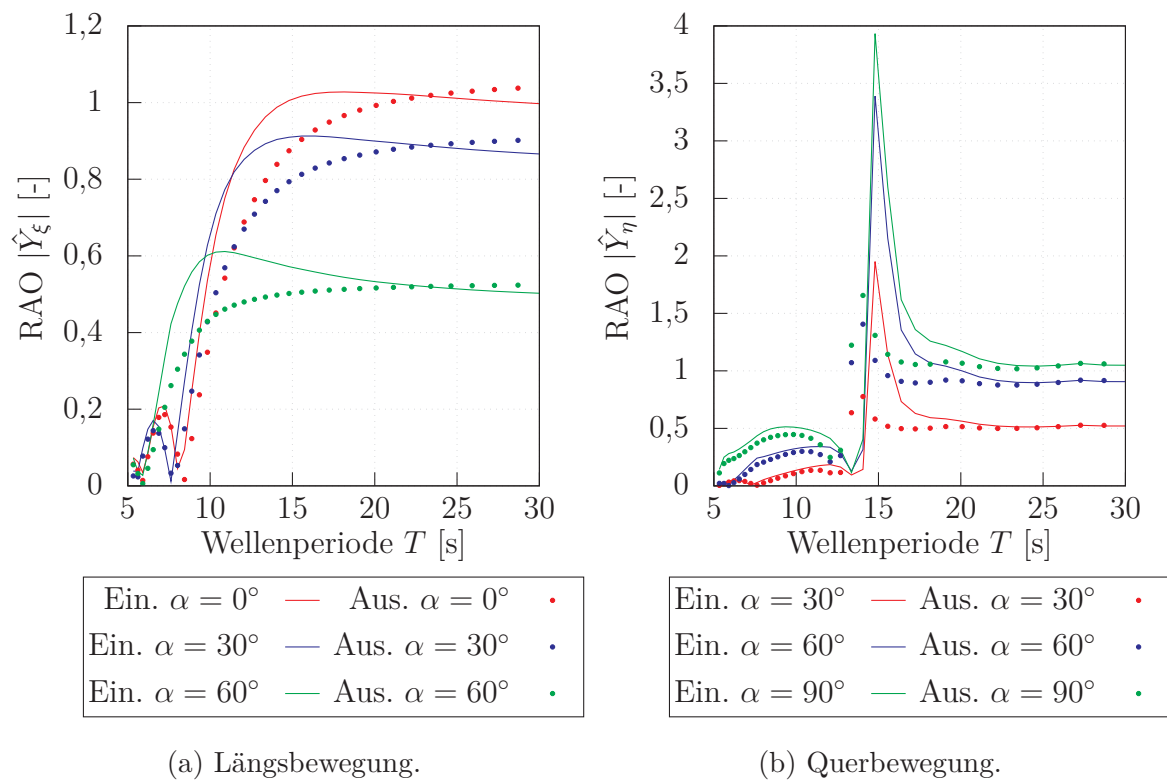
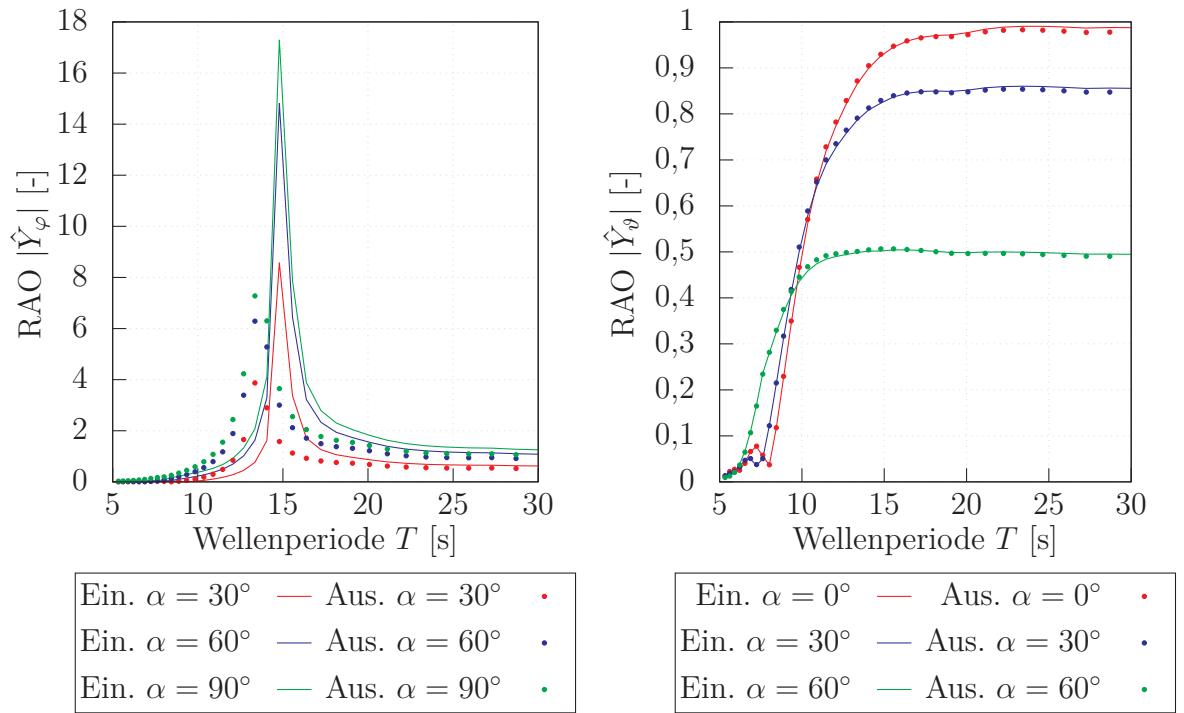
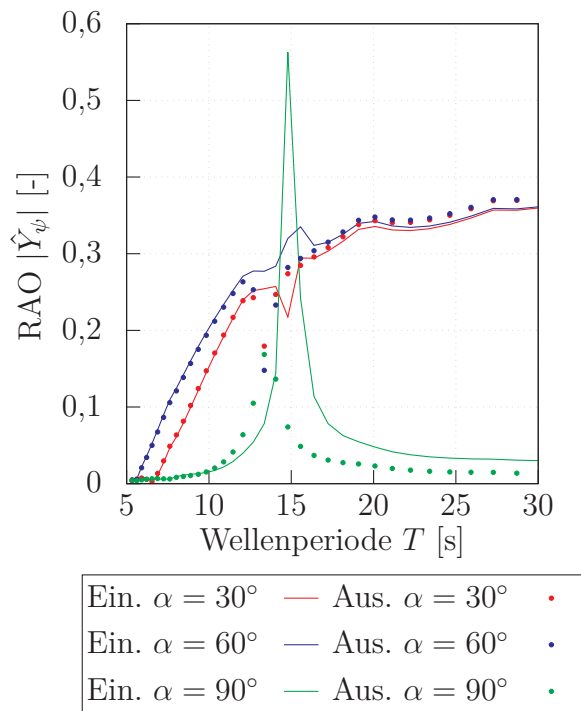


Abbildung 5.11.: Übertragungsfunktionen der Translationsbewegungen.



(a) Rollen.

(b) Stampfen.



(c) Gieren.

Abbildung 5.12.: Übertragungsfunktionen der Drehbewegungen.

geht. In Kombination mit der hydrodynamischen Trägheit und Dämpfung der Beine führt dies zu einer erheblichen Reduktion der Resonanzamplituden. Ebenso reduziert sich die zugehörige Periode. Demgegenüber zeigt die Stampfbewegung in Abbildung 5.12(b) deutlich kleinere Antwortamplituden ohne Resonanz, die für ein breites Periodenband nahezu konstant sind. Das Ausfahren der Beine hat hierbei einen vernachlässigbar kleinen Einfluss, da die Drehbewegung bezüglich der Querachse hauptsächlich in tangentialer Umströmung der Beine resultiert, welche analog zur Tauchbewegung keine Normalkräfte auf die Morison-Querschnitte hervorruft. Abschließend zeigt Abbildung 5.12(c) die Übertragungsfunktionen der Gierbewegung, deren Amplituden im Vergleich mit den übrigen Freiheitsgraden am geringsten ausfallen. Ebenso wie in der Querbewegung zeigen die Verläufe einen Spitzenwert, obwohl bezüglich des Gierens eines frei schwimmenden Schiffes kein rückstellendes Moment vorliegt. Auch hier sind die Gierachse sowie die vertikale Achse des Inertialsystems nicht deckungsgleich, sodass die Beschreibung der Gierbewegung nach diesem Inertialsystem Anteile von Querbewegung aufweist, die wiederum mit der Rollbewegung gekoppelt ist. Der steigende Verlauf der Antwortamplituden für Wellen von schräg achtern steht im Gegensatz zu nahezu verschwindender Bewegung bei kleinsten und größten Perioden in Quersee. Deren Verlauf zeigt jedoch eine deutlich ausgeprägte Maximalamplitude, welche ebenfalls größer ausfällt als für die schrägen Wellenlaufrichtungen. Wie in den anderen Freiheitsgraden zeigt das Ausfahren der Beine für alle Begegnungswinkel eine Reduktion der Spitzenwerte.

5.2.2. Zeitbereich

Die Bewegungen des Referenzschiffes im Seegang werden im Zeitbereich ebenso für ein- und vollständig ausgefahrene Jack-Up-Beine berechnet. Wie in Abschnitt 3.3 beschrieben, bilden die Grundlage hierfür die Ergebnisse der Frequenzbereichsanalyse. Die Ergebnisse der Zeitbereichsrechnung werden im Folgenden den Messungen eines Seegangsmodellversuchs [78] gegenübergestellt, um die Einbindung der Jack-Up-Beine in die vorgestellten Methoden zu validieren sowie deren grundsätzliche Anwendbarkeit auf das Seeverhalten während des Aufstellvorgangs zu zeigen. Zunächst werden hierfür die wesentlichen Eingangsgrößen der Zeitbereichsmethode vorgestellt. Die Übertragungsfunktionen der linearen Freiheitsgrade sind in den Abbildungen 5.11 und 5.12 für beide Situationen dargestellt. Die maßgebliche Größe für die Berechnung der Stabilitätsrollmomente $M_{\xi,stab}$ sind die Aufrichthebel. Diese sind für den Entwurfsfadefall in Abbildung 5.13 für Glattwasser sowie für eine exemplarische Ersatzwelle mit einer Amplitude von $\zeta_w = 1$ m und Tal oder Berg am Hauptspant über dem Krängungswinkel aufgetragen. Es wird dabei deutlich, dass die Nicht-Linearität des Aufrichtmoments

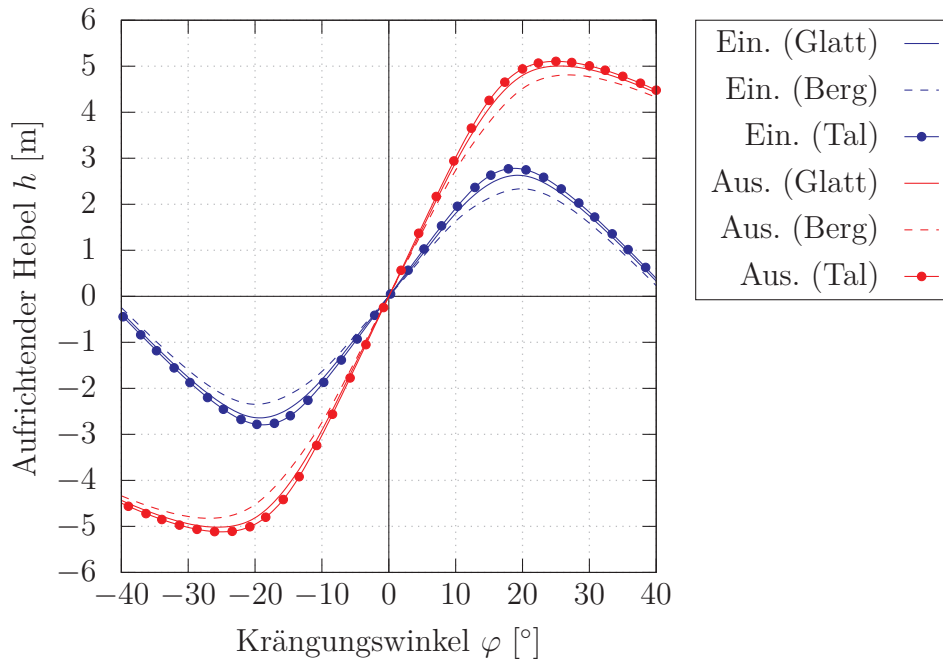


Abbildung 5.13.: Aufrichtende Hebel des Entwurfsladefalls in der Grim’schen Ersatzwelle ($\lambda = L_{pp}$, $\zeta_W = 1$ m) für ein- und ausgefahrene Beine.

bezüglich des Krängungswinkels in allen Fällen erst für größere Auslenkungen aus der Ruhelage signifikant wird, welche für die Durchführung des Aufstellvorgangs als zu groß erwartet werden. Weiterhin zeigt sich, dass die Schwankung der Stabilität in Abhängigkeit der Schiffsposition relativ zur Ersatzwelle infolge einer völligen Rumpfform im linearen Bereich bis zirka 10° vernachlässigbar und auch darüber hinaus gering ist. Demnach kann angenommen werden, dass die Variation der Stabilität bei vergleichsweise kleinen Wellenamplituden anders als bei Phänomenen wie dem parametrischen Rollen für das Seeverhalten im Aufstellvorgang nicht entscheidend ist. Im Gegensatz hierzu zeigt sich, dass die Reduktion des Höhenschwerpunkts durch das Ausfahren der Beine auch für kleine, und damit zu erwartende, Rollwinkel erhebliche Unterschiede zwischen den Verläufen der Aufrichthebel bewirkt. Daher nehmen die stabilitätsbedingten Rollmomente bei steigender Ausfahrposition zu, sobald die hydrodynamische Erregung zu einer Auslenkung aus der Ruhelage führt.

