

**Numerische Untersuchung des Manövrierverhaltens von  
Schiffen während des Stoppvorgangs**

Vom Promotionsausschuss der  
Technischen Universität Hamburg

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

von

Jan Clemens Neitzel-Petersen

aus

Henstedt-Ulzburg

2021

## **Vorsitzender des Prüfungsausschusses**

Prof. Dr.-Ing. Friedrich Wirz

## **Gutachter**

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

## **Tag der mündlichen Prüfung**

07.05.2021

Copyright © Jan Clemens Neitzel-Petersen, 2021

ORCID iD: <https://orcid.org/0000-0001-6977-2461>

Digital Object Identifier (DOI): [10.15480/882.3570](https://doi.org/10.15480/882.3570)



### Creative Commons Lizenzvertrag

Der Text steht, soweit nicht anders gekennzeichnet, unter der Creative-Commons-Lizenz Namensnennung 4.0 (CC BY 4.0). Das bedeutet, dass er vervielfältigt, verbreitet und öffentlich zugänglich gemacht werden darf, auch kommerziell, sofern dabei stets der Urheber, die Quelle des Textes und o. g. Lizenz genannt werden. Die genaue Formulierung der Lizenz kann unter

<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/legalcode.de>  
aufgerufen werden.

## Zusammenfassung

Im Rahmen dieser Arbeit wird das Manövrierverhalten von Schiffen während des Stoppvorgangs untersucht und ein Verfahren entwickelt, mit welchem das Aufstoppen eines Schiffs mit einem Verstellpropeller mit numerischen Methoden berechnet werden kann. Als mathematischer Ansatz wird das Abkowitz'sche Koeffizientenmodell verwendet, bei dem die hydrodynamischen Kräfte, die auf das Schiff aufgrund der Schiffsbewegungen beim Manövrieren wirken, durch Polynome idealisiert werden. Um den Besonderheiten des Stoppmanövers gerecht zu werden, wird die Abhängigkeit der Manövrierkoeffizienten von der sich während des Manövers reduzierenden Schiffsgeschwindigkeit untersucht und die Wirkung der Schubumkehr des Propellers auf die Rumpfkkräfte betrachtet. Die Koeffizienten werden durch numerische Berechnungen mit einer RANS-Methode bestimmt, mit der auch die Propeller-Rumpf-Interaktion analysiert wird. Die Erweiterung des Koeffizientensatzes um schubabhängige Koeffizienten und die Anwendung der Manövriersimulationsmethode für ein *Feeder*-Containerschiff mit einem Verstellpropeller werden demonstriert. Für das betrachtete *Feeder*-Schiff liegen geführte Stoppversuche vor, anhand derer die Güte der Methode überprüft wird. Eine Analyse des Strömungsverhaltens am Hinterschiff während des Stoppvorgangs und die daraus resultierenden Kräfte werden am Schluss der Arbeit thematisiert und genutzt, um die Anwendung der schubabhängigen Koeffizienten zu diskutieren.

# Inhaltsverzeichnis

<b>Abbildungsverzeichnis</b>	<b>I</b>
<b>Tabellenverzeichnis</b>	<b>IV</b>
<b>1 Motivation</b>	<b>1</b>
<b>2 Einleitung</b>	<b>3</b>
<b>3 Literaturrecherche</b>	<b>6</b>
3.1 Manövrierkoeffizienten . . . . .	6
3.2 Berechnung der Manövrierkoeffizienten mit numerischen Methoden	7
3.3 Numerische Untersuchung des Notstoppmanövers . . . . .	9
<b>4 Theorie</b>	<b>13</b>
4.1 Koeffizientenbasierte Manöversimulation . . . . .	13
4.1.1 Bahnbestimmung . . . . .	14
4.1.2 Lösen der Bewegungsgleichungen . . . . .	14
4.2 Numerische Strömungsmodellierung . . . . .	17
4.2.1 Reynolds-gemittelte Navier-Stokes-Gleichungen . . . . .	17
4.2.2 Turbulenzmodellierung . . . . .	19
4.2.3 Berücksichtigung der freien Wasseroberfläche . . . . .	20
4.3 Propellermodell . . . . .	20
<b>5 Modellversuche</b>	<b>24</b>
5.1 Untersuchungen . . . . .	25
5.1.1 Widerstand & Propulsion . . . . .	25
5.1.2 Kraftmessungen bei entwurfsfernen Betriebspunkten . . .	25
5.1.3 Stoppversuche mit beschränkten Freiheitsgraden des Schiffs- modells . . . . .	26
5.2 Versuchsergebnisse . . . . .	27
5.2.1 Widerstand & Propulsion . . . . .	28
5.2.2 Kraftmessungen bei entwurfsfernen Betriebspunkten . . .	28

---

5.2.3	Stoppversuche mit beschränkten Freiheitsgraden des Schiffsmodells . . . . .	32
<b>6</b>	<b>Simulation mit numerischen Methoden</b>	<b>37</b>
6.1	Berechnungsfälle . . . . .	38
6.1.1	Allgemeine Angaben . . . . .	38
6.1.2	Diskretisierung des Rechengebiets am Schiff . . . . .	40
6.1.3	Fahrtzustände . . . . .	42
6.2	Validierung und Abhängigkeitsstudie . . . . .	45
6.2.1	Propellermodell . . . . .	45
6.2.2	Gitterstudie Driftfahrt . . . . .	48
6.3	Bestimmung der Manövrierkoeffizienten mit numerischen Methoden	52
6.3.1	Ergebnisse der Berechnungsfälle . . . . .	52
6.3.2	Darstellung und Analyse des gesamten Koeffizientensatzes	60
6.3.3	Fokus auf den schubabhängigen Koeffizienten . . . . .	63
6.4	Berechnung des Notstoppverhaltens . . . . .	67
6.4.1	Berechnung mit der koeffizientenbasierten Methode . . .	67
6.4.2	Ergebnisse der Berechnung mit der RANS-Methode . . .	74
6.4.3	Vergleich der propellerinduzierten Kräfte der numerisch erzeugten Ergebnisse . . . . .	80
<b>7</b>	<b>Diskussion der Ergebnisse</b>	<b>84</b>
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung &amp; Ausblick</b>	<b>87</b>
	<b>Literatur</b>	<b>91</b>

## Abbildungsverzeichnis

1	Manövrierkoordinatensystem [1] . . . . .	13
2	Befestigung des Modellschiffs am Schleppwagen . . . . .	26
3	Schleppkraft $F'_X$ über dem Propellerschub $T'$ bei $Fr = 0,219$ .	29
4	Schleppkraft $F'_X$ über dem Propellerschub $T'$ bei $Fr = 0,157$ .	30
5	Schleppkraft $F'_X$ über dem Propellerschub $T'$ bei $Fr = 0,078$ .	31
6	Schleppkraft $F'_X$ über dem Propellerschub $T'$ bei $Fr = 0$ . . . .	31
7	Schiffsgeschwindigkeit $U'$ über der Stoppzeit $t'$ bei den Versuchen 5 und 6 . . . . .	33
8	Schiffsgeschwindigkeit $U'$ über dem Stoppweg $X'$ bei den Versu- chen 7-9 . . . . .	34
9	Prozentuale Abweichung des Stoppwegs $X'$ im Vergleich zu Ver- such 11 über der Blattverstellgeschwindigkeit $\frac{\delta\varphi}{\delta t}$ . . . . .	35
10	Propellerdrehmoment $M'_Q$ über dem Stoppweg $X'$ . . . . .	35
11	Überblick über die Simulationsumgebung . . . . .	37
12	Interpolationsroutinen für die hydrodynamischen Größen [1] . .	38
13	Aufteilung des Rechengebiets bei der Berechnung der Schiffsum- strömungen . . . . .	41
14	Oberflächendiskretisierung des Heckbereichs . . . . .	42
15	Darstellung des vollmodellierten Propellers (links) und der Im- pulsprungscheibe (rechts) . . . . .	45
16	Axial- (l.), Quer- (m.) und Vertikalgeschwindigkeit (r.) im Nach- strom der Impulsprungscheibe (o.) und des vollmodellierten Pro- pellers (u., gemittelt über eine Blattfortschrittsperiode) . . . . .	47
17	Dimensionslose Querkraft des <i>Feeders</i> aufgetragen über dem Drift- winkel für verschiedene Geschwindigkeiten . . . . .	52
18	Dimensionsloses Giermoment des <i>Feeders</i> aufgetragen über dem Driftwinkel für verschiedene Geschwindigkeiten . . . . .	53
19	Dimensionslose Querkraft des <i>Feeders</i> aufgetragen über dem Ru- derwinkel für verschiedene Geschwindigkeiten in Geradeausfahrt	54
20	Dimensionsloses Giermoment des <i>Feeders</i> aufgetragen über dem Ruderwinkel für verschiedene Geschwindigkeiten in Geradeausfahrt	55

21	Dimensionslose Querkraft des <i>Feeders</i> aufgetragen über der Gierrate für verschiedene Geschwindigkeiten . . . . .	56
22	Dimensionsloses Giermoment des <i>Feeders</i> aufgetragen über der Gierrate für verschiedene Geschwindigkeiten . . . . .	56
23	Dimensionsloses Giermoment des <i>Feeders</i> aufgetragen über der Gierrate für verschiedene Geschwindigkeiten bei einem Driftwinkel von $-10^\circ$ . . . . .	57
24	Dimensionsloses Giermoment des <i>Feeders</i> aufgetragen über der Gierrate für verschiedene Vorausgeschwindigkeiten bei einem Driftwinkel von $5^\circ$ . . . . .	58
25	Numerische Simulation eines PMM-Versuchs zum Gieren (Zwischenzustände während einer Periode) . . . . .	58
26	Dimensionslose Querkraft des <i>Feeders</i> während eines Drift-PMM-Versuchs gegenüber der sinusförmigen Querbewegung aufgetragen über die dimensionslose Zeit . . . . .	59
27	Dimensionslose Querkraft und Quergeschwindigkeit des <i>Feeders</i> während eines Drift-PMM-Versuchs gegenüber der sinusförmigen Quergeschwindigkeit aufgetragen über die dimensionslose Zeit . . . . .	60
28	Sogkraft $F'_{X,p.-i.}$ über dem Propellerschub $T'$ bei $Fr = 0,219$ . . . . .	64
29	Sogkraft $F'_{X,p.-i.}$ über dem Propellerschub $T'$ bei $Fr = 0,157$ . . . . .	65
30	Sogkraft $F'_{X,p.-i.}$ über dem Propellerschub $T'$ bei $Fr = 0,078$ . . . . .	65
31	Sogkraft $F'_{X,p.-i.}$ über dem Propellerschub $T'$ bei $Fr = 0$ . . . . .	66
32	Stoppweg $X'$ und Schub $T'$ über Zeit $t'$ bei Versuch 4 . . . . .	68
33	Geschwindigkeit $U'$ und dimlos. Schub $T'$ über dem Stoppweg $X'$ bei Versuch 4 . . . . .	69
34	Geschwindigkeit $U'$ und dimlos. Schub $T'$ über dem Stoppweg $X'$ bei Versuch 6 . . . . .	70
35	Geschwindigkeit $U'$ und dimlos. Schub $T'$ über dem Stoppweg $X'$ bei Versuch 8 . . . . .	71
36	Geschwindigkeit $U'$ und dimlos. Schub $T'$ über dem Stoppweg $X'$ bei Versuch 10 . . . . .	72
37	Geschwindigkeit $U'$ und dimlos. Schub $T'$ über dem Stoppweg $X'$ bei Versuch 11 . . . . .	72

---

38	Geschwindigkeit $U'$ und dimlos. Schub $T'$ über dem Stoppweg $X'$ bei Versuch 12 . . . . .	73
39	Schub und Geschwindigkeit bei den RANS-Berechnungen der Versuche 4 und 12 . . . . .	75
40	Berechnete Gesamtkraft und Kraft auf die Oberfläche des <i>Feeder</i> -Schiffs in Schiffslängsrichtung mithilfe von RANS-Simulationen für die Versuche 4 und 12 . . . . .	76
41	Berechnete Propellerinduzierte Kraft in Schiffslängsrichtung und Schiffsgeschwindigkeit mithilfe von RANS-Simulationen für die Versuche 4 und 12 . . . . .	77
42	Visualisierung der Strömungsgeschwindigkeiten am Schiffsrumpf bei $t' = 11,303$ bei der RANS-Simulation des Versuchs 4 . . . .	78
43	Visualisierung der Strömungsgeschwindigkeiten am Schiffsrumpf bei $t' = 13,885$ bei der RANS-Simulation des Versuchs 4 . . . .	79
44	Druckverteilung am Schiffsrumpf bei $t' = 11,303$ (oben) und $t' = 13,885$ (unten) bei der RANS-Berechnung des Versuchs 4 . . . .	80
45	Schub und propellerinduzierte Kräfte in Schiffslängsrichtung bei Versuch 4 . . . . .	81
46	Schub und propellerinduzierte Kräfte in Schiffslängsrichtung bei Versuch 12 . . . . .	82
47	Schub und propellerinduzierte Kräfte in Schiffsquerrichtung bei Versuch 12 . . . . .	83

## Tabellenverzeichnis

1	Hauptdaten des betrachteten Schiffs . . . . .	24
2	Hauptdaten des Verstellpropellers . . . . .	24
3	Widerstands- und Propulsionsdaten (Modellmaßstab) . . . . .	28
4	Übersicht über die Stoppversuche und ausgewählte Ergebnisdaten	32
5	Gegenüberstellung der Gesamtkraft $X$ , des Propellerschubs $T$ und der Ruderkraft $X_{Ruder}$ im Experiment und bei verschiede- nen Propellermodellierungen . . . . .	46
6	Übersicht über die verwendeten Diskretisierungen der Gitterstudie	48
7	Dimensionslose Kräfte und Momente bei einem Driftwinkel von $15^\circ$	50
8	Veränderung der Kraft- und Momentenwerte aufgrund der Git- terverfeinerung bei einem Driftwinkel von $15^\circ$ . . . . .	50
9	Abweichung der numerisch bestimmten von den experimentell aufgenommenen Ergebnissen bei einem Driftwinkel von $15^\circ$ . . .	51
10	Abweichung der numerisch bestimmten von den experimentell aufgenommenen Ergebnissen bei weiteren Driftwinkeln für das mittelfeine Gitter . . . . .	51
11	Dimensionslose Koeffizienten für das <i>Feeder</i> -Schiff (multipliziert mit $10^5$ ) . . . . .	62
12	Widerstandskraft aus Modellversuch und Koeffizienten . . . . .	63
13	Übersicht über die numerische Stoppversuche und ausgewählte Ergebnisdaten im Vergleich zu den Modellversuchsergebnissen .	67

## 1 Motivation

Der Stoppvorgang ist ein elementarer Betriebszustand eines Schiffs, welcher durch die Vorgabe der *International Maritime Organization (IMO)* als Standardmanöver auf Probefahrt zur Überprüfung der Einsatztauglichkeit vorgeschrieben ist. Je nach Schiffstyp wird dem Aufstoppverhalten im Entwurfsprozess unterschiedlich viel Aufmerksamkeit gewidmet. Vergleicht man in dieser Hinsicht einen großen Öltanker mit einer Fähre, so ist es für eine zwischen zwei Häfen pendelnde Fähre mit kurzer Fahrzeit elementar, dass der Stoppvorgang verlässlich und mit möglichst wenig Zeitverlust durchgeführt werden kann. Der Öltanker muss zwar ebenfalls laut *IMO* gewisse Standards beim Stoppen einhalten, wird aber ansonsten im normalen Betrieb das Stoppen durch Unterstützung mit einem Schlepper durchführen. Neben dem Schiffstyp ist für die Komplexität des Aufstoppens des Gesamtsystems Schiff das Antriebskonzept entscheidend, da das Umsteuern eines Zweitaktmotors mit einem Festpropeller aus hydrodynamischer Sicht ein langsam ablaufender Prozess ist. Betrachtet man dagegen ein diesel-elektrisches Antriebskonzept mit einem Verstellpropeller, so lässt sich die Schubrichtung in einem kurzen Zeitraum durch die Steigungsveränderung der Propellerblätter umkehren und so den Strömungszustand am Schiff früh im Stoppvorgang maßgeblich verändern.

Im Rahmen des Forschungsprojekts *OptiStopp: Optimierung des Stoppmanövers von Schiffen mit Verstellpropeller und Hybridantrieben* galt es, das Aufstoppen von Schiffen mit einem dem Projektnamen entsprechenden Antriebskonzept effektiv simulieren zu können. Das Teilvorhaben, das an der *Technischen Universität Hamburg* am *Institut für Fluidodynamik und Schiffstheorie* bearbeitet wurde, umfasste die Entwicklung einer numerischen Methode zur Berechnung der Hydrodynamik am Schiff, um den Zeitraum und den zurückgelegten Weg während des Stoppvorgangs bestimmen zu können. Der Fokus lag auf den Interaktionen zwischen Schiff, Propeller und der Antriebsanlage. Eine Abwägung der Methodenwahl ergab die Nutzung einer koeffizientenbasierten Berechnung, die eine zeiteffiziente, in der Manövriersimulation gängige Methode darstellt. Bei der näheren Betrachtung der vorhandenen Ansätze und der mathematischen Beschreibung wurde deutlich, dass für das Stoppverhalten elementare Effekte wie

die Geschwindigkeitsabnahme und die Wirkung der Schubumkehr meist nicht oder nur sehr begrenzt in den Koeffizienten Berücksichtigung fanden. Das Verständnis des hydrodynamischen Strömungsverhaltens und die Repräsentation der Effekte durch eine numerische Methode stellt jedoch die Basis dar, um das Stoppverhalten eines Schiffs simulieren zu können. Ziel dieser Arbeit ist es, die Koeffizientenmethode so zu erweitern, dass die Interaktionen von Schiff und Propeller abgebildet werden können, sodass eine Implementierung auch in bereits bestehenden Manövriersimulatoren möglich ist. Dies soll neben den Schulungsmöglichkeiten der Schiffsbesatzung auch die Wissensbasis über die Schiffsumströmung während eines Stoppmanövers erweitern.

## 2 Einleitung

Das Stoppmanöver ist ein elementarer Bestandteil des sicheren Betriebs eines Schiffs in der weltweiten Schifffahrt. Um die Stoppfähigkeit eines Schiffs zu gewährleisten, ist das Stoppmanöver als eines der Standardmanöver auf der Probefahrt durch die *International Maritime Organization (IMO)* vorgeschrieben. Neben dem Einhalten eines maximalen Stoppwegs müssen während des Manövers die Sicherheit und die Funktion der Bordsysteme aufrecht erhalten werden. Während des Aufstoppens eines Schiffs treten neben schwankenden maschinellen Belastungen auch stark variierende Strömungszustände am Schiff auf.

Im Gegensatz zu Standardmanövern wie der Drehkreisfahrt oder dem Zick-Zack-Manöver, bei der das Schiff bei nahezu konstanter Vorfahrt durch das Ruder oder eine ähnliche Einrichtung gesteuert wird, nimmt die Geschwindigkeit während des Aufstoppens kontinuierlich ab. Damit einher geht eine Veränderung des Strömungsfeldes am Schiff, sodass auch die Zuströmung zum Propeller und Ruder abnimmt. Der Propeller trägt dabei maßgeblich zur Geschwindigkeitsabnahme bei, da im Laufe des Stoppmanövers die Schubrichtung umgekehrt und das Schiff abgebremst wird. Hierbei entsteht eine Vielzahl von Wechselwirkungen. Der Propeller wird aufgrund der Abnahme der Schiffsgeschwindigkeit langsamer angeströmt, sodass sich die Betriebszustand und der erzeugte Schub ändern. Eine Verringerung des Schubs mindert die Sogkraft des Propellers am Schiff. Sobald die Propellerschubrichtung umgekehrt ist, ist der Propellerstrahl in Richtung des Schiffsrumpfes ausgerichtet. Dies ändert neben der Kraft am Rumpf auch die Zuströmung zum Ruder, die verschwindend gering werden kann, sodass die Ruderwirkung stark abnimmt. Am Rumpf erzeugt der Propellerstrahl nach der Umrichtung ein Überdruckgebiet und kehrt so das Vorzeichen der Sogwirkung des Propellers auf das Schiff um.

Für die Beschreibung der auftretenden Wechselwirkungen werden allgemeine Annahmen verwendet, die das generell erwartete Strömungsverhalten charakterisieren. Vor allem im Zeitraum kurz nach der Schubumkehr ist das Verhalten stark instationär, da sich der Strömungszustand grundlegend ändert. Der sich entwickelnde und aufgrund der sich reduzierenden Schiffsgeschwindigkeit weiterhin stetig verändernde Strömungszustand kann nicht als konstant betrachtet

werden. Dies hat Auswirkungen auf den Betriebszustand des Propellers und die Antriebsanlage, die den Propeller antreibt. Während des Manövers gilt es sicherzustellen, dass die Bordsysteme und die Antriebsanlage funktionsfähig bleiben. Neben der Abschätzung der Propellerlasten ist es ebenso wichtig, dass das Weg-Zeit-Verhalten des Schiffs korrekt wiedergegeben kann, um Regelungen und Systemeigenschaften daran anzupassen.

Das Notstoppverhalten muss bereits im Entwurfsstadium überprüft werden und im Entwurfsprozess evaluierbar sein. Im Rahmen dieser Arbeit soll gezeigt werden, wie mit numerischen Methoden das Notstopp-Manöver eines Schiffs berechnet werden kann. Als Basis dazu wird eine koeffizientenbasierte Simulationsmethode gewählt, die die Strömungskräfte am Schiff in Abhängigkeit der Schiffsbewegungen darstellen. Im Anschluss werden die Bewegungsgleichungen gelöst, sodass die Beschleunigungen des Schiffs aufgrund der äußeren Kräfte berechnet werden können. Dies ist ein gängiger Ansatz zur Berechnung des Manövrierverhaltens von Schiffen, der in viele Simulationsmethoden verwendet wird und sich durch eine kurze Rechenzeit bei guter Genauigkeit auszeichnet. Die Koeffizienten zur Beschreibung des Schiffsverhaltens werden in dieser Arbeit exemplarisch für ein *Feeder*-Schiff mithilfe von viskosen Strömungsberechnungen mit einer Näherungslösung der Reynolds-gemittelten Navier-Stokes-Gleichungen (*RANS*) berechnet. Die ermittelten Kraftverläufe für verschiedene Kombinationen von Schiffsbewegungen werden zu Manövrierkoeffizienten zusammengefasst.

Zur Validierung der Simulationsergebnisse liegen Modellversuche zur Schiff-Propeller-Interaktion vor, bei denen die Kräfte auf das *Feeder*-Schiff bei verschiedenen Betriebszuständen des Propellers gemessen wurden. Im Versuchstank der *Schiffbau-Versuchsanstalt Potsdam* wurden zudem Stoppmanöver mit dem *Feeder* durchgeführt, bei denen das Schiff in Längsrichtung geführt durch das Umsteuern des Propellerschubs mithilfe eines Verstellpropellers aufgestoppt wurde. Die Ergebnisse der Stoppversuche ermöglichen einen Abgleich mit den Ergebnissen der Stoppmanöversimulation der koeffizientenbasierten Methode. Um neben den Abläufen der Stoppmanöver mit verschiedenen Einstellungen auch ein Verständnis der Strömungszustände während des Manövers zu bekommen, werden zwei ausgewählte Stoppmanöver entsprechend den Einstellungen des Modellversuchs mit der *RANS*-Methode berechnet und die Kräfte am Schiff verglichen. Zu einzelnen

Zeitschritten können die Strömungszustände am Hinterschiff visualisiert werden und anhand der Integration der Druckverteilung und der Wandschubspannungen auf dem Schiffsrumpf durch die Ausbreitung des Propellerstrahls lassen sich die auftretenden Kräfte mit den Strömungseffekten in Verbindung bringen. Abschließend werden die gewonnenen Erkenntnisse zusammengefasst, und es wird ein Fazit zur entwickelten Methode gezogen.

## 3 Literaturrecherche

### 3.1 Manövrierkoeffizienten

Die Berechnung des Manövrierverhaltens von Schiffen ist aufgrund der hohen Relevanz für den Betrieb von Schiffen ein elementares Feld der Schiffshydrodynamik. Aufgrund der limitierten Rechenkapazitäten im 20. Jahrhundert wurden vereinfachte Methoden entwickelt, um die Manövrierfähigkeit von Schiffen zu ermitteln. Nomoto et al. [13] führten bereits 1957 einen Koeffizientenansatz ein, um die Kräfte auf das Schiff aufgrund der Bewegungen zu jedem Zeitpunkt während eines Manövers berechnen zu können. Bis heute hat die sogenannte Nomoto-Gleichung Relevanz, wenn es um die grundlegende Manövrierbarkeit eines Schiffs geht. Die Gleichung stellt die Momente, die rückstellend in Richtung der Vorauffahrt wirken, den Momenten gegenüber, die das Schiff bei einer Driftbewegung gieren lassen. Ein weiteres Grundlagenwerk der koeffizientenbasierten Manövriersimulation stammt von Abkowitz [2], der 1964 einen Koeffizientensatz hergeleitet hat, der als Basis der Manövriersimulation noch heute weit verbreitet ist. Die Herleitung erfolgt durch eine Taylorreihen-Entwicklung der hydrodynamischen Kräfte und die Koeffizienten beschreiben die Dämpfung infolge von Bewegungsgeschwindigkeiten oder die hydrodynamische Zusatzmasse aufgrund von Beschleunigungen.

Auf Grundlage der beiden genannten Arbeiten wurden im Laufe der Zeit unzählige wissenschaftliche Abhandlungen zu verschiedenen Formulierungen der koeffizientenbasierten Methode veröffentlicht, bei denen die Koeffizienten experimentell bestimmt wurden und im Anschluss anhand von Manövrierversuchsdaten die Genauigkeit der Koeffizientenmethode bewertet wurde. Erweiterungen vor allem im Bereich der Betrachtung der Propeller-Ruder-Interaktion wurden entwickelt mit dem Ziel, die Wirkung des Propellerstrahls auf die Ruderkraft für verschiedene Rudertypen berücksichtigen zu können [25]. Die Koeffizientenmethode wurde in der Kopplung mit Methoden zur Berücksichtigung von Seegang- und Windkräften von Schoop-Zipfel [17] angewendet und deckt auch in der heutigen Zeit noch ein breites Spektrum von Anwendungen in der Manöversimulation ab.

## 3.2 Berechnung der Manövrierkoeffizienten mit numerischen Methoden

Mit der Weiterentwicklung der numerischen Methoden wurde auch die Ermittlung der schiffsspezifischen Manövrierkoeffizienten mithilfe potentialtheoretischer oder viskoser Berechnungsverfahren durchgeführt. 2009 zeigten Phillips et al. [14] für das Tankermodell KVLCC2, dass für ein Modell von 5,6 m Länge die Querkräfte und Giermomente beim Ruderlegen mit einer Abweichung von 2 – 3 % im Vergleich zu Modellversuchsergebnissen berechnet werden können. Dabei wurde die Kopplung des auch in dieser Arbeit verwendeten Strömungslösers *ANSYS CFX* mit einer Blatt-Elemente-Methode zur Modellierung des Propellers umgesetzt. Cura Hochbaum et al. [4] bestimmten bereits 2008 die Manövrierkoeffizienten für die beiden Tankermodelle KVLCC1 und KVLCC2 durch die Simulation statischer Manövrierversuche. Sie beschränkten sich dabei auf Driftversuche mit gelegtem Ruder und konnten kombinierte Koeffizienten für Ruderlegen und Driften ermitteln. Der Vergleich der mit Koeffizientensätzen berechneten Bahnverläufe von Drehkreisfahrten und Zick-Zack-Manövern mit Modellversuchsergebnissen zeigte eine große Übereinstimmung.

Neben der Ermittlung der Manövrierkoeffizienten mit numerischen Methoden haben Simonsen et al. [20] gezeigt, dass die Auswahl der zur Simulation benötigten Koeffizienten einen Einfluss hat. Zunächst wurden die Koeffizienten durch die Simulation von statischen Manövrierversuchen für das KCS Containerschiff bei verschiedenen Schiffsgeschwindigkeiten berechnet. Der Manövrierkoeffizientensatz wurde gegen experimentell ermittelte Koeffizientendaten abgeglichen, und es wurden geringe Abweichungen festgestellt. Die mit dem Manövrierkoeffizientensatz, der für die statischen Anteile die Koeffizienten aus den numerischen Berechnungen beinhaltetete, simulierten Drehkreise und Zick-Zack-Manöver zeigten eine gute Übereinstimmung mit Modellversuchen. Eine Reduktion des Koeffizientensatzes und der Vergleich der Koeffizienten bei verschiedenen Geschwindigkeiten zeigten die Möglichkeit einer deutlichen Einsparung des Aufwands der Koeffizientenermittlung, da es einerseits eine sehr geringe Geschwindigkeitsabhängigkeit einer Vielzahl an Koeffizienten gab und die Manövrierversuche mit wenigen Koeffizienten gut berechnet werden konnten.