Der Einfluss der Beinstellung auf die dafür ursächlichen Erregermomente $M_{\xi, \text{err}}$ ist in Abbildung 5.14 in Form der Übertragungsfunktionen der Erregeramplitude $\hat{M}_{\xi, \text{err}}$ für unterschiedliche Begegnungswinkel über der Wellenperiode gezeigt. Hierbei wird deutlich, dass das Erregermoment mit einem zur Querrichtung wachsenden Begegnungswinkel steigt. Die Verläufe über der Wellenperiode für eingefahrene Beine spiegeln weiterhin das Bewegungsverhalten in den maßgeblichen Freiheitsgraden des Rollens

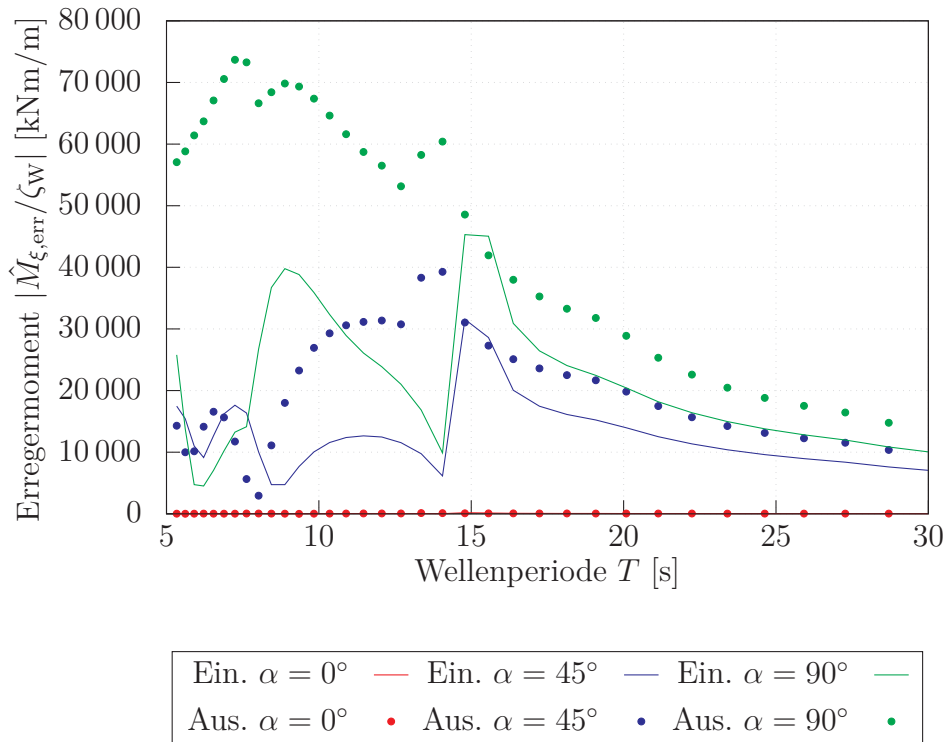


Abbildung 5.14.: Übertragungsfunktionen des Erregermoments für ein- und ausgefahrene Beine.

und der Querbewegung gemäß der Abbildungen 5.11(b) und 5.12(a) wider. Es zeigen sich für kurze Wellen lokale Maxima, deren sich ein ausgeprägtes Minimum unmittelbar vor der Resonanz anschließt. Durch das Ausfahren der Beine wird hier ebenfalls eine Verschiebung der Resonanzperiode zu kürzeren Wellen erreicht. Über das gesamte Periodenband ergeben sich größere Erregerkräfte für ausgefahrene Beine, wobei dieser Zuwachs besonders für kurze Wellen festzustellen ist. Die zusätzlichen Froude-Krylov-, Widerstands- sowie hydrodynamischen Trägheits- und Dämpfungskräfte auf die Jack-Up-Beine stellen somit einen bedeutenden Beitrag zu den Eingangsgrößen der Analyse des Seeverhaltens des Aufstellvorgangs im Zeitbereich dar.

Das Rolldämpfungsmoment M_{damp} wird berechnet durch die geeignete Wahl der empirischen Koeffizienten d_L und d_Q . Für eine möglichst passende Abbildung der Rumpfcharakteristik werden hierfür die Amplitudenverhältnisse $\left(\frac{\varphi_{\text{Stat}}}{\varphi_{\text{Res}}}\right)_{5^\circ} = 0,02$ und $\left(\frac{\varphi_{\text{Stat}}}{\varphi_{\text{Res}}}\right)_{20^\circ} = 0,1$ durch Extrapolation der Modellversuchsergebnisse auf den Zustand ohne Voraugeschwindigkeit bestimmt.

Die Seegangsversuche wurden mit einem Modell des Referenzschiffes im Maßstab von 1:26,94 in der DP-Situation ohne Voraugeschwindigkeit durchgeführt. Die Schwimm-

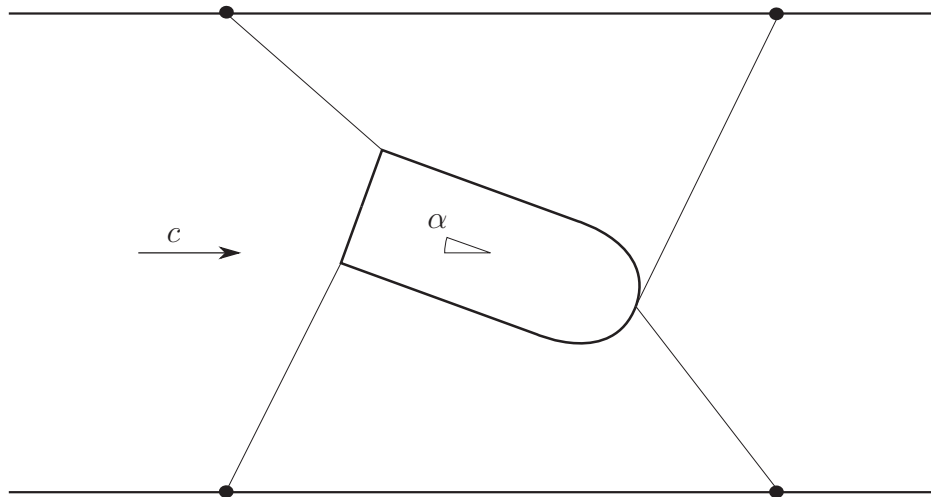


Abbildung 5.15.: Schematischer Aufbau des Modellversuchs.

Tabelle 5.2.: Charakteristische Größen der angestrebten Pierson-Moskowitz-Spektren.

| Seegang | T_S | $H_{1/3}$ |
|---------|--------|-----------|
| S1 | 7,5 s | 1,8 m |
| S2 | 11,3 s | 1,8 m |
| S3 | 15,0 s | 1,8 m |

lage und die Massenverteilung entsprach dabei dem Entwurfsladefall und es wurde die Situation mit ein- und ausgefahrenen Beinen untersucht. Das Modell wurde nach dem in Abbildung 5.15 skizzierten Versuchsaufbau in einem Seegangsbecken angeordnet. Es wurde am Bug- und Heck durch elastisch-weiche Ankerleinen geführt, welche dazu dienten, einerseits den Begegnungswinkel gegenüber der Längsrichtung des Beckens einzustellen und andererseits die Driftkräfte über Messeinheiten an den Enden der Leinen aufzunehmen ohne die Bewegungen des Modells dabei maßgeblich einzuschränken. Zur Modellierung eines möglichst natürlichen Seegangs wurde das Modell langkämmigen, unregelmäßigen Wellen unter Tiefwasserbedingungen ausgesetzt, da lediglich Wellen mit einer Laufrichtung in Längsrichtung des Beckens aufgebracht werden können und die Wassertiefe nicht variabel ist. Die Bewegungen des Schiffes infolge der Wellen wurden in den Freiheitsgraden des Tauchens, Rollens und Stampfens für eine Dauer gemessen, die jeweils 3600 s in der Großausführung entspricht. Dabei wurden fünf verschiedene Begegnungswinkel beginnend bei Hecksee in Schritten von 45° eingestellt und das Bewegungsverhalten bei jeweils drei unterschiedlichen Seegangsdiskretisierungen S1, S2 und S3 aufgenommen. Ziel hierbei war es, die Komponenten der unregelmäßigen Wellen so zu erzeugen, dass sie die statistische Verteilung von Pierson-Moskowitz-Spektren abbilden, deren charakteristische Größen für die Großausführung in Tabelle 5.2 aufgeführt sind. Während der Versuchsdauer wurden jedoch ebenfalls die

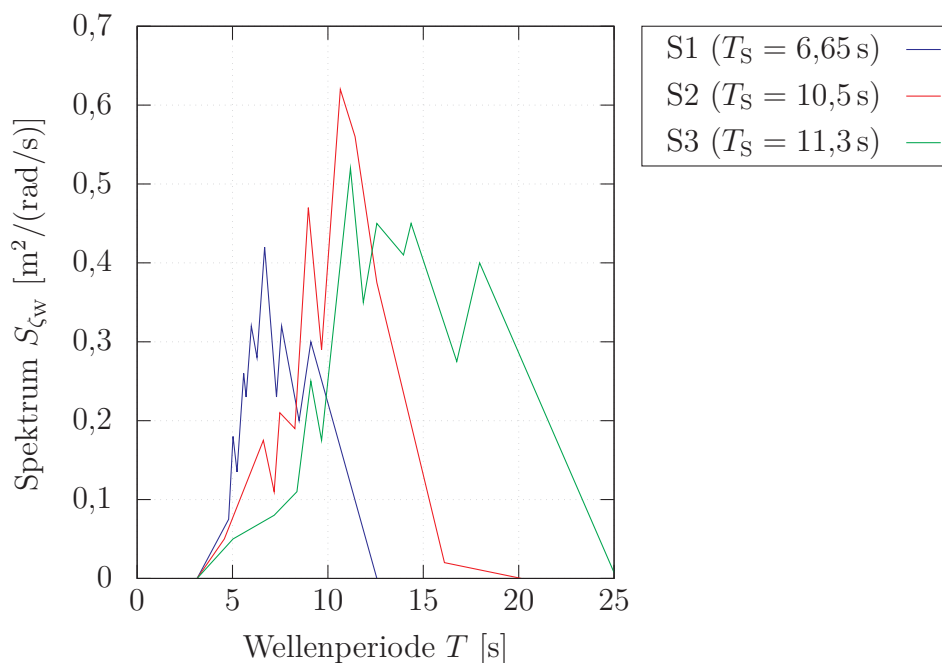


Abbildung 5.16.: Spektralverteilung der Seegangszustände im Modellversuch.

Komponenten des unregelmäßigen Seegangs gemessen, sodass die tatsächlich erreichten Spektren berechnet werden können. Diese sind in Abbildung 5.16 abgebildet und unterscheiden sich signifikant von den ursprünglich angestrebten Pierson-Moskowitz-Spektren.

Wie in Abschnitt 1.3.1 geschildert, dient die Seegangsanalyse während des Aufstellvorgangs im Zeitbereich dazu, die Kontaktkräfte zwischen Spudcan und Boden zu bestimmen. Im Gegensatz zu anderen üblichen Fragestellungen des Seeverhaltens von Schiffen, wie beispielsweise Komfortanforderungen gegenüber Beschleunigungen oder seegangsinduzierten Zusatzwiderständen im Liniendienst, handelt es sich bei diesem Problem um ein zu bestimmendes Einzelereignis, welches nur in einer kurzen Zeitspanne im Vergleich mit der gesamten Betriebsdauer eines Jack-Up-Schiffs auftritt. Daher wurden im Modellversuch aus den gemessenen Zeitschrieben keine statistischen Bewegungscharakteristika abgeleitet, sondern lediglich die maximalen Bewegungsgrößen aufgenommen, welche die Kontaktkräfte letztlich bestimmen. Konsequenterweise stützt sich die folgende Gegenüberstellung der Messungs- und Rechnungsergebnisse daher auf einen Vergleich der maximal erreichten Auslenkungen aus der Ruhelage in den drei hierfür relevanten Freiheitsgraden des Rollens, Stampfens und Tauchens.

In der Zeitbereichsrechnung der Bewegungen werden die tatsächlich erreichten Spektren nach Abbildung 5.16 zur Modellierung des Seegangs verwendet. Dafür wird je-

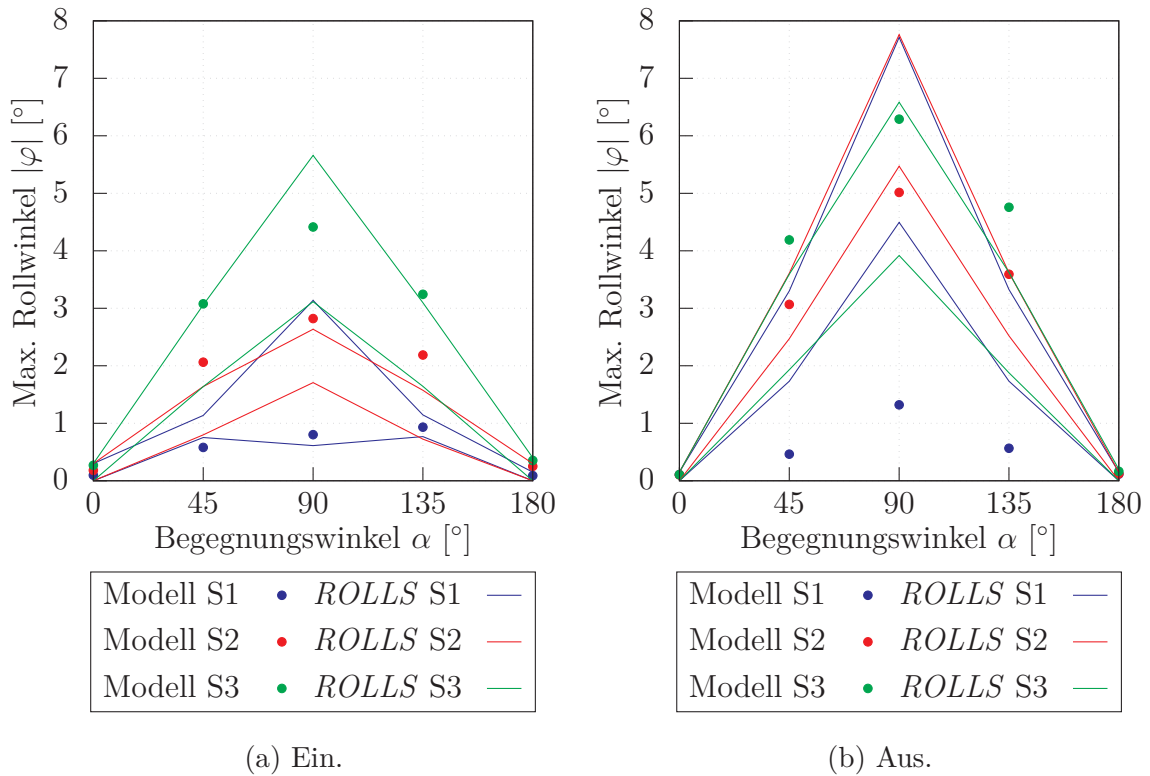


Abbildung 5.17.: Maximale Rollwinkel.

der Seegangszustand aus 8 Komponenten mit unterschiedlichen, äquidistant verteilten Perioden aus dem Intervall $T = [5,3\text{s}; 25\text{s}]$ und Amplituden anhand der Spektralverteilungen zusammengesetzt. Weiterhin werden die Bewegungen für jede Kombination aus Begegnungswinkel, Beinstellung und Seegang für eine Dauer von 10000s bei einer Zeitschrittweite von 0,5s berechnet, damit ebenfalls statistisch seltene Ereignisse erfasst werden können. Um eine repräsentative statistische Probe für den Vergleich mit den gemessenen Maximalwerten aus dem Modellversuch zu erhalten, wird dieser Vorgang mit 10 verschiedenen Diskretisierungen durch unterschiedliche Wahl des zufälligen Phasenwinkels ϵ durchgeführt. Auf diese Weise ergibt sich für jede Kombination ein Intervall an maximal erreichten Bewegungsgrößen, welche dem jeweiligen Messwert gegenübergestellt werden.