Die Bestimmung der Manövrierkoeffizienten mit viskosen Strömungslösern wurde in mehreren wissenschaftlichen Veröffentlichungen thematisiert. Rajita Shenoj et al. [16] haben für ein Containerschiffmodell mit der Methode *STAR-CCM+* numerische Driftversuche berechnet und einen Koeffizientensatz bestimmt. Die Werte wichen dabei teilweise deutlich von den Koeffizienten ab, die aus experimentellen Driftversuchen bestimmt wurden. Bei der Simulation eines Drehkreisversuchs konnten jedoch für beide Koeffizientensätze, die durch experimentell bestimmte Koeffizienten für die hydrodynamischen Massen ergänzt wurden, gute Übereinstimmungen der Ergebnisse miteinander und gegenüber einem Drehkreismodellversuch gefunden werden. Für das genannte Schiff lagen auch Modellversuche mit dem *Planar Motion Mechanism (PMM)* vor, bei dem das Schiff auf einer sinusförmigen Bahn geführt wird. Auch numerisch wurden diese Versuche durchgeführt, wobei wie auch bei den Driftversuchen keine umfangreiche Ähnlichkeit der Koeffizientensätze zwischen Modellversuch und numerischer Berechnung festgestellt wurde. Erneut war das Drehkreisverhalten der koeffizientenbasierten Simulationen sehr ähnlich, sodass als Schluss gezogen werden kann, dass ein deutlicher Unterschied der Koeffizienten letztendlich ähnliche Simulationsergebnisse erzeugen kann. Hajivand und Hossein Mousavizadegan [8] betrachteten das Modell eines Militärschiffs (DTMB 5512) und berechneten einen Manövrierkoeffizientensatz durch numerische Drift- und *PMM*-Versuche. Die Simulationen wurden für verschiedene Geschwindigkeiten und mit freier Wasseroberfläche durchgeführt, und die dimensionslosen Koeffizientenwerte wiesen bei verschiedenen Geschwindigkeiten große Ähnlichkeiten auf. Die Simulationen verschiedener Manövrierversuche mit dem numerisch erzeugten Koeffizientensatz zeigten sehr gute Übereinstimmungen mit Modellversuchsdaten.

Für ein Schiff mit zwei Propulsoren haben El Moctar et al. [5] numerisch die Kräfte und Momente bei stationären Drift-, Ruderlege- und Giervorgängen sowie beim dynamischen, sinusförmigen Schwojen einer *PMM*-Anlage berechnet. Der Vergleich der Kraft- und Momentenverläufe mit experimentell ermittelten Daten zeigt gute Übereinstimmung beim stationären Driften und Gieren, während für das Ruderlegen größere Abweichungen festzustellen sind. Der erzeugte Koeffizientensatz wurde zur Simulation von Standardmanövern verwendet. Für das Zick-Zack-Manöver wurden erste Überschwingwinkel mit einer Abwei-

chung von  $1^\circ$  gegenüber Modellversuchsdaten ermittelt, demgegenüber konnte die Geschwindigkeitsabnahme während des Manövers mithilfe der Koeffizienten nicht abgebildet werden. Im Vergleich zu RANS-Berechnungen wird der taktische Durchmesser bei der koeffizientenbasierten Simulation überschätzt.

Die Hydrodynamik am Hinterschiff wurde vielfach numerisch untersucht. Liefvendahl und Bensow [9] haben dazu einen Einschrauber betrachtet und die Auswirkung der Änderungen der Rumpfgeometrie auf den Betriebszustand des Propellers untersucht. Dazu wurde die *Large Eddy Simulation*-Methode verwendet, bei der die größeren Wirbelstrukturen in der Strömung voll aufgelöst und nicht nur modelliert werden. Neben einer erfolgreichen Anwendung der Methode durch gute Übereinstimmungen mit Modellversuchsergebnissen wurde auch das Verständnis des Strömungsverhaltens am Hinterschiff erweitert, wobei man sich auf gewöhnliche Betriebszustände beschränkt hat.

### 3.3 Numerische Untersuchung des Notstopmanövers

Der Fokus beim Stoppmanöver ist meist auf das Zusammenspiel der Komponenten der Antriebsanlage gerichtet, während der Propeller als hydrodynamischer Lastgeber betrachtet wird. Das Manövrierverhalten des Schiffs während des Aufstopps, die hydrodynamische Last am Propeller, der Stoppweg und die Stoppzeit sind Ergebnisse einer Simulation, die als Eingabeparameter der Antriebssimulation betrachtet werden. Es gibt nur eine geringe Anzahl an Veröffentlichungen, die sich mit der hydrodynamischen Seite des Aufstopps auseinandersetzen. Spieker [22] befasste sich mit dem dynamischen Verhalten von Viertaktmotoren und Verstellpropellern und simulierte das Zusammenspiel der Komponenten mit einer numerischen Methode. Die Methode wurde anhand einer Vielzahl von Messergebnissen validiert. Wirz [27] modellierte das dynamische Verhalten von Zweitaktmotoren bei Schiffen mit Festpropellern während des Notstopmanövers und validierte die numerisch berechneten Ergebnisse anhand von Messdaten von Großausführungsversuchen. Eine motorseitige Optimierung der Regelung durch Wassereinspritzung bewirkte eine signifikante Verkürzung des Stoppwegs. Van de Voorde [26] führte Berechnungen des Stoppwegs und der Stoppzeit durch und verglich diese mit Ergebnissen von Modellversuchen und

Großausführungsmessungen von Stoppvorgängen. Die Bewegungsgleichung, die die Unbekannten Schub, Sogziffer, Widerstand und hydrodynamische Schiffszusatzmasse enthielt, wurde in Längsrichtung gelöst. Die hydrodynamische Masse wurde dabei als konstant angenommen und mit 6% bzw. 10% der Schiffsmasse veranschlagt. Auf Basis der Modellversuchsergebnisse sollte ein Zusammenhang der Sogziffer  $1-t$  zum Propellerschub gefunden werden, allerdings zeigte sich, dass keine Korrelation festgestellt werden konnte, was auf die Messgüte der Geschwindigkeit zurückgeführt wurde. Es wurde eine konstante Sogziffer angenommen und der Schub als Eingabewert aus Modell- bzw. Großausführungsmessung genutzt. Eine Zeitintegration des zurückgelegten Wegs zeigte Abweichungen des Simulationsergebnisses vom Modellversuchergebnis um 17%, wobei sich eine frühzeitige Abweichung des Geschwindigkeitsverlaufs während des Manövers zeigte. Die Berechnungen zu den Großausführungsmessungen führten zu einer guten Übereinstimmung der Stoppzeit und des Stoppwegs, welcher bei der Annahme einer hydrodynamischen Masse mit 10% der Schiffsmasse auf 3% und bei einer Annahme der hydrodynamischen Masse von 6% der Schiffsmasse auf 7% genau berechnet werden konnte.

In der Dissertation von Haack [7] wird das Gesamtsystem Schiff bei verschiedenen Manövern betrachtet. Neben der Maschinenanlage, der Automation und den hydrodynamischen Kräften wird die hydrodynamische Interaktion des Propellers mit dem Schiffsrumpf berücksichtigt. Dazu wird ein potentialtheoretischer Ansatz gewählt, indem der Schiffsrumpf mit Paneelen modelliert und die Propellerwirkung durch ein Traglinienmodell abgebildet wird. Der Modellierungsansatz lässt die Berechnung der Sogkraft bei verschiedenen Propellerblattsteigungen und Fahrtgeschwindigkeiten zu, und auch bei Pfahlzug wird die Sogkraft ermittelt. Der Vergleich mit der Sogkraft, die bei Verwendung der Sogziffer aus dem Propulsionsversuch errechnet wird, zeigt, dass die aus der Modellierung ermittelte Sogkraft mehr als doppelt so groß ist. Dabei verhält sich beim betrachteten Einschrauber die Sogkraft bei Pfahlzugbedingungen proportional zum Schub und nimmt einen Absolutwert von etwa 30% der Schubkraft an. Es werden für 2 Beispielschiffe Notstoppmanöver simuliert und mit Probefahrt Daten verglichen. Für ein RoRo-Schiff mit Verstellpropeller zeigt sich, dass der Stoppweg je nach Automation mit einer Abweichung von 4-10% berechnet werden kann

und auch die Momentenverläufe und die Stoppzeit gut mit den Probefahrtwerten übereinstimmen. Für ein RoRo-Schiff mit zwei Verstellpropellern kann der Stoppweg mit einer Abweichung von 5% prognostiziert werden, wobei vor allem der Geschwindigkeitsverlauf aus Modellierung und Probefahrt eine sehr gute Übereinstimmung aufweist. Haack zeigt in der Arbeit, dass die Vorhersage des Notstoppmanövers mit geringem numerischen Aufwand möglich ist und eine gute Übereinstimmung mit Probefahrtmessungen erreicht werden kann.

Bei der Steigungsrücknahme eines Verstellpropellers während des Aufstoppens besteht die Gefahr darin, dass am Propeller der „wind-milling“-Effekt auftritt. „wind-milling“ beschreibt den Zustand, in dem die Strömung den Propeller antreibt und Energie in den Antriebsstrang einbringt. Bei diesel-elektrischen Antrieben, von denen im Rahmen dieser Arbeit als Antrieb ausgegangen wird, wird der Elektromotor zum Generator und bringt Energie in das Bordnetz ein, sodass es zu Überspannungen, Kurzschlüssen und schweren Schäden im Gesamtsystem Schiff kommen kann. Bei dem direkten Antrieb des Propellers durch einen Dieselmotor kann dies zu einem Motorschaden führen. Schoop et al. [18] haben anhand eines Schiffs mit einem diesel-elektrischen Antrieb und einem Verstellpropeller gezeigt, dass „wind-milling“ durch eine Feinabstimmung der Propellerdrehzahl und der Steigung vermieden werden kann. Der Antriebsstrang wurde mit den Propellerlasten, die aus Freifahrtkurven und Propulsionsversuchsdaten berechnet wurden, belastet. Die Lösung der Bewegungsgleichung des Schiffs unter Verwendung einer empirisch abgeschätzten hydrodynamischen Masse ermöglichte eine Berechnung des Stoppverhaltens mit guter Übereinstimmung mit den Großausführungsmessungen. Im Anschluss an die Validierung konnte unter Anwendung des Modellierungsansatzes die Vermeidung von „wind-milling“ durch die Anhebung der Propellerdrehzahl während der Rücknahme der Propellersteigung gezeigt werden. Bei diesel-elektrischen Antrieben ist dies aufgrund des breiten Drehzahlbereichs und des hohen Drehmoments des Elektromotors möglich.

Das Forschungsprojekt *OptiStopp* nahm sich der Wirkung und Vermeidung des „wind-milling“-Effekts auf das Gesamtsystem Schiff an, indem ein Modell der elektrischen Komponenten und der Antriebsmaschinen erzeugt wurde und in Kombination mit der Hydrodynamik des Schiffs und Propellers ein Stoppmanö-

ver mit hohem Detaillierungsgrad simuliert werden konnte [19]. Die Modellierung wurde in *MATLAB Simulink* durchgeführt, sodass Teilmodelle für das Bordnetz, die Energieerzeugung, die Steuerung und die Schiffshydrodynamik über Schnittstellen interagieren konnten. Simulationen zeigten, dass das Verhalten des Bordnetzes und das Zusammenspiel der Komponenten realitätsnah abgebildet werden konnten. Im Rahmen des Projekts wurden Stoppmanöver durchgeführt und es konnte gezeigt werden, dass eine kurzzeitige Anhebung der Wellendrehzahl zu Beginn der Steigungsrücknahme des Propellers den „wind-milling“-Effekt verhindert. Im Rahmen dieser Arbeit wird auf einige Modellversuchsergebnisse und Modellierungsansätze zurückgegriffen.

## 4 Theorie

### 4.1 Koeffizientenbasierte Manöversimulation

In diesem Kapitel werden die mathematischen Annahmen beschrieben, die Grundlage der in dieser Arbeit angewandten koeffizientenbasierten Manöversimulation auf Basis der Arbeit von Abkowitz [2] sind. Das Schiff bewegt sich ausgehend von einer Startposition im zweidimensionalen, globalen Koordinatensystem  $(x_0, y_0)$  entlang einer Bahn. Das lokale Schiffskoordinatensystem bestehend aus den Richtungen  $(x, y)$  wird genutzt, um die Bewegungen des Schiffs zu beschreiben, die auf die Freiheitsgrade Schnellen, Schwojen und Gieren begrenzt sind. Abbildung 1 zeigt die Ausrichtung des globalen Koordinatensystems und des Schiffskoordinatensystems in der Draufsicht. Eine Quergeschwindigkeit des Schiffs in Backbordrichtung besitzt ein negatives Vorzeichen und bildet zusammen mit der Voraussgeschwindigkeit  $u$  die Gesamtgeschwindigkeit  $U$ . Wird das Ruder um den Winkel  $\delta$  nach Backbord gelegt, ist das Vorzeichen des Ruderwinkels positiv.

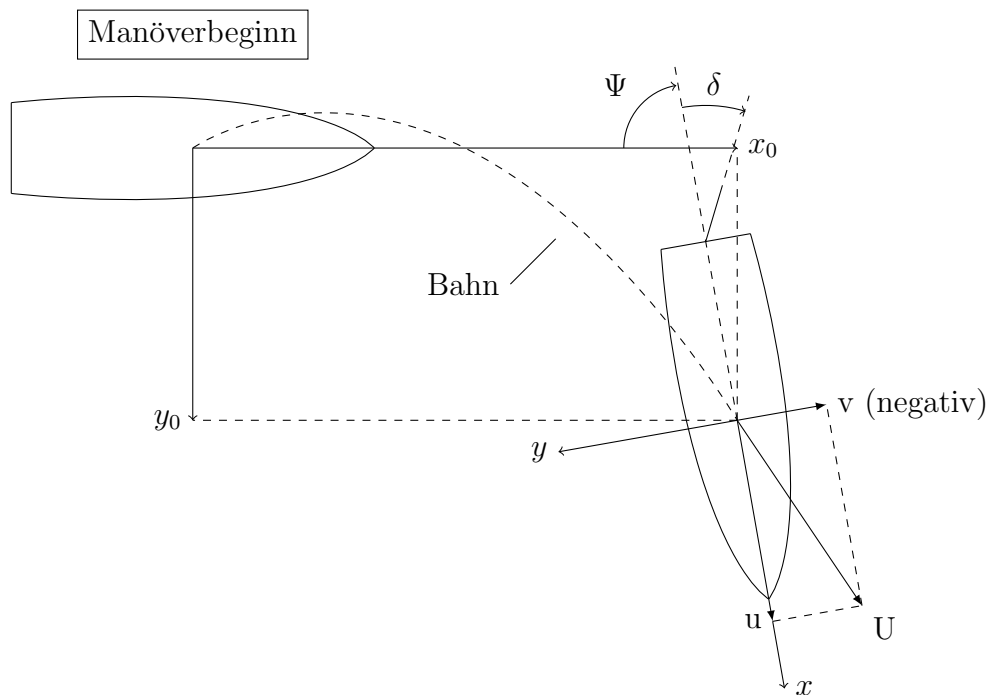


Abbildung 1: Manövierkoordinatensystem [1]

### 4.1.1 Bahnbestimmung

Im globalen Koordinatensystem ergibt sich für die Geschwindigkeit des Ursprungs des Schiffskoordinatensystems  $\dot{x}_0(t)$ ,  $\dot{y}_0(t)$  folgender Zusammenhang zu den Geschwindigkeitskomponenten  $u(t)$  und  $v(t)$  eines schiffsfesten Punktes  $P$ :

$$\dot{x}_0(t) = u(t) \cos \psi(t) - v(t) \sin \psi(t); \quad \dot{y}_0(t) = u \sin \psi(t) + v(t) \cos \psi(t) \quad (1)$$

Die Zeitintegration der Bewegung erfolgt mit dem expliziten Euler-Verfahren, sodass ausgehend von einem gegebenen Anfangszustand  $x_0$ ,  $y_0$ ,  $\psi_0$  über die Schiffsgeschwindigkeiten  $u$ ,  $v$  und  $r$  für jeden Zeitpunkt die Lage des Schiffs in globalen Koordinaten bestimmt werden kann. Die Zeitschrittweite  $\Delta t$  stellt den zeitlichen Abstand dar, der zwischen zwei Berechnungspunkten verstreicht, sodass für diesen Zeitschritt der Bewegungsfortschritt berechnet wird.

$$x_0(t + \Delta t) = x_0(t) + \Delta t [u(t) \cos \psi(t) - v(t) \sin \psi(t)] \quad (2)$$

$$y_0(t + \Delta t) = y_0(t) + \Delta t [u(t) \sin \psi(t) + v(t) \cos \psi(t)] \quad (3)$$

$$\psi(t + \Delta t) = \psi(t) + \Delta t \cdot r(t) \quad (4)$$

### 4.1.2 Lösen der Bewegungsgleichungen

Um die Schiffsbewegungen im bewegten Koordinatensystem zu bestimmen, werden die allgemeinen Bewegungsgleichungen in den drei betrachteten Freiheitsgraden gelöst. Hierfür werden die Massen- und die hydrodynamischen Kräfte und Momente sowie die Propellerkräfte benötigt. Aus den Beschleunigungen können in der Folge durch Integration die Geschwindigkeiten  $u(t)$ ,  $v(t)$  und  $r(t)$  bestimmt werden. Für die Integration wird ebenso ein explizites Euler-Verfahren gewählt, welches bei der kleinen Zeitschrittweite der Simulation hinreichend genau ist.

Die Massenkräfte und -momente ergeben sich aus den folgenden Gleichungen [1]:

$$\text{Längskraft} \quad X = m(\dot{u} - vr - x_G r^2) \quad (5)$$

$$\text{Querkraft} \quad Y = m(\dot{v} + ur + x_G \dot{r}) \quad (6)$$

$$\text{Giermoment} \quad N = I_{zz} \dot{r} + m x_G (\dot{v} + ur) \quad (7)$$

Dabei ist  $m = \sum_i m_i$  die gesamte trockene Schiffsmasse (ohne hydrodynamische Anteile) und  $x_G$  die Längenkoordinate des Massenschwerpunkts vom Ursprung des Schiffskoordinatensystems.

Die Beschreibung der hydrodynamischen Kräfte und Momente des Schiffs erfolgt mit dem Ansatz nach Abkowitz [2]. Dabei werden Kräfte und Momente mit einem Polynomansatz oder einer Taylorreihenentwicklung dimensionslos in Abhängigkeit von den auftretenden Beschleunigungen, Geschwindigkeiten und weiteren Größen wie z.B. Ruderwinkel und Propellerschub dargestellt:

$$X = X(u, \dot{u}, v, \dot{v}, r, \dot{r}, \delta, T) \quad \text{entsprechend für } Y, N \quad (8)$$

Neben den Rumpfkraften haben die Propellerkräfte einen wichtigen Einfluss auf das Schiff. Die Propellerkräfte werden zur Laufzeit der Simulation aus dimensionslosen Schub- und Momentenbeiwerten des Propellers bei den unterschiedlichen Steigungsverhältnissen bestimmt:

$$X_{\text{Propeller}} = T_{\text{Prop.}}(P/D, J), \quad (9)$$

wobei  $P/D$  das Steigungsverhältnis des Propellers auf 70% des Propellerradius und  $J = \frac{v_a}{nD}$  der Fortschrittsgrad mit  $v_a$  der Anströmgeschwindigkeit,  $n$  der Propellerdrehzahl und  $D$  dem Propellerdurchmesser sind.

Kräfte und Momente aus Trägheit, Rumpfumströmung und Propellerschub werden aufsummiert und die Bewegungsgleichungen für die Beschleunigungen  $\dot{u}$ ,  $\dot{v}$  und  $\dot{r}$  gelöst. Dabei sind die Gleichungen für Längs-, Quer- und Gierbewegung gekoppelt. Wie zuvor erwähnt, wird auch hier eine explizite Euler-Integration

für die Berechnung der Geschwindigkeiten durchgeführt:

$$u(t + \Delta t) = u(t) + \Delta t \cdot \dot{u}(t)$$

$$v(t + \Delta t) = v(t) + \Delta t \cdot \dot{v}(t)$$

$$r(t + \Delta t) = r(t) + \Delta t \cdot \dot{r}(t)$$

Die Kräfte und Momente auf das Schiff werden bei Versuchen mit einem gefesselten Modell gemessen. Das Schiff wird dazu mit den Freiheitsgraden Tauchen und Trimmen durch das Wasser geschleppt, schräg zur Strömung gezogen oder auf einer vorgegebenen Kreisbahn bewegt. Um den Einfluss des Ruders auf die Kräfte und Momente am Schiff zu ermitteln, wird es bei Vorausfahrt gelegt und die entsprechenden Größen werden bestimmt. Die Drehzahl des Propellers entspricht dabei dem nach Froude'scher Ähnlichkeit skalierten Wert des Selbstpropulsionspunkts in der Großausführung. Die Versuche werden mit einem Propeller durchgeführt, um seine Wirkung auf Rumpf und Ruder in den Koeffizienten zu berücksichtigen. Mit Blick auf das Stoppmanöver werden die Versuche bei verschiedenen Längsgeschwindigkeiten durchgeführt. Die Kräfte und Momente, die durch die Umkehr des Propellerschubs auf Rumpf und Ruder wirken, werden durch eine Versuchsreihe mit Variation des Propellerschubs und -moments berücksichtigt und als Funktion des Schubs erfasst.

Der Propellerstrahl trifft in Vorausfahrt bei konventionellen Schiffen auf das Ruder. Da im Propellerstrahl eine höhere Strömungsgeschwindigkeit herrscht als im umgebenden Fluid, wird die Wirkung des Ruders durch den Propeller erhöht. Bei Schubumkehr verringert sich die Ruderwirkung erheblich, da die Zuströmung zum Ruder reduziert ist. Daraus lässt sich ableiten, dass eine Abhängigkeit der Ruderwirkung vom Propellerschub vorliegt, sodass eine Näherungsfunktion zur Kraftbeschreibung eine Kopplung zwischen Schub  $T$  und Ruderwinkel  $\delta$  abbilden muss:  $F = f(T, \delta)$ . Eine weitere Kopplung ergibt sich für das Schwojen und Gieren des Schiffs, da ein Schiff, das sich in einer Drehbewegung befindet, auch eine Querbewegung ausführen kann.

Die Kraftverläufe werden mit Polynomfunktionen der dritten Ordnung approximiert. Exemplarisch zeigt Gleichung 10 die Ansatzfunktion für eine Kraft

in Abhängigkeit vom Schwojen und Gieren, wobei nicht alle Terme bei jeder Kraftkomponente relevant sind, da u.a. bei einem symmetrischen Schiffsrumpf die Querkraft gegenüber der Schräganströmung aus physikalischer Sicht keine quadratische Abhängigkeit haben kann. Aus der Kombination der Rundlaufversuche, bei denen das Schiff auf einer stationären Kreisbahn geschleppt wird, und der Driftversuche, bei denen es schräg geschleppt wird, sowie der Verknüpfung beider Versuche, bei denen das Schiff schräg zur Bewegungsrichtung auf einer Kreisbahn bewegt wird, kann eine Näherungsfunktion in Abhängigkeit von Quergeschwindigkeit  $v$  und Gierrate  $r$  bestimmt werden:

$$F(v,r) = F_0 + F_{vvv} \cdot v^3 + F_{vv} \cdot v^2 + F_v \cdot v + F_{rrr} \cdot r^3 + F_{rr} \cdot r^2 + F_r \cdot r \\ + F_{vr} \cdot v \cdot r + F_{vvr} \cdot v^2 \cdot r + F_{vrr} \cdot v \cdot r^2 \quad (10)$$

Die Polynomkoeffizienten wie z.B.  $F_v$  werden Manövrierkoeffizienten genannt. Diese werden tabellarisch abgespeichert. Zur Simulation eines Stoppmanövers muss das Manövrierverhalten auch bei abnehmender Geschwindigkeit korrekt erfasst werden. Dazu werden die Manövrierkoeffizienten für verschiedene Geschwindigkeiten bestimmt, damit später zwischen den Koeffizientensätzen interpoliert werden kann.

## 4.2 Numerische Strömungsmodellierung

Die Strömungsberechnungen werden mit dem viskosen Strömungslöser *ANSYS CFX* durchgeführt. Das Strömungsgebiet wird dazu in Teilvolumina zerlegt, in denen die Reynolds-gemittelten Navier-Stokes-Gleichungen approximiert werden. Im folgenden Abschnitt werden die Gleichungen und Modellierungen beschrieben, auf denen die numerischen Berechnungen basieren.

### 4.2.1 Reynolds-gemittelte Navier-Stokes-Gleichungen

Das Strömungsverhalten unter Berücksichtigung viskoser Effekte wird mit den Navier-Stokes-Gleichungen beschrieben [6]. Die Impulsformulierung der Navier-

Stokes-Gleichungen beschreibt die Bewegung des Fluids durch das Rechengebiet und wird bei numerischen Verfahren auf Teilvolumina angewendet. In der integralen Form wird über die Volumen  $V$  und die Berandungsflächen  $S$  integriert:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho \underline{v} dV + \int_S \rho \underline{v} \underline{v} \cdot d\underline{S} = \int_S (\underline{\tau} - p \mathbf{I}) \cdot d\underline{S} + \int_V \underline{f} dV, \quad (11)$$

$\forall \mathbf{x} \in \Lambda$ , wobei  $\underline{v}$  den Geschwindigkeitsvektor,  $\underline{\tau}$  den Spannungstensor,  $p$  den lokalen Druck,  $\mathbf{I}$  den Einheitsvektor und  $\underline{f}$  externe Volumenkräfte beschreiben. Die Kontinuitätsgleichung beschreibt den Erhalt der Masse im Strömungsgebiet  $\Lambda$ :

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho dV + \int_S \rho \underline{v} \cdot d\underline{S} = 0 \quad (12)$$

Die Reynolds-gemittelte Formulierung der Navier-Stokes-Gleichungen (RANS) basiert auf der Annahme, dass die Transportvariablen aus einem zeitlich gemittelten Anteil  $\overline{\{\}}$  und einem fluktuierenden Anteil  $\{\}'$  bestehen. Ersetzt man in den Gleichungen 11 und 12 die Transportvariablen Geschwindigkeit  $\underline{v}$  und Druck  $p$  durch die beiden Anteile

$$\underline{v} = \overline{\underline{v}} + \underline{v}' \quad (13)$$

und

$$p = \overline{p} + p', \quad (14)$$

so erhält man die integrale Form der RANS-Gleichungen:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho dV + \int_S \rho \overline{\underline{v}} d\underline{S} = 0 \quad (15)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho \overline{\underline{v}} dV + \int_S \rho \overline{\underline{v} \underline{v}} \cdot d\underline{S} = \int_S (\underline{\tau} - \overline{p} \mathbf{I} - \rho \overline{\underline{v}' \underline{v}'}) \cdot d\underline{S} + \int_V \underline{f} dV \quad (16)$$

Aus dem Konvektionsterm  $\rho \underline{v} \underline{v}$  in Gleichung 11 entsteht durch die Aufteilung in gemittelte und fluktuierende Anteile der Geschwindigkeit  $\underline{v}$  in Gleichung 16 ein zusätzlicher Term  $\overline{\rho \underline{v}' \underline{v}'}$  mit sechs Unbekannten, der als Reynolds-Spannungstensor bezeichnet wird. Der Reynolds-Spannungstensor kann nicht direkt gelöst werden und erfordert zur Lösung in Gleichung 16 ein Turbulenzmodell, das die Fluktuation der Geschwindigkeit beschreibt.

#### 4.2.2 Turbulenzmodellierung

Zur Modellierung des Reynolds-Spannungstensors in Gleichung 16 wird das Shear-Stress-Transport-Modell (*SST*) nach Menter [11] verwendet, das mithilfe des Boussinesq'schen Ansatzes die Turbulenz auf Basis der Wirbelzähigkeit  $\mu_t$  modelliert:

$$\overline{\rho \underline{v}' \underline{v}'} = -\mu_t \cdot \left( \frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{v}_j}{\partial x_i} \right) + \frac{2}{3} \rho \delta_{ij} k \quad (17)$$

Die turbulente Wirbelzähigkeit bildet den Anstieg der Zähigkeit im Fluid aufgrund der turbulenten Fluktuationen ab. Gleichung 17 besitzt noch einen weiteren Term, der von der turbulenten kinetische Energie  $k$  und dem Kronecker-Delta abhängt, die wie folgt definiert sind:

$$k = \frac{1}{2} \overline{\underline{v}' \underline{v}'} \quad (18)$$

$$\delta_{ij} = \begin{cases} 1 & \text{falls } i = j \\ 0 & \text{falls } i \neq j \end{cases} \quad (19)$$

Die turbulente kinetische Energie in Gleichung 18 referenziert wieder den Reynolds-Spannungstensor und muss durch zusätzliche Gleichungen modelliert werden. Das *SST*-Modell verknüpft die Vorteile zweier häufig verwendeter Zweigleichungs-Turbulenzmodelle:  $k - \epsilon$  und  $k - \omega$ . Beide Modelle beschreiben den Transport der Variablen turbulente kinetische Energie  $k$  und (spezifische) Dissipationsrate  $\epsilon$  ( $\omega$ ). Dabei wird zwischen beiden Modellen gewechselt, um jeweils

ein Modell hinsichtlich einer schnellen ( $k - \epsilon$ ) oder einer wandnahen, langsamen Strömung ( $k - \omega$ ) anzuwenden. Im Übergangsbereich findet eine Überblendung statt.

### 4.2.3 Berücksichtigung der freien Wasseroberfläche

Die Berücksichtigung der freien Wasseroberfläche als Trennfläche zwischen dem Fluid Wasser und dem Fluid Luft erfolgt mit der Volume-of-Fluid-Methode (*VOF*) [6]. Für jedes Teilvolumen des Strömungsgebiets wird die zusätzliche Transportvariable  $c$  mitgeführt, die die Konzentration eines Fluids in einer Zelle im Verhältnis zu einem weiteren Fluid beschreibt:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V c \, dV + \int_S c \underline{v} \cdot d\underline{S} = 0 \quad (20)$$

Neben den Werten 0 und 1 kann es im Bereich der freien Oberfläche zu einer Trennschärfe kommen, sodass für die dortigen Teilvolumina  $1 < c < 0$  gilt. Die Grenzfläche zwischen beiden Fluiden kann somit auch innerhalb der Teilvolumina liegen und verläuft nicht streng entlang der Volumenberandungsflächen.