In Abbildung 5.17 ist diese Gegenüberstellung für den maximal erreichten Rollwinkel in Abhängigkeit des Begegnungswinkels für die die drei Seegangszustände dargestellt. Abbildung 5.17(a) spiegelt dabei den Entwurfs-ladefall mit eingefahrenen Beinen wider und repräsentiert somit den Ausgangszustand der vorgestellten Seegangsmethoden ohne die Erweiterung in Form des hydrodynamischen Einflusses von Morison-Elementen. Aufgrund des verschwindenden hydrodynamischen Erregermoments für Längssee sowie der sehr kleinen Änderung des aufrichtenden Hebelarms in der Ersatzwelle, streben die

berechneten Rollwinkel für Laufrichtungen von vorn und achtern gegen 0. Für alle Seegangszustände steigen sowohl die berechneten Werte als auch die Intervallgrößen in Richtung von Quersee. Besonders ausgeprägt ist dieser Effekt für Seegang S1, dessen gemessene Maximalwinkel sich mit Ausnahme von $\alpha = 45^\circ$ innerhalb des berechneten Intervalls befinden. Die Rollwinkel im Modellversuch bei Seegang S2 liegen hingegen für alle Laufrichtungen geringfügig oberhalb des Berechnungsintervalls. Ebenso befinden sich die gemessenen Maximalwinkel bei Seegangszustand S3 an der oberen Grenze des Intervalls bei schrägen Begegnungswinkeln, während der Messwert für Quersee innerhalb der Intervallgrenzen liegt. Das maximale Rollverhalten in der Ausgangssituation mit eingefahrenen Beinen kann daher mit für die frühe Entwurfsphase angemessener Genauigkeit wiedergegeben werden.

Demgegenüber sind in Abbildung 5.17(b) die maximalen Rollwinkel aus Rechnung und Versuch für den Entwurfsfadefall mit ausgefahrenen Beinen gezeigt. Der Verlauf von vernachlässigbar kleinen Rollwinkeln bei Längssee zu steigenden Werten in Richtung Quersee kann hier ebenfalls festgestellt werden. Es zeigt sich jedoch, dass die gemessenen Maximalwinkel bei Seegangszustand S1 erheblich unterhalb der Grenze des Berechnungsintervalls liegen. Diese signifikanten Abweichungen lassen sich auf die Zusammensetzung des Seegangs in Rechnung und Modell zurückführen. Da unter realen Seegangsbedingungen lediglich Wellen mit einer minimalen Periode von $T = 5,3$ s eine relevante Wellenhöhe aufweisen [67], werden für die Wahl der Elementarwellen des Berechnungsspektrums unabhängig vom hinterlegten Spektrum nur längere Wellen berücksichtigt. Infolgedessen wird in der Berechnung der untere Teil des ohnehin schmalbandigen Spektrums S1 gemäß Abbildung 5.16 vernachlässigt, was im Vergleich zum Modellversuch zu einem überproportional großen Anteil an Wellen mit hohen Amplituden führt. Daher ist die Anwendbarkeit der Rollwinkel infolge des Seegangs S1 für die Validierung der Seegangsmethoden nicht gegeben und wird somit vernachlässigt. Die gemessenen Maximalwinkel infolge des Seegangs S2 befinden sich innerhalb der Intervallgrenzen mit Ausnahme des Messwerts bei Quersee, der leicht unterhalb der Grenze liegt. Die maximalen Rollwinkel beim Seegangszustand S3 liegen für Querwellen innerhalb der Grenzen und für schräge Begegnungswinkel oberhalb des Intervalls, wobei die Abweichung von $\Delta\varphi \approx 1^\circ$ bei $\alpha = 135^\circ$ eine signifikante Unterschätzung des Rollverhaltens durch die Berechnungsmethode darstellt.

Grundsätzlich zeigt der Vergleich der Abbildungen 5.17(a) und 5.17(b), dass sich das Rollverhalten in unregelmäßigen Wellen durch das Ausfahren der Beine verstärkt und sich deren Einfluss durch die Modellierung in Form von Morison-Elementen abbil-

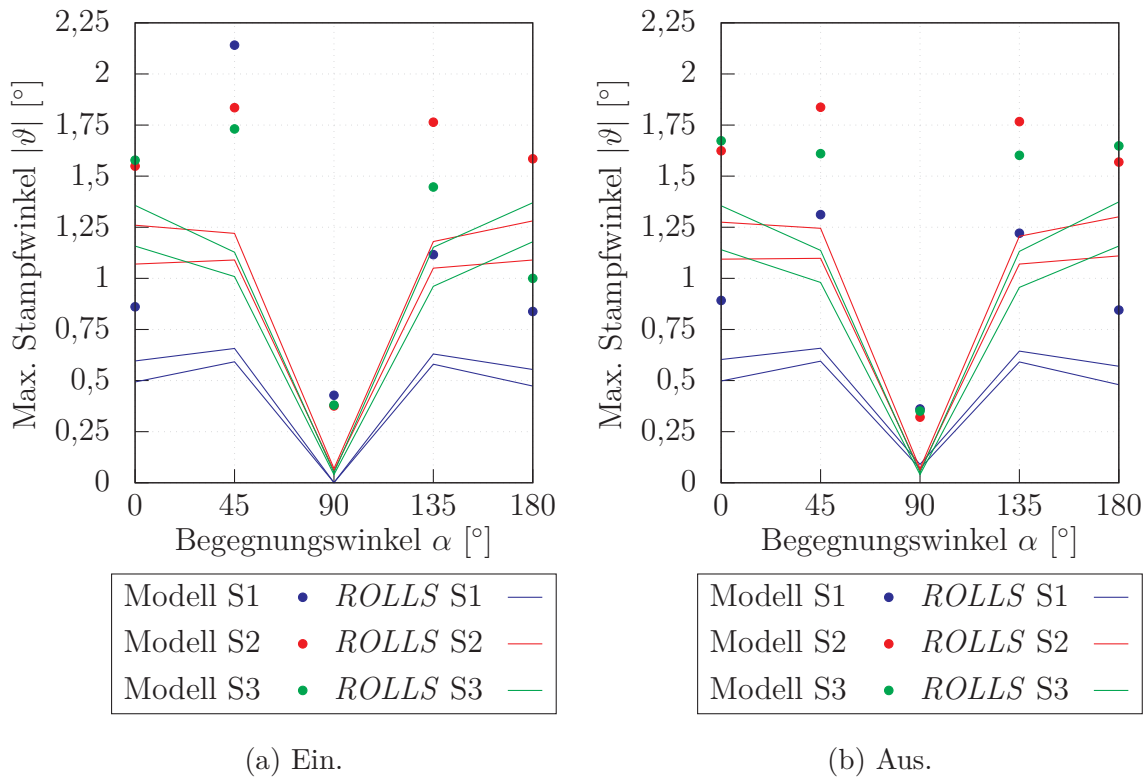


Abbildung 5.18.: Maximale Stampfwinkel.

den lässt. Dieses gemessene und berechnete Verhalten steht jedoch im Gegensatz zu der nach Abbildung 5.12(a) beobachteten Reduktion der linearen Übertragungsfunktionen. Da sich die Zunahme der maximalen Rollwinkel für unregelmäßige Seegänge mit unterschiedlichen Spektralverteilungen ergeben, kann dieser Gegensatz nicht ausschließlich in der Verschiebung der Rolleigenperiode begründet liegen. Es bestätigt sich demnach die Notwendigkeit, die Rollbewegung während des Aufstellvorgangs in nicht-linearer Form durch Lösung der entsprechenden Bewegungsgleichung (3.53) im Zeitbereich zu behandeln.

Abbildung 5.18 stellt in analoger Weise die maximal erreichten Stampfwinkel über dem Begegnungswinkel dar. Im Vergleich mit der Rollbewegung zeigt sich in Abbildung 5.18(a) zunächst, dass die berechneten Intervalle schmäler und die erreichten Maximalwerte deutlich kleiner ausfallen. Diese weisen einen bezüglich der Querrichtung nahezu symmetrischen Verlauf auf, wobei die Werte für Quersee gegen 0 streben. Der Vergleich von Berechnung und Modellversuch zeigt bei allen Seegangszuständen einen nahezu konstanten Versatz von $\Delta\vartheta \approx 0,5^\circ$ der Messerwerte oberhalb der Berechnungsintervalle. Lediglich die gemessenen Maximalwerte bei Seegangszustand S1 und $\alpha = 45^\circ$ sowie S3 und $\alpha = 180^\circ$ stellen Ausreißer aus diesem Muster dar. Im Ausgangszustand wird das maximale Stampfverhalten mit dem linearisierten Ansatz

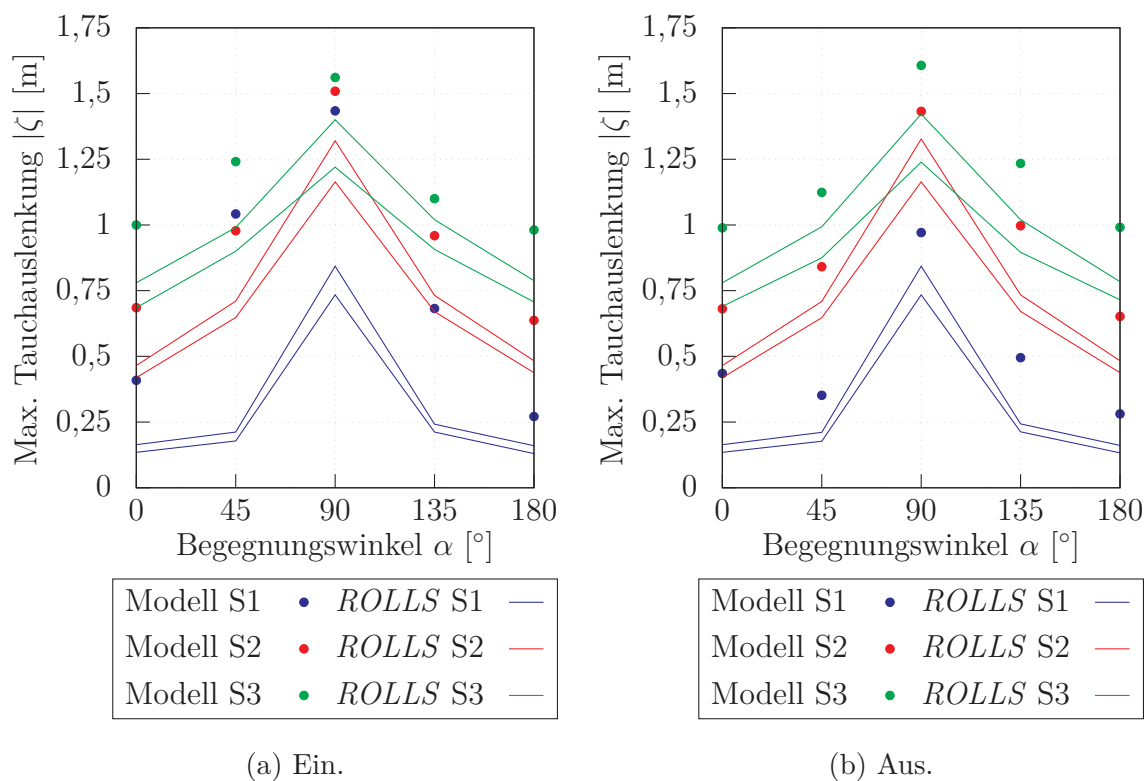


Abbildung 5.19.: Maximale Tauchauslenkungen.

dieses Freiheitsgrades somit leicht unterschätzt. Demgegenüber zeigt sich im Vergleich mit Abbildung 5.18(b), dass konsistent zu den Übertragungsfunktionen gemäß Abbildung 5.12(b) das Ausfahren der Beine keinen Einfluss auf die Berechnung der maximal erreichten Stampfwinkel hat. Dieses Verhalten wird durch die Modellversuche ebenso abgebildet, deren Messwerte für ausgefahrene Beine den gleichen konstanten Versatz oberhalb der Berechnungsintervalle aufweisen.

Abschließend ist in Abbildung 5.19 die Abhängigkeit der maximal erreichten Tauchauslenkungen vom Begegnungswinkel für die unterschiedlichen Seegangszustände gezeigt. Qualitativ ergibt sich für eingefahrene Beine nach Abbildung 5.19(a) ein vergleichbarer Verlauf der maximalen Tauchauslenkungen. Die Berechnungsintervalle weisen einen bezüglich der Querrichtung symmetrischen Verlauf auf, der hier sein Maximum findet und zu den Längsrichtungen abfällt. Die gemessenen Maximalwerte der Tauchauslenkungen liegen geringfügig über der oberen Intervallgrenze und weisen in Abhängigkeit des Begegnungswinkels einen konstanten Versatz auf. Demnach werden die maximalen Tauchbewegungen in unregelmäßigen Wellen durch die Berechnungen geringfügig unterschätzt. Diese Tendenz ist für den Seegangszustand S1 am größten, was wie beschrieben mit der abweichenden Zusammensetzung des Seegangs zu begründen ist und eine Anwendbarkeit für die Validierung ausschließt. Die minimal unter-

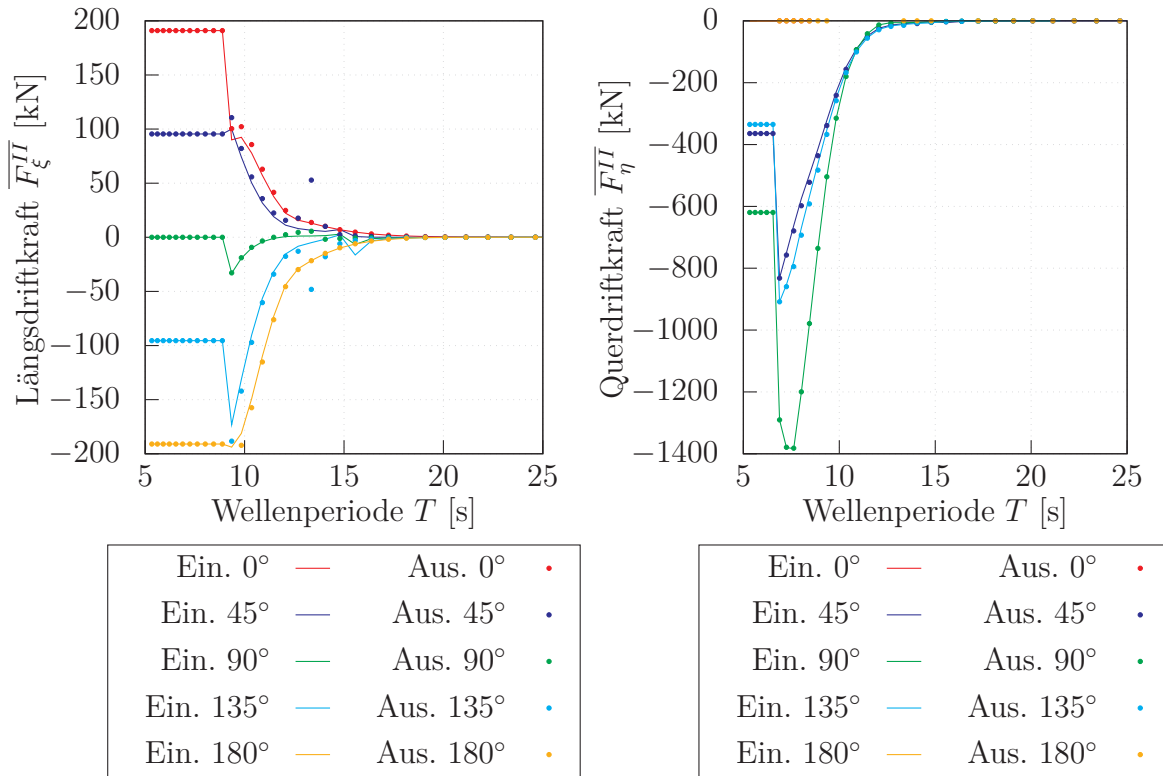
schiedlichen berechneten und gemessenen Verläufe der maximalen Tauchauslenkungen für ausgefahrene Beine nach Abbildung 5.19(b) weisen ebenfalls diesen konstanten Versatz auf. Somit zeigt sich konsistent zu den linearen Übertragungsfunktionen nach Abbildung 5.11(c), dass die Beinstellung keinen Einfluss auf die maximalen Tauchauslenkungen hat. Die Tauch- und Stampfbewegungen werden daher mit dem linearen Ansatz der Methoden für die frühe Entwurfsphase angemessen behandelt.

Im Rahmen der zur Verfügung stehenden Modellversuchsdaten lässt sich somit schlussfolgern, dass die Maximalbewegungen eines Jack-Up-Schiffes in der ersten Phase des Aufstellvorgangs mit der bestehenden Methodenkombination mit einer für die frühe Entwurfsphase akzeptablen Genauigkeit beschrieben werden können. Demzufolge ist die Grundvoraussetzung der Methoden eines schlanken Körpers auch für die charakteristischen Rumpfeigenschaften von völligen Jack-Up-Schiffen erfüllt. Weitergehend lässt sich der hydrodynamische Einfluss der ausgefahrenen Jack-Up-Beine durch den im Rahmen dieser Arbeit implementierten Morison-Ansatz erfassen, sodass die Veränderung des Bewegungsverhaltens im Aufstellvorgang angemessen abgebildet werden kann. Die umgesetzte Einbindung dieser Offshore-typischen Elemente in die Seegangsmethoden des neuartigen Verfahrens zur ganzheitlichen dynamischen Analyse ist somit validiert.

5.3. Interaktion

Der Einfluss der Seegangswirkung auf das DP-Verhalten des Referenzschiffes wird durch die Berechnung der Wellenkräfte zweiter Ordnung erfasst. Diese Driftkräfte in den Freiheitsgraden des Manövriermodells werden im Folgenden mit der in Abschnitt 3.4 aufgeführten Methode nach Augener [21] für beide Beinstellungen im Frequenzbereich berechnet. Hierbei repräsentiert die Situation mit eingefahrenen Beinen in der ersten Phase des Aufstellvorgangs erneut den Status der Methode vor der Implementierung der Offshore-typischen Strukturen im Rahmen dieser Arbeit. Darüber hinaus wird eine Validierung des Beineinflusses auf die Driftkräfte anhand der bereits für die Bewegungen 1. Ordnung genutzten Seegangmodellversuche [78] vorgestellt. Abschließend wird die Interaktion des Seeverhaltens und der Manövrierfähigkeit im Aufstellvorgang bewertet anhand der Berechnung der statischen DP-Fähigkeit unter dem vollständigen Umwelteinfluss von Wind, Strömung und Seegang.

Mittels der in Abschnitt 5.2.1 vorgestellten Bewegungen 1. Ordnung in regelmäßigen, langkämmigen Wellen, lassen sich die periodenabhängigen Längs- und Querdriftkräfte



(a) Längsdriftkräfte.

(b) Querdriftkräfte.

Abbildung 5.20.: Frequenzabhängige Driftkräfte.

berechnen, die in Abbildung 5.20 dargestellt sind. Der Verlauf der Längskräfte über der Periode ist in Abbildung 5.20(a) für unterschiedliche Begegnungswinkel bei beiden Beinpositionen gezeigt. Erwartungsgemäß führen die Wellen grundsätzlich zu resultierenden Kräften in deren Laufrichtung. Weiterhin bildet sich für alle aufgetragenen Situationen bei kurzen Wellen ein Plateau aus. Dieses resultiert aus der Kraftkorrektur für reflektierte Wellen mit einer geringeren Länge als der Schiffslänge [21]. Für größere Perioden zeigt sich bei allen Graphen ein gegen null strebender asymptotischer Verlauf, der über den größten Teil des Periodenbandes keine signifikanten Unterschiede zwischen den beiden Beinpositionen aufweist. Lediglich im Bereich der Bewegungsresonanz, die aus den Abbildungen 5.11 und 5.12 ersichtlich ist, liegen die berechneten Längskräfte für ausgefahrene Beine bei schrägen Begegnungswinkeln betragsmäßig oberhalb der Kräfte für eingefahrene Beine. Im Gegensatz hierzu sind in Abbildung 5.20(b) die Querdriftkräfte für ein- und ausgefahrene Beine gezeigt. Die grundsätzliche Verlaufscharakteristik ist vergleichbar mit derer der Längskräfte, jedoch fällt das Plateau in diesem Fall schmaler aus, da die Bedingung für die Kraftkorrektur für kurze Wellen in diesem Fall eine Wellenlänge von halber Schiffslänge ist [21]. Die Kraftspitzen bei geringfügig größeren Perioden sind ausgeprägter als in der Längsrichtung und

es findet sich ebenfalls ein asymptotischer Verlauf gegen null für längste Wellen. Die Querkräfte zeigen über das gesamte Periodenband keine relevante Abhängigkeit von der Beinstellung. Dass das Ausfahren der Beine in beiden Freiheitsgraden keinen signifikanten Einfluss auf die Driftkräfte hat, steht in Konsistenz zu der ebenfalls geringen Abhängigkeit in den Übertragungsfunktionen entsprechend der Abbildungen 5.11 und 5.12. Lediglich die Rollbewegung weist im Aufstellprozess eine erhebliche Veränderung auf, die jedoch anders als die übrigen Freiheitsgrade nicht direkt in die Bestimmungsgleichungen der Driftkräfte (3.60) und (3.61) eingeht.

Zur Validierung dieses Verhaltens werden die bereits in Abschnitt 5.2.2 vorgestellten Seegangmodellversuche in unregelmäßigen, langkämmigen Wellen genutzt. Während der Messung der Schiffsbewegung wurden hier über die Versuchsdauer ebenfalls die translatorischen Driftkräfte aufgenommen und als arithmetisches Mittel über die Zeit angegeben [78]. Mit den berechneten Driftkräften im Frequenzbereich werden gemäß Abschnitt 3.4.2 ebenfalls Zeitreihen äquivalent zur Versuchsdauer bestimmt. Die daraus gemittelten Driftkraftwerte können somit den mittleren gemessenen Kräften aus dem Modellversuch gegenübergestellt werden. Für die Ausgangsposition mit eingefahrenen Beinen stellt diese Untersuchung des Referenzschiffes die Validierung der von Augener [21] entwickelten Methode dar. Daher wird für eine detaillierte Beschreibung der Modellversuche und der Auswertung der Validierung auf dessen Veröffentlichung verwiesen. Im Rahmen dieser Arbeit wird demgegenüber nicht die grundsätzliche Möglichkeit der Anwendung der Methode geprüft, sondern der Fokus auf den Einfluss der Jack-Up-Beine und deren Implementierung in das bestehende Verfahren gelegt. Abbildung 5.21 stellt für die drei Seegangszustände die zeitlich gemittelten Längsdriftkräfte aus dem Modellversuch und der Berechnung für ein- und ausgefahrene Beine in Abhängigkeit des Begegnungswinkels gegenüber. Erwartungsgemäß unterscheiden sich die berechneten Verläufe aufgrund der nahezu identischen Frequenzbereichsergebnisse nach Abbildung 5.20(a) nur minimal. Diese geringe Abhängigkeit der Längsdriftkräfte von der Beinstellung wird durch die Modellversuchsergebnisse bestätigt. Ergänzend hierzu sind in Abbildung 5.22 die zeitlich gemittelten Querdriftkräfte für ein- und ausgefahrene Beine über dem Begegnungswinkel aufgetragen. Auch hier bestätigt sich, dass die berechneten Verläufe keinen nennenswerten Unterschied zwischen den beiden Beinstellungen aufweisen. Dies wird durch die nur geringfügig unterschiedlichen Messungen der Querkräfte für ein- und ausgefahrene Beine in den Modellversuchen bestätigt. Die minimalen Abweichungen der berechneten Driftkräfte für eingefahrene Beine im Vergleich zu der ursprünglichen Methodvalidierung von Augener [21] wird auf geringfügige Unterschiede bei der geometrischen Modellbildung des Rumpfes sowie einer abweichenden

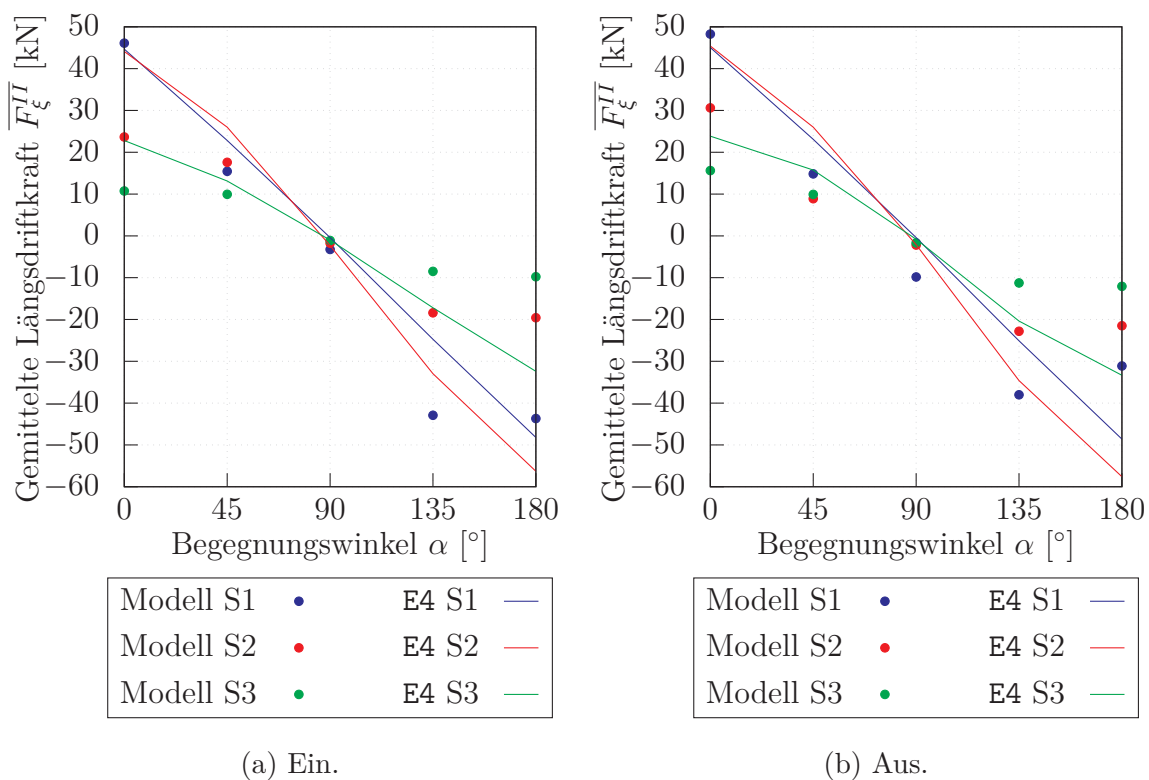


Abbildung 5.21.: Zeitlich gemittelte Längsdriftkräfte für ein- und ausgefahrene Beine.