## 4.3 Propellermodell

Die Berücksichtigung des Propellers als dreidimensionales Objekt in der numerischen Berechnung mit dem RANS-Verfahren ist mit großem Aufwand verbunden. Dabei muss das den Propeller umgebende Gebiet durch viele Teilvolumina aufgelöst werden, um die Geometrie vollständig abbilden zu können. Zudem ist bei der Simulation eine Zeitschrittweite zu berücksichtigen, die abhängig von der Auflösung des Rechengitters und der Drehzahl des Propellers ist, da zwischen zwei Zeitschritten nur ein geringer Winkelfortschritt der Propellerflügel zugelassen werden sollte. Da eine Berücksichtigung der instationären Propellerkräfte für die Manövriersimulation nicht relevant ist, bietet sich die Idealisierung des Propellers als Impulsscheibe an, sodass die gemittelten Kräfte, die durch den Propeller entstehen, in die Strömung eingebracht werden können, ohne dabei die oben genannten Nachteile, die zu einem großen Berechnungsaufwand führen,

aufzuweisen. Das implementierte Verfahren ist eine Weiterentwicklung der Propellermodelle von Manzke [10], Soukup [21] und Xing-Kaeding [28].

Anstelle eines vollmodellierten Propellers wird eine Scheibe mit dem Durchmesser des Propellers  $D$  in der Propellermitte in die numerische Berechnung eingebracht. Das Geschwindigkeitsfeld der Strömung wird in einem Abstand von  $0.05 \cdot D$  in axialer Richtung vor der Eintrittskante des Propellerflügels aus der RANS-Berechnung ausgelesen. Die Geschwindigkeiten für jeden Lesepunkt werden anschließend in ein Zylinderkoordinatensystem überführt und als Axialgeschwindigkeit  $v_{p,local}$  und Tangentialgeschwindigkeit  $v_{T,local}$  gespeichert. Nun lässt sich jedem Kontrollvolumen, das sich im Bereich der Impulsscheibe befindet, ein Geschwindigkeitsvektor zuordnen, der die genannte axiale und tangentiale Geschwindigkeit beinhaltet. Jedes dieser Teilvolumina wird als ein eigener Propeller behandelt, für den der Fortschrittsgrad und der Schub wie folgt definiert sind:

$$J_{local} = \frac{v_{A,local}}{nD \pm \frac{v_{T,local}}{\pi}} \quad (21)$$

$$T_{P,local} = \frac{k_T}{J_{local}^2} \rho D^2 v_{A,local}^2 \quad (22)$$

$v_{A,local}$  ist die äquivalente Fernfeldgeschwindigkeit, die im Freifahrtversuch als ungestörte Zuströmung zum Propeller vorläge. In die ausgelesene Axialgeschwindigkeit  $v_{p,local}$  fließt aufgrund der Existenz der Impulsscheibe bereits die Sogwirkung des Propellers ein, sodass dies  $v_{p,local}$  gegenüber  $v_{A,local}$  erhöht. Je nach Drehsinn des Propellers wirkt die Tangentialkomponente  $v_{T,local}$  als verstärkender oder abschwächender Anteil auf die Rotationsgeschwindigkeit. Unter Berücksichtigung von Gleichung 22, in der sowohl der Fortschrittsgrad als auch die Fernfeldgeschwindigkeit enthalten sind, lässt sich iterativ ein Gleichgewicht finden, bei dem der Schubzustand und die Fernfeldgeschwindigkeit auf Basis der Strahltheorie zur ausgelesenen Axialgeschwindigkeit passen. Dazu wird als erster Ansatz  $v_{p,local}$  als Startwert für  $v_{A,local}$  angenommen und mithilfe der Gleichungen 21 und 23 eine Fernfeldlösung bestimmt, wobei der Schubkoeffizient  $k_T$  entsprechend dem Fortschrittsgrad aus Gl. 21 der zugehörigen Freifahrtkurve des

Propellers entnommen wird.

$$v_{A,local} = \frac{2 \cdot v_{A,local,alt}}{1 + \sqrt{1 + \frac{8}{\pi} \frac{k_T}{J_{local}^2}}} \quad (23)$$

Mit dem neu berechneten Wert für  $v_{A,local}$  wird der Prozess wiederholt, bis die Änderungen der Fernfeldgeschwindigkeit einen vorgegebenen Grenzwert unterschreiten. Das Verfahren konvergiert meist innerhalb von 10 Iterationen und ist mit wenig Rechenaufwand im Vergleich zur Strömungslösung des RANS-Verfahrens verbunden.

Mit dem iterativ bestimmten Strömungszustand lassen sich das Propellermoment und der Schub bestimmen (s. Gl. 24 und 25), da  $k_T$  und  $k_Q$  aus den Freifahrtkurven des Propellers ausgelesen werden können.

$$T_{local} = k_T \rho n^2 D^4 \quad (24)$$

$$Q_{local} = k_Q \rho n^2 D^5 \quad (25)$$

Diese Werte entsprechen den Kräften, die ein Propeller aufgrund der Zuströmung zum betrachteten Teilvolumen in die Strömung einbringen würde. Die iterative Kraftbestimmung wird für alle Teilvolumina, deren Begrenzungen die Impulsscheibe in der RANSE-Lösung geometrisch schneiden, ausgeführt. Die Kräfte werden anschließend aufgrund des Volumens der Teilvolumina gewichtet. Dies ermöglicht die Berücksichtigung der lokalen Geschwindigkeitsunterschiede, die u.a. im Nachstrom eines Schiffs vorherrschen. Aufgrund der Steigungsverteilung eines Propellers ist der Schub in radialer Richtung variierend, da an der Flügelspitze aufgrund der abgehenden Wirbel kein Schub erzeugt werden kann und auch nahe der Blattwurzel nur wenig Schub erzeugt wird. Die Verteilungsfunktion in Gl. 26 erzeugt unter Vorgabe der Radien der Blattspitze ( $r_p$ ) und der Blattwurzel ( $r_h$ ) eine Schubverteilung, die ihr Maximum bei etwa  $0.7 \cdot r_p$  hat.

$$r' = \frac{r - r_h}{r_p - r_h} \sqrt{1 - \frac{r - r_h}{r_p - r_h}} \quad (26)$$

Die tangentiale Schubverteilung basiert somit auf der Zuströmung zum Propeller, während die radiale Verteilung durch eine fest vorgegebene Verteilungsfunktion aufgebracht wird. Die radiale Verteilung ist hauptsächlich durch die Geometrie des Propellerflügels bestimmt. Die durch das Propellermoment auftretenden tangentialen Kräfte werden entsprechend den axialen Schubkräften verteilt. Die berechneten Volumenkräfte werden über den Term  $\mathbf{f}$  in Gl. 16 in die Strömungslösung eingebracht.

In diesem Kapitel wird zunächst der allgemeine Ablauf eines Stoppmanövers für ein Schiff mit einem Verstellpropeller erläutert. Anschließend gilt es, die einzelnen Phasen näher zu betrachten und zu erklären, inwiefern diese in einem numerischen Simulationsverfahren berücksichtigt werden können.

## 5 Modellversuche

Im Rahmen des Verbundforschungsprojekts „OptiStopp“, das vom Deutschen Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie gefördert wurde, sind an der Schiffbauversuchsanstalt Potsdam (SVA) umfangreiche Modellversuche durchgeführt worden. Das untersuchte Schiffsmodell entspricht einem Zulieferer-Containerschiff, in schiffbaulichen Kreisen auch als „Feeder“ bezeichnet. Die Hauptdaten können der Tabelle 1 entnommen werden. Das Schiffsmodell hat eine Länge von ca. 6 m.

Tabelle 1: Hauptdaten des betrachteten Schiffs

$L_{PP}$ [m]	110
$B$ [m]	18
$T$ [m]	7,1
$c_B$ [-]	0,774
$v_D$ [kn]	14,0
Skalierung	19,2

Als Antrieb wurde ein speziell entwickelter Verstellpropeller im Modellmaßstab eingesetzt, wobei dieser im Schiffsmodell erfolgreich verbaut und die Verstellung der Propellerblätter erprobt worden ist. Die Konstruktion des Verstellpropellers ermöglicht die Rücknahme der Propellersteigung während der Fahrt, sodass das Stoppverhalten von Schiffen mit Verstellpropellern experimentell untersucht werden kann. Die Hauptdaten des verwendeten Propellers sind in Tabelle 2 aufgeführt.

Tabelle 2: Hauptdaten des Verstellpropellers

Durchmesser	$D$	[m]	4,6
Durchmesser Modell	$D_M$	[m]	0,24
Nabenverhältnis	$d_H/D$	[-]	0,2
Flügelzahl	$Z$		4
Skewwinkel	$\Theta$	[°]	0
Flächenverhältnis	$A_E/A_0$	[-]	0,5185
Steigungsverhältnis	$P_{0,7}/D$	[-]	0,8
Drehsinn			rechts

Das Vorgehen und die dabei vorliegenden Einschränkungen werden in den folgenden Abschnitten näher betrachtet, bevor auf die Ergebnisse der Modellversuche eingegangen wird.

## 5.1 Untersuchungen

### 5.1.1 Widerstand & Propulsion

Die entsprechenden Modellversuche zur Ermittlung des Schiffswiderstands und des Selbstpropulsionspunkts bei verschiedenen Schiffsgeschwindigkeiten wurden durchgeführt. Das Schiff wird im Widerstandsversuch ohne Ruder und Propeller geschleppt und die Widerstandskraft als Kontaktkraft am Schleppwagen der Versuchsanstalt gemessen. Im Propulsionsversuch wird das Modell mit drehendem Propeller und Ruder betrieben. An der *SVA Potsdam* wird wie beim Widerstandsversuch die Kontaktkraft zwischen Schleppwagen und Schiff gemessen, was gewöhnlich als „englische“ Methode in der Literatur beschrieben wird. Der Selbstpropulsionspunkt im Modell- und Großausführungsmaßstab kann ermittelt werden, indem anhand von Daten zu Betriebspunkten nahe der Selbstpropulsion, bei der im Modellmaßstab die Kontaktkraft verschwindet und für die Großausführung die Berücksichtigung des Reibungsabzugs beachtet werden muss, die Propellerdrehzahl bei verschwindender Restkraft interpoliert wird. Die Propellerblattsteigung wird dabei im Entwurfszustand belassen.

### 5.1.2 Kraftmessungen bei entwurfsfernen Betriebspunkten

Schiffskraftmessungen mit einem am Schleppwagen befestigten Modellschiff ähneln dem beschriebenen Vorgehen des Propulsionsversuchs in Abschnitt 5.1.1, jedoch wird im Rahmen dieser Versuche der Propellerschub variiert, um die Propeller-Rumpf-Interaktion erfassen zu können. Da es sich um einen Verstellpropeller handelt, kann der Schub mittels Drehzahl- und Steigungsvariation gesteuert werden. Beide Parameter werden in Wertebereichen variiert, sodass am Propeller positive und negative Schubzustände vorliegen. Eine große Anzahl an Variationen beider Parameter ermöglicht ein tiefgreifendes Verständnis der Propellersogwirkung auf den Rumpf. Zu jedem Fahrtzustand werden die Längs- und

Querkraft in der Befestigung am Schleppwagen sowie Schub und Moment am Propeller gemessen.

### 5.1.3 Stoppversuche mit beschränkten Freiheitsgraden des Schiffmodells

Aufgrund der beschränkten Breite der Schlepprinne ist es beim Stoppversuch erforderlich, dass das Schiff auf Kurs gehalten wird, was aufgrund der stark veränderten Druck- und Strömungssituation am Hinterschiff ohne technische Maßnahmen nicht gewährleistet werden kann. An der *SVA Potsdam* wird das Schiff hierzu in Längsrichtung geführt, sodass ein Schwojen und Gieren unterdrückt wird. Dies erfolgt durch ein Schienensystem (Abbildung 2) mit zwei Kontaktbereichen am Vor- und Hinterschiff, bei denen die vom Schleppwagen kommenden Stifte durch Kontrolle der Schleppwagengeschwindigkeit in Längsrichtung frei beweglich bleiben.



Abbildung 2: Befestigung des Modellschiffs am Schleppwagen

Das Schiff befindet sich zu Manöverbeginn freifahrend in Selbstpropulsion. Anschließend wird die Propellersteigung zurückgenommen und, sobald der Propellerschub in den negativen Bereich übergeht, das Schiff durch den Propeller gebremst. Mit abnehmender Schiffsgeschwindigkeit wird die Schleppwagengeschwindigkeit verringert, sodass das Modell weiterhin neben den Freiheitsgraden

Tauchen und Stampfen auch Schnellen kann. Die Einflüsse durch Reibung in der Längsführung und durch die Unterdrückung des Freiheitsgrads Rollen werden dabei als vernachlässigbar klein betrachtet. Zu jedem Stoppvorgang liegen die Kontaktkräfte in den Führungen, Propellerschub und -moment sowie der Stoppweg und die Stoppzeit vor.

## 5.2 Versuchsergebnisse

Im folgenden Abschnitt werden die Ergebnisse in dimensionsloser Form angegeben. Zeit, Weg, Geschwindigkeit, Kraft oder Moment werden dazu durch Wasserdichte, Entwurfsgeschwindigkeit und/oder Schiffslänge geteilt, um Einheiten zu eliminieren. Diese Vorgehensweise erleichtert die Vergleichbarkeit der Betriebszustände. Die Geschwindigkeit wird über die Entwurfsgeschwindigkeit dimensionslos gemacht:

$$U' = \frac{U}{U_{Entwurf}} \quad (27)$$

$$Fr = \frac{U}{\sqrt{g \cdot L_{PP}}} \quad (28)$$

Ein weiterer Weg, um die Geschwindigkeit darzustellen, ist die Froude'sche Zahl, die ein Verhältnis der kinetischen zur Trägheitskraft darstellt (s. Gl. 28). Abstände und Wegstrecken werden als ein Vielfaches der Länge zwischen den Loten  $L_{PP}$  dargestellt. Der Zeitraum, der notwendig ist, um eine Schiffslänge bei der Entwurfsgeschwindigkeit zurückzulegen, wird zur Normierung der Zeit genutzt.

$$t' = \frac{t \cdot U_{Entwurf}}{L_{PP}} \quad (29)$$

$$X' = \frac{X}{L_{PP}} \quad (30)$$

Kräfte und Momente unterscheiden sich in ihren Einheiten um eine Längeneinheit und werden daher ähnlich normiert. Das Produkt aus der Wasserdichte

$\rho$ , dem Quadrat der Entwurfsgeschwindigkeit und dem Quadrat der Schiffslänge stellt den Nenner für die Kraft dar. Für die Normierung eines Moments wird dieser Ausdruck um den Faktor der Schiffslänge erweitert wird (mit dem Hebelarm  $l$  [m]):

$$M' = F' \cdot \frac{l}{L_{PP}} = \frac{F}{\rho \cdot U_{Entwurf}^2 \cdot L_{PP}^2} \cdot \frac{l}{L_{PP}} \quad (31)$$

Im folgenden Abschnitt werden die für diese Arbeit relevanten Ergebnisse der Modellversuche zusammengefasst, die einen Ausschnitt aus dem Versuchsprogramm darstellen. Für weitere Ergebnisse kann der Projektabschlussbericht der *SVA Potsdam* eingesehen werden [23].

### 5.2.1 Widerstand & Propulsion

Die Ergebnisse des Widerstands- und Propulsionsversuchs sind in Tabelle 3 dargelegt und beinhalten die Widerstandskraft  $F'_{X,R}$ , die Sogziffer  $t$ , die Nachstromziffer  $w_t$  und den Propulsionswirkungsgrad  $\eta_D$ . Die gewählten Froudezahlen entsprechen den Schiffsgeschwindigkeiten, die im Verlauf der Untersuchung festgelegt wurden, wobei zur niedrigsten Geschwindigkeit keine Propulsionsdaten vorliegen. Es ist zu beobachten, dass die normierte Widerstandskraft quadratisch über der Schiffsgeschwindigkeit ansteigt und auch die Sogziffer stark zunimmt, während die Nachstromziffer in einem ähnlichen Größenbereich bleibt.

Tabelle 3: Widerstands- und Propulsionsdaten (Modellmaßstab)

$Fr$	$F'_{X,R} \cdot 10^5$	$t$	$w_t$	$\eta_D$
0,078	14,751	X	X	X
0,157	56,473	0,119	0,231	0,675
0,219	103,285	0,184	0,268	0,683

### 5.2.2 Kraftmessungen bei entwurfsfernen Betriebspunkten

Das Versuchsprogramm umfasst die Einflüsse der Variation der Propellerdrehzahl, der Propellerblattsteigung und der Schiffsgeschwindigkeit. Deshalb ist es

notwendig, die Ergebnisse in bestimmten Schemen zu ordnen, um die Zusammenhänge der Versuche parametrisch in Kontext bringen zu können. Zunächst soll eine Unterteilung nach Geschwindigkeiten vorgenommen werden, um die Strömungszustände am Schiff zuordnen zu können. Die betrachteten Fahrtzustände sind den Froudezahlen  $Fr = 0$ ,  $Fr = 0,078$ ,  $Fr = 0,157$  und  $Fr = 0,219$  zuzuordnen, die auch bei den Widerstands- und Propulsionsversuchen betrachtet wurden. Eine weitere Unterteilung lässt sich nach dem Propellentyp durchführen, da der betrachtete Propeller als händisch veränderbare Konfiguration (FP) und als Verstellpropeller im Modellmaßstab (VP) gefertigt wurde. Beide Propeller wurden über einen relativ weiten Bereich von Drehzahlen und Steigungen experimentell untersucht.

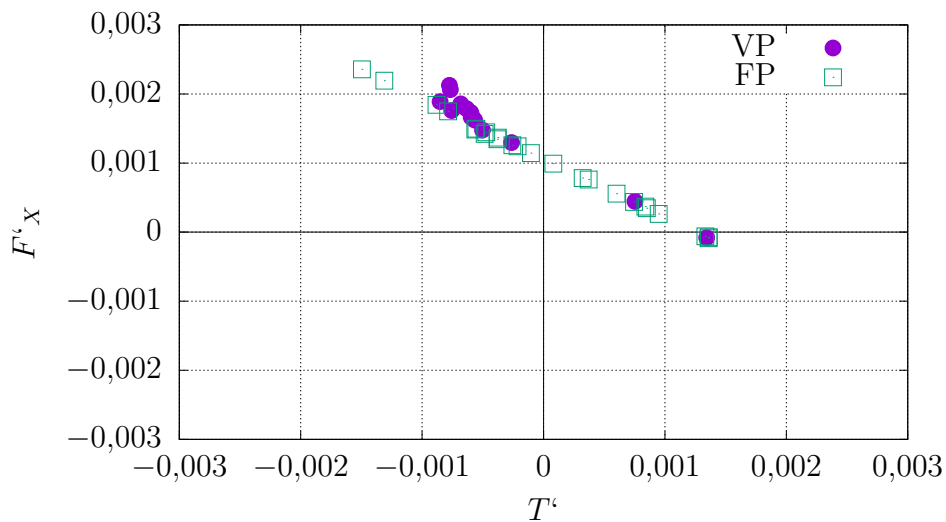


Abbildung 3: Schleppkraft  $F'_X$  über dem Propellerschub  $T'$  bei  $Fr = 0,219$

In Abbildung 3 sind die Messwerte der Kontaktkraft vom Schiff am Schleppwagen über den Propellerschub aufgetragen, sodass positive Werte eine Zugkraft des Schleppwagens am Schiff darstellen. Die Messpunkte entsprechen Kombinationen aus verschiedenen Propellersteigungen und Propellerdrehzahlen, doch die Darstellung legt einen Fokus auf die Propeller-Rumpf-Interaktion, da für die Art der Schuberzeugung (durch Variation der Steigung oder Drehzahl) nur ein geringer Einfluss auf den Strömungszustand am Hinterschiff erwartet wird. Bei der Froudezahl  $Fr = 0,219$  folgen bei großen Schubkräften bis zu Zuständen mit

geringeren Gegenschubwerten die Messwerte beider Propeller einem ähnlichen Trend. Mit zunehmendem Gegenschub, also bei negativen Werten auf der x-Achse, folgen die Messpunkte bei Nutzung des Verstellpropellers keinem eindeutigen Trend mehr, während für den Festpropeller keine Ausschläge festzustellen sind. Es konnte keine Ursache für diese Abweichungen identifiziert werden.

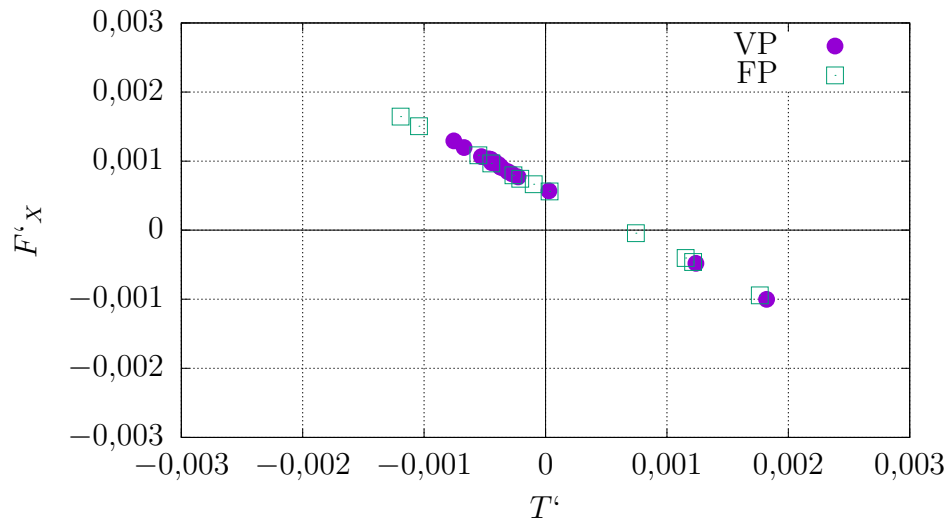


Abbildung 4: Schleppkraft  $F'_x$  über dem Propellerschub  $T'$  bei  $Fr = 0,157$

Bei  $Fr = 0,157$  liegen die Messwerte der Versuche mit Verstell- und Festpropeller nahezu auf einer Gerade und legen einen linearen Zusammenhang nahe. Mit abnehmender Froudezahl verringern sich die Widerstandskraft und die axiale Geschwindigkeitskomponente zum Propeller. Beides führt zu einer Abnahme der Schleppkraft und einer Zunahme des Schubwertes. Die Abbildungen 5 und 6 zeigen die Kraftverläufe für  $Fr = 0,078$  und  $Fr = 0$ .

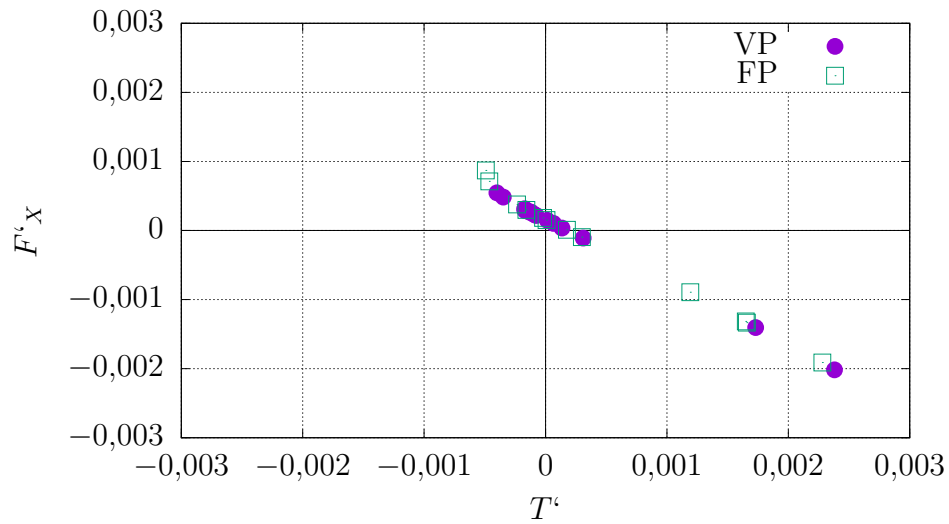


Abbildung 5: Schleppkraft  $F'_X$  über dem Propellerschub  $T'$  bei  $Fr = 0,078$

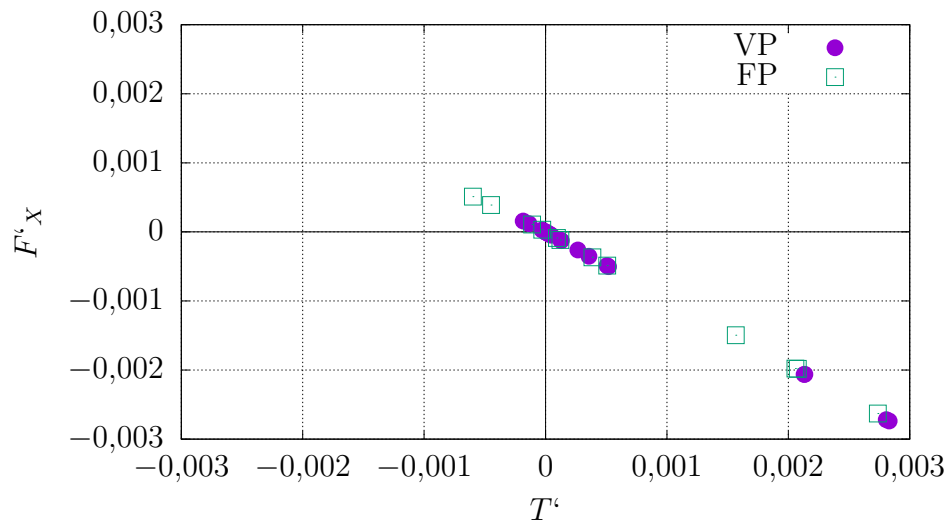


Abbildung 6: Schleppkraft  $F'_X$  über dem Propellerschub  $T'$  bei  $Fr = 0$

### 5.2.3 Stoppversuche mit beschränkten Freiheitsgraden des Schiffmodells

Die Ergebnisse der Stoppversuche mit dem Modell des *Feeders* in Tabelle 4 sind über die Versuchsnummern in Zeilen gegliedert. Horizontale Trennstriche zeigen einen Wechsel der Blattverstellgeschwindigkeit  $\frac{\delta\varphi}{\delta t}$  an. Die Versuche 3-5 wie auch die Versuche 7-9 stellen Versuchsreihen dar, die mit jeweils identischen Parametern durchgeführt wurden, um die Wiederholbarkeit der Ergebnisse zu überprüfen. Bei Versuch 6 beträgt die Steigungsrücknahme  $\varphi_{min} = 25^\circ$  und damit  $5^\circ$  weniger als in den anderen Versuchen. Bei den Versuchen 10,11 und 12 wurden weitere Blattverstellgeschwindigkeiten untersucht, um die Auswirkungen auf den Stoppweg  $X'$  und die Stoppzeit  $t'_{U'=0}$  zu ermitteln.

Tabelle 4: Übersicht über die Stoppversuche und ausgewählte Ergebnisdaten

Versuchsnr.	$\frac{\delta\varphi}{\delta t} [\frac{^\circ}{s}]$	$\varphi_{min} [^\circ]$	$\frac{\delta\varphi}{\delta t} [rad]$	$\varphi_{min} [rad]$	$t'_{U'=0}$	$X'$	$\frac{X'}{X'_{11}} [\%]$
3	-4	-30	-0,243	-0,524	20,072	8,497	104,5
4	-4	-30	-0,243	-0,524	19,358	8,490	104,4
5	-4	-30	-0,243	-0,524	19,688	8,494	104,4
6	-4	-25	-0,243	-0,436	42,454	13,593	167,1
7	-6	-30	-0,365	-0,524	19,358	8,386	103,1
8	-6	-30	-0,365	-0,524	20,652	8,570	105,4
9	-6	-30	-0,365	-0,524	18,368	7,829	96,3
10	-2	-30	-0,122	-0,524	21,518	9,847	121,1
11	-8	-30	-0,487	-0,524	18,836	8,133	100,0
12	-3	-30	-0,183	-0,524	19,289	8,940	109,9

Die Ergebnisse der Versuche 3-5 zeigen bei der bis zum Stillstand des Schiffs zurückgelegten Strecke, dem Stoppweg  $X'$ , eine sehr gute Wiederholbarkeit, wobei das Schiff jeweils etwa 8,5 Schiffslängen ab Manöverbeginn zurückgelegt hat. Die Stoppzeit variiert bei den Versuchen 3-5 um etwa 2%, wobei zu beachten ist, dass der Stoppzeitpunkt visuell bestimmt wurde und daher eine gewisse Messtoleranz beinhaltet.

Die geringere Steigungsrücknahme bei Versuch 6 wirkt sich stark auf Stoppweg und Stoppzeit aus, da der das Schiff bremsende Gegenschub um etwa 12%

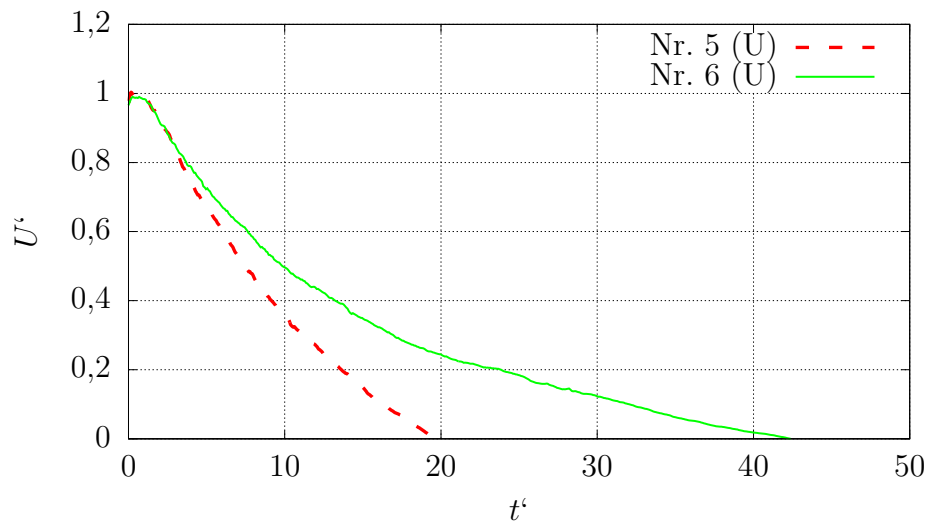


Abbildung 7: Schiffsgeschwindigkeit  $U'$  über der Stoppzeit  $t'$  bei den Versuchen 5 und 6

geringer ist gegenüber den anderen Modellversuchen. Der Stoppweg ist um etwa 60 % länger als bei den Versuchen 3-5, und die Stoppzeit verdoppelt sich. Im Modellversuch war zu beobachten, dass die Geschwindigkeitsabnahme vor allem bei bereits reduzierter Schiffsgeschwindigkeit nur langsam voranschreitet (s. Abb. 7). Während der langen Fahrtzeit bei geringer Geschwindigkeit wurde das Modell von seinem Wellensystem eingeholt und zum Stampfen angeregt, sodass ein weiterer Störfaktor den Stoppvorgang beeinflusst hat.

Die Stoppversuche 7-9 bilden die zweite Serie von Stoppvorgängen mit identischen Vorgabeparametern, bei denen eine Wiederholbarkeit der Ergebnisse kontrolliert werden kann. In Abbildung 8 zeigt sich, dass der Geschwindigkeitsverlauf von Versuch 9 im Vergleich zu den beiden Referenzversuchen abweicht, da das Aufstoppen nach einem zurückgelegten Fahrtweg von 5 Schiffslängen auf einem kürzeren Stoppweg stattfindet. Der Stoppweg bei Versuch 9 ist um 10 % kürzer als bei Versuch 8, und die Stoppzeit differiert um 12 %. Ein Vergleich der Schubverläufe zeigt keine nennenswerten Unterschiede, die Aufschluss über die Ursache geben könnten.

Die in Versuch 10 gewählte, geringe Blattverstellgeschwindigkeit von  $2 \frac{\circ}{s}$  führt zum längsten Stoppweg und zur größten Stoppzeit der Versuche mit einer Stei-

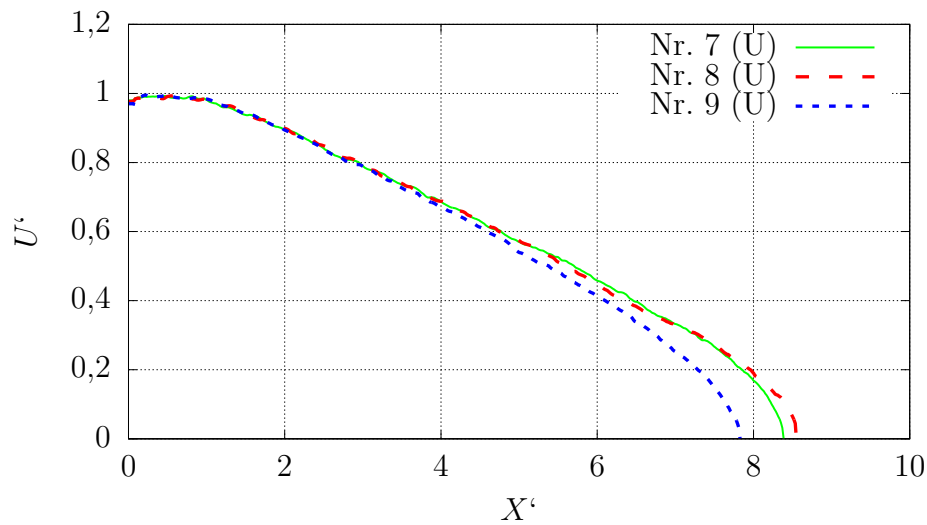


Abbildung 8: Schiffsgeschwindigkeit  $U'$  über dem Stoppweg  $X'$  bei den Versuchen 7-9

gungsrücknahme von  $30^\circ$ . Die Verdoppelung der Blattverstellzeit gegenüber Versuch 4 führt zu 16 % mehr Stoppweg und bei einer Verdreifachung der Verstellzeit gegenüber Versuch 7 zu einem Mehrbedarf an Stoppweg von 17 %.

Bei Versuch 11 wurde die Propellersteigung mit  $8 \left[ \frac{^\circ}{s} \right]$  reduziert. Dies stellt den Extremwert der Blattverstellgeschwindigkeit der durchgeführten Modellversuche dar, und Stoppweg sowie Stoppzeit von Versuch 11 sind Minima der Messreihe, wenn man Versuch 9 als Ausreißer von der Betrachtung ausschließt. Gegenüber den Versuchen 3-5 ist der Stoppweg um 5 % kürzer, und im Vergleich zu Versuch 10 mit der vierfachen Blattverstellzeit liegt ein Unterschied der Stoppwege von 20 % vor.

Die Ergebnisse von Versuch 12 fügen sich in die Messreihe ein, wie aus Abbildung 9 hervorgeht. Nimmt man Versuch 6 aus den Betrachtungen heraus, geht mit der Abnahme des Betrags der Blattverstellgeschwindigkeit eine Vergrößerung des Stoppwegs einher, da die Zeit bis zum Erreichen des maximalen Rückwärtsschubs ansteigt und das Aufstoppen verzögert wird. Wie bereits beschrieben, sollte Versuch 6 aufgrund der geringeren Steigungsrücknahme nicht im Kontext mit den anderen Ergebnissen betrachtet werden.

Die Graphen in Abbildung 10 zeigen die Verläufe der Propellerdrehmomente

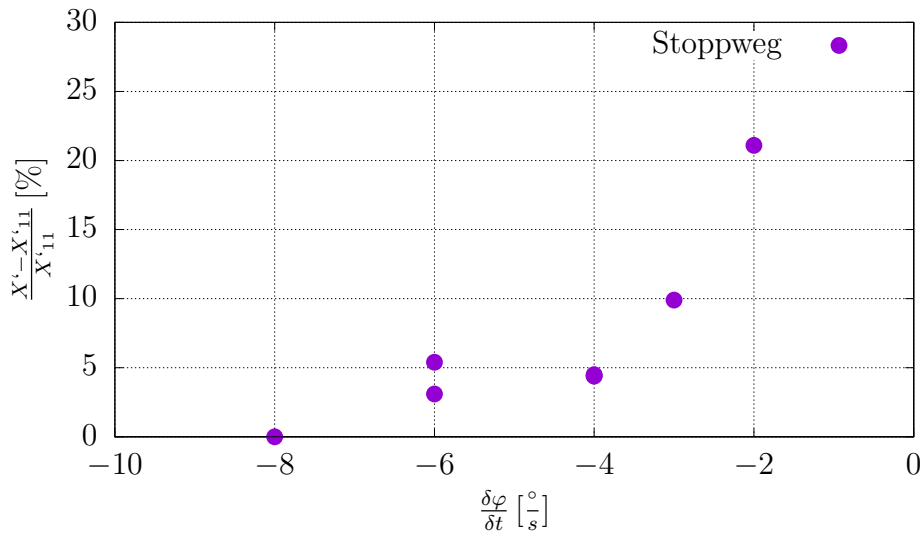


Abbildung 9: Prozentuale Abweichung des Stoppwegs  $X'$  im Vergleich zu Versuch 11 über der Blattverstellgeschwindigkeit  $\frac{\delta\varphi}{\delta t}$

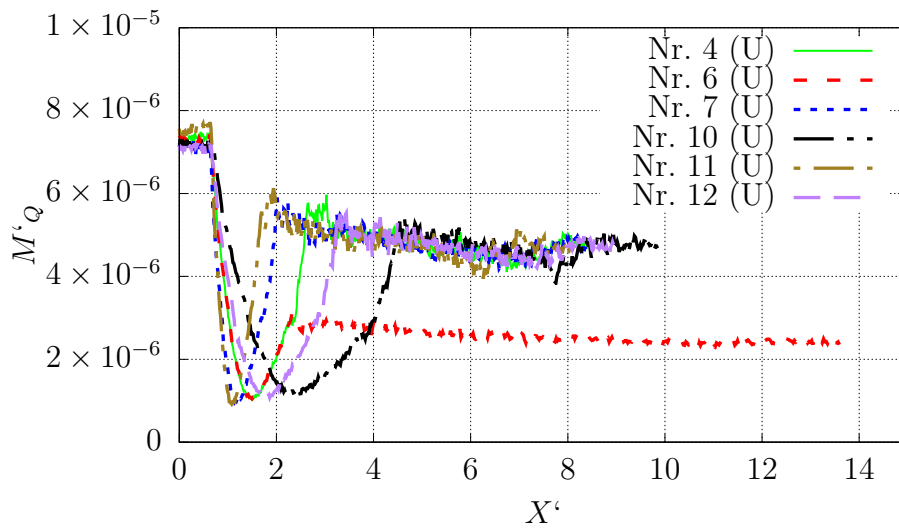


Abbildung 10: Propellerdrehmoment  $M'_Q$  über dem Stoppweg  $X'$

$M'_Q$ , die entsprechend Gleichung 31 einheitenlos sind, aufgetragen über dem Stoppweg  $X'$ . Der Drehmomentenverlauf von Versuch 6 sticht heraus, da nach Beendigung der Steigungsrücknahme ein geringeres Propellerdrehmoment anliegt als bei den anderen Versuchen. Dies ist eine Folge des kleineren Betrags des Propellersteigungswertes, sodass bei Versuch 6 ein geringerer Negativschub

erzeugt wird und als Folge daraus ein geringeres Moment an der Propellerwelle anliegt. Die Verläufe aus den weiteren Versuchen zeigen bis zum Erreichen der maximalen Rückwärtssteigung Abweichungen aufgrund ihrer Blattverstellungsgeschwindigkeiten. Im folgenden Verlauf ist ein einheitlicher Trend erkennbar, und sie befinden sich bis auf hochfrequente Schwankungen in ähnlichen Größenordnungen. Hervorzuheben ist, dass während der betrachteten Stoppvorgänge kein negatives Drehmoment am Elektromotor anliegt, sodass das sogenannte "wind-milling", bei dem der Propeller wie ein Rotor einer Windmühle von der umgebenden Strömung angetrieben wird, keine Rolle für die hier betrachteten Stoppversuche spielt.

## 6 Simulation mit numerischen Methoden

Das in Abschnitt 4.1 beschriebene Verfahren ermöglicht die Berechnung der Schiffsbewegungen in den Freiheitsgraden Schnellen, Schwojen und Gieren. Das Schiff wird dabei als freifahrend betrachtet und durch die schiffsseitigen Manövrierorgane Propeller und Ruder gesteuert. Die Reaktion des Schiffs auf die hydrodynamischen Kräfte und die Wirkung der Manövrierorgane wird durch schiffsspezifische Koeffizienten abgebildet, die in einer Datenbank für den Geschwindigkeitsbereich von Stillstand bis Designgeschwindigkeit hinterlegt sind. Aufgrund der Besonderheit der Berücksichtigung der Geschwindigkeit und des Einflusses der Schubvariation bei den Koeffizienten wird die Berechnung eines Stoppmanövers möglich. Für das Lösen der in Abschnitt 4.1.2 vorgestellten Bewegungsgleichungen wurde das Program *MATLAB Simulink* ausgewählt. In dieser Umgebung ist neben der Modellierung der hydrodynamischen Bewegungen die Integration der mechanischen und elektrischen Antriebskomponenten problemlos möglich. So können alle Komponenten innerhalb einer Rechenumgebung ausgewertet werden, ohne aufwendige und zeitintensive Schnittstellen entwerfen zu müssen. Im folgenden Kapitel wird der hydrodynamische Teil des Simulators betrachtet; elektrische und mechanische Modelle können über Schnittstellen gekoppelt werden. Abbildung 11 zeigt das Funktionsschema der Simulationsumgebung. Die Kopplungsgrößen Propellermoment und -drehzahl werden zwischen dem Schiffsantrieb und dem hydrodynamischen Modul ausgetauscht.

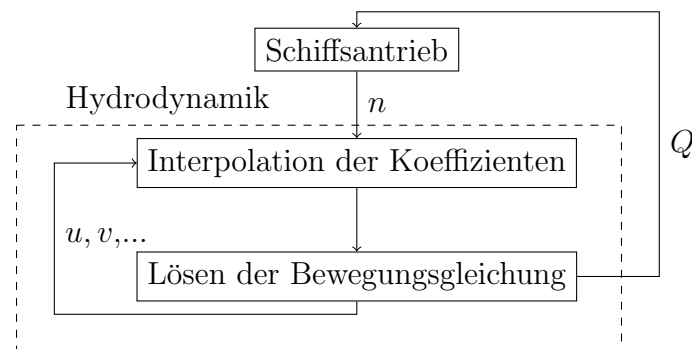


Abbildung 11: Überblick über die Simulationsumgebung

Das Hydrodynamik-Modul setzt sich im Wesentlichen aus der Interpolati-

onsroutine für Propeller- und Schiffskoeffizienten, dem Bewegungslöser und den Ausgaben zusammen. In der Interpolationsroutine wird zwischen den Manövrierkoeffizientensätzen der verschiedenen Geschwindigkeiten der mit der aktuellen Geschwindigkeit korrespondierende Koeffizientensatz interpoliert. Dies erfolgt mithilfe eines linearen Ansatzes, siehe Abbildung 12 (a). Die Propellerkennwerte werden in einem dreidimensionalen kubischen Verfahren über den Fortschrittsgrad und das Steigungsverhältnis interpoliert, siehe Abbildung 12 (b).

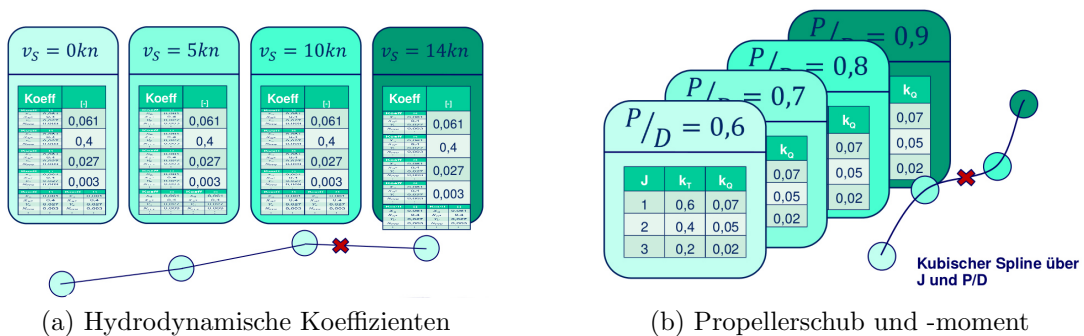


Abbildung 12: Interpolationsroutinen für die hydrodynamischen Größen [1]

Sind die Koeffizienten für Schiff und Propeller bekannt, können die resultierenden Kräfte in jedem Zeitschritt bestimmt werden, siehe Abschnitt 4.1.2. Durch Lösen der Bewegungsgleichungen werden die Beschleunigungen des Schiffskörpers bestimmt und mittels explizitem Euler-Verfahren die Geschwindigkeiten integriert. Auf der Ausgabeebene können alle wichtigen Simulationsgrößen zum Postprocessing übergeben werden.

## 6.1 Berechnungsfälle

### 6.1.1 Allgemeine Angaben

Die Durchführung numerischer Simulationen unter Verwendung des RANS-Lösers *ANSYS CFX* erfordert eine Diskretisierung des zu berechnenden Strömungsgebiets durch finite Volumen. Um das zu untersuchende Objekt herum muss dazu zunächst ein hinreichend großer Bereich definiert werden, in dem die Strömung numerisch berechnet werden soll. Von Bedeutung ist der Umstand, dass die

Randbereiche des Gebiets weit genug vom Objekt entfernt sind, um den Einfluss der Randbedingungen auf die Strömung und die Kräfte am untersuchten Objekt minimal zu halten. Anschließend gilt es, die diskreten Volumina nahe dem Objekt und in Bereichen, wo große Geschwindigkeitsgradienten erwartet werden, verhältnismäßig klein zu halten, um die großen Geschwindigkeits- und Druckgradienten mit hinreichender Genauigkeit aufzulösen, während weit vom Objekt entfernt große Teilvolumina erzeugt werden können. Für die Diskretisierung des Strömungsgebiets zur Berechnung der hydrodynamischen Rumpfkkräfte wurden unstrukturierte Tetraeder-Gitter genutzt. Der verwendete Löser ist besonders für diesen Gittertyp geeignet.

Ein sensitiver Bereich ist die Grenzschicht auf reibungsbehafteten Oberflächen wie Propellern, Rümpfen oder Rudern. Dort muss, je nach Strömungsgeschwindigkeit und Lauflänge der Strömung, wandnah ein senkrecht zur Oberfläche sehr fein aufgelöstes Volumengebiet definiert werden, um den verhältnismäßig steilen Geschwindigkeitsgradienten abbilden zu können, der sich in einer Grenzschicht aufgrund der Haftbedingung des Wassers an der Körperoberfläche einstellt. Die Höhe dieser Grenzschicht lässt sich in Abhängigkeit von der Lauflänge  $L$ , der Anströmgeschwindigkeit  $U$  und der kinematischen Viskosität  $\nu$  mithilfe der Gleichung 33 für turbulente Strömungen nach Prandtl [15] abschätzen:

$$Re = \frac{U \cdot L}{\nu} \quad (32)$$

$$\delta = 0.37 \cdot \frac{L}{\sqrt[5]{Re}} \quad (33)$$

Die Grenzschicht wird numerisch mithilfe von prismatischen Zellen diskretisiert, die von der Körperoberfläche auf Basis der Diskretisierung senkrecht nach außen in das Volumen hinein schichtweise expandiert werden. Die prismatische Zellschicht wird etwa bis zu der Höhe der abgeschätzten Grenzschicht senkrecht zur Körperoberfläche erzeugt, wobei die Zellhöhe der jeweiligen Schicht auf Basis eines Faktors gegenüber der darunter liegenden Prismenschicht vergrößert wird. Als weitere Vorgabe gilt es, die wandnahe Zellhöhe zu definieren. Auf Basis des  $y^+$ -Werts [3], der eine Abschätzung zur Lage der wandnahen Zellschicht in Be-

zug zur laminaren Unterschicht ermöglicht, wird die Höhe der untersten Zelle  $h_{cc}$  so gewählt, dass der Zielwert auf der Körperoberfläche nicht über- bzw. unterschritten wird, um sicherzustellen, dass die wandnahe Grenzschicht und die daraus resultierende Reibung numerisch korrekt abgebildet werden.

$$y^+ = \frac{h_{cc} \cdot u_\tau}{\nu} \quad (34)$$

$$\text{mit } u_\tau = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} \quad (35)$$

Auf Basis der genannten Abschätzungen wird der Grenzschichtbereich nahe reibungsbehafteter Oberflächen modelliert. Prismatische Zellen werden zudem an der freien Oberfläche, an der die Grenze von Wasser zu Luft anliegt, verwendet, um die Auslenkung der Wasseroberfläche abbilden zu können. Es werden ebenfalls Prismenschichten auf der angenommenen Wasseroberfläche platziert und bis in eine Höhe der erwarteten maximalen Wellenamplitude aufgebaut. Die Grenzfläche zwischen Wasser und Luft wird mit der Volume-of-Fluid-Methode [12] bestimmt.

### 6.1.2 Diskretisierung des Rechengebiets am Schiff

Abbildung 13 zeigt die Lage des Schiffs innerhalb des Rechengebiets. Das Schiff liegt innerhalb eines rechteckigen Gebiets mit einem Abstand von 6 Schiffslängen vor dem Bug und 7 Schiffslängen hinter dem Heck zum Auslass mittig zu den seitlichen Begrenzungen. Der Abstand der Längsachse zu den seitlichen Gebietsgrenzen beträgt jeweils 4 Schiffslängen, zudem ist das Schiff jeweils zwei Schiffslängen von der Oberseite und Unterseite entfernt. An der Begrenzung des Rechengebiets vor dem Bug des Schiffs befindet sich eine Einlass-Randbedingung (grün), durch die die Fluide mit einer vorgegebenen Geschwindigkeit einströmen. Auf Höhe der freien Wasseroberfläche findet ein Sprung der Stoffkonzentration statt. Damit einher geht eine Änderung des Druckzustands, da unterhalb der Wasseroberfläche der hydrostatische Druck herrscht. Hinter dem Schiff befindet sich eine Öffnungs-Randbedingung (orange), die bei einem vorgegebenen Druck das Ausströmen der Fluide ermöglicht. Seitlich neben dem Schiff und unterhalb

des Rumpfes befinden sich Wände (lila), die eine haftfreie Strömung der Fluide entlang deren Oberflächen ermöglichen. An der oberen Seite des Rechengebiets befindet sich ebenfalls eine Öffnungs-Randbedingung (gelb).

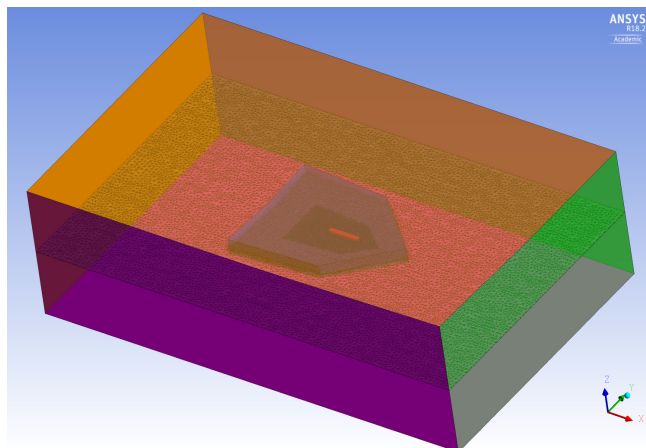


Abbildung 13: Aufteilung des Rechengebiets bei der Berechnung der Schiffsumströmungen

Um das Schiff herum befindet sich ein Untergebiet (blau), das den schiffsnahen Bereich der Strömung einschließt. Das untergeordnete Rechengebiet ermöglicht die Bewegung des schiffsnahen Bereichs mit dem Schiff bei dynamischen Simulationen ohne die Verzerrung der Rechengitter nahe am Schiff zu berücksichtigen. Während der Bereich der Wasseroberfläche nahe dem Schiffsrumpf fein aufgelöst ist, um die Wellenbildung durch das Schiff erfassen zu können, wird innerhalb des schiffsnahen Bereichs bereits zu den Seiten hin eine Vergröberung vorgenommen, die außerhalb des schiffsnahen Bereichs in eine sehr grobe Diskretisierung der Wasseroberfläche übergeht. Dies spart Zellen in Bereichen weit entfernt vom Schiff, in denen die Wellenerhebung unerheblich ist.

Für die Rundlaufversuche wird ein zylindrisches Außengebiet gewählt. Der schiffsnahen Bereich ist dabei identisch zu dem des rechteckigen Rechengebiets. Die Ränder des zylindrischen Rechengebiets sind reibungsfreie Wände.

Nahe dem Schiffskörper wird das Rechengitter stark verfeinert. Bis kurz über der Wasseroberfläche wird dabei eine hohe Zelldichte angesetzt, um sowohl die Strömung entlang des Schiffs als auch am Heck hin zum Propeller hinreichend auflösen zu können. Wie in Abbildung 14 zu sehen ist, wird auch das Ruder

mit einer großen Anzahl an Oberflächenzellen versehen. Der Propeller bzw. das Gebiet für die Impulssprungscheibe (s. Abschnitt 4.3) ist zylindrisch und sitzt auf der Propellerwelle.

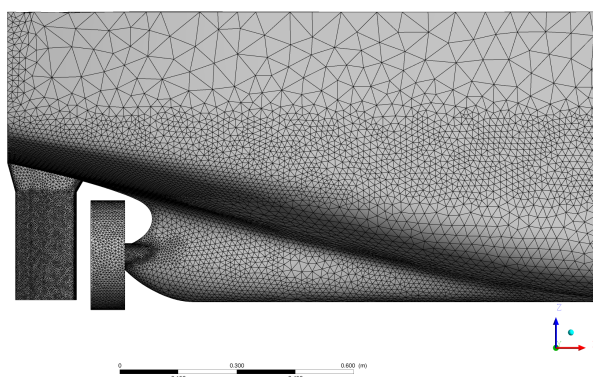


Abbildung 14: Oberflächendiskretisierung des Heckbereichs

Das vernetzte Strömungsgebiet besteht aus 8,1 Millionen Volumenzellen. Die Rumpfoberfläche wird mit 116 000 Zellen abgebildet, und das Ruder besitzt 12 500 Zellen auf der Oberfläche. Die Grenzschicht am Rumpf wird durch zwölf Schichten prismatischer Volumina mit einem Wachstumsfaktor von 1,1 gegenüber der darunter liegenden Schicht diskretisiert. Der Zielwert für  $y^+$  auf der Rumpfoberfläche sowie auf allen weiteren reibungsbehafteten Oberflächen ist 30.

### 6.1.3 Fahrtzustände

Die hydrodynamischen Koeffizienten werden durch stationäre und dynamische Manöver bestimmt, die mit numerischen Strömungssimulationen berechnet werden. Dabei werden die Kräfte und Momente auf das Schiff bei verschiedenen Fahrtzuständen bestimmt. Das Schiff verbleibt bei den Simulationen der statischen Fahrtzustände an seiner Position oder wird bei Simulation der dynamischen Fahrtzustände mit dem schiffsnahen Gebiet mitbewegt. Die Fluide strömen von der Eingangsebene durch das Rechengebiet entlang des Schiffs hin zum Auslass. Der Propeller wird durch die Impulssprungscheibe (s. Abschnitt 4.3) abgebildet und bringt Kräfte und Momente entsprechend der ska-

lierten Drehzahl des Selbstpropulsionspunktes der Großausführung und des lokalen Propellerzustroms ein. Die Drehzahl wird für alle Versuche mit identischer Schiffsvorausgeschwindigkeit konstant gehalten. Im Folgenden werden die verschiedenen Fahrtzustände dargelegt:

- **Drift:** Das Schiff wird bei Fahrt mit einem konstanten Driftwinkel untersucht. Dazu wird die Gesamtgeschwindigkeit  $U$  konstant gehalten, während das Schiff mit dem schiffsnahen Gebiet schräg zur Strömung gestellt wird. Rumpf, Ruder und Propeller erfahren dadurch eine ungleichförmige Zuströmung. Der Propellerzuström wird stark vom Rumpf beeinflusst und die Leeseite des Rumpfs begradigt diesen teilweise entlang seiner Oberfläche in Richtung der Propellerachse. Das Ruder im Propellerstrahl erfährt eine geradegerichtete Zuströmung in Schiffslängsachse, da der Propeller die Strömung beschleunigt und ebenfalls begradigt. Es wird angenommen, dass die Schub- und Drehmomentenrate als konstant über die Zeit betrachtet werden kann, sodass die Driftversuche als stationäre Berechnungen für verschiedene Driftwinkel und Vorausgeschwindigkeiten ausgeführt werden, um die Verläufe von Kraft und Moment über den Driftwinkel zu ermitteln.
- **Rundlauf:** Das Schiff wird in einem zylindrischen Rechengebiet mit einem vorgegebenen Radius  $R$  festgehalten. Das Gebiet wird um den Mittelpunkt gedreht, sodass das Schiff eine Anströmung erfährt, die der gewählten Schiffsvorausgeschwindigkeit  $U$  entspricht. Durch die Rotation des Rechengebiets bewegt sich das Schiff in einem stationären Rundlaufzustand auf einer Kreisbahn. Rumpf, Propeller und Ruder interagieren wie beim Drifttest aufgrund der zur Schiffslängsachse asymmetrischen Anströmung. Der Rundlaufversuch wird als stationäre Berechnung für verschiedene Radien und Vorausgeschwindigkeiten durchgeführt, um den Einfluss der Gierrate  $r$  auf Kräfte und Momente am Schiffsrumpf zu ermitteln. Die Gierrate ergibt sich über die Schiffsgeschwindigkeit und den Radius zu:

$$r = \frac{2 \cdot \pi}{T} = \frac{U}{R} \quad (36)$$

- **Ruderlegen:** Das Schiff wird in Vorausfahrt festgehalten, und das Ruder wird gelegt. Da das Ruder wie ein Tragflügel wirkt, erzeugt es eine Widerstands- und eine Querkraft. Die gesamte Querkraft am Schiffsrumpf-Ruder-System greift relativ zur Schiffsmitte mit einem Hebelarm zum Ursprung des schiffsfesten Koordinatensystems (s. Abb. 1) an, sodass neben der Querkraft auch ein Giermoment durch das Ruder erzeugt wird. Der Verlauf der berechneten Kräfte und Momente wird über den Ruderwinkel aufgetragen. Der Einfluss des Ruders auf die Querkraft und das Giermoment wird bei verschiedenen Geschwindigkeiten durch stationäre Simulationen untersucht. Durch die zusätzliche Änderung des Propellerschubs wird die Wirkung des Propellerstrahls auf das Ruder bei verschiedenen Geschwindigkeiten bestimmt, da diese Wirkung aufgrund der Lage des Ruders im Propellernachstrom stark von Belastungsgrad und Schubrichtung des Propellers abhängt.
- **Entwurfsferne Betriebszustände:** Die Umströmung des Schiffs wird bei Vorausfahrt im Glattwasserzustand untersucht. Am Propeller werden verschiedene Schub- und Momentenzustände vorgegeben, sodass die Kräfte auf das Gesamtsystem Schiff bei verschiedenen Strömungszuständen am Hinterschiff, die maßgeblich durch die Propellerwirkung beeinflusst werden, bestimmt werden können. Für verschiedene Vorausgeschwindigkeiten kann so jeweils der Zusammenhang zwischen Propellerkraft und hydrodynamischer Kraft entwickelt werden.
- **Dynamische PMM-Versuche:** *PMM*-Versuche (kurz für *Planar Motion Mechanism*) sind transiente Versuche, bei denen das Schiff periodische Bewegungen ausführt. Dynamische Quer- und Längsbewegungen, Gieren sowie kombinierte Bewegungen ermöglichen die Ermittlung der beschleunigungsabhängigen Kraftbeiwerte, die auch hydrodynamische Massen genannt werden. Das Schiff führt die aufgeprägte Bewegung aus, während das Propellermodell mit der Vorgabe des auf Modellmaßstab skalierten Selbstpropulsionspunktes der Großausführung operiert. Die Kräfte und Momente können über eine Schwingungsperiode aufgenommen werden, nachdem sich ein zyklischer Kraftverlauf eingestellt hat. Durch eine Fourier-Analyse

lassen sich anschließend die beschleunigungsabhängigen Terme bestimmen.