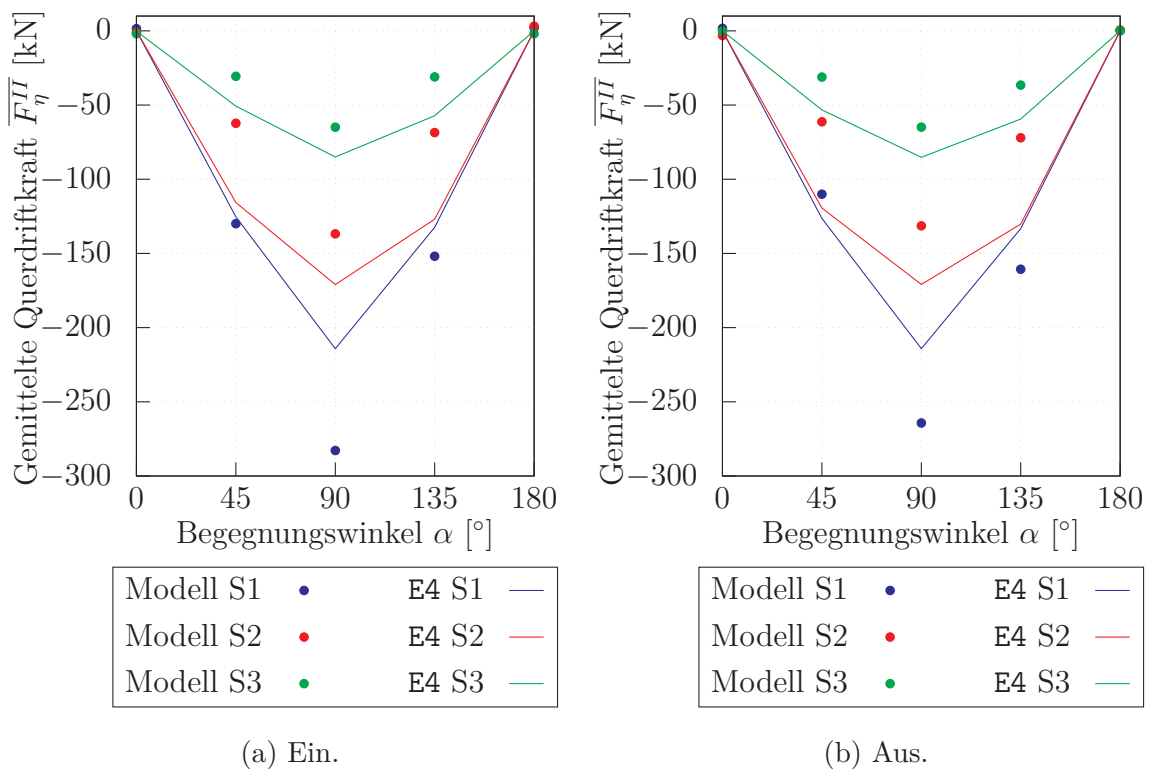


Abbildung 5.22.: Zeitlich gemittelte Querdriftkräfte für ein- und ausgefahrene Beine.

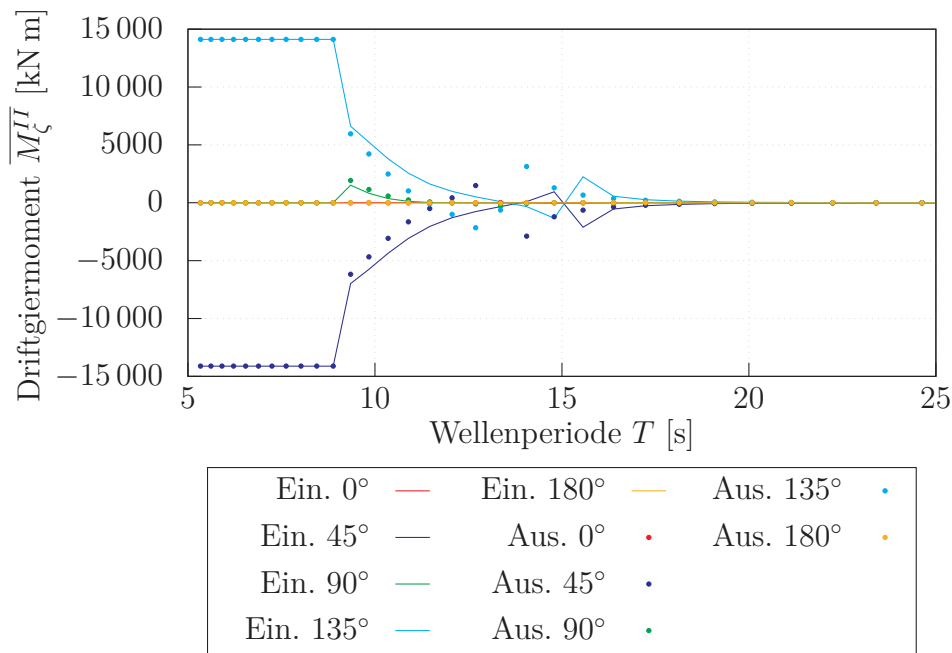


Abbildung 5.23.: Frequenzabhängige Driftgiermomente.

numerischen Diskretisierung in der grundlegenden Streifenmethode zurückgeführt.

Anhand der hier gezeigten Validierung wird zunächst deutlich, dass die Integration der Offshore-typischen Beinelemente in die grundlegende Frequenzbereichsmethode deren zu vernachlässigenden Einfluss auf die Wellenkräfte zweiter Ordnung korrekt abbildet. Weiterhin zeigt sich anhand dessen, dass das Ausfahren der Beine die Fähigkeit zum dynamischen Positionieren während des Aufstellvorgangs in Bezug auf die seeganginduzierten Kräfte nicht einschränkt.

Auf Basis dessen ist es möglich, die DP-Fähigkeit des Referenzschiffes unter dem vollständigen Umwelteinfluss zu berechnen. Neben den bereits vorgestellten Umweltkräften ist hierfür zusätzlich das frequenzabhängige Driftgiermoment zu bestimmen. Dieses ist in Abbildung 5.23 für unterschiedliche Begegnungswinkel und für beide Beinstellungen gezeigt. Der grundsätzliche Verlauf der Momente ist vergleichbar mit demjenigen der translatorischen Driftkräfte, jedoch zeigt sich hier für mittlere Wellenperioden eine vergleichsweise größere Abhängigkeit von der Beinstellung.

Um den Einfluss eines natürlichen Seegangs auf die statische DP-Fähigkeit einzubeziehen, wird zur Beschreibung der kurzkämmigen, unregelmäßigen Wellen ein JONSWAP-Spektrum zu Grunde gelegt und auf Basis dessen gemäß Abschnitt 3.4.2 eine Zeitreihe der Driftkräfte und des Driftmoments erstellt. Für einen statistisch aus-

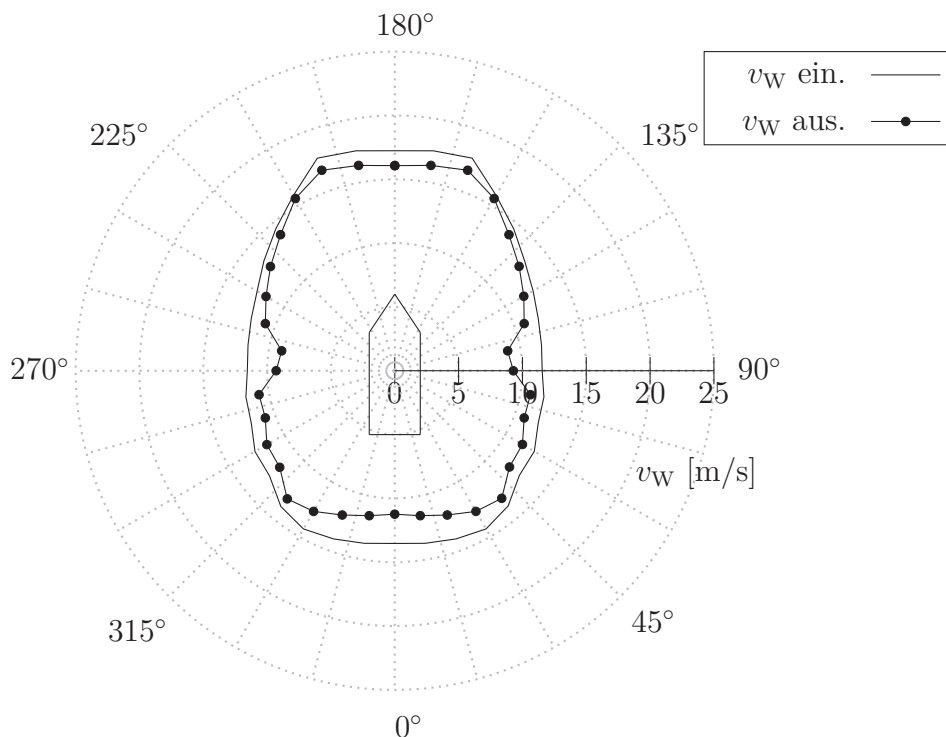


Abbildung 5.24.: Statische DP-Fähigkeit mit ein- und ausgefahrenen Beinen bei gekoppelter Berücksichtigung von Wind, Seegang und Strömung.

sagekräftigen Kraftverlauf wird hierfür eine Zeitspanne von 10 000 s angesetzt und der Mittelwert der jeweiligen Kraft gebildet [55]. Dieser wird in der Berechnung der statischen DP-Fähigkeit als zusätzlicher Kraftbaustein im Manövriermmodell berücksichtigt. Für eine realitätsnahe Kombination der Umweltkräfte werden deren charakteristische Größen über das Konzept der *Environmental Regularity Number* (ERN) gekoppelt [81]. Demnach werden die signifikante Wellenhöhe und die kennzeichnende Wellenperiode des zu Grunde gelegten Spektrums in Abhängigkeit der Windgeschwindigkeit gewählt. Gemäß der Empfehlungen der IMCA [82] wird darüber hinaus eine konstante Strömungsgeschwindigkeit von 0,75 m/s zu Grunde gelegt. Bei gleichgerichteter Wirkung dieser drei Umweltbeiträge ergibt sich für das Referenzschiff das in Abbildung 5.24 dargestellte statische DP-Fähigkeitsdiagramm. Im Vergleich mit dem in Abbildung 5.8 gezeigten DP-Fähigkeitsdiagramm ohne den Einfluss des Seegangs wird ersichtlich, dass die Driftkräfte zu einer deutlich reduzierten statischen DP-Fähigkeit führen, obwohl die Strömungsgeschwindigkeit in diesem Fall geringer angesetzt ist. Dies liegt insbesondere in den mit der Windgeschwindigkeit steigenden Wellenhöhen nach dem ERN-Konzept begründet. Darüber hinaus wird deutlich, dass die DP-Fähigkeit durch das Ausfahren der Beine bei allen Begegnungswinkeln beeinträchtigt wird und besonders in Querrichtung zu geringeren zulässigen Windgeschwindigkeiten führt. Anhand der in diesem

Abschnitt gezeigten Validierung wird jedoch ersichtlich, dass hierfür nicht die seegangsinduzierten Driftkräfte sondern die Wirkung der unidirektionalen Strömung maßgeblich ist.

5.4. Kontaktkräfte

Falls nach der vollständigen Berechnung der DP-Fähigkeit eine Durchführung des Aufstellvorgangs zulässig ist, gilt es als abschließenden Aspekt der dynamischen Analyse, die Kontaktkräfte zwischen Spudcan und Meeresboden infolge der seegangsinduzierten Bewegung zu berechnen. Als Grundlage hierfür dient die Zeitreihe der Schiffsbewegungen in allen Freiheitsgraden, die durch die in Abschnitt 5.2.2 vorgestellte Anwendung der Zeitbereichsmethode vorliegen. Die Berechnung der Kontaktkraft im Zeitbereich mit der in Abschnitt 3.5 beschriebenen neu entwickelten Methode erfolgt daraufhin für jeden Zeitschritt, in welchem ein im Vorfelde ausgewählter Spudcan die Bedingungen erfüllt, dass er eine Abwärtsgeschwindigkeit erfährt sowie eine Vertikalposition auf Höhe des Bodens oder darunter aufweist. Weiterhin wird die Ausfahrgeschwindigkeit der Beine gegenüber den seegangsinduzierten Geschwindigkeiten als vernachlässigbar gering angenommen. Der so berechnete Zeitschrieb der Kontaktkräfte nutzt dabei als Eingangsgrößen die im Vorfeld bereits berechneten Geschwindigkeiten. Durch diese sukzessive Behandlung ist die Berechnung der Bewegungen und Kräfte voneinander entkoppelt, sodass die zu späteren Zeitschritten genutzten Geschwindigkeiten die Vorgeschichte eventueller Kontaktsituationen oder Bodendeformationen nicht berücksichtigen. Der Zeitschrieb der Kräfte spiegelt somit nicht deren tatsächlichen zeitlichen Verlauf wider. Da für die angestrebten Entwurfslasten jedoch nur die Maximalkraft beim Erstkontakt mit dem Boden relevant ist, wird der Zeitschrieb dazu genutzt, den Maximalwert der Kontaktkraft zu identifizieren, der sich ergibt, wenn der Spudcan im Ausfahrvorgang zum zugehörigen Zeitschritt die im Vorfelde eingegebene Position innehat. Die Berechnung der Kräfte erfordert für jeden Zeitschritt außerdem die Bestimmung der kinetischen Energie, die neben den Bewegungen zusätzlich die frequenzabhängige hydrodynamische Trägheit \mathbf{A} umfasst. Anhand des Zeitschriebs der oszillierenden Bewegungen wird für die gesamte Berechnungsdauer mittels der Kreuzungen der Nulllagen eine zugehörige äquivalente Schwingungsperiode bestimmt. Anhand dieser werden für jeden Zeitschritt die frequenzabhängigen hydrodynamischen Trägheiten \mathbf{A} identifiziert, deren Verläufe aus der vorhergehenden Frequenzbereichsmethode bekannt sind.