## 6.2 Validierung und Abhängigkeitsstudie

### 6.2.1 Propellermodell

Um den numerischen Aufwand weiter zu reduzieren, sollen die Berechnungen als stationäre Simulationen ausgeführt werden. Da die Berücksichtigung des Propellers aufgrund seiner Rotation eine transiente Berechnung mit einem hohen Zeitaufwand erfordert, wird der Propeller durch das Propellermodell aus Abschnitt 4.3 ersetzt. Um den Einfluss der beim Propellermodell getroffenen Vereinfachungen auf die Gesamtergebnisse zu bewerten, wurden das Propellermodell untersucht und der Fehler der Krafterbringung in die Strömung bestimmt. Zunächst wurde hierzu mit dem mittelfeinen Gitter ein Widerstandsversuch ohne Propellerwirkung simuliert, bei dem für eine Froudezahl von 0,219 eine Abweichung von 0,59 % von den Messwerten vorlag. Im Anschluss wurden numerische Berechnungen entsprechend dem Vorgehen bei Kraftmessungen in entwurfsfernen Betriebspunkten in Abschnitt 5.1.2 unter Berücksichtigung der vollständigen Propellergeometrie und als Impulssprungscheibe durchgeführt (s. Abb.15).

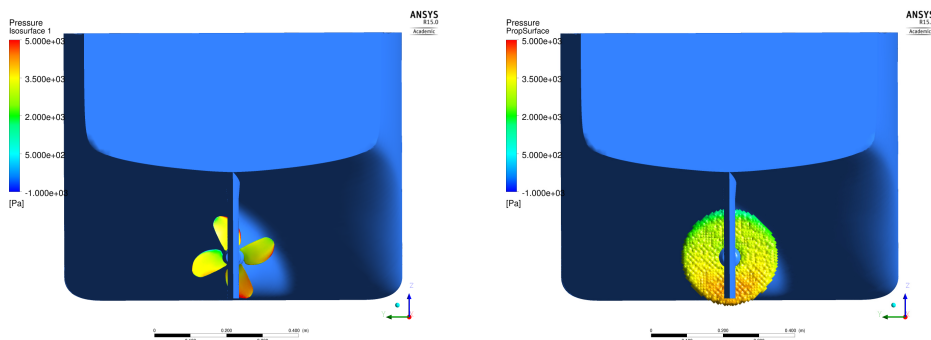


Abbildung 15: Darstellung des vollmodellierten Propellers (links) und der Impulssprungscheibe (rechts)

Der Vergleich der berechneten Kräfte bei den beiden Propellermodellierungen ist in Tabelle 5 aufgeführt.

Bei einer Propellerdrehzahl von 8 Umdrehungen pro Sekunde im Modellmaßstab erzeugt die Impulssprungscheibe zu wenig Schub im Vergleich zu den expe-

Tabelle 5: Gegenüberstellung der Gesamtkraft  $X$ , des Propellerschubs  $T$  und der Ruderkraft  $X_{Ruder}$  im Experiment und bei verschiedenen Propellermodellierungen

Modellierung	$n \left[\frac{1}{s}\right]$	$X [N]$	$T [N]$	$X_{Ruder} [N]$
Experiment		-24,62	26,57	-1,39
Vollmodell	8	-24,22	27,53	-1,71
Impulssprungscheibe		-26,36	24,64	-2,34
Exp.		-15,29	37,59	-1,60
Vollmodell	8.773	-15,28	38,43	-1,85
Impulssprungscheibe		-15,60	36,98	-2,62

rimentell aufgemessenen Werten, während der vollmodellerte Propeller sowohl den Schub als auch die Gesamtschleppkraft auf das Schiff nahezu exakt trifft. Erhöht man die Drehzahl auf den Wert des zur Selbstpropulsion äquivalenten Betriebspunkts in der Großausführung, werden durch beide Modellierungen die Schleppkraft am Schiff und der Schub gut getroffen. Einzig bei der verhältnismäßig kleinen Widerstandskraft des Ruders zeigen sich prozentual große Abweichungen der numerischen Berechnungen von den Modellversuchsergebnissen. Die Ruderlängskraft wird maßgeblich durch die Anströmung im Propellerstrahl bestimmt. Abbildung 16 zeigt einen Vergleich der Zuströmung zum Ruder in einem Abstand von einem Viertel des Propellerdurchmessers hinter dem Propeller. In der unteren Reihe sind von links nach rechts die Geschwindigkeiten in Längs-, Quer- und Vertikalrichtung hinter dem vollmodellerte Propeller gemittelt über eine Blattfortschrittsperiode abgebildet. Die obere Reihe beinhaltet in identischer Reihenfolge die Geschwindigkeiten hinter der Impulssprungscheibe.

Bei dem vollmodellierten Propeller beträgt die höchste, auftretende Axialgeschwindigkeit  $2,21 \frac{m}{s}$  gegenüber  $2,35 \frac{m}{s}$  bei Verwendung der Impulssprungscheibe, während im Mittel die Strömungsgeschwindigkeiten mit  $1,41 \frac{m}{s}$  und  $1,45 \frac{m}{s}$  ähnliche Größen annehmen. Die Impulssprungscheibe scheint die Propellerwirkung auf die Strömung lokal überhöht abzubilden, da Bereiche niedriger Geschwindigkeit zwischen der 9-Uhr- und 12-Uhr-Stellung gegenüber dem Strömungsbild mit dem vollmodellierten Propeller überbetont werden. Außerdem weisen die beschleunigten Bereiche hinter der Impulssprungscheibe insgesamt

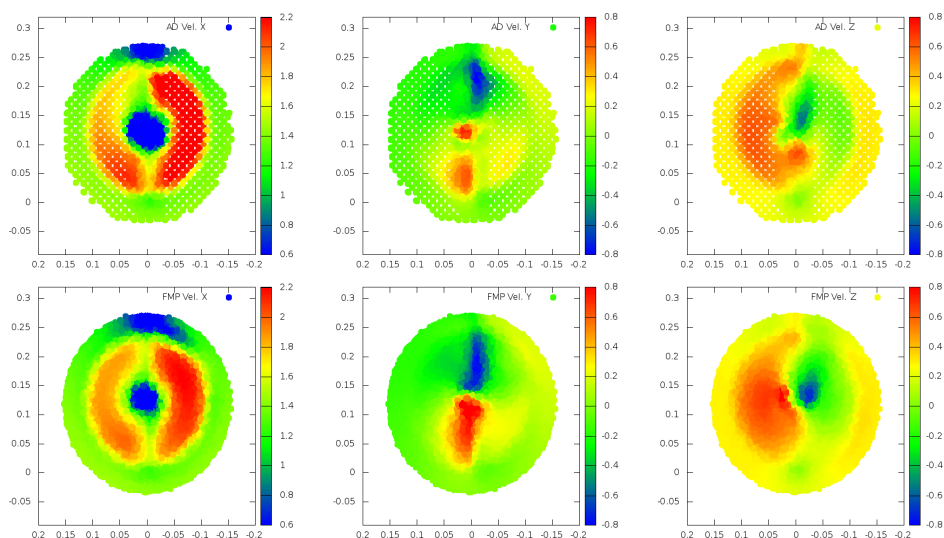


Abbildung 16: Axial- (l.), Quer- (m.) und Vertikalgeschwindigkeit (r.) im Nachstrom der Impulssprungscheibe (o.) und des vollmodellierten Propellers (u., gemittelt über eine Blattfortschrittsperiode)

leicht höhere Geschwindigkeiten auf. Die erhöhten Strömungsgeschwindigkeiten in axialer Richtung bei beiden Propellermodellierungen im Bereich bis zur 6-Uhr-Stellung sind die Folge der globalen Aufwärtsströmung entlang der Schiffskontur und des damit erhöhten hydrodynamischen Anstellwinkels des Propellerflügels bzw. des höheren Schubs in diesem Bereich.

Die Quergeschwindigkeit wird maßgeblich von dem kurz dahinter liegenden Ruder beeinflusst und zeigt keine deutlichen Unterschiede. Lediglich die durch das Ruder abgelenkte Strömung im Bereich der 12-Uhr- und 6-Uhr-Stellung ist bei der Simulation mit dem vollmodellierten Propeller stärker ausgeprägt.

Der Vergleich der Vertikalgeschwindigkeiten bestätigt die globale Tendenz der Aufwärtsströmung am Hinterschiff. Bei abwärts schlagendem Propeller bis zur 6-Uhr-Stellung wird die Aufwärtsströmung egalisiert und teilweise sogar abwärts gerichtet. Bis zur 12-Uhr-Stellung erhöhen dann sowohl der vollmodellierte Propeller als auch das eingebrachte Propellermoment der Impulssprungscheibe die Aufwärtsströmung.

In Anbetracht der Ähnlichkeit der Strömungsbilder und der guten Übereinstimmung der Schiffskräfte und des Schubs im Modellmaßstab für den Selbstpropul-

sionspunkt der Großausführung wird die Impulssprungscheibe fortan als Ersatz für den vollmodellierten Propeller verwendet.

### 6.2.2 Gitterstudie Driftfahrt

Zunächst wurde für den Feeder eine Gitterstudie zur Analyse der benötigten Gitterauflösung durchgeführt. Dazu wurde die in Abschnitt 6.1.2 beschriebene Diskretisierung genutzt und anhand eines globalen Skalierungsfaktors variiert. Wie Tabelle 6 zu entnehmen ist, weisen die maximal zulässigen Zellgrößen und geometrischen Abweichungen auf Oberflächen einen Faktor von  $\sqrt{2}$  gegenüber der nächstgrößeren Gittervariante auf. Da es sich um eine unstrukturierte Vernetzung handelt, korrelieren die Zellzahlen nicht zu diesem Faktor. Während das grobe und das mittelfeine Gitter 4,6 bzw. 7,8 Mio. Zellen aufweisen, ist das dritte Netz mit 24,7 Mio. Volumenzellen sehr fein.

Tabelle 6: Übersicht über die verwendeten Diskretisierungen der Gitterstudie

Name	Skalierung	Zellenanzahl
Grob	1	4 619 962
Mittel	$\sqrt{2}$	7 814 368
Fein	2	24 703 474

Als Gitterstudien- und Validierungsfall wurde der Driftzustand in einem Winkel von  $15^\circ$  zur Anströmung gewählt. Untersucht wurde der Schiffsrumpf ohne Propeller und Ruder. Da für diesen Fall experimentelle Daten vorliegen, wird anhand dieses Testfalls die Auswahl des Gitters erläutert, und es werden die numerischen Berechnungsergebnisse validiert. Das Vorgehen bei der Gitterstudie entspricht der Methode nach Stern et al. [24]. Der numerische Fehler aufgrund des Gitters und des Zeitschrittes kann so ermittelt werden. Da hauptsächlich stationäre Berechnungen durchgeführt werden, wird die Analyse des numerischen Fehlers auf die Gittervariation beschränkt. Die Änderung der Ergebnisse der numerischen Berechnungen mit dem mittelfeinen Gitter gegenüber dem feinen Gitter werden mit  $\epsilon_{k_{21}} = S_{k_2} - S_{k_1}$  bezeichnet, wie auch die Änderungen vom groben zum mittelfeinen Gitter mit  $\epsilon_{k_{32}} = S_{k_3} - S_{k_2}$  benannt werden. Die Konvergenzrate wird mit folgender Gleichung beschrieben:

$$R_k = \frac{\epsilon_{k32}}{\epsilon_{k21}} \quad (37)$$

Je nach Konvergenzrate lässt sich das Verhalten in vier Kategorien einteilen:

- i. Monotone Konvergenz:  $0 < R_k < 1$ ,
- ii. Oszillierende Konvergenz:  $R_k < 0$ ;  $|R_k| < 1$ ,
- iii. Monotone Divergenz:  $R_k > 1$ ,
- iv. Oszillierende Divergenz:  $R_k < 0$ ;  $|R_k| > 1$ .

Treffen die Bedingungen iii. oder iv. zu, können die numerischen Fehler nicht abgeschätzt werden, da keine Konvergenz durch Gitterverfeinerung vorliegt. Bei oszillierender Konvergenz (ii.) wird die Unsicherheit durch den Mittelwert der Schwingbreite laut Gl. 38 abgeschätzt:

$$U_k = \frac{1}{2} \cdot (S_U - S_L) \quad (38)$$

Liegt eine monotone Konvergenz entsprechend Bedingung i. vor, wird die Richardson-Extrapolation angewendet. Auf Basis dreier Lösungen können der numerische Fehler aufgrund des Rechengitters  $\delta_{E_{k1}}^*$  und die Fehlerordnung  $p_k$  wie folgt berechnet werden:

$$\delta_{E_{k1}}^* = \frac{\epsilon_{k21}}{r_k^{p_k} - 1} \quad (39)$$

$$p_k = \frac{\ln(\epsilon_{k32}/\epsilon_{k21})}{\ln(r_k)} \quad (40)$$

Die Fehlerordnung bzw. die theoretisch erreichbare Genauigkeit der numerischen Methode wird mithilfe einer Korrektur des Fehlers durch das Rechengitter berücksichtigt (s. Gl. 41).

$$C_k = \frac{r_k^{p_k} - 1}{r_k^{p_{k_{est}}} - 1} \quad (41)$$

Die in Tabelle 7 aufgeführten Ergebnisse stellen die numerisch berechneten, entdimensionalisierten Ergebnisse für die Querkraft  $Y'$  und das Giermoment  $N'$  dar. Zusätzlich liegen für den betrachteten Fall bei einem Driftwinkel von  $15^\circ$  Ergebnisse von Modellversuchen (EFD) vor.

Tabelle 7: Dimensionslose Kräfte und Momente bei einem Driftwinkel von  $15^\circ$

Name	$Y'$	$N'$
Grob	0,004383	0,041748
Mittel	0,004174	0,040910
Fein	0,004035	0,030283
EFD	0,004378	0,037832

Die Werte der Querkraft aufgrund der Driftbewegung konvergieren, obwohl vom mittelfeinen zum feinen Gitter die Abweichung zu den experimentellen Messdaten größer wird. Die Ergebnisse in Tabelle 8 lassen auf ein monotonies Konvergenzverhalten für die Querkraft wie auch für das Giermoment schließen. Der Fehler aufgrund des Rechengitters beträgt laut Gl. 39 4,4 % bei der Querkraft und 4,8 % beim Giermoment.

Tabelle 8: Veränderung der Kraft- und Momentenwerte aufgrund der Gitterverfeinerung bei einem Driftwinkel von  $15^\circ$

Änderung	$Y'$	$N'$
3 zu 2	5,01 %	2,05 %
2 zu 1	2,27 %	1,56 %

Die in Tabelle 9 abgebildeten Werte stellen die prozentuale Abweichung der numerisch ermittelten Kraft- und Momentenwerte zu den aufgemessenen Daten aus dem Modellversuch dar. Es zeigt sich, dass Berechnungen mit dem mittelfeinen Gitter für Querkraft und Giermoment nur zu geringen Abweichungen von

den Messdaten führen. Im Vergleich zum feinen Gitter und der damit einhergehenden großen Anzahl an Volumenzellen wird das mittelfeine Gitter vorgezogen, da ein erheblicher numerischer Berechnungsaufwand vermieden werden kann. Die Abweichungen von den Messdaten (s. Tab. 9) sind ebenfalls eher klein und die weiteren numerischen Untersuchungen werden daher mit dem mittelfeinen Gitter durchgeführt.

Tabelle 9: Abweichung der numerisch bestimmten von den experimentell aufgenommenen Ergebnissen bei einem Driftwinkel von  $15^\circ$

Name	Y'	N'
Grob	0,11 %	10,35 %
Mittel	4,67 %	8,14 %
Fein	7,84 %	6,48 %

Tabelle 10: Abweichung der numerisch bestimmten von den experimentell aufgenommenen Ergebnissen bei weiteren Driftwinkeln für das mittelfeine Gitter

Driftwinkel	Y'	N'
$5^\circ$	3,71 %	1,78 %
$10^\circ$	0,36 %	1,35 %
$15^\circ$	4,67 %	8,14 %

Dies zeigt auch der Vergleich der Berechnungsergebnisse mit dem mittelfeinen Gitter für verschiedene Driftwinkel mit den Messwerten. Vor allem für oftmals auftretende Driftwinkel bis  $10^\circ$  sind nur kleine Abweichungen von wenigen Prozent zu erwarten. Die Daten in Tabelle 10 geben die Abweichung gegenüber den Messwerten in Prozent wieder.

Aufgrund der durchgeführten Gitterstudie und Validierung anhand der Modellversuchsergebnisse kann letztendlich die Entscheidung hin zur Verwendung der Einstellungen des mittelfeinen Gitters getroffen werden. Die folgenden numerischen Berechnungen zur Kraft- und Momentenbestimmung werden unter Verwendung des mittelfeinen Gitters innerhalb des schiffsnahen Gebietes durchgeführt.

## 6.3 Bestimmung der Manövrierkoeffizienten mit numerischen Methoden

### 6.3.1 Ergebnisse der Berechnungsfälle

Zunächst wird der Driftzustand betrachtet. Das Schiff wird unter einem vorgegebenen Driftwinkel schräg angeströmt und erfährt aufgrund der seitlichen Anströmung eine Querkraft und ein Giermoment. Die in Abbildung 17 dargestellte Auftragung zeigt die Querkraft auf Rumpf und Ruder gegenüber dem im Bogenmaß angegebenen Driftwinkel für 3 verschiedene Geschwindigkeiten, die in der Großausführung 5, 10, und 14 *kn* entsprechen. Die Kurvenverläufe zeigen einen leicht nicht-linearen Verlauf im Winkelbereich von  $-10^\circ$  bis  $10^\circ$ . Bis zu einem Winkel von etwa  $\pm 5^\circ$  ist ein linearer Zusammenhang zwischen Driftwinkel und Querkraft zu erkennen. Die Kurven liegen nahezu aufeinander.

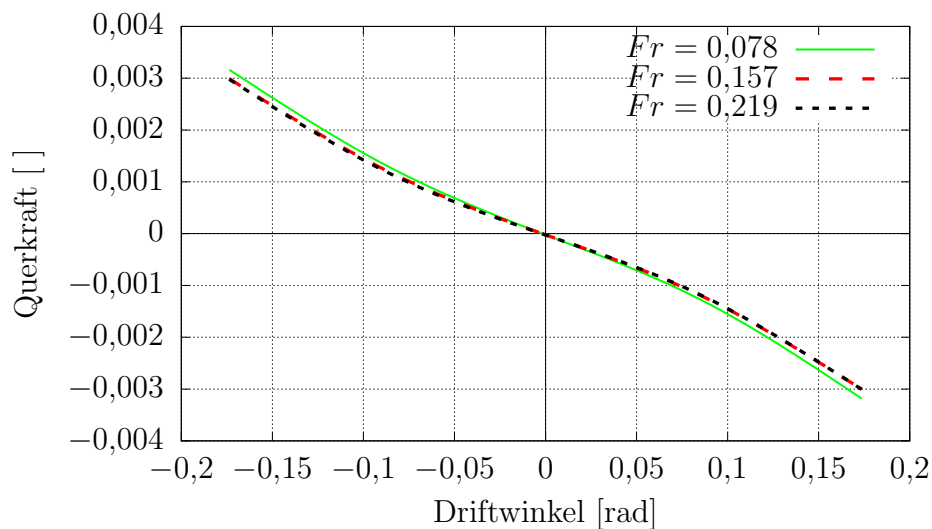


Abbildung 17: Dimensionslose Querkraft des *Feeders* aufgetragen über dem Driftwinkel für verschiedene Geschwindigkeiten

Ein ähnliches Bild wie bei der Querkraft zeigt sich bei der Darstellung des Giermoments. Die Kurven in Abbildung 18 sind eher linear im betrachteten Winkelbereich, zeigen jedoch mit zunehmenden Driftwinkel einen nicht-linearen Anteil, der im Gegensatz zur Querkraft kraftverringend gegenüber dem linearen Anteil wirkt. Beide Grafiken eint der Umstand, dass die Verläufe der verschie-

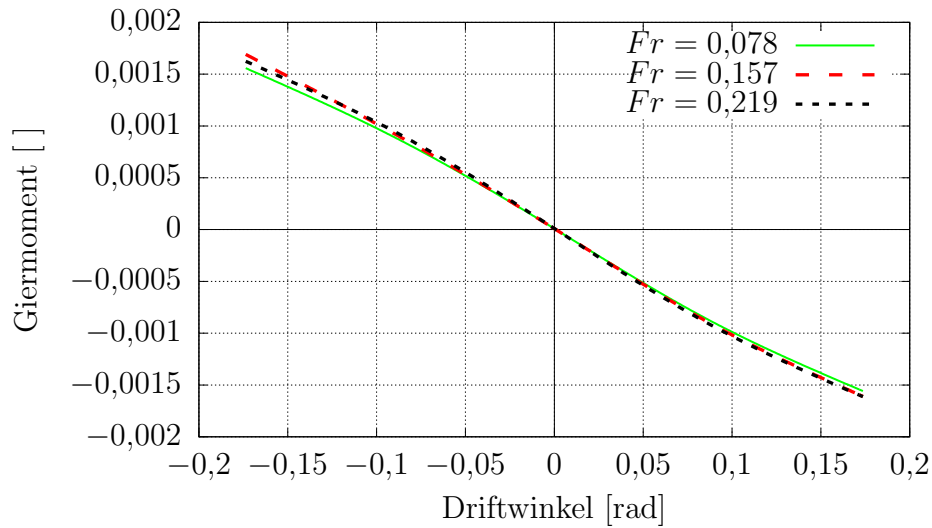


Abbildung 18: Dimensionsloses Giermoment des *Feeders* aufgetragen über dem Driftwinkel für verschiedene Geschwindigkeiten

denen Geschwindigkeiten nahezu identisch zueinander sind. Es kann festgestellt werden, dass die Entdimensionalisierung unter Verwendung der jeweiligen Anströmungsgeschwindigkeit den auftretenden Kräften und Momenten gerecht wird und die Unterschiede im Bereich von weniger als 10% von der höchsten zur niedrigsten Geschwindigkeit einen Rückschluss auf ähnliche Strömungszustände am Schiff zulassen.

Wird das Ruder bei Vorausfahrt gelegt, erzeugt es durch die schräge Anströmung eine Querkraft. Das Ruder hat die Form eines Profils und agiert im Nachstrom des Propellers wie ein Tragflügel. Abbildung 19 zeigt einen linearen Verlauf der Querkraft über die Variation des Ruderwinkels im Bereich von  $\pm 20^\circ$ . Die Entdimensionalisierung der Kraftwerte führt zu einer großen Übereinstimmung der Kurvenverläufe. Im betrachteten Winkelbereich zeigen sich keine Abweichungen größer als 6% zwischen den Kurven mit Bezug zu dem jeweiligen Wert.

Die Querkraft des Ruders erzeugt aufgrund des Kraftangriffspunktes am Heck ein Giermoment, welches in Abbildung 20 dargestellt wird. Die Ruderkraft greift bezogen auf Mitte Schiff mit einem Hebel entsprechend der halben Schiffslänge an. Für positive Ruderwinkel ergibt sich aufgrund der positiven Querkraft ein

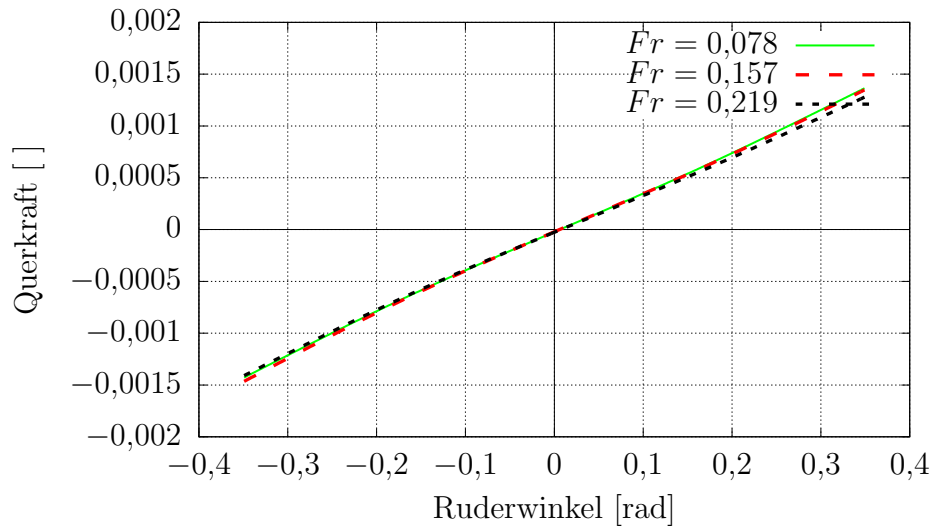


Abbildung 19: Dimensionslose Querkraft des *Feeders* aufgetragen über dem Ruderwinkel für verschiedene Geschwindigkeiten in Geradeausfahrt

negatives Giermoment. Das weitestgehend lineare Verhalten im betrachteten Winkelbereich ist aufgrund der Multiplikation der Ruderkraft mit dem Hebel ähnlich dem der Querkraft. Vergleicht man das erreichbare Giermoment durch Ruderlegen mit dem Rückstellmoment beim Driften, kann ein Driftwinkel von etwa  $\pm 5^\circ$  bei Ruderlage von  $\pm 20^\circ$  erreicht werden.

Bei den Rundlaufversuchen wird das Schiff auf einem vorgegebenen Radius auf einer Kreisbahn bewegt. Die Rotationsrate auf der Kreisbahn entspricht der Gierrate  $r$  des Schiffs, welche entsprechend der Schiffsgeschwindigkeit und dem Radius berechnet wird. Je nach Gierrate erfährt das Schiff eine andere Zuströmung. Die in Abbildung 21 gezeigten Kurvenverläufe bilden die dimensionslose Querkraft im Verhältnis zur entdimensionalisierten Gierrate ab. Bei verschiedenen Geschwindigkeiten ergeben sich für die Gierraten ähnliche dimensionslose Kraftwerte.

Die Kurvenverläufe des Giermoments bei verschiedenen Vorausgeschwindigkeiten (s. Abb. 22) zeigen eine weitgehend lineare Tendenz. Die Abweichungen der Giermomentenverläufe liegen im Bereich von 10 %. Mit zunehmender Gierrate nimmt die Steigung der Kurvenverläufe zu und weicht vom linearen Verlauf ab.

Ein frei fahrendes Schiff driftet bei einer Kurvenfahrt aufgrund des Kraft-

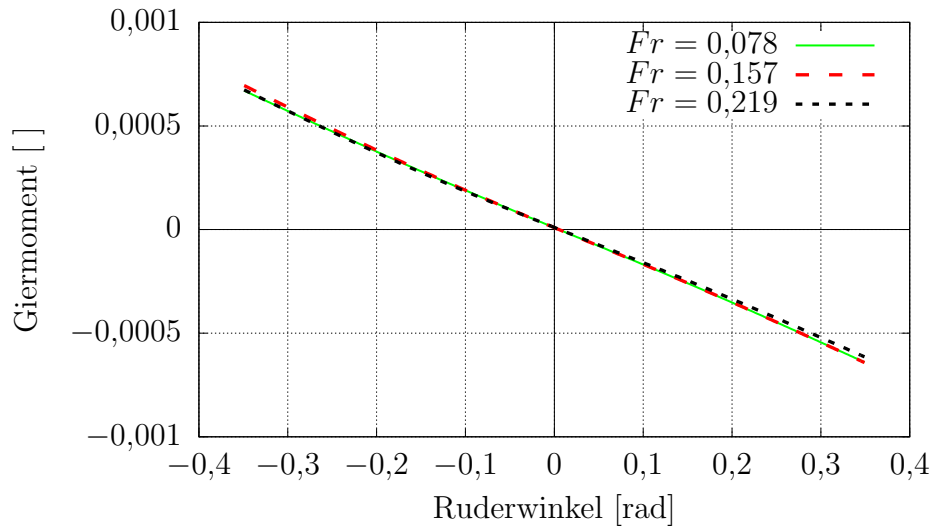


Abbildung 20: Dimensionsloses Gierrmoment des *Feeders* aufgetragen über dem Ruderwinkel für verschiedene Geschwindigkeiten in Geradeausfahrt

angriffspunktes am Hinterschiff stets an. Während des stationären Rundlaufversuchs lässt sich durch das Verdrehen des Schiffs um einen Driftwinkel eine kombinierte, stationäre Strömungssituation erzwingen, die dem Schiffsverhalten im Drehkreis ähnelt. Die Kräfte und Momente, die dabei auftreten, ermöglichen eine Kopplung des Gierens und Driftens bei der Manöversimulation. Die Momentenverläufe in Abbildung 23 zeigen das hydrodynamische Gierrmoment aufgetragen über der Gierrate des *Feeders* unter einem Driftwinkel von  $-10^\circ$ . Giert das Schiff nicht, stellt sich bereits ein Gierrmoment aufgrund der Driftbewegung ein.

In Abbildung 24 wird das Gierrmoment für den Rundlaufversuch bei einem Driftwinkel von  $5^\circ$  gezeigt. Das Gierrmoment ist hier bei reinem positiven Driften zunächst negativ und steigt aufgrund der Gierbewegung an. Anhand beider Abbildungen kann der Driftwinkel weitestgehend als vertikale Verschiebung der Kurvenverläufe verstanden werden, da die Steigung und Krümmung der Graphen einen ähnlichen Verlauf zeigt.