Für einen Vergleich des bestehenden Verfahrens nach DNV GL [34] sowie der vor-

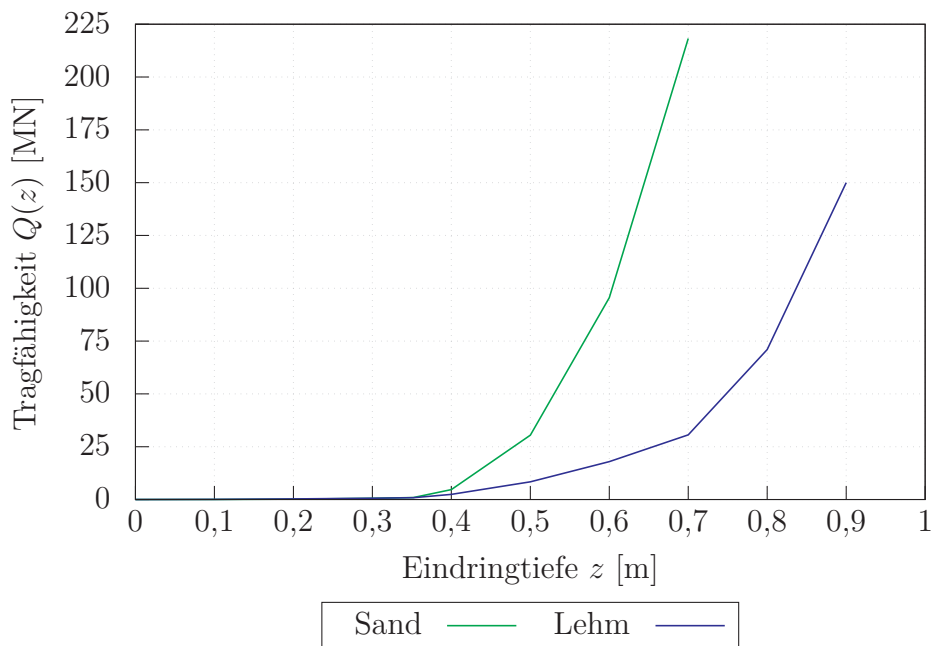


Abbildung 5.25.: Exemplarische Traglastkurven.

gestellten Methode zur Berücksichtigung aller Freiheitsgrade und Nachgiebigkeit des Bodens werden im Folgenden die Maximalkräfte infolge der Bewegung in unregelmäßigen Wellen gegenübergestellt. Hierfür werden neben der Annahme eines starren Bodens zwei repräsentative Bodentypen aus Sand sowie Lehm verwendet. Für eine typische Spudcan-Geometrie bezogen auf die Abmessungen des Referenzschiffs ergeben sich die in Abbildung 5.25 gezeigten und exemplarisch genutzten Traglastkurven der beiden Bodenarten [71]. Beide Böden zeigen ein stark nicht-lineares Verhalten, welches durch eine weiche obere Schicht gefolgt von deutlich steiferen Lagen gekennzeichnet ist. Die zur Kraftberechnung grundlegenden Schiffsbewegungen werden analog zu Abschnitt 5.2.2 in langkämmigen, unregelmäßigen Wellen bei unterschiedlichen Begegnungswinkeln berechnet, um den Einfluss der Laufrichtung deutlich hervorzuheben. Der Seegang wird dabei exemplarisch durch ein Pierson-Moskowitz-Spektrum mit einer kennzeichnenden Periode von $T_S = 13$ s modelliert, dessen signifikante Wellenhöhe $H_{1/3}$ sukzessive erhöht wird. Der jeweilige berechnete Zeitraum beträgt 10 000 s bei einer Zeitschrittweite von $\Delta t = 0,5$ s. Die Position des Spudcans wird bei einer Wassertiefe von 45 m als 39,2 m unterhalb der Basis angesetzt, sodass sich für den Entwurfsladefall eine Beinstellung unmittelbar oberhalb der maximalen Ausfahrlänge ergibt. Aus der Massenverteilung und Geometrie der Jack-Up-Beine werden gemäß der Gleichungen (3.75) und (3.76) äquivalente Federsteifigkeiten des Beins von $k_v = 4500$ MN/m und $k_h = 17,2$ MN/m angesetzt.

Abbildung 5.26 zeigt die maximalen vertikalen Kontaktkräfte während des Berechnungszeitraums aufgetragen über der signifikanten Wellenhöhe des Seegangs in vier Diagrammen für unterschiedliche Begegnungswinkel. Da sich das Seeverhalten des Schiffs gemäß Abschnitt 5.2.2 für vorderliche und achterliche Wellen nicht signifikant unterscheidet, wird im Folgenden der Fokus auf achterliche Laufrichtungen gelegt. Die Vertikalkraft wird hierbei dimensionslos als deren Verhältnis zur Gewichtskraft der Verdrängung des Schiffs $g\Delta$ aufgetragen. Grundsätzlich zeigen die Kräfte für alle Richtungen und Bodentypen einen näherungsweise linear steigenden Verlauf für wachsende Wellenhöhen. Außerdem wird deutlich, dass die konservative Annahme eines starren Bodens bei allen Begegnungswinkeln erwartungsgemäß die höchsten Vertikalkräfte bedingt. Hierbei führt mit Ausnahme der Wellen von achtern in Abbildung 5.26(a) außerdem die Formulierung der kinetischen Energie nach Gleichung (3.71) zu deutlich höheren Kräften als die Beschränkung auf Rollen und Stampfen gemäß DNV GL [34]. Ein Vergleich der Diagramme zeigt weiterhin, dass die maximalen Kontaktkräfte grundsätzlich in Richtung Quersee zunehmen, was in den ausgeprägten Maxima der Roll- und Tauchamplituden analog zu den Abbildungen 5.17(b) und 5.19(b) bei dieser Laufrichtung begründet liegt. Die Kontaktkräfte, welche sich unter Berücksichtigung der Tragfähigkeit des Bodens ergeben, liegen deutlich unterhalb derer für starren Boden. Konsistent zu Abbildung 5.25 weisen die Kontaktkräfte für den Fall des weicherer Lehm Bodens geringere Werte auf als für Sand. Für die kleineren Begegnungswinkel gemäß der Abbildungen 5.26(a) und 5.26(b) ergeben sich bei den geringeren Wellenhöhen Bewegungsamplituden, die dazu führen, dass die Eindringtiefe der Spudcans sich auf die obere, weiche Schicht der Böden beschränkt. Demzufolge sind die resultierenden Kontaktkräfte hier nur sehr klein. Erst für signifikante Wellenhöhen von 1 m bzw. 1,5 m ergeben sich hier Eindringtiefen jenseits des Anstiegs in den Traglastkurven nach Abbildung 5.25. Im Gegensatz hierzu weisen die größeren Begegnungswinkel in den Abbildungen 5.26(c) und 5.26(d) bei allen verwendeten Wellenhöhen relevante Vertikalkräfte auf. Demgegenüber sind in Abbildung 5.27 exemplarisch die maximalen horizontalen Kontaktkräfte für einen Begegnungswinkel von $\alpha = 90^\circ$ aufgetragen. Hier zeigt sich, dass diese Kräfte ebenfalls einen linearen Verlauf in Abhängigkeit der Wellenhöhe aufweisen allerdings um eine Größenordnung kleiner sind als die in Abbildung 5.26 dargestellten Vertikalkräfte. Weiterhin wird deutlich, dass die Berücksichtigung der kinetischen Energie infolge der Bewegung in sechs Freiheitsgraden ebenfalls in einen erheblich höher verlaufenden Graphen mündet. Die Berücksichtigung der Tragfähigkeit des Bodens resultiert hier jedoch in größeren Maximalkräften als für die Annahme eines starren Bodens, wobei der Unterschied zwischen den nachgiebigen Bodentypen minimal ist.

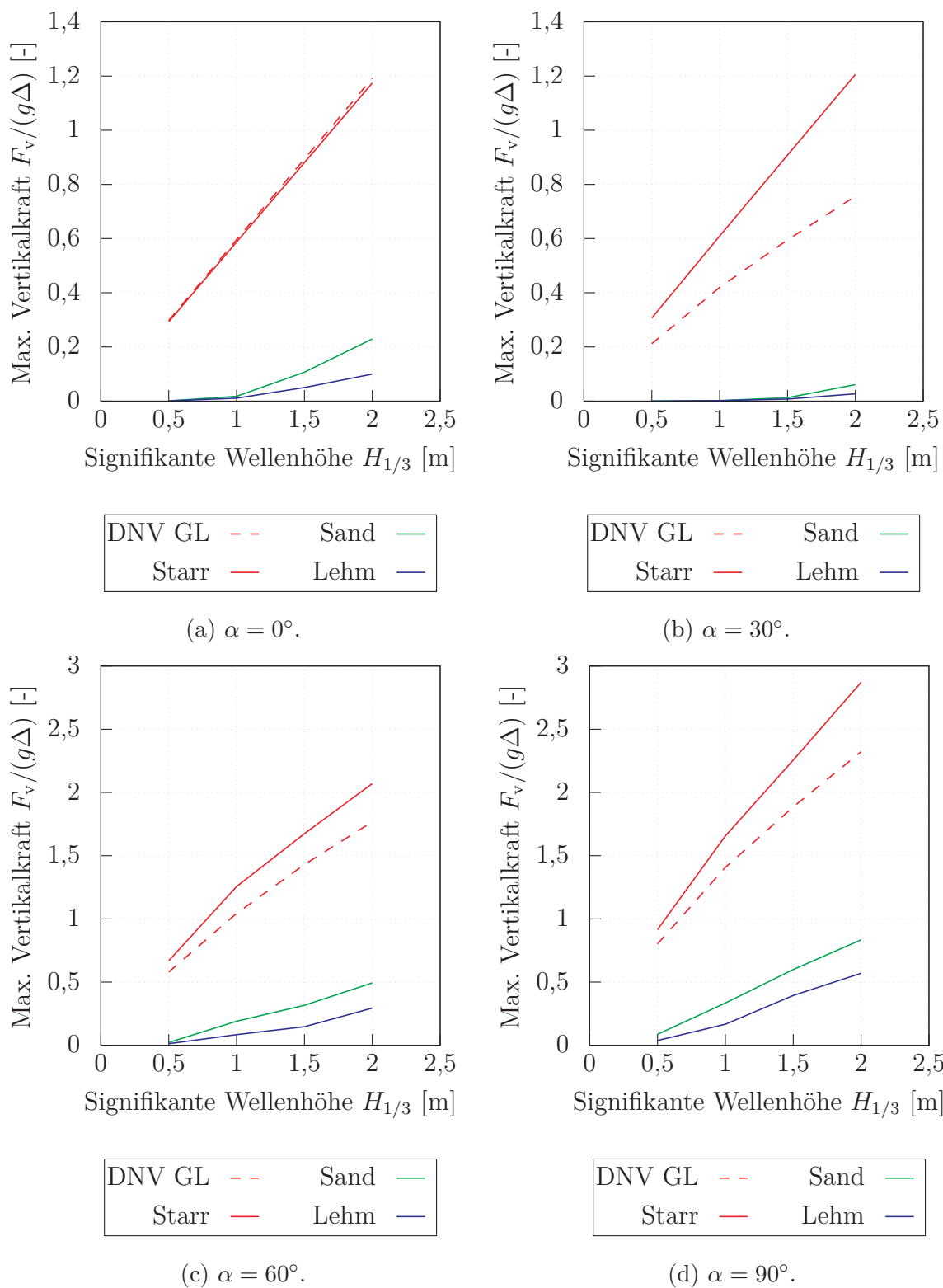


Abbildung 5.26.: Maximale vertikale Kontaktkräfte $F_v/(g\Delta)$.

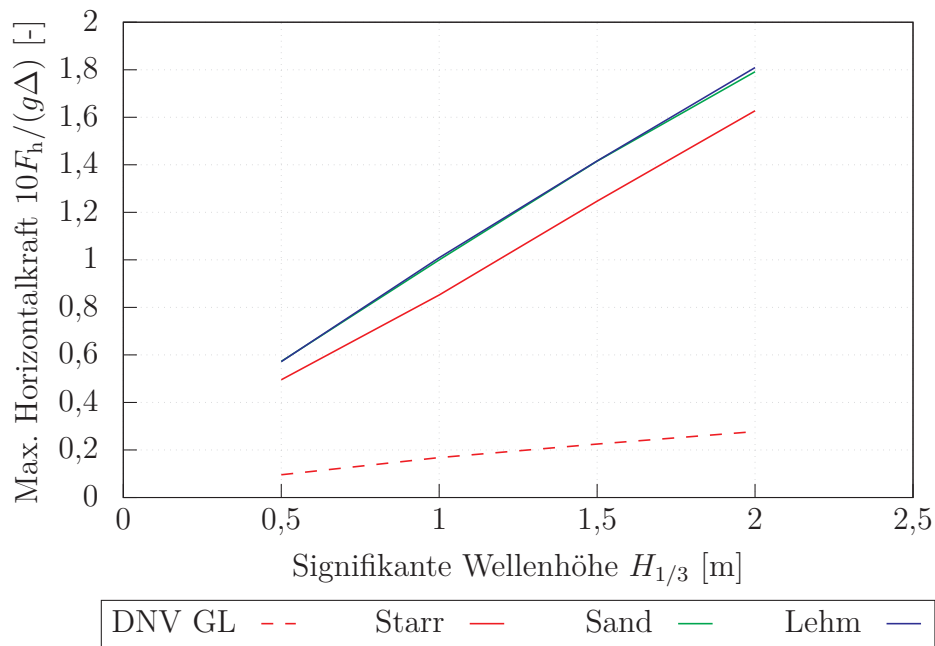


Abbildung 5.27.: Maximale horizontale Kontaktkräfte $10F_h/(g\Delta)$ bei $\alpha = 90^\circ$.