Die numerischen Berechnungen der kombinierten Bewegungszustände wurden nicht für den Bereich der positiven Gierraten durchgeführt. Werden die Verläufe

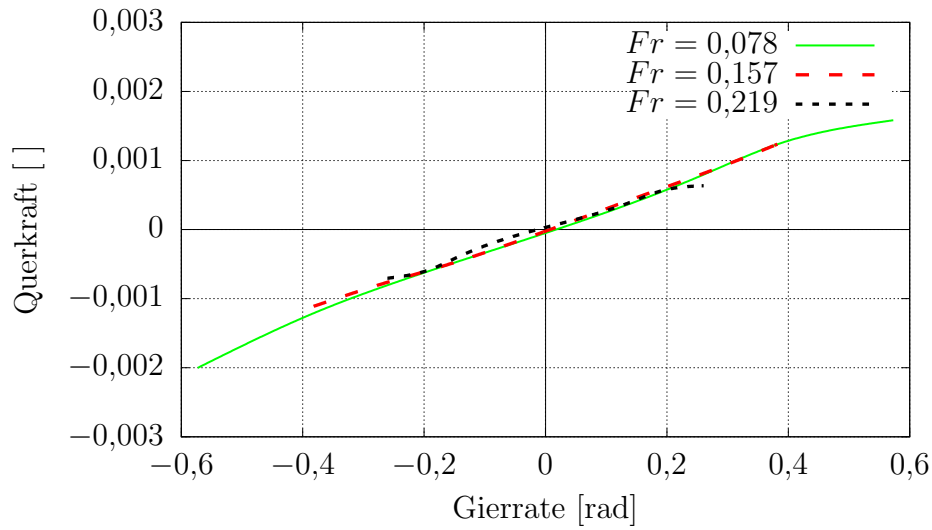


Abbildung 21: Dimensionslose Querkraft des *Feeders* aufgetragen über der Gierrate für verschiedene Geschwindigkeiten

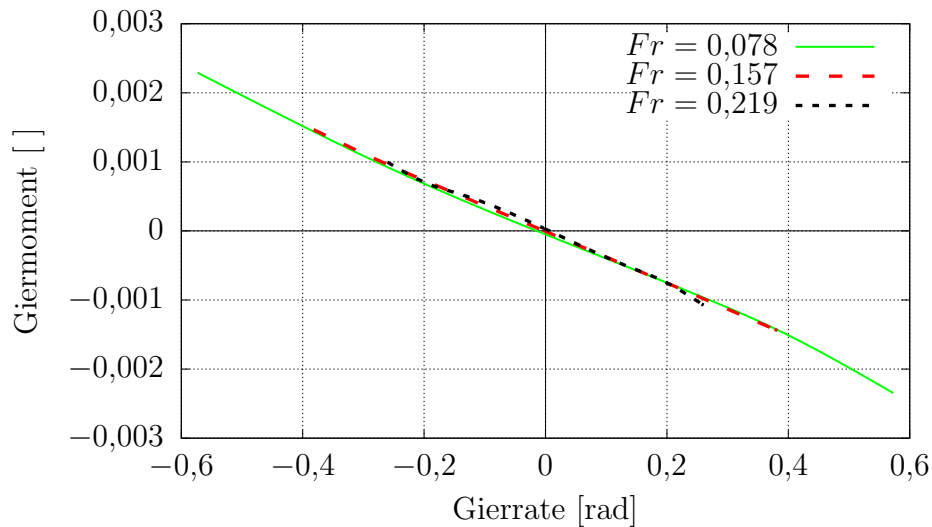


Abbildung 22: Dimensionsloses Giermoment des *Feeders* aufgetragen über der Gierrate für verschiedene Geschwindigkeiten

aus den Simulationen der kombinierten Bewegungen mit Abbildung 20 verglichen, zeigt sich hier ein ähnlicher Kurvenverlauf, sodass eine Punktsymmetrie um den Schnittpunkt mit der y-Achse des Diagramms anzunehmen ist. Desweiteren liegen die Werte der dimensionslosen Giermomente für verschiedene

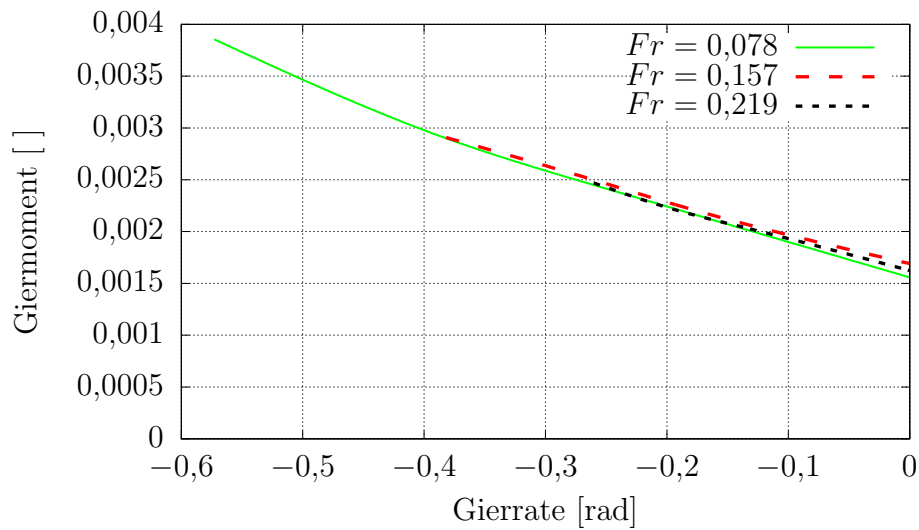


Abbildung 23: Dimensionsloses Gierrmoment des *Feeders* aufgetragen über der Gierrate für verschiedene Geschwindigkeiten bei einem Driftwinkel von  $-10^\circ$

Geschwindigkeiten nah bei einander. Eine maximale Abweichung von 15 % für die dimensionslosen Werte von Querkraft und Gierrmoment zwischen den Geschwindigkeiten tritt auf.

Neben den statischen Versuchen wurden auch transiente Simulationen der dynamischen *Planar-Motion-Mechanism* (PMM)-Versuche durchgeführt. Das Schiff wird dabei periodisch auf einer sinusförmigen Bahn mit einer vorgegebenen Amplitude und Periode bewegt. Es wurden PMM-Versuche für die Bewegungen Schnellen (Translation entlang x-Achse), Schwoien (Translation entlang y-Achse) und Gieren (Translation entlang y-Achse und Rotation um z-Achse) betrachtet. Abbildung 25 zeigt charakteristische Zustände während einer PMM-Simulation zum Gieren. Das Schiff bewegt sich dabei ohne Driftwinkel durch das Wasser, da es durch die Überlagerung der Rotation um die z-Achse und der Translation entlang der y-Achse stets mit dem Bug voran die sinusförmige Bahn abfährt.

Im Unterschied zu den statischen Versuchen treten neben den Kräften durch eine konstante Strömung auch beschleunigungsbedingte hydrodynamische Kräfte auf. Die schiffbauliche Interpretation dieser Kraftanteile führt zu der Defini-

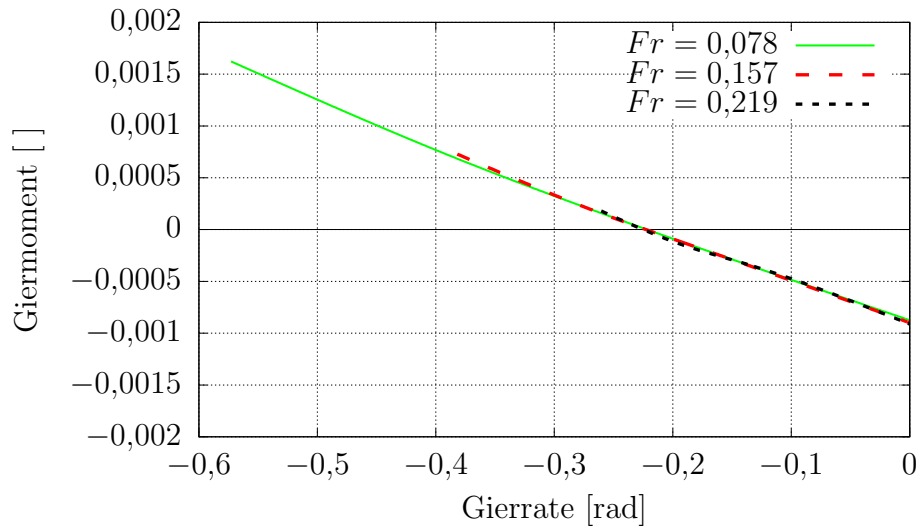


Abbildung 24: Dimensionsloses Giermoment des *Feeders* aufgetragen über der Gierrate für verschiedene Vorausgeschwindigkeiten bei einem Driftwinkel von  $5^\circ$

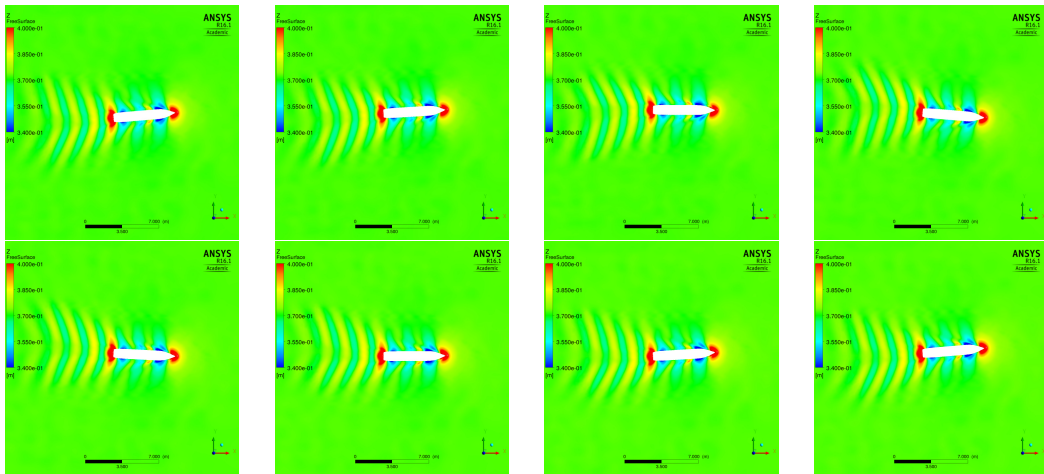


Abbildung 25: Numerische Simulation eines PMM-Versuchs zum Gieren (Zwischenzustände während einer Periode)

tion einer hydrodynamischen Masse, die mit der jeweiligen Beschleunigung multipliziert die beschleunigungsbedingte, hydrodynamische Kraft ergibt, während die geschwindigkeitsabhängigen Kräfte als Dämpfungsanteile betrachtet werden. Die in Abb. 26 dargestellte harmonische Bewegung des Schiffs mit einer zeitlich veränderlichen Auslenkung um  $\Delta y$  aus der Geradeausfahrt führt zu einer har-

monischen Antwort des Systems Schiff in Form einer Querkraft.

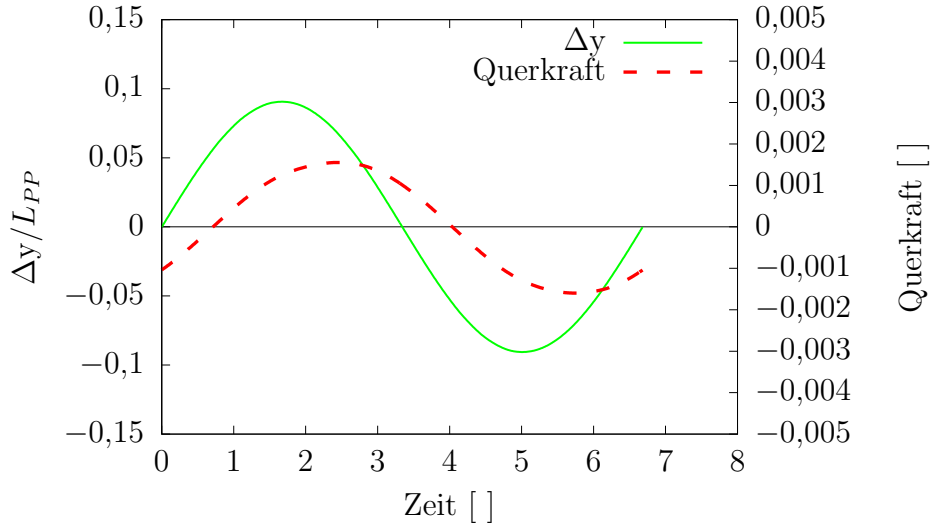


Abbildung 26: Dimensionslose Querkraft des *Feeders* während eines Drift-PMM-Versuchs gegenüber der sinusförmigen Querverbewegung aufgetragen über die dimensionslose Zeit

Abbildung 27 zeigt den Verlauf der nach Gl. 31 entdimensionalisierten Querkraft über der mit der Vorausgeschwindigkeit dimensionslos gemachten Quergeschwindigkeit. Es lässt sich neben der der Bewegung entgegengerichteten Krafrichtung ein Phasenversatz der entstehenden Querkraft gegenüber der Querverschiebung feststellen. Betrachtet man nur die stationären Versuche, wäre eine direkte Kraftantwort des Schiffs auf die Querverbewegung zu erwarten. Der zusätzliche Kraftanteil entsteht aufgrund der Trägheit des mitbewegten Fluidanteils.

Vergleichbare Effekte unter Berücksichtigung des Phasenversatzes lassen sich auch bei weiteren PMM-Simulationen zum Schnellen und Gieren feststellen, da auch dort die entstehende Längskraft bzw. das entstehende Giermoment nicht phasengleich mit der Voraus- bzw. Winkelgeschwindigkeit anstieg und abnahm. Die Kräfte lassen sich durch eine Fourier-Zerlegung in sinusförmige Grundschwingungen zerlegen, die je nach Phase dem geschwindigkeits- oder beschleunigungsbezogenen Anteil zugeordnet werden können. Auf Basis eines Koeffizientenvergleichs werden daraus polynomiale Näherungsfunktionen zur Berechnung der beschleunigungsabhängigen Kräfte bestimmt.

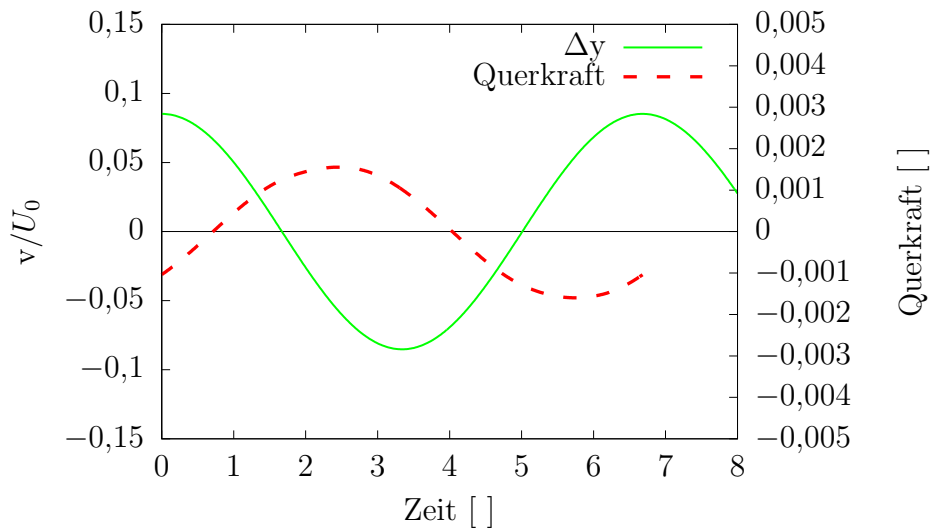


Abbildung 27: Dimensionslose Querkraft und Quergeschwindigkeit des *Feeders* während eines Drift-PMM-Versuchs gegenüber der sinusförmigen Quergeschwindigkeit aufgetragen über die dimensionslose Zeit

### 6.3.2 Darstellung und Analyse des gesamten Koeffizientensatzes

Der Koeffizientensatz umfasst 65 Koeffizienten bei 4 Geschwindigkeiten (s. Tab. 11). Die Kräfte lassen sich für die x- und y-Richtung sowie auch für die Drehung um die z-Achse aus Polynomen dritter Ordnung bestimmen.

Gegenüber herkömmlichen Manövrierkoeffizienten gilt es zwei Besonderheiten hervorzuheben:

- Die Koeffizientensätze werden für verschiedene Geschwindigkeiten erzeugt, sodass die Änderung der Koeffizienten über die Geschwindigkeitsabnahme bei einem Stoppmanöver berücksichtigt wird.
- Die schubabhängigen Koeffizienten beinhalten den Einfluss der Änderung des Propellerschubes während eines Stoppmanövers. Je nach Schubrichtung erhöht oder verringert sich dabei die Längskraft auf das Schiff und beeinflusst so den Stoppprozess maßgeblich.

Die mit der jeweiligen Schiffsgeschwindigkeit entdimensionierten Kräfte und Momente sind bei statischen Drift- und Gierbewegungen für ein Schiff ähnlich.

Die Tabelle 11 enthält den vollständigen Koeffizientensatz für den *Feeder*. Die Koeffizienten wurden mit der Kraft bzw. dem Moment nach Gl. 31 und einer passenden Potenz der Schiffslänge und Entwurfsgeschwindigkeit dimensionlos gemacht. Während für die Fahrtgeschwindigkeiten alle Koeffizienten ermittelt werden konnten, gab es einige Einschränkungen beim Schiff ohne Vorauffahrt. Für das stehende Schiff wurden keine PMM-Versuche durchgeführt, sodass beschleunigungsabhängige Koeffizienten nicht generiert werden können. Kombinierte Koeffizienten für Gieren und Driften (z.B.  $Y_{r|v|}$ ) konnten nicht ermittelt werden, da das Schiff ohne Vorauffahrt auf einer Kreisbahn mit dem Radius  $0\text{ m}$  nicht driften kann. Die fehlenden Koeffizienten sind mit einem X in Tabelle 11 versehen.

Tabelle 11: Dimensionslose Koeffizienten für das *Feeder*-Schiff (multipliziert mit  $10^5$ )

Koeffizienten	Fr=0.219	Fr=0.157	Fr=0.078	Fr=0.000
$X_0$	-2.8528E+01	-1.5205E+01	-3.0738E+00	3.8171E-03
$X_{\dot{u}}$	-1.7931E+02	-1.2494E+02	-8.7449E+01	X
$X_{\dot{u}\dot{u}\dot{u}}$	6.9886E+03	-3.8956E+03	5.1613E+01	X
$X_{\delta}$	-7.3832E-01	7.1514E+01	-9.8947E-01	2.3749E+00
$X_{\delta\delta}$	-6.8248E+02	-1.9751E+02	2.2286E+02	8.7583E-01
$X_{\delta\delta\delta}$	-4.0414E-03	8.0708E-05	4.3068E-02	2.4053E+00
$X_T$	-1.4302E+04	-1.3827E+04	-7.6014E+03	-1.1351E+04
$X_{TT}$	9.7595E+05	-3.2137E+06	-4.3913E+07	-5.2323E+06
$X_{TTT}$	-5.9378E+08	1.5574E+09	2.8156E+10	-1.0402E+09
$X_{T\delta\delta}$	5.6453E+05	1.9370E+05	-2.2758E+06	-1.3501E+02
$X_v$	-1.7732E+01	-7.9731E+00	-5.1436E+00	2.5124E-04
$X_{vv}$	-6.0427E+01	2.3411E+02	1.3328E+02	2.9975E+01
$X_{vvv}$	3.8569E+02	1.9240E+02	7.7802E+02	-8.3626E-03
$X_{\dot{v}}$	6.9515E-01	-1.8024E+00	1.2537E+00	X
$X_{\dot{v}\dot{v}\dot{v}}$	-3.3971E+01	5.3051E+02	-5.7555E+04	X
$X_r$	8.6618E+00	3.2947E+00	4.1537E+00	-6.2297E-04
$X_{rr}$	-1.9364E+01	7.3109E+01	7.1996E+01	6.4823E+01
$X_{rrr}$	-4.8723E+01	-2.4288E+01	-3.4212E+01	1.9661E-02
$X_{\dot{r}}$	4.5626E+00	5.2778E+00	4.7638E+00	X
$X_{\dot{r}\dot{r}\dot{r}}$	1.8863E+02	-6.6846E+02	-4.5686E+03	X
$X_{rv}$	8.5219E+02	1.1549E+03	9.3388E+02	X
$X_{rvv}$	3.4557E+02	1.5037E+03	1.4955E+03	X
$X_{rrv}$	1.5693E+02	1.1012E+03	-6.6426E+02	X
$Y_0$	-6.9922E-01	-1.8476E-01	6.3833E-01	-1.3943E-03
$Y_{\dot{u}}$	2.3269E+00	-3.5949E-01	3.2056E+00	X
$Y_{\dot{u}\dot{u}\dot{u}}$	-3.3476E+02	4.1372E+02	-1.1588E+03	X
$Y_{\delta}$	1.4122E+02	1.3582E+02	3.7698E+01	8.4316E-04
$Y_{\delta\delta}$	1.8323E+02	1.2833E-01	1.7328E-02	2.5684E-05
$Y_T$	-8.0690E+02	3.4916E+02	-6.6060E+03	-7.7632E+02
$Y_{TTT}$	-1.6899E+09	-1.2664E+09	8.2535E+07	-2.8006E+08
$Y_{T\delta}$	2.7000E+05	1.4943E+05	1.1245E+05	3.0560E+03
$Y_{T\delta\delta}$	-5.3055E+04	-9.3192E+04	-1.2767E+04	-1.1743E+02
$Y_v$	-1.2558E+03	-9.2826E+02	-5.1113E+02	-2.8500E+02
$Y_{vvv}$	-1.5558E+04	-1.9598E+04	-3.6643E+04	-1.4662E+04
$Y_{\dot{v}}$	-1.6122E+03	-1.6361E+03	-1.6229E+03	X
$Y_{\dot{v}\dot{v}\dot{v}}$	-1.5248E+04	-2.0294E+04	-4.2856E+05	X
$Y_r$	3.0052E+02	2.1751E+02	1.2191E+02	-1.0985E+01
$Y_{rrr}$	-5.4032E+02	2.1846E+01	-3.0969E+02	-4.0396E+02
$Y_{\dot{r}}$	2.2059E+02	2.4496E+02	2.6568E+02	X
$Y_{\dot{r}\dot{r}\dot{r}}$	-1.1247E+03	-7.9457E+03	8.2998E+04	X
$Y_{r v }$	7.7088E+02	6.0730E+02	2.6933E+02	X
$Y_{ r v}$	3.6411E+02	1.3182E+02	4.6678E+02	X
$Y_{rvv}$	-1.3957E+03	-1.2413E+02	3.0372E+03	X
$Y_{rrv}$	-3.0596E+03	-3.6471E+03	-1.0583E+04	X
$N_0$	4.2951E-01	6.3591E-01	-3.3467E-01	1.5149E-03
$N_{\dot{u}}$	-4.8122E+00	-3.4311E+00	-5.6553E-01	X
$N_{\dot{u}\dot{u}\dot{u}}$	1.7471E+02	2.3959E+02	-1.3017E+02	X
$N_{\delta}$	-1.3213E+02	-6.9760E+01	-1.7588E+01	-5.4578E-04
$N_{\delta\delta\delta}$	-9.4622E+01	-5.0161E+01	-8.6352E+00	-1.6626E-05
$N_T$	2.1085E+02	-1.3317E+03	3.3185E+03	2.7507E+03
$N_{TTT}$	7.3541E+08	8.3081E+08	-7.1802E+07	-1.5763E+08
$N_{T\delta}$	-4.9854E+04	-4.8358E+04	-4.6626E+04	-1.9782E+03
$N_{T\delta\delta}$	2.5481E+04	4.1539E+04	6.5872E+03	9.4428E+01
$N_v$	-1.0947E+03	-7.7047E+02	-3.5551E+02	-6.6552E-01
$N_{vvv}$	5.4253E+03	6.1635E+03	8.4843E+03	2.9549E+02
$N_{\dot{v}}$	-2.1063E+02	-2.0783E+02	-2.2475E+02	X
$N_{\dot{v}\dot{v}\dot{v}}$	-1.3811E+03	-2.0408E+04	-2.5578E+05	X
$N_r$	-3.6401E+02	-2.6056E+02	-1.2462E+02	-1.3463E+01
$N_{rrr}$	-3.9492E+02	-1.6334E+02	-4.8456E+02	-1.3404E+03
$N_{\dot{r}}$	-1.1679E+02	-1.1327E+02	-1.1412E+02	X
$N_{\dot{r}\dot{r}\dot{r}}$	-8.0519E+02	-1.6004E+03	-1.0683E+05	X
$N_{r v }$	-1.3479E+02	-1.9414E+02	-2.1739E+00	X
$N_{ r v}$	4.7819E+02	4.0167E+02	3.5707E+02	X
$N_{rvv}$	8.8624E+02	9.7857E+02	-2.2768E+03	X
$N_{rrv}$	-6.1524E+02	-1.7849E+02	-7.9939E+02	X

### 6.3.3 Fokus auf den schubabhängigen Koeffizienten

Die schubabhängigen Koeffizienten  $X'_{T'}$ ,  $X'_{T'T}$  und  $X'_{T'TT}$  bilden zusammen mit dem Schiffswiderstandskoeffizienten  $X'_0$  die auf das Schiff wirkende, hydrodynamische Längskraft, die durch den Propellerschub kompensiert werden muss, sollte das Schiff mit konstanter Geschwindigkeit fahren. Die Schiffsgesamtkraft  $F'_{X,MV}$  am Schleppwagen aus Abschnitt 5.2.2, die bei den Modellversuchen aufgemessen wurde, entspricht der wirkenden Kraft am Schiff, die sich aus dem Schiffswiderstand  $F'_{X,R}$ , dem Schub  $T'$  und der propellerinduzierten Sogkraft  $F'_{X,p.-i.}$  zusammensetzt:

$$F'_{X,MV} = -F'_{X,p.-i.} - T' + F'_{X,R} \quad (42)$$

$$F'_{X,p.-i.} = -F'_{X,MV} - T' + F'_{X,R} \quad (43)$$

Gleichung 42 lässt sich nach der propellerinduzierten Sogkraft am Rumpf des Modellschiffs umstellen, sodass die in die Berechnung einfließenden Werte als Messwerte vorliegen. Die Schleppwagenkraft  $F'_{X,MV}$  aus Gl. 42 lässt sich auch aus den Koeffizienten als  $F'_{X,Koeff.}$  ermitteln (s. Gl. 44). Führt man nun die Gleichungen 42 und 44 unter der Annahme zusammen, dass  $X'_0 = F'_{X,R}$  zutrifft (s. Tab. 12), liegen die Sogkräfte aus den koeffizientenbasierten Berechnungen vor.

$$F'_{X,Koeff.} = X'_0 - T' - X'_{T'} \cdot T' - X'_{T'T'} \cdot T'^2 - X'_{T'T'T'} \cdot T'^3 \quad (44)$$

$$F'_{X,p.-i.} = X'_{T'} \cdot T' + X'_{T'T'} \cdot T'^2 + X'_{T'T'T'} \cdot T'^3 \quad (45)$$

Tabelle 12: Widerstandskraft aus Modellversuch und Koeffizienten

$Fr$	$F'_{X,R} \cdot 10^5$	$X'_0 \cdot 10^5$	$\frac{X'_0 - F'_{X,R}}{F'_{X,R}} [\%]$
0,078	14,751	14,929	1,2
0,157	56,473	56,900	0,8
0,219	103,285	105,518	2,2

Abbildung 28 zeigt die aus den Ergebnissen aus Abb. 3 bestimmten Sogkräfte aufgetragen über den Schub. Wie bereits in Abschnitt 5.2.2 beschrieben, haben sich für den Verstellpropeller (VP) Unstimmigkeiten in den Ergebnissen bei einigen Propellersteigungen gezeigt. Vergleicht man die durch Koeffizienten berechneten Sogkräfte (Koeff.) mit den Modellversuchsergebnissen der Sogkräfte für den manuell verstellbaren Propeller (FP) bei verschiedenen Steigungen, zeigt sich eine gute Übereinstimmung der Ergebnisse. Im Bereich von mäßigen Rückwärtsschüben zwischen  $T' = -0,001$  bis  $T' = -0,0005$  kann die Unstetigkeit der Messdaten nicht vollständig abgebildet werden, was an der kubischen Ansatzfunktion der Koeffizienten liegt (blaue Linie).

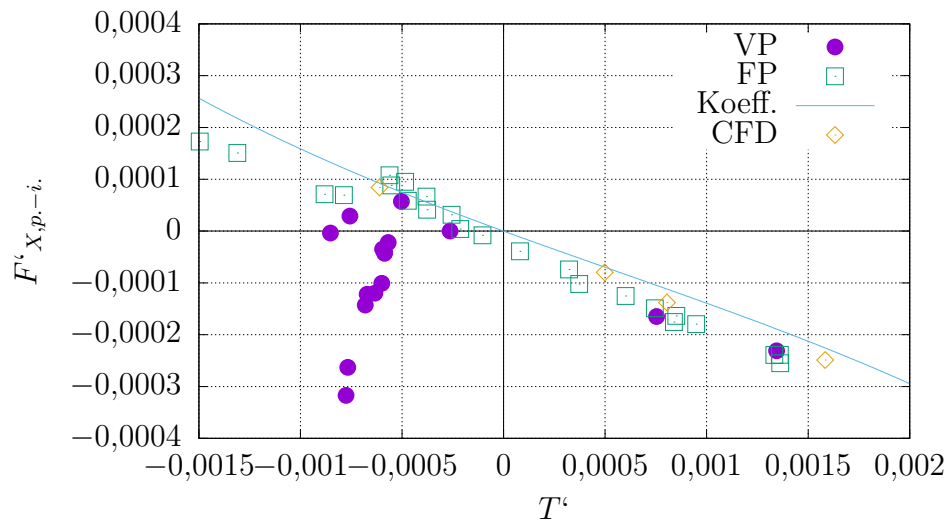


Abbildung 28: Sogkraft  $F'_{X,p,-i}$  über dem Propellerschub  $T'$  bei  $Fr = 0,219$

Bei der Froudezahl  $Fr = 0,157$  zeigt sich im Schubbereich von  $T' = -0,001$  bis  $T' = 0$  eine vom Trend abweichende Verteilung der Sogkräfte (s. Abb. 29), was in einem ähnlichen Schubbereich auch bei  $Fr = 0,219$  zu beobachten ist. Die propellerinduzierten Rumpfkkräfte, die durch koeffizientenbasierte Berechnungen erzeugt wurden, liegen über dem betrachteten Wertebereich nah bei den Messwerten für den manuell verstellbaren Modellpropeller (FP) und zeigen nur im Bereich größerer Rückwärtsschubwerte ( $T' < -0,001$ ) kleine Abweichungen. Die Ansatzfunktion, die den Koeffizienten zu Grunde liegt, verläuft in Form einer Trendlinie entlang der Ergebnisse der numerischen Berechnungen und der Mo-

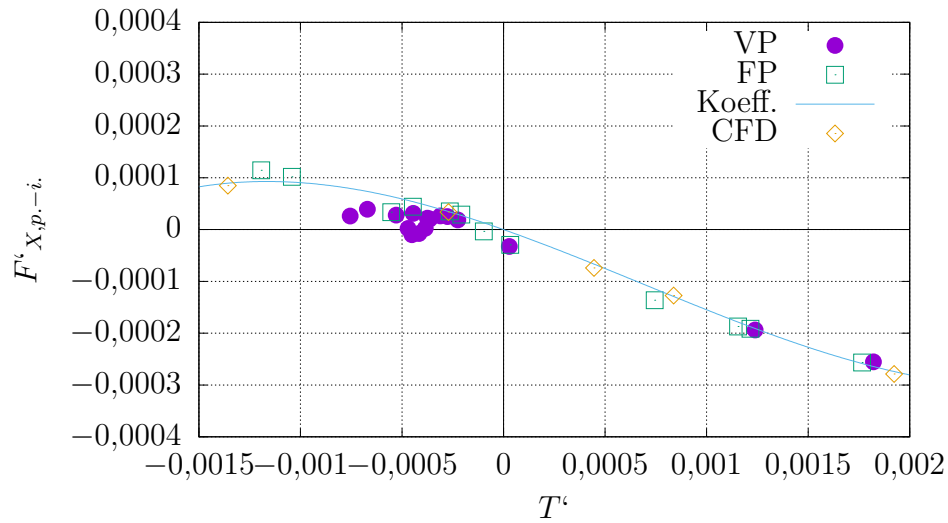


Abbildung 29: Sogkraft  $F'_{X,p.-i.}$  über dem Propellerschub  $T'$  bei  $Fr = 0,157$

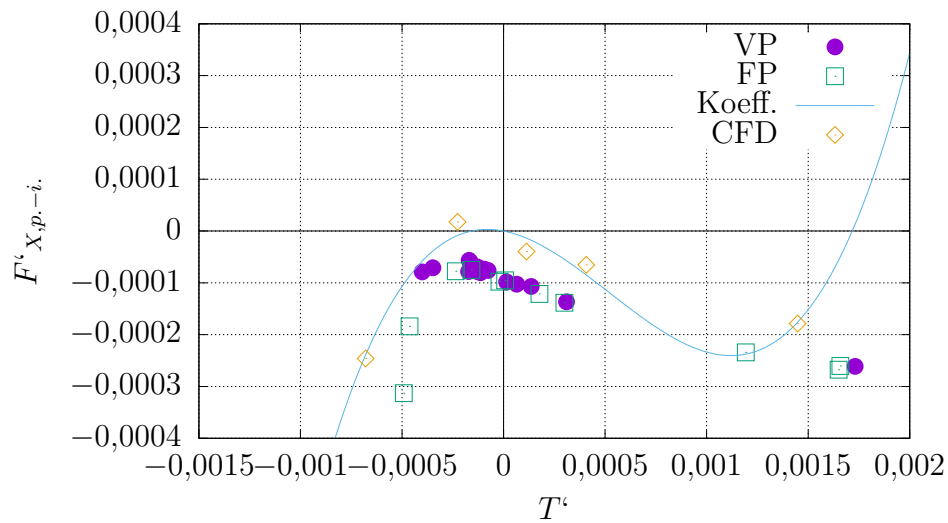


Abbildung 30: Sogkraft  $F'_{X,p.-i.}$  über dem Propellerschub  $T'$  bei  $Fr = 0,078$

dellversuche.

Bei einer niedrigen Schiffsgeschwindigkeit (s. Abb. 30) zeigen die Ergebnisse einen abweichenden Trend gegenüber den Verläufen bei höheren Schiffsgeschwindigkeiten, da im Schubbereich  $T' < -0,00025$  die Modellversuchsergebnisse und die koeffizientenbasierten Berechnungen differierende Werte annehmen. Die Modellversuche zeigen, dass die Sogkraft im Schiffskordinatensystem ein negatives

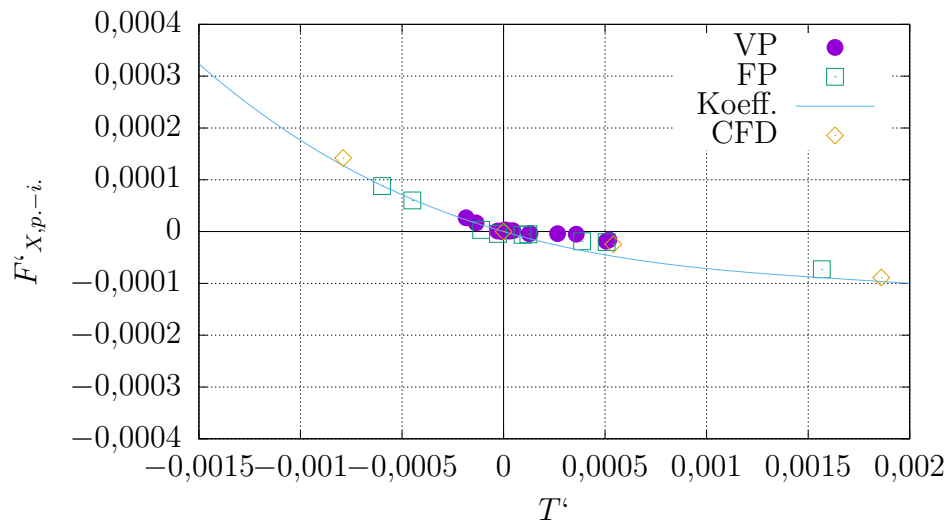


Abbildung 31: Sogkraft  $F'_{X,p.-i.}$  über dem Propellerschub  $T'$  bei  $Fr = 0$

Vorzeichen im gesamten Bereich der untersuchten Schubzustände aufweist, so dass das Schiff durch die Propellerwirkung gebremst wird. Die Ergebnisse der numerischen Berechnungen zeigen einen positiven Wert der Sogkraft bei geringem Rückwärtsschub und liegen in Abb. 30 über den Modellversuchsergebnissen. Mit zunehmendem Rückwärtsschub nimmt die Sogwirkung stark zu, was darauf hindeutet, dass der Propellerstrahl sich am Hinterschiff anlegt und ein Unterdruckgebiet erzeugt, wobei eine mit der Vergrößerung des Rückwärtsschubs einhergehende Verstärkung der Sogwirkung zu einer deutlichen Sogkraftherhöhung führt.

Beim Stillstand des Schiffs (s. Abb. 31) gibt es keine eindeutige Strömungsrichtung, sodass der Propellerzustrom nicht entlang des Schiffs verlaufen muss. Die propellerinduzierten Kräfte zeigen einen nahezu linearen Verlauf, wobei die numerisch bestimmten Kräfte und die Modellversuchsergebnisse nah beieinander liegen. Es zeigt sich, dass das bei niedriger Schiffsgeschwindigkeit beobachtete Verhalten der Sogkraft aus Abb. 30 nicht auftritt und der Propellernachstrom nicht zu Unterdruck am Hinterschiff führt.

## 6.4 Berechnung des Notstopverhalten

### 6.4.1 Berechnung mit der koeffizientenbasierten Methode

Die Modellversuche der Stoppmanöver aus Abschnitt 5.2 wurden mithilfe der entwickelten koeffizientenbasierten Methode simuliert. Das *Feeder*-Schiff wurde mit der Entwurfssteigung des Propellers und der Entwurfsgeschwindigkeit initialisiert und zunächst mit dem erzeugten Schub angetrieben. Entsprechend dem Ablauf der Modellversuche folgte daraufhin die Steigungsrücknahme mit der Verstellgeschwindigkeit  $\frac{\delta\varphi}{\delta t'}$ , bis der Verstellweg  $\Delta\varphi_{min}$  zurückgelegt worden ist. Mit dieser Propellersteigung wurde das Schiff dann bis zu seinem Stillstand betrieben. Die Ergebnisse der koeffizientenbasierten Methode sind in Tabelle 13 aufgeführt. Charakteristisch für die Versuche sind die Verstellgeschwindigkeit und der Verstellweg des Propellerblatts, während bei Ablauf des Manövers die Drehzahl konstant gehalten wurde. Wie auch im Modellversuch können der Stoppweg und die Zeit bis zum Stillstand ermittelt werden. Das Schiff bewegt sich dabei nur in Schiffsängsrichtung, da Gieren und Schwojen unterdrückt werden.

Tabelle 13: Übersicht über die numerische Stoppversuche und ausgewählte Ergebnisdaten im Vergleich zu den Modellversuchsergebnissen

Simulationsnr.	$\frac{\delta\varphi}{\delta t'}$ [rad]	$\Delta\varphi_{min}$ [rad]	$t'_{U'=0}$	$X'$	$dt'$ [%]	$dX'$ [%]
3-5	-0,243	-0,524	21,563	8,675	9,4	2,1
6	-0,243	-0,436	38,401	11,251	-9,5	-17,2
7-9	-0,365	-0,524	21,283	8,409	9,4	1,8
10	-0,122	-0,524	22,570	9,599	4,9	-2,5
11	-0,487	-0,524	21,132	8,263	12,2	1,6
12	-0,183	-0,524	21,911	9,001	13,6	0,7

Ein Vergleich mit den experimentell gewonnenen Daten zeigt, dass der Stoppweg mit einer Abweichung von 3% oder weniger berechnet werden kann. Zur Berechnung der prozentualen Abweichung wurde der Mittelwert der Modellversuchsergebnisse der Versuche 3-5 und 7-9 genutzt. Eine Ausnahme bildet dabei Versuch 6, bei dem bereits im Modellversuch Unstimmigkeiten beobachtet wurden, da das Schiff frühzeitig vom eigenen Wellensystem eingeholt worden war

und zu stampfen begann. Die koeffizientenbasierte Methode kann diese Interaktion nicht abbilden, sodass eine deutliche Abweichung der Ergebnisse nachvollziehbar ist.

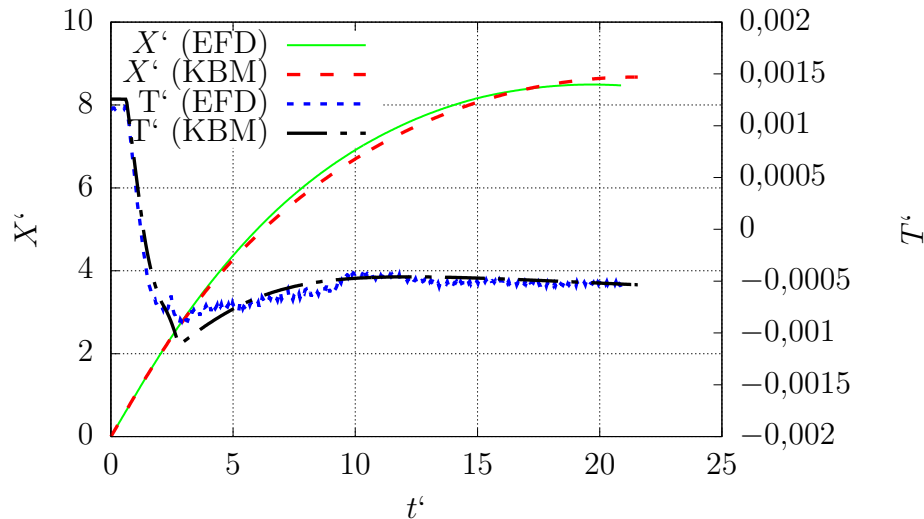


Abbildung 32: Stoppweg  $X'$  und Schub  $T'$  über Zeit  $t'$  bei Versuch 4

Abbildung 32 zeigt den Weg- und Schubverlauf bei Versuch 4 aus Modellversuch (EFD) und koeffizientenbasierter Berechnung (KBM). Zu Beginn des Manövers liegt der Schub der koeffizientenbasierten Methode etwas oberhalb des im Modellversuch gemessenen Wertes. Die Schiffsgeschwindigkeit ist nahezu identisch. Mit Beginn der Steigungsverstellung ist eine Unstetigkeit im Schubverlauf der Simulation zu beobachten, die in der Realität aufgrund von Zähigkeit und Trägheit nicht auftreten kann. Die Steigung beider Graphen ist ähnlich, wobei die koeffizientenbasierte Methode ein ausgeprägtes Schubminimum mit einer Unstetigkeit im Verlauf errechnet, die im Modellversuch nicht zu beobachten war. Die Schubverläufe nähern sich ab der Hälfte des zurückgelegten Wegs an. Der zurückgelegte Weg  $X'$  über der Zeit ist in Abbildung 32 für Versuch 4 dargestellt. Bis zum Zeitpunkt, zu dem der Rückwärtsschub seinen Extremwert erreicht, stimmt das Weg-Zeit-Diagramm der koeffizientenbasierten Berechnung mit dem des Modellversuchs überein. Im Anschluss bewegt sich das Schiff ab  $t' = 5$  langsamer und hat zu gleichen Zeitpunkten weniger Strecke zurückgelegt. Als Folge des kleineren Schubminimums und der damit einhergehenden stärkeren

ren Schubwirkung wird das *Feeder*-Schiff stärker abgebremst. Mit zunehmender Versuchszeit nähern sich die experimentell ermittelten und berechneten Ergebnisgraphen an, wobei der Stoppzeitpunkt im Modellversuch früher erreicht wird.

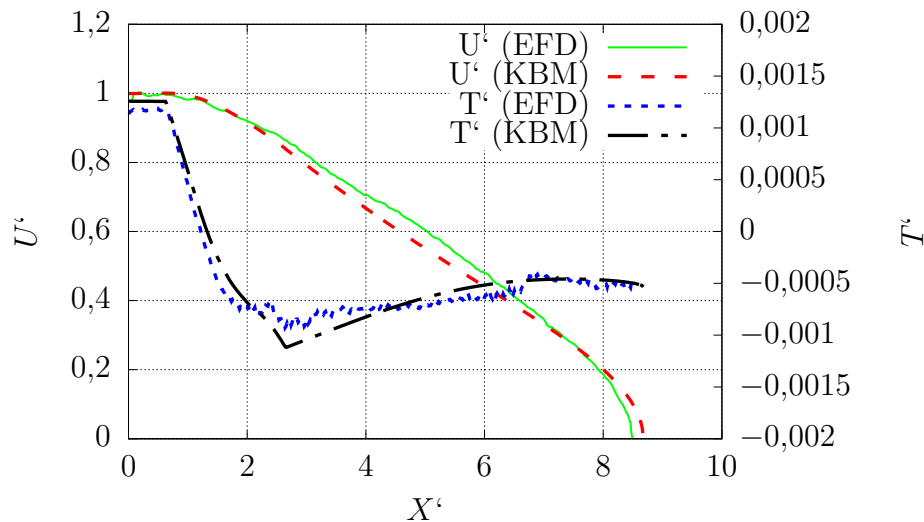


Abbildung 33: Geschwindigkeit  $U'$  und dimlos. Schub  $T'$  über dem Stoppweg  $X'$  bei Versuch 4

Eine genauere Interpretation der Methodengüte ermöglicht die Korrelation von Schub und Schiffsgeschwindigkeit über dem Stoppweg (s. Abb. 33). Im Geschwindigkeitsverlauf findet man unmittelbar die Rückwärtsschubwirkung wieder, da mit einem Überschuss an Rückwärtsschub bei der koeffizientenbasierten Berechnung das Schiff bis zu einem Weg von 5 Schiffslängen abgebremst wird, im Anschluss sich die Geschwindigkeitsverläufe aufgrund eines geringfügig höheren Schubwertes in der Simulation jedoch zwischen  $X' = 5$  und  $X' = 7$  wieder annähern und sich letztendlich ein nahezu identisches Aufstoppverhalten zeigt. Im Vergleich zu den Versuchen 3 bis 5 ist die Rücknahme des Steigungswinkels bei Versuch 6 um  $5^\circ$  geringer, sodass der Propeller einen geringeren Rückwärtsschub erzeugt. Wie Abbildung 34 zeigt, stimmen die Schubverläufe aus numerischer Berechnung und Modellversuch gut überein. Ein deutlicher Unterschied zeigt sich beim Stoppweg und den Geschwindigkeiten während des zurückgelegten Wegs. Die numerischen Ergebnisse zeigen geringere Geschwindigkeiten bereits zu Beginn des Manövers bis hin zum Stillstand nach etwa 11 Schiffslängen,

während sich im Modellversuch das *Feeder*-Schiff um fast 3 Schiffslängen weiter bewegt. Im Modellversuch wurde ein frühzeitiges Einholen des Schiffs durch sein bei Manöverbeginn vorliegendes Wellensystem beobachtet, woraufhin Stampfbewegungen auftraten. Der Unterschied lässt sich durch einen Impuls der Wellen in Fahrtrichtung erklären, die das schnellere Aufstoppen im Modellversuch verhindert haben. Dieser Effekt wird bei der koeffizientenbasierten Berechnung nicht beachtet, da die Historie der Wellen sowie deren Ausbreitung mit der Methode nicht berücksichtigt werden.

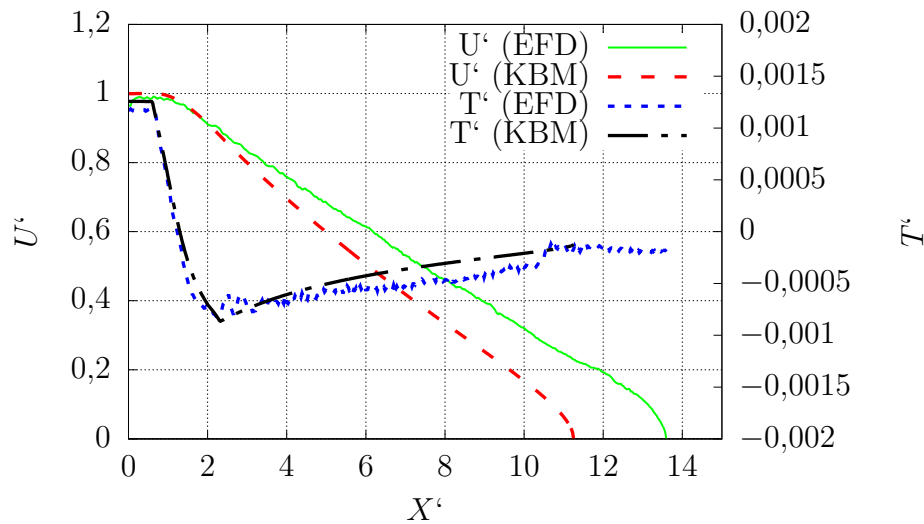


Abbildung 34: Geschwindigkeit  $U'$  und dimlos. Schub  $T'$  über dem Stoppweg  $X'$  bei Versuch 6

Die Verläufe der Geschwindigkeit und des Schubs über dem Stoppweg aus der numerischen Berechnung und dem Modellversuch zu Versuch 8 sind in Abbildung 35 dargestellt. Wie auch bei Versuch 4 zu beobachten ist, zeigt sich bei der koeffizientenbasierten Berechnung ein ausgeprägtes Schubminimum. Bei beiden genannten Versuchen ist der Steigungsstellweg identisch und die Steigungsstellgeschwindigkeit um das 0,5-fache bei Versuch 8 gegenüber den Versuchen 3 bis 5 größer. Der kleinere Schubwert führt während der Simulation zu geringeren Geschwindigkeiten bei gleicher Wegstrecke im Vergleich zum Modellversuch. Mit zunehmenden Fahrtweg ähneln sich die Graphen der Geschwindigkeit in ihrem Verlauf, sodass ein konstanter Unterschied der Geschwindigkeit bei

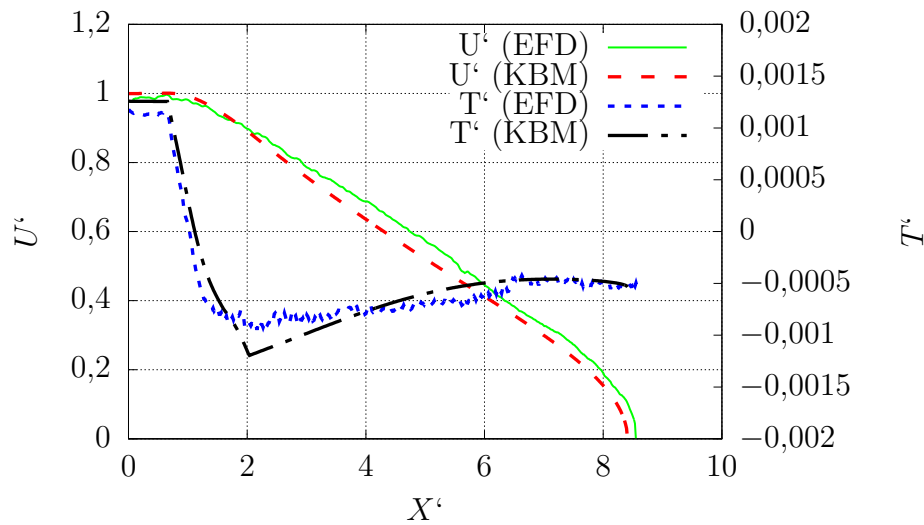


Abbildung 35: Geschwindigkeit  $U'$  und dimlos. Schub  $T'$  über dem Stoppweg  $X'$  bei Versuch 8

identischer Wegstrecke vorliegt. Mit der numerischen Berechnung wird ein 3% kürzerer Stoppweg als im Modellversuch ermittelt.

Gegenüber den Einstellungen bei den Versuchen 7 bis 9 wird bei Versuch 10 die Verstellgeschwindigkeit des Propellerblatts auf ein Drittel der Werte der Versuche 7 – 9 bzw. die Hälfte der Werte der Versuche 3 – 5 reduziert. Der Schubverlauf spiegelt die Wirkung der geringen Verstellgeschwindigkeit wider (s. Abb. 36). Der maximale Rückwärtsschub wird erst nach 4 zurückgelegten Schiffslängen erreicht, und die Werte aus Modellversuch und Simulation sind ähnlich. Die Koeffizienten-Methode errechnet ein schnelleres Abbremsen des Schiffs und einen um 2,5% kürzeren Stoppweg gegenüber dem Modellversuchsergebnis. Trotz ähnlicher Schubwerte bilden sich die Abweichungen der Verläufe der Geschwindigkeiten bereits im Bereich bis 4 Schiffslängen aus und können anschließend als konstant betrachtet werden. Dies scheint eine Folge der Ermittlung des Schiffsgesamtwidestands im Geschwindigkeitsbereich über  $U' = 0.8$  zu sein, aufgrund dessen die Unterschiede entstehen. Die höchste Verstellgeschwindigkeit des Propellerblatts wird bei Versuch 11 mit  $8^\circ \frac{1}{s}$  im Modellversuch vorgegeben. Gegenüber den Versuchen 3 bis 5 ist dies eine Verdopplung der Verstellgeschwindigkeit. In Abbildung 37 zeigt sich beim Schubverlauf der größte Gradient im

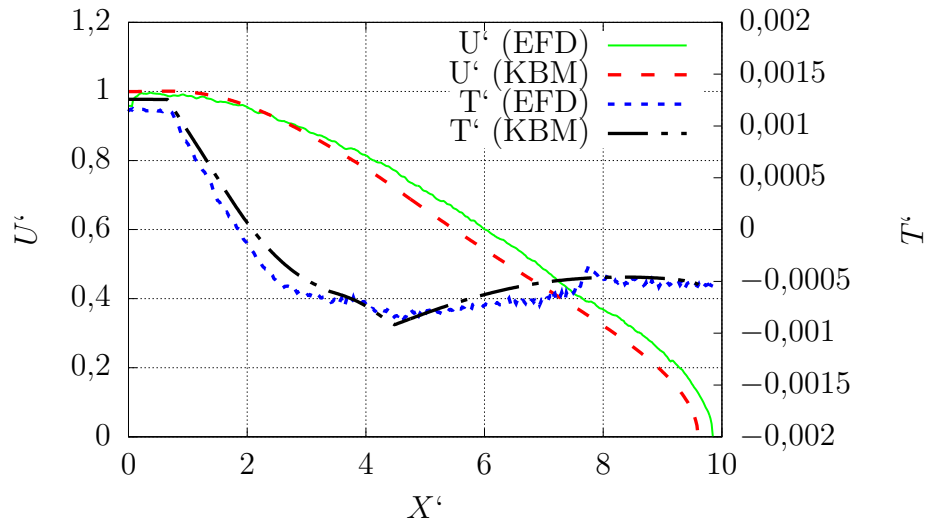


Abbildung 36: Geschwindigkeit  $U'$  und dimlos. Schub  $T'$  über dem Stoppweg  $X'$  bei Versuch 10

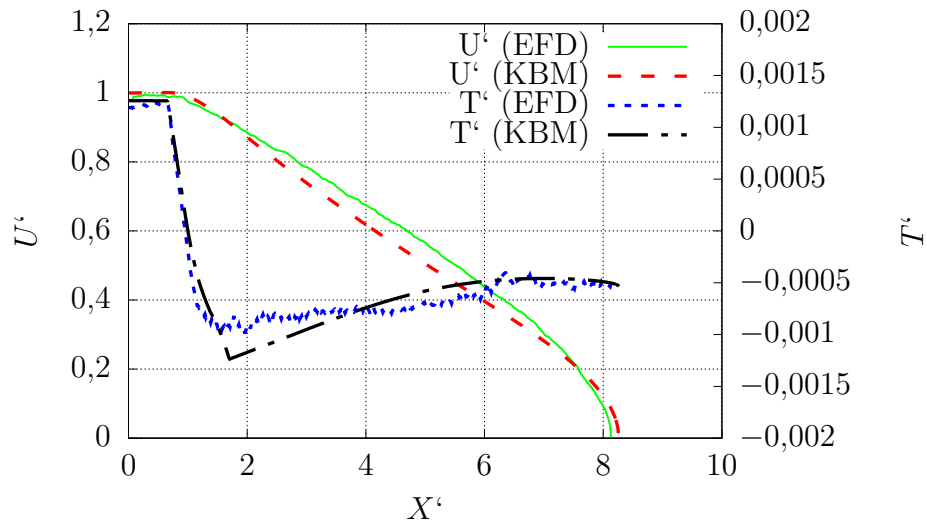


Abbildung 37: Geschwindigkeit  $U'$  und dimlos. Schub  $T'$  über dem Stoppweg  $X'$  bei Versuch 11

Vergleich der in dieser Arbeit beschriebenen Konfigurationen. Während die koeffizientenbasierte Berechnung das bereits hinreichend beschriebene Schubminimum ermittelt, flacht der Schubverlauf im Modellversuch bei  $X' = 1,5$  ab und schneidet die Simulationsergebnisse bei  $X' = 4$ . Mit abnehmender Geschwin-

digkeit steigen die berechneten Schubwerte an, bis im Bereich zwischen  $X' = 4$  und  $X' = 6$  im Modellversuch mehr Rückwärtsschub vorliegt als errechnet wird. Im Vergleich des Stoppverhaltens des *Feeders* im Modellversuch und in der Koeffizientenmethode lassen sich für Versuch 11 Unterschiede beim Geschwindigkeitsverlauf und beim Stoppweg mit einer Abweichung von 1,6% feststellen. Bei Versuch 12 wurde mit einer Blattverstellgeschwindigkeit von  $3^\circ \frac{1}{s}$  ein im Vergleich längerer Stoppweg von  $X' = 9$  Schiffslängen erreicht. Der Vergleich der Berechnung der Koeffizientenmethode mit den Modellversuchsergebnissen zeigt Abweichungen der Schubgradienten und der Schubwerte entlang des Fahrtwegs. Auch im Geschwindigkeitsverlauf zeigt sich, dass der *Feeder* im Modellversuch eine weitere Strecke mit höherer Geschwindigkeit zurücklegt und zum Ende des Stoppmanövers stärker abbremst. Vor allem der Betrag des Geschwindigkeits-

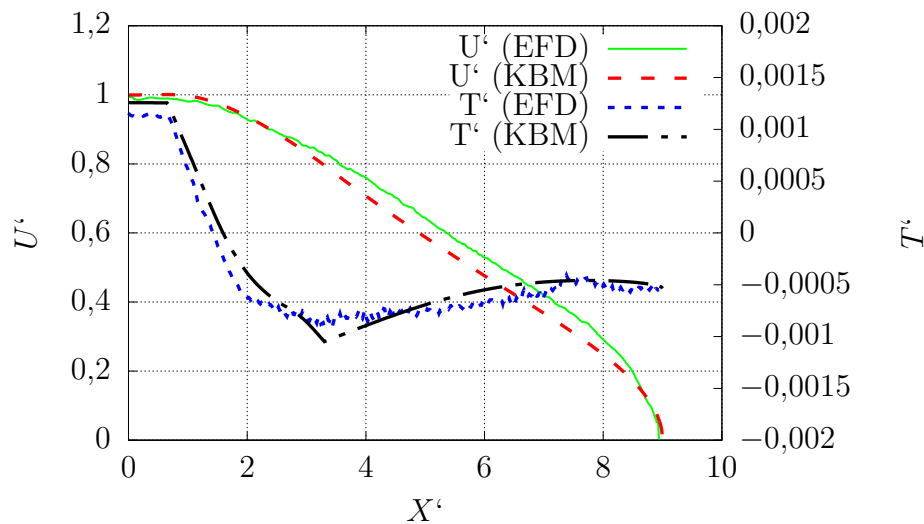


Abbildung 38: Geschwindigkeit  $U'$  und dimlos. Schub  $T'$  über dem Stoppweg  $X'$  bei Versuch 12

gradienten innerhalb der letzten Schiffslänge des Stoppwegs wird durch die Koeffizientenmethode meist unterschätzt. Im Vergleich zum Modellversuch, bei dem das Schiff entlang von Metallschienen geführt wurde und es teilweise zu Relativbewegungen zwischen Messwagen und Schiff kam, wird bei der Simulation keine externe Kraft betrachtet. Aufgrund der Beobachtungen im Modellversuch werden die auftretenden Unterschiede den Längskräften aufgrund von Haft- und

Gleitreibung in der Längsführung bei Geschwindigkeitsunterschieden zwischen Messwagen und Modell zugeschrieben.