Anhand des Vergleichs der unterschiedlichen Berechnungsansätze wird die Relevanz einer realitätsnahen Modellierung der Bodenbeschaffenheit hervorgehoben. Bei Böden, die ein näherungsweise starres Verhalten zeigen wie beispielsweise Fels, führt die Beschränkung der Energiebilanz auf Rollen und Stampfen zu einer teils erheblichen Unterschätzung der vertikalen und horizontalen Kontaktkräfte, sodass die daraus abgeleiteten Entwurfslasten als zu niedrig angesetzt werden können. Für Bodentypen, die eine nachgiebige Charakteristik aufweisen, führt die konservative Annahme im Vergleich zu einer ergänzenden Einbeziehung der Plastizität in Form einer Traglastkurve hingegen zu einer starken Überschätzung der vertikalen Kontaktkräfte. Insbesondere für kleinere Wellenhöhen ergeben sich bei Berücksichtigung der Bodendeformation Kontaktkräfte die weniger als 25 % der Gewichtskraft der Verdrängung umfassen. Die Größenordnung dieser Kontaktkräfte wird unter anderem durch Ringsberg u. a. [49] bestätigt. Bei einer näherungsweise Gleichverteilung der Masse auf die vier Beine des Referenzschiffs entspricht dieser Grenzwert der statischen Belastung im vollständig aufgestellten Zustand ohne den Einfluss von Umweltkräften. Daher erscheint in diesem Fall das limitierende Szenario für die strukturelle Auslegung der Beine in der Entwurfsphase nicht der stoßartige Erstkontakt zwischen Boden und Spudcan zu sein, sondern die Aufnahme von Umweltlasten im aufgestellten Zustand als gegründete Offshore-Struktur. Deren strukturelle Auslegung folgt anderen Gesetzmäßigkeiten, wie beispielsweise von Clauss u. a. [8] beschrieben, und wird im Rahmen dieser Arbeit nicht adressiert. Es wird deut-

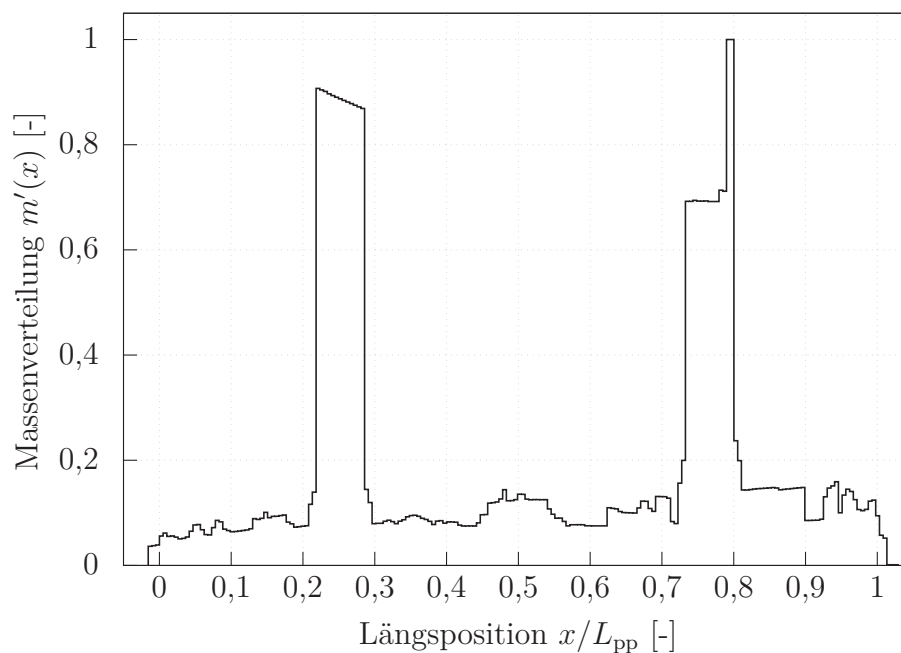


Abbildung 5.28.: Längsverteilung der Leerschiffsmasse.

lich, dass die Berücksichtigung der Nachgiebigkeit des Bodens über die grundsätzliche Entwurfsrelevanz der Kontaktkräfte entscheiden kann. Daher ist eine möglichst realitätsnahe Modellierung der Traglast erforderlich, die durch die pauschale Annahme eines starren Bodens entsprechend dem Stand der Technik gemäß DNV GL [34] nicht gegeben ist.

Die Anwendung der Methode zur Kontaktkraftberechnung im Entwurfsprozess unterliegt der Bedingung, dass die Federsteifigkeiten k_v und k_h des Beins verfügbar sein müssen, welche jedoch erst aus der abschließenden strukturellen Konstruktion des Beins bestimmt werden können. Im Vorfeld der Seegangsanalyse müssen elementare Entwurfsaufgaben durchlaufen werden, die unter anderem die Erstellung eines Generalplans und einer Gewichtsabschätzung umfassen sowie der Berechnung der hydrostatischen Stabilität erfordern. Somit liegt für die Beinstruktur eine Abschätzung für deren Querschnittsgeometrie, Masse und Länge vor. Daher sind die Federsteifigkeiten keine unabhängigen Entwurfsgrößen, sondern stehen implizit durch die zuvor zwangsläufig durchlaufenen Disziplinen zur gegenwärtigen Entwurfsschleife zur Verfügung, sodass die vorgestellte Methode im iterativen Entwurfsprozess genutzt werden kann. Die Masse des Beins und damit die äquivalenten Federsteifigkeiten, welche als Eingangsgröße der Methode dienen, und die resultierenden Kontaktkräfte stehen dabei in starker Wechselwirkung. Weiterhin hat die Beinmasse einen erheblichen Einfluss auf die Gewichtskalkulation, was anhand der in Abbildung 5.28 gezeigten dimensionslosen

Verteilung der Leerschiffsmasse $m'(x)$ des Referenzschiffs in Form der Spitzen verdeutlicht wird. Dies unterstreicht die Relevanz, eine Methode zu nutzen, anhand derer die relevanten Entwurfslasten bestimmt werden können, welche es erlauben, bereits früh im Entwurfsprozess die strukturelle Auslegung und damit die Bestimmung der Beinmasse zu präzisieren.

6. Zusammenfassung und Ausblick

6.1. Zusammenfassung

Bedingt durch den andauernden Ausbau der Offshore-Windenergie nehmen die Größen und die Anforderungen an die dafür eingesetzten Jack-Up-Errichterschiffe zu. Als Konsequenz dieser Entwicklung bildet sich die Fähigkeit, das Schiff unter Umwelteinflüssen auf dem Meeresboden aufzustellen, als entscheidendes Merkmal dieses Schiffstyps aus. Während dieses Prozesses wird durch das Ausfahren der Beine eine Wandlung von einer reinen Schiffsstruktur zu einer schwimmenden Hybrideinheit mit Komponenten aus der Schiffs- und Offshore-Technik vollzogen. Die Kontaktkräfte zwischen dem Jack-Up-Bein und dem Meeresboden infolge der Schiffsbewegungen limitieren den Aufstellvorgang letztlich, sodass im Rahmen dieser Arbeit ein ganzheitliches dynamisches Analyseverfahren entwickelt wird, um das Bewegungsverhalten während dieses Vorgangs unter dem Einfluss von Umweltkräften zu bestimmen. Dieses erlaubt es, den Entwurfstreiber der Jacking-Fähigkeit unter Einbeziehung der hybriden Aufstellphase erstmalig in die industrielle Praxis des Schiffsentwurfs einzubeziehen. Hierfür erforderlich ist der Nachweis einer ausreichenden Fähigkeit zum dynamischen Positionieren und die Berechnung der seegangsinduzierten Schiffsbewegungen, auf Basis derer die Stoßkräfte beim Erstkontakt berechnet werden.

Nach dem gegenwärtigen Stand der Technik und Wissenschaft existiert kein Verfahren, das diese Aspekte der dynamischen Analyse in Kombination einbezieht und dabei die Randbedingungen der frühen Entwurfsphase berücksichtigt. Da die dynamische Analyse des Aufstellvorgangs explizit in den schiffbaulichen Entwurfsprozess einzubinden ist, wird auf bestehenden und erprobten Methoden zur Behandlung von schiffstypischen Einheiten aufgesetzt und diese zur Erweiterung auf die Hybridstrukturen um den Einfluss der Offshore-typischen Beinstrukturen ergänzt. Der Lösung der Bewegungsgleichungen in den Themengebieten der Manövrierfähigkeit und des Seeverhaltens liegt eine Berechnung der hydrodynamischen Kräfte auf den kompakten Schiffsrumpf auf Basis der Theorie schlanker Körper zu Grunde. Der zusätzliche hydrodynamische Einfluss der ausgefahrenen Jack-Up-Beine wird durch eine direkte Modellierung der Geometrie

und darauf aufbauender Integration eines Morison-Ansatzes in die bestehenden Methoden erreicht. Auf Basis der berechneten seegangsinduzierten Bewegungen während des Aufstellvorgangs wird darüber hinaus eine Methode vorgestellt, die es erlaubt die Kontaktkräfte zwischen Boden und Bein mittels eines Energieerhaltungsansatzes zu bestimmen. Hierbei wird ebenfalls die Nachgiebigkeit der Struktur wie auch die des Bodens einbezogen.

Die Umsetzung der erweiterten und entwickelten Methoden erfolgt in einer bereits existierenden digitalen Entwurfsumgebung, was den Vorteil mit sich bringt, dass bestehende Aspekte der zu Grunde gelegten Methoden sowie die verwendete einheitliche Datenbasis ist geprüfter Qualität vorliegen. Zur Anwendung des Analyseverfahrens wird das digitale Modell eines Errichterschiffs verwendet, für welches die Ergebnisse von Modellversuchen vorliegen. Diese dienen als Grundlage der Validierung des Analyseverfahrens, welche aufgrund der Vielschichtigkeit der behandelten Problemstellung hierbei die Qualität einzelner Berechnungsaspekte adressiert. Die Validierung des Gesamtverfahrens wird auf Grundlage der Kombination unterschiedlicher geprüfter Teilmethoden angenommen. Die Berechnung des DP-Verhaltens zeigt, dass das Ausfahren der Beine eine Reduktion der DP-Fähigkeit zur Folge hat, die jedoch im Wesentlichen auf höhere Kräfte infolge uniformer Anströmung zurückzuführen ist, während die wellenbedingten Driftkräfte keine nennenswerte Abhängigkeit von der Beinstellung aufweisen. Das Seeverhalten ändert sich im Aufstellprozess bezüglich der Rollbewegung deutlich, während die übrigen Freiheitsgrade nur eine geringe Abhängigkeit von der Beinstellung zeigen. Eine Berücksichtigung dieser Bewegung in allen Freiheitsgraden führt zu höheren Kontaktkräften im Vergleich zu der Vereinfachung auf zwei Freiheitsgrade gemäß des gegenwärtigen Standes der Technik. Mit der entwickelten Methode zeigt sich jedoch ebenfalls, dass die Einbeziehung der Nachgiebigkeit des Bodens erheblich niedrigere Kontaktkräfte liefert.

Durch die sequentielle Anwendung der erweiterten und entwickelten Methoden liegt ein zusammengehöriges ganzheitliches dynamisches Analyseverfahren vor, mittels dessen es gelungen ist, die entwurfsmethodische Lücke des Aufstellvorgangs eines Jack-Up-Schiffes unter Umwelteinflüssen zu schließen.

6.2. Ausblick

Für eine breitere Anwendbarkeit des dynamischen Analyseverfahrens ist eine Erweiterung auf Offshore-Elemente mit abweichenden Querschnittsformen zu verfolgen. Eben-

so ist eine Einbeziehung der hydrodynamischen Effekte durch die Nähe zum Meeresboden oder zu benachbarten Strukturen wie gegründeten Monopiles zielführend für eine einsatzspezifische Berechnung der Bewegungen. Für eine belastbarere Nutzbarkeit des hier vorgestellten Verfahrens in der industriellen Praxis wäre eine weitergehende Validierung insbesondere in Bezug auf die verwendeten Traglastkurven der Bodenmodelle wünschenswert. Hierfür wären Modellversuche unterschiedlicher Bodentypen und Spudcan-Geometrien erforderlich, die jedoch mit einem hohen Aufwand einhergehen. Aufgrund des hier gezeigten Potentials der Methode sind diese dennoch als gewinnbringend zu erwarten. Ebenso kann eine zusätzliche Einbeziehung der horizontalen Nachgiebigkeit des Bodens zu einer besseren Vorhersage der Kontaktkräfte führen.

Die Integration der Offshore-typischen Beinstrukturen zur dynamischen Analyse von Jack-Up-Schiffen kann ebenfalls für andere dynamische Problemstellungen genutzt werden, die eine Kombination aus kompaktem Schiffskörper und zerklüfteter oder schlanker Offshore-Strukturen einschließen, wie beispielsweise beim Einsatz von Rohrleger-Schiffen. Ebenso kann die gezeigte Methodik unmittelbar für die Entwicklung einer Methode zur Frequenzbereichsanalyse von reinen Offshore-Strukturen wie Halbtauern oder schwimmenden Fundamenten für Offshore-Windkraftanlagen dienen.

Für den Fall einer weitergehenden Entwicklung der ursprünglich rein schiffbaulichen Entwurfsumgebung auf andere dynamische Fragestellungen hybrider Strukturen können die im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Methoden aufgrund des modularen Charakters der verwendeten Softwareumgebung genutzt werden. Für die Erweiterung der linearen Seegangsanalyse auf Hubinseln wäre die Anbindung der Morison-Elemente an ein dreidimensionales Panelverfahren anstelle der genutzten Streifenmethode erforderlich. Denkbar wäre außerdem die Weiterentwicklung auf Fragestellungen der Mehrkörperdynamik wie die Bahnberechnung beim Ablaufen eines Jackets von einer Barge oder die Bewegungsanalyse von verankerten Strukturen.

Literaturverzeichnis

- [1] *Erneuerbare-Energien-Gesetz vom 21. Juli 2014 (BGBl. I S. 1066), das zuletzt durch Artikel 3 des Gesetzes vom 20. November 2019 (BGBl. I S. 1719) geändert worden ist.* 2014.
- [2] GONZÁLEZ, S. F.; DIAZ-CASAS, V. Floating Offshore Wind Farms. In: Hrsg. von CASTRO-SANTOS, L.; DIAZ-CASAS, V. Springer, 2016, Kap. Present and Future of Floating Offshore Wind.
- [3] BUNDESAMT FÜR SEESCHIFFFAHRT UND HYDROGAPHIE. *Umweltbericht zum Flächenentwicklungsplan 2019 für die deutsche Nordsee.* Hamburg, Rostock, 2019.
- [4] BUNDESAMT FÜR SEESCHIFFFAHRT UND HYDROGAPHIE. *Flächenentwicklungsplan 2019 für die deutsche Nord- und Ostsee.* Hamburg, Rostock, 2019.
- [5] FRAUNHOFER INSTITUT FÜR ENERGIEWIRTSCHAFT UND ENERGIESYSTEMTECHNIK. *Windenergie Report Deutschland 2018.* Kassel: Fraunhofer Verlag, 2019.
- [6] HOCHHAUS, K.-H. Errichterschiffe, ein neuer Schiffstyp für Offshore-Windparks im tiefen Wasser. *Schiffsbetriebstechnik Flensburg.* 2012, Nr. 4.
- [7] A new generation of jack-up vessels. *Ship and Offshore.* 2019, Nr. 6.
- [8] CLAUSS, G.; LEHMANN, E.; ÖSTERGAARD, C. *Meerestechnische Konstruktionen.* Berlin, Heidelberg: Springer, 1988.
- [9] THOMSEN, K. E. *Offshore Wind: A Comprehensive Guide to Successful Offshore Wind Farm Installation.* London: Academic Press, 2014.
- [10] TRACTEBEL OVERDICK GMBH. *Heavy Lift Jack-Up Vessel Innovation.* <https://overdick-offshore.com/projects/offshore-wind/innovation>, 2013. Abgerufen am 11.05.2020.
- [11] BOSWELL, L. F.; D'MELLO, C. A.; EDWARDS, A. J. (Hrsg.). *Mobile Offshore Structures: Papers presented at the International Conference on Mobile Offshore Structures, held at City University, London, UK, 15 - 18 September, 1987.* London, New York: Elsevier Applied Science, 1988.

- [12] HENDERSON, A. Floating Offshore Wind Energy: The Next Generation of Wind Energy. In: Hrsg. von CRUZ, J.; ATCHESON, M. Springer, 2016, Kap. Overview of Floating Offshore Wind Technologies.
- [13] KRÜGER, S. u. a. *MOPS - Offenes Methodenbanksystem für Offshore- und Polarsysteme Teilvorhaben: Numerische Grundlagen*. Technische Universität Hamburg, 2020. Schriftenreihe Schiffbau. Bericht Nr. 716.
- [14] KRÜGER, S. The Role of IT in Shipbuilding. In: *Proceedings of the 2nd International EuroConference on Computer and IT Applications in the Maritime Industries*. 2003.
- [15] CHANDRASEKARAN, S. *Dynamic Analysis and Design of Offshore Structures*. Singapore: Springer, 2018.
- [16] EL-REEDY, M. A. *Offshore Structures: Design, Construction and Maintenance*. Boston: Gulf Professional Publishing, 2012.
- [17] HALKYARD, J. Handbook of Offshore Engineering. In: Hrsg. von CHAKRABARTI, S. Elsevier, 2005, Kap. 7. Floating Offshore Platform Design.
- [18] ABKOWITZ, M. A. *Lectures on Ship Hydrodynamics: Steering and Maneuvrability*. Kopenhagen: Danish Technical Press, 1964.
- [19] SÖDING, H. Bewertung der Manövriereigenschaften im Entwurfsstadium. In: Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo: Springer, 1984, S. 179–204. Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft.
- [20] BERTRAM, V. *Practical Ship Hydrodynamics*. 2. ed. Oxford u.a.: Elsevier, 2012.
- [21] AUGENER, P. *Computation of Wave Drift Forces For Dynamic Positioning Within The Early Design Stage*. Hamburg, 2016. Dissertation. Hamburg University of Technology.
- [22] SÖDING, H. Eine Modifikation der Streifenmethode. In: *Schiffstechnik*. 1969, Bd. 16.
- [23] LEWIS, F. M. The Inertia of the Water Surrounding a Vibrating Ship. In: *Transactions of SNAME*. 1929, Bd. 37.
- [24] SÖDING, H. A Method for Accurate Force Calculation in Potential Flow. In: *Ship Technology Research*. 1993, Bd. 40.
- [25] PAPANIKOLAOU, A. On integral-equation-methods for the evaluation of motions and loads of arbitrary bodies in waves. In: *Ingenieur Archiv*. 1985, Bd. 55.
- [26] SÖDING, H.; BERTRAM, V. A 3-d Rankine Source Seakeeping Method. In: *Ship Technology Research*. 2009, Bd. 56.

-
- [27] SÖDING, H.; SHIGUNOV, V.; ZORN, T.; SOUKUP, P. Method *rolls* for Simulating Roll Motions of Ships. In: *Ship Technology Research*. 2013, Bd. 60.
- [28] CUMMINS, W. E. *The impulse response function and ship motions*. 1962. Hydromechanics laboratory research and development report. David Taylor Model Basin.
- [29] PEREIRA, R. Simulation nichtlinearer Seegangslasten. In: *Schiffstechnik*. 1988, Bd. 35.
- [30] MARUO, H. The Drift of a Body Floating on Waves. In: *Journal of Ship Research*. 1960, Bd. 4.
- [31] PINKSTER, J. A. *Low Frequency Second Order Wave Exciting Forces on Floating Structures*. Wageningen: Netherlands Ship Model Basin, 1980.
- [32] BOESE, P. *Eine einfache Methode zur Berechnung der Widerstandserhöhung eines Schiffes im Seegang*. Institut für Schiffbau der Universität Hamburg, 1970. Schriftenreihe Schiffbau. Bericht Nr. 258.
- [33] IMO. *Code for the Construction and Equipment of Mobile Offshore Drilling Units, 2009*. London: International Maritime Organization, 2010.
- [34] DNV GL. *Recommended practice DNVGL-RP-C104. Self-elevating units*. 2015.
- [35] AMERICAN BUREAU OF SHIPPING. *Guidance Notes on Stationkeeping Operations of Self-Elevating Units Equipped with Dynamic Positioning Systems*. 2018.
- [36] AMERICAN BUREAU OF SHIPPING. *Guide for Dynamic Positioning Systems*. 2014.
- [37] AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. *Recommended Practice 2SK Design and Analysis of Stationkeeping Systems for Floating Structures*. 2005.
- [38] AMERICAN BUREAU OF SHIPPING. *Rules for Building and Classing Mobile Offshore Units*. 2019.
- [39] MOCEAN FORECAST B.V. *Forecasting jack-up barge motions*. <https://mo4.online/2019/06/03/forecasting-jack-up-barge-motions>, 2019. Abgerufen am 17.09.2020.
- [40] ORCINA LTD. *Orcaflex Technical Specification*. 2019.
- [41] DNV GL. *Feature Description Sesam*. 2020.
- [42] BENTLEY SYSTEMS INC. *Reference Manual for MOSES*. 2017.
- [43] CHAKRABARTI, P. Analysis of Jack-Up Units During Transit With Legs Lowered. In: *Proceedings of the 27th Annual Offshore Technology Conference*. 1995.

- [44] VASCONCELLOS, J. M. A.; SPHAIER, S.; WROBEL, L.; ESPERANÇA, P. T. T. Mathematical Model for Jack-Up Motion Analysis. In: *Proceedings of the 5th International Symposium on Offshore Engineering held at COPPE, Federal University of Rio de Janeiro, Brazil, September, 1985*. London u.a.: Pentech Press, 1986.
- [45] ZENTECH INC. *Neptune Wave Radiation-Diffraction Program For Floating Bodies*. <https://www.zentech-usa.com/wp-content/uploads/2018/10/Zentech-EngineeringTools-Neptune.pdf>, 2018. Abgerufen am 07.10.2020.
- [46] CHAKRABARTI, P. Going On Location Study For A Jack-up Rig. In: *Proceedings of the ASME 2012 31st International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*. 2012.
- [47] AUGENER, P.; HATECKE, H. Sea-Keeping Analysis of an Offshore Wind Farm Installation Vessel During the Jack-Up Process. In: *Proceedings of the ASME 2014 33rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*. 2014.
- [48] KREUZER, E.; SOLOWJOW, E.; QIU, G.; HAMANN, T.; GRABE, J. Leg-Seabed Interactions of Jack-Up Vessels Due to Motions in Irregular Waves. In: *Proceedings of the ASME 2012 34th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*. 2014.
- [49] RINGSBERG, J.; DAUN, V.; OLSSON, F. Analysis of Impact Loads on a Self-Elevating Unit During Jacking Operation. In: *Proceedings of the ASME 2019 34th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*. 2015.
- [50] TRACTEBEL OVERDICK GMBH. *Jack-Up Barge THOR*. <https://overdick-offshore.com/projects/offshore-wind/thor>, 2010. Abgerufen am 11.05.2020.
- [51] MORISON, J. R.; O'BRIEN, M. P.; JOHNSON, J. W.; SCHAAF, S. A. The Force Exerted by Surface Waves on Piles. In: *Petroleum Transactions, AIME*. 1950, Bd. 189, S. 149–154.
- [52] DNV. *Recommended practice DNV-RP-C205. Environmental Conditions and Environmental Loads*. 2007.
- [53] KEULEGAN, G. H.; CARPENTER, L. H. Forces on Cylinders and Plates in an Oscillating Fluid. In: *Journal of Research of the National Bureau of Standards*. 1958, Bd. 60. Nr. 5.
- [54] SARPKAYA, T.; ISAACSON, M. *Mechanics of Wave Forces on Offshore Structures*. New York: van Nostrand Reinhold, 1981.

-
- [55] LÜBCKE, A. *Dynamisches Positionieren als Aspekt in der frühen Schiffsentwurfphase*. Hamburg, 2019. Dissertation. Technische Universität Hamburg.
- [56] HAACK, T. *Simulation des Manövrierverhaltens von Schiffen unter besonderer Berücksichtigung der Antriebsanlage*. Hamburg, 2006. Dissertation. Technische Universität Hamburg-Harburg.
- [57] SÖDING, H. Manoeuvring Technical Manual. In: Hrsg. von BRIX, J. Hamburg: Seehafen Verlag, 1993, Kap. 4. Body forces.
- [58] BLENDERMANN, W. *Schiffsform und Windlast: Korrelations- und Regressionsanalyse von Windkanalmessungen am Modell*. Institut für Schiffbau der Universität Hamburg, 1993. Schriftenreihe Schiffbau. Bericht Nr. 533.
- [59] BLENDERMANN, W. *Wind Loading of Ships - Collected Data from Wind Tunnel Tests in Uniform Flow*. Institut für Schiffbau der Universität Hamburg, 1996. Schriftenreihe Schiffbau. Bericht Nr. 574.
- [60] VORHÖLTER, H. *Numerische Analyse des Nachstroms und Propellereffektivität am manövrierenden Schiff*. Hamburg, 2011. Dissertation. Technische Universität Hamburg-Harburg.
- [61] KOSE, K. On a New Mathematical Model of Maneuvering Motions of a Ship and its Applications. In: *International Shipbuilding Progress*. 1982, Bd. 29.
- [62] MEYNE, K.; NOLTE, A. Experimentelle Untersuchungen der hydrodynamischen Kräfte und Momente an einem Flügel eines Schiffspropellers bei schräger Anströmung. *Schiff und Hafen*. 1969, Nr. 5.
- [63] SÖDING, H. Limits of Potential Theory in Rudder Flow Predictions. In: *Ship Technology Research*. 1998, Bd. 45.
- [64] LAST, I. An Analytical Method for Calculating Hydrostatics for Jacket Structures. In: *Proceedings of the ASME 2020 39th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*. 2020.
- [65] SÖDING, H. *Program PDSTRIP: Public Domain Strip Method*. <https://sourceforge.net/projects/pdstrip/>, 2006. Abgerufen am 14.03.2019.
- [66] BLUME, P. *Zur Frage der erregenden Längskraft in von achtern kommenden regelmäßigen Wellen*. Institut für Schiffbau der Universität Hamburg, 1976. Schriftenreihe Schiffbau. Bericht Nr. 334.
- [67] SÖDING, H. *Global Seaway Statistics*. Technische Universität Hamburg-Harburg, 2001. Schriftenreihe Schiffbau. Bericht Nr. 610.

- [68] GRIM, O. Beitrag zu dem Problem der Sicherheit des Schiffes im Seegang. *Schiff und Hafen*. 1961, Nr. 6.
- [69] BLUME, P. Experimentelle Bestimmung von Koeffizienten der wirksamen Rolldämpfung und ihre Anwendung zur Abschätzung extremer Rollwinkel. In: *Schiffstechnik*. 1979, Bd. 26.
- [70] CLAUSS, G.; LEHMANN, E.; ÖSTERGAARD, C. *Offshore Structures Volume II: Strength and Safety for Structural Design*. London: Springer, 1994.
- [71] ISO. *Erdöl- und Erdgasindustrie - Beurteilung von mobilen Offshore Einheiten bezüglich ihres Einsatzgebietes Teil 1: Hubinseln (ISO 19905-1:2016)*. 2016.
- [72] DAUN, V.; OLSSON, F. *Impact loads on a self-elevating unit during jacking operation*. Göteborg, Schweden, 2014. Masterarbeit. Chalmers University of Technology.
- [73] BÜHR, W.; KEIL, H.; KRÜGER, S. Rechnereinsatz im Projekt. In: Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo: Springer, 1988, S. 353–363. Jahrbuch der Schiffbau-technischen Gesellschaft.
- [74] KRÜGER, S.; STRECKWALL, H.; SÖDING, H.; SCHULZE, R.; STOEHRMANN, H.; TELLKAMP, J.; VOIGT, C.; KAETHER, B. L.; POHL, M. *Offenes Methodenbanksystem für Propulsorentwurf*. 1999. Flensburger Schiffbau-Gesellschaft mbH & Co. KG. Abschlußbericht - BMWF.
- [75] KRÜGER, S. *Rechnergestützte Beschreibung der Schiffsförmigkeit*. Technische Universität Hamburg-Harburg, Institut für Entwerfen von Schiffen und Schiffssicherheit, 2001. Vorlesungsmanuskript.
- [76] VAN OORD NV. *After major upgrade, Aeolus starts work on Belgium's largest offshore wind farm*. <https://www.vanoord.com/news/2018-after-major-upgrade-aeolus-starts-work-belgiums-largest-offshore-wind-farm>, 2018. Abgerufen am 04.06.2020.
- [77] FORCE TECHNOLOGY. *Wind Tunnel Study: Wind Turbine Installation Vessel*. Lyngby, 2011. Unveöffentlicht.
- [78] FORCE TECHNOLOGY. *Towing Tank Tests Type 187*. Lyngby, 2011. Unveöffentlicht.
- [79] SÖDING, H. *CHWARISMI I und II: Compiler für technische Entwurfsaufgaben*. Hannover: Technische Universität Hannover, Lehrstuhl und Institut für Entwerfen von Schiffen und Schiffstheorie, 1976.
- [80] *Atlas der Gezeitenströme in der Deutschen Bucht*. Hamburg: Deutsches Hydrographisches Institut, 1983.

- [81] DNV. *Rules for Classification of Ships. Dynamic positioning system with enhanced reliability*. 2016.
- [82] IMCA. *Specification for DP Capability Plots - IMCA M 140*. 2000.