#### 6.4.2 Ergebnisse der Berechnung mit der RANS-Methode

Für einige ausgewählte Stoppvorgänge wurden numerische Berechnungen des Stoppvorgangs im Modellmaßstab mit *ANSYS CFX* durchgeführt. Die Ergebnisse der Simulationen erlauben ein tiefergehendes Verständnis des Strömungsverhaltens hinter dem Schiff und ermöglichen die Untersuchung der Propeller-Schiff-Interaktion. Das *Feeder*-Schiff befindet sich in dem in Abschnitt 6.1.2 beschriebenen Rechengebiet. Es wird angeströmt und bewegt sich beim Manöverstart durch das Fluid. Wie es bereits bei den Modellversuchen der Fall ist, kann das Schiff sich frei in Längsrichtung bewegen und ist zusätzlich in der Tauchbewegung freigegeben, um der Veränderung der umströmungsbedingten Tauchung gerecht zu werden.

Aufgrund der begrenzten Länge des Berechnungsgebiets und der erwarteten starken Verzerrung des Rechengitters wird die Vorausgeschwindigkeit als Überlagerung der freien Anströmung und der eigenen Schiffslängsbewegung zu jeweils halben Anteilen berücksichtigt. Mit der Abnahme der Schiffsgeschwindigkeit bewegt sich der *Feeder* voraus, bis sich die Fahrtgeschwindigkeit halbiert hat. Im Anschluss bewegt sich das Schiff global betrachtet rückwärts, wobei es aufgrund der freien Anströmung weiterhin eine Geschwindigkeit durchs Wasser besitzt. Sobald die Relativgeschwindigkeit des Schiffs zur freien Anströmung zu Null wird, ist das Manöver beendet.

Die RANS-Berechnungen wurden für die Versuche 4 und 12 durchgeführt. Als Eingangsparameter wurde jeweils die Vorausgeschwindigkeit zu Manöverbeginn und der Verlauf des Propellerschubs und -moments aus dem Modellversuch verwendet. Die Propellerkräfte wurden mithilfe des Propellermodells aus Abschnitt 4.3 in das Fluid eingebracht. In Abbildung 39 sind die Schubverläufe aus den Modellversuchen 4 und 12 dargestellt, die als Eingabe für die numerischen Berechnungen genutzt wurden. Die in den Simulationen (RANS) genutzten Schubverläufe sind mathematische Näherungen bzw. Mittellungen der Modellversuchsdaten. Eine direkte Verwendung der Modellversuchsdaten hätte eine Interpolati-

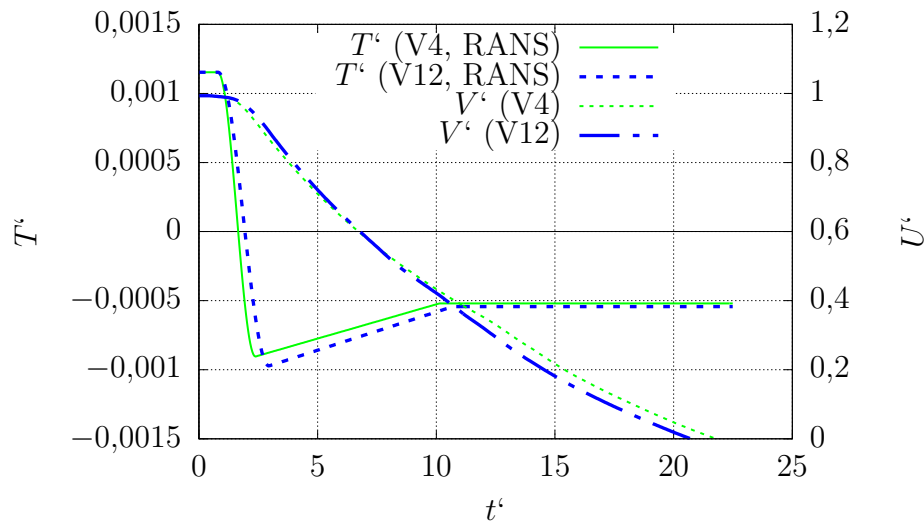


Abbildung 39: Schub und Geschwindigkeit bei den RANS-Berechnungen der Versuche 4 und 12

on des Schubs auf die Berechnungszeitschritte erfordert und aufgrund der stark fluktuierenden Messdaten Störungen in die numerische Simulation eingebracht. Zu Manöverbeginn ist der Schub identisch. Die unterschiedlichen Blattverstellgeschwindigkeiten (s. Tab. 13) führen zu einem zeitlich späteren Erreichen des Schubminimums bei Versuch 12. Bei konstanter Rückwärtssteigung nähern sich beide Schubkurven einander an. Die Fahrtgeschwindigkeit bei beiden Versuchen ist zu Manöverbeginn ebenfalls gleich. Das zeitlich frühere Erreichen des Schubminimums bei Versuch 4 verringert die Geschwindigkeit im Verhältnis zu Versuch 12. Aufgrund des größeren Rückwärtsschubwertes wird der *Feeder* bei der Simulation von Versuch 12 mit voranschreitender Zeit gegenüber den Simulationsergebnissen von Versuch 4 stärker gebremst. Der *Feeder* in Versuch 12 kommt früher zum Stoppen. Neben den Geschwindigkeiten können bei der numerischen Simulation die hydrodynamischen Kräfte auf das Schiff  $F'_X$  berechnet werden, obwohl sich das Schiff frei bewegen kann. Gegenüber dem Modellversuch, bei dem eine Rumpfkraftmessung bei dem freifahrenden Schiff nicht möglich ist, können so die Propeller-Rumpf-Interaktion und der Propellersog bestimmt und untersucht werden. In Abbildung 40 sind die Kräfte auf das *Feeder*-Schiff über der Zeit bei den numerischen Berechnungen dargestellt. Mit Beginn des Ma-

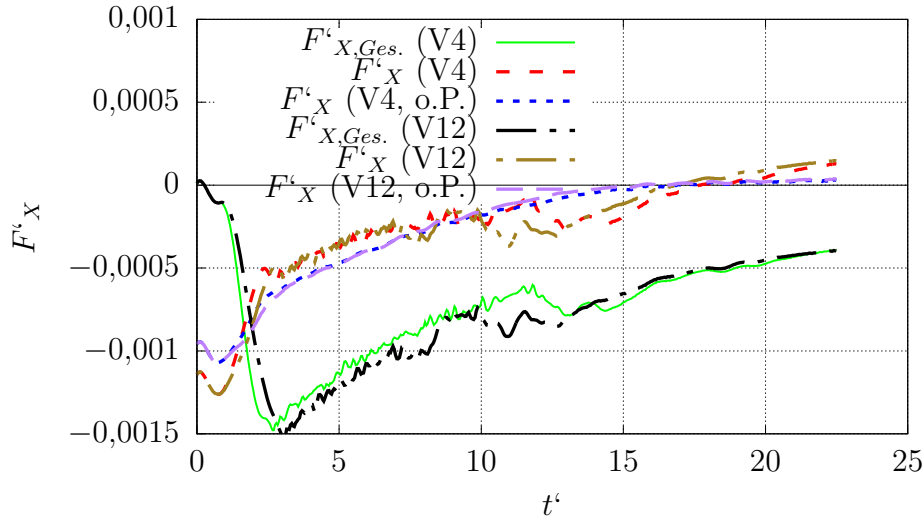


Abbildung 40: Berechnete Gesamtkraft und Kraft auf die Oberfläche des *Feeder*-Schiffs in Schiffslängsrichtung mithilfe von RANS-Simulationen für die Versuche 4 und 12

növers liegt eine negative Längskraft am Schiff vor. Die Steigungsverstellung des Propellers führt zu einer Änderung der Rumpfkkräfte, da die Sogwirkung des Propellers nachlässt und die Schubrichtung sich umkehrt. Im weiteren Verlauf nimmt die Schiffsgeschwindigkeit und damit auch der Widerstand, der in der Gesamtkraft in Schiffslängsrichtung enthalten ist, ab, sodass der Wert der Längskraft sich Null nähert. Im weiteren Manöververlauf zeigt sich ein Sprung der Schiffslängskraft, der auf eine plötzliche Änderung des Strömungszustands am Hinterschiff hindeutet. Bei geringen Schiffsgeschwindigkeiten ergibt sich eine positive Kraft in Schiffslängsrichtung, sodass das Schiff durch den Propeller angeschoben wird.

Die Gesamtkraft am System Schiff  $F'_{X,Ges.}$  wird während des Stoppvorgangs maßgeblich durch den Propellerschub bestimmt und weicht stark von der Kraft auf die Schiffsoberfläche ( $F'_X$ ) ab. Ab Erreichen der maximalen Rückwärtssteigung des Propellers bis zum Stillstand des Schiffs wird stets mehr als die Hälfte der das Schiff verlangsamenen Kraft durch den Propeller erzeugt. Neben den Simulationsergebnissen bei Verwendung eines Propellermodells enthält Abbildung 40 auch Daten der Schiffslängskraft, die bei der Berechnung eines Stoppvor-

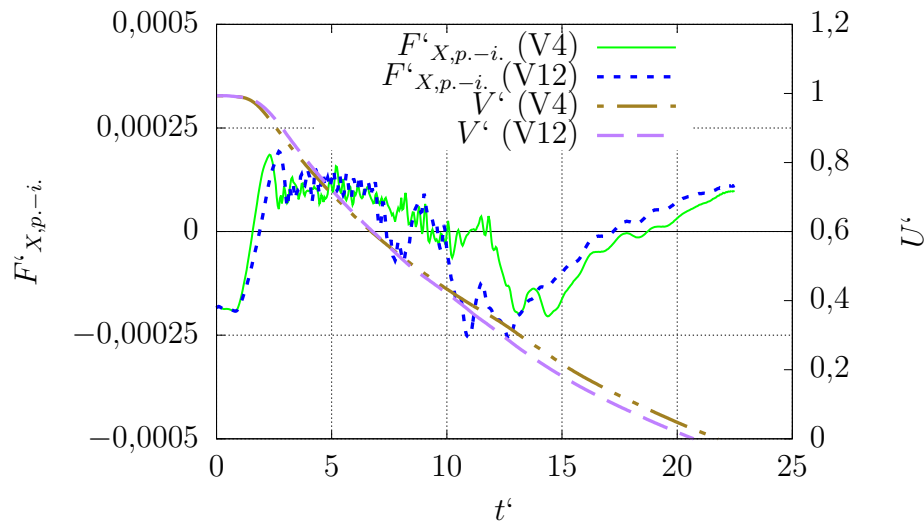


Abbildung 41: Berechnete Propellerinduzierte Kraft in Schiffslängsrichtung und Schiffsgeschwindigkeit mithilfe von RANS-Simulationen für die Versuche 4 und 12

gangs unter Vorgabe des Weg-Zeit-Verhaltens ohne die Wirkung eines Propellers (markiert durch o.P.) gewonnen wurden. Das Schiff wurde dabei entsprechend den Simulationen mit Propellermodell bewegt. Die berechneten Schiffslängskräfte entsprechen den sogebereinigten Kraftwerten und lassen einen Rückschluss auf die Propellerwirkung zu. Mit Manöverbeginn liegen die Schiffslängskraftwerte oberhalb derer mit Propellermodell, da der *Feeder* keinen Sog erfährt. Mit der Steigungsrücknahme am Propeller erzeugt der Propeller Schub entgegen der Fahrtrichtung des Schiffs. Der Sogeffekt kehrt sich um, wodurch fortan die Schiffslängskraft beim Schiff mit Propellerwirkung größer ist, da das Schiff vom Propellerstrahl angeschoben wird. Mit der Zeit nähern sich die Kraftverläufe der numerischen Berechnungen in Abbildung 40 an, bis bei den Simulationen mit Berücksichtigung des Propellermodells ein Sprung der Verläufe auftritt. Fortan führt die Schiffslängskraft bei den Simulationen mit Propellerberücksichtigung zu einer erhöhten Bremswirkung des Schiffs. Dies steht zunächst im Widerspruch zur Druckerhöhung am Hinterschiff durch den Propellerstrahl bei Schubumkehr, die im früheren Verlauf des Stoppmanövers eine anschiebende Wirkung hatte. Betrachtet man die propellerinduzierten Kräfte am Schiffsrumpf in Abbildung

41, wird der Vorzeichenwechsel der Propellerwirkung bei Schubumkehr deutlich. Trotz der unterschiedlichen Schubwerte treten bei den Simulationen der Versuche 4 und 12 ähnliche Längskräfte aufgrund des Propellerstrahls auf. Bis zum Kraftsprung bei  $t' = 10$  liegen beide Verläufe aufeinander. Im Bereich der Sogwirkung von  $t' = 10$  bis  $t' = 17$  weichen die propellerinduzierten Kraftwerte deutlich voneinander ab, zeigen aber ein ähnliches Verhalten, bis der Strömungszustand in beiden Versuchen zu einem Anschieben des Schiffs durch den Propellerstrahl führt. Um die Ursache der beschriebenen Kraftsprünge näher zu untersuchen,

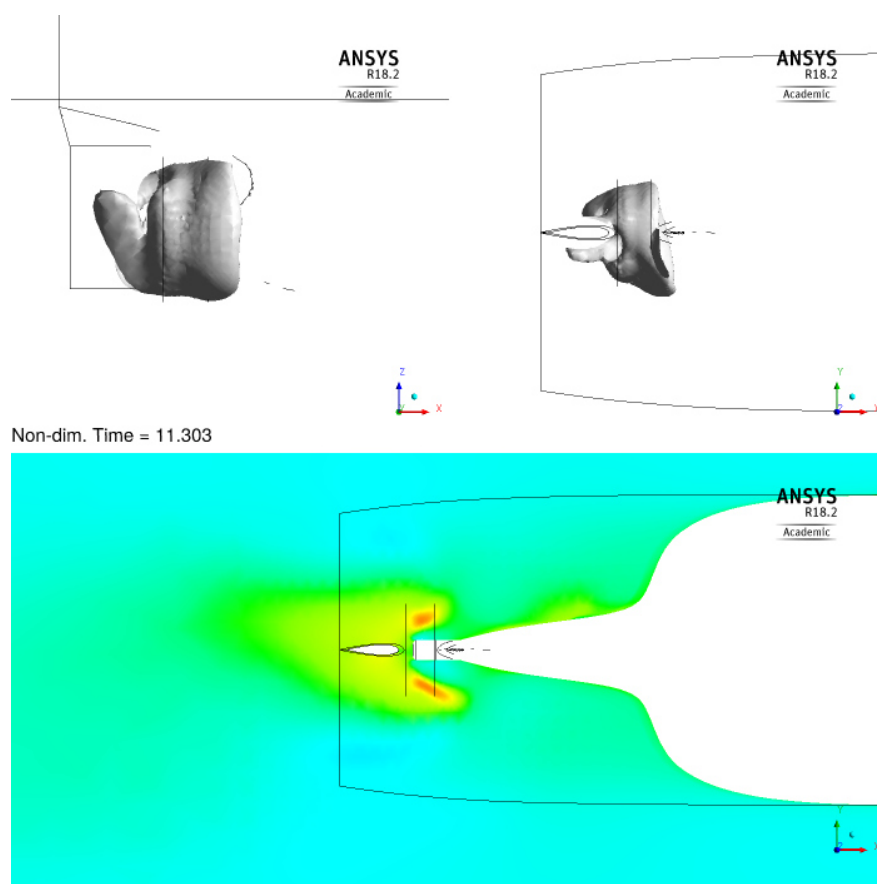


Abbildung 42: Visualisierung der Strömungsgeschwindigkeiten am Schiffsrumpf bei  $t' = 11,303$  bei der RANS-Simulation des Versuchs 4

werden zwei Strömungszustände während der numerischen Berechnung des Modellversuchs 4 betrachtet. Während Abbildung 42 eine Strömungsvisualisierung aus einem Zeitschritt ( $t' = 11,303$ ) kurz vor der sprunghaften Veränderung der

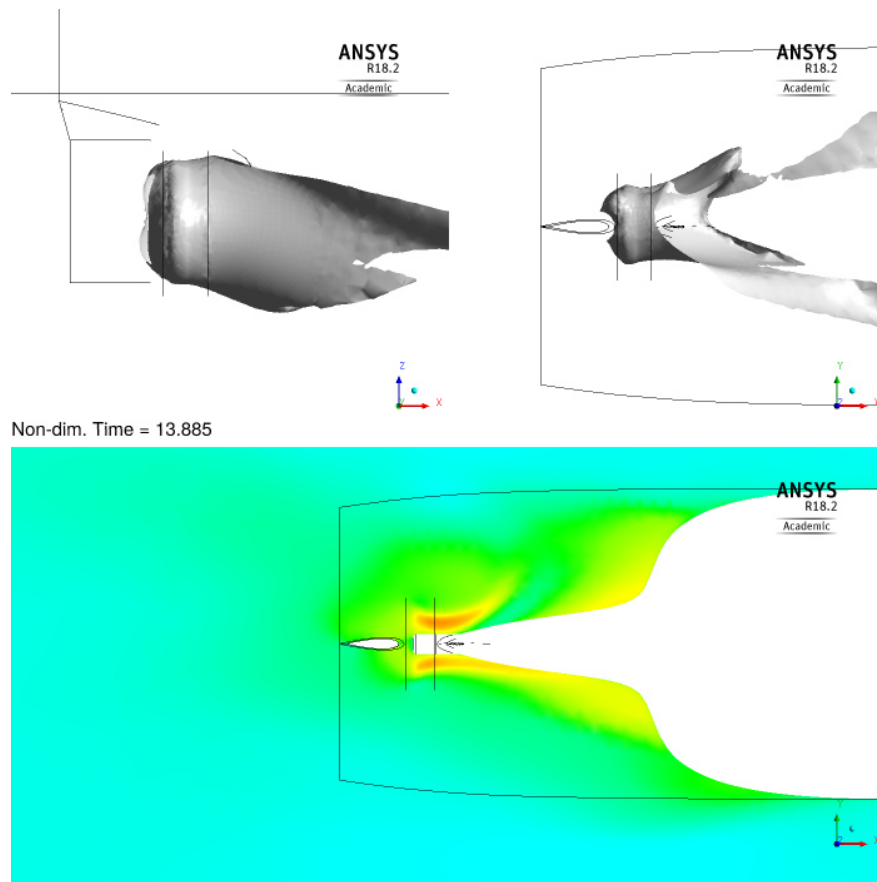


Abbildung 43: Visualisierung der Strömungsgeschwindigkeiten am Schiffsrumpf bei  $t' = 13,885$  bei der RANS-Simulation des Versuchs 4

propellerinduzierten Kraft (s. Abb. 41) zeigt, ist in Abbildung 43 die Strömung bei  $t' = 13,885$  zu sehen. Beide Abbildungen zeigen in den oberen Ansichten die Berandungsfläche der Strömungszone, in der sich das Fluid mit einer positiven Geschwindigkeit in Schiffslängsrichtung relativ zum Schiffsrumpf bewegt, in grau. In Abbildung 42 umrandet die Fläche ein kleines Volumen im Bereich der Wirkung des Propellermodells, wobei die räumliche Ausdehnung (links: Seitenansicht, rechts: Ansicht von oben) gering ist und die umgelenkte Strömung den Schiffsrumpf nicht erreicht. Der untere Bereich der Abbildung zeigt die Geschwindigkeitsverteilung in einer x-y-Ebene, die im Propellerdrehpunkt liegt. Die gelb und rot eingefärbten Bereiche entsprechen Geschwindigkeiten, die relativ zum Schiff ein positives Vorzeichen besitzen. Die in Abbildung 43 gezeigten

Strömungsverhältnisse sind geprägt durch einen Propellerstrahl, dessen Bereiche mit positiven Geschwindigkeiten bis an den Schiffsrumpf heran reichen. Bei der Betrachtung durch den transparenten Rumpf (rechte, obere Ansicht) wird deutlich, dass das Volumen der beschleunigten Strömung einen deutlichen Einfluss auf die Druckverteilung am Rumpf hat. Dies führt zu einer Änderung des Druckzustands am Hinterschiff (s. Abb. 44).

Die Bereiche niedrigen Drucks (blau) verschieben sich entlang des Schiffsrumpfs vom horizontalen Bereich oberhalb des Propellers bei  $t' = 11,303$  hin zur Abschrägung des Rumpfes bei  $t' = 13,885$  und die Wirkfläche vergrößert sich. Die daraus resultierende Druckkraft ist aufgrund der Flächennormalen des schrägen Rumpfbereichs entgegen der Schiffslängsrichtung ausgerichtet und erzeugt so eine Bremskraft am Schiff.

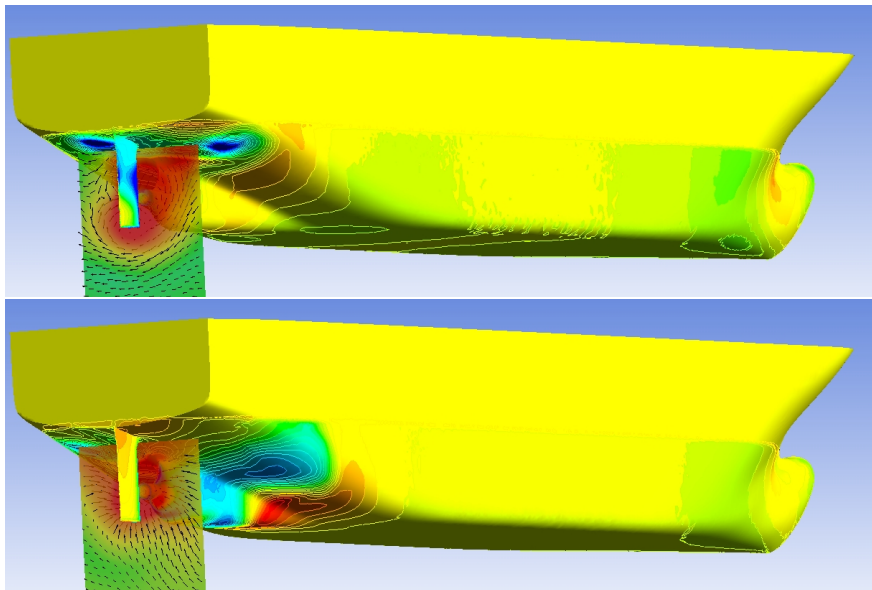


Abbildung 44: Druckverteilung am Schiffsrumpf bei  $t' = 11,303$  (oben) und  $t' = 13,885$  (unten) bei der RANS-Berechnung des Versuchs 4

#### 6.4.3 Vergleich der propellerinduzierten Kräfte der numerisch erzeugten Ergebnisse

Die Entwicklung der numerischen Methode zur Berechnung des Stoppverhaltens von Schiffen mit einem Verstellpropeller zielte vor allem auf die Abbildung der

Schiff-Propeller-Interaktion durch schubabhängige Längs- und Querkraftkoeffizienten ab. Im Rahmen der Arbeit konnte gezeigt werden, dass das Stoppverhalten anhand eines Beispielschiffs im Modellmaßstab simuliert werden kann und unter Berücksichtigung der methodeninherenten Einflüsse eine gute Vorhersage des Stoppwegs getätigt werden kann.

Die Propeller-Schiff-Interaktion lässt sich anhand des Vergleichs der durch RANS-Berechnungen gewonnenen Daten mit den durch die Koeffizienten errechneten Schiffslängskräften ermitteln. In Abbildung 45 ist neben den Schubverläufen des Modellversuchs die Sogwirkung des Propellers auf das Schiff dargestellt. Diese wurde mithilfe der RANS-Simulation und der Koeffizientenmethode ermittelt. Während die Schiffskraft aus dem Koeffizientenmodell für jeden Zeitschritt direkt bestimmt werden kann, wurde zur Ermittlung der Sogwirkung in der RANS-Berechnung der Verlauf der Schiffslängskraft ohne Propellermodell von dem mit Propellerwirkung abgezogen (s. Abb. 40).

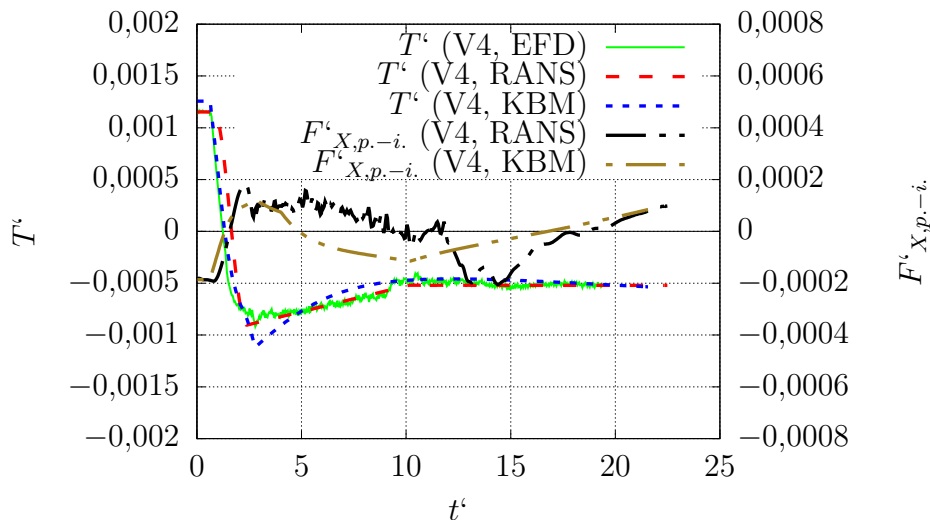


Abbildung 45: Schub und propellerinduzierte Kräfte in Schiffslängsrichtung bei Versuch 4

Die Steigerungsrücknahme und die damit abfallende Schubkurve erzeugen bei beiden Methoden übereinstimmende Sogkräfte am *Feeder*-Schiff, da der Propeller eine anschiebende Wirkung am Schiffsrumpf ausübt. Die koeffizientenbasierte Berechnung zeigt mit abnehmender Schiffsgeschwindigkeit (vgl. Abb. 33) ein Ab-

sinken der propellerinduzierten Schiffslängskraft. Im Zeitraum bis  $t' = 10$  wirkt bei den RANS-Berechnungen die propellerinduzierte Längskraft am Rumpf anschiebend auf den *Feeder*, bis kurz danach der bereits in Abschnitt 6.4.2 beschriebene Schubkraftsprung auftritt.

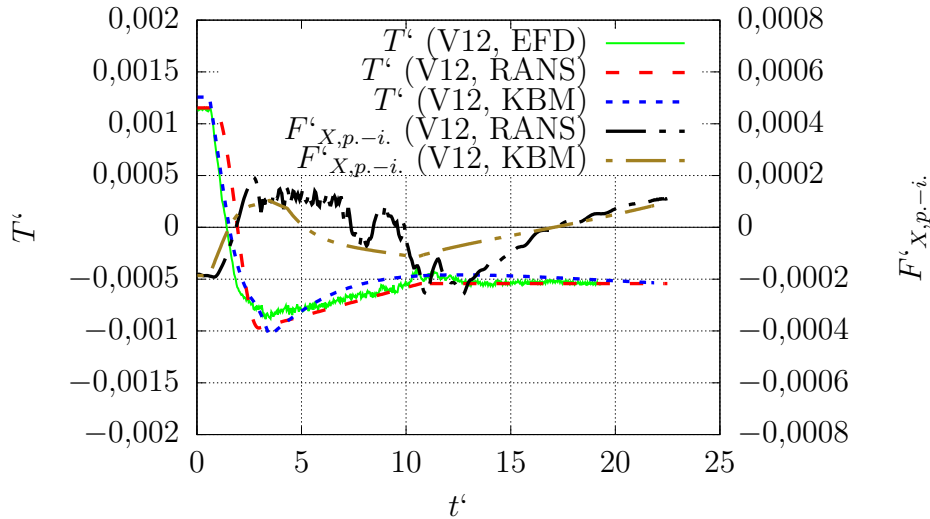


Abbildung 46: Schub und propellerinduzierte Kräfte in Schiffslängsrichtung bei Versuch 12

Ein Vergleich der numerischen Methoden für den Versuch 12 in Abbildung 46 unterstreicht die zu Versuch 4 bereits getroffenen Einschätzungen. Mit der Koeffizientenmethode wird die Änderung des Strömungszustands in einem kurzen Zeitraum nicht abgebildet, was an der Methodik der Nutzung quasi-statischer Strömungszustände zur Koeffizientenerzeugung liegen kann und den Ansatz der Interpolation der Koeffizienten über der Geschwindigkeit in Frage stellt. Abhilfe kann hier eine erheblich detailliertere Auflösung der Schiffslängskraftkoeffizienten über Schub und Schiffsgeschwindigkeit schaffen, die den Aufwand der Methodenvorbereitung jedoch erheblich steigern würde, ohne dass eine höhere Genauigkeit für die wichtigen Parameter für das Notstoppmanöver wie Stoppweg und -zeit erreicht wird. Zu überdenken wäre in diesem Zusammenhang der kubische Polynomansatz zur Verbesserung der Berücksichtigung der Sogkraftschwankungen.

Die propellerinduzierte Querkraft am *Feeder* wird mit der entwickelten Metho-

de nur unzureichend abgebildet. Während der Verlauf der propellerinduzierten Querkraft aus der RANS-Simulation in Abbildung 47 zeitlich stark schwankt, wird mithilfe der Koeffizienten ein nahezu linearer Verlauf, der um eine Größenordnung kleiner ist, ermittelt. Die stark instationäre Propellerstrahlwirkung wird nicht hinreichend aufgelöst. Zur Verwendung der Methode zur Anwendung bei Stoppversuchen mit den Freiheitsgraden Schwojen und Gieren bedarf es hier weiterer Optimierung.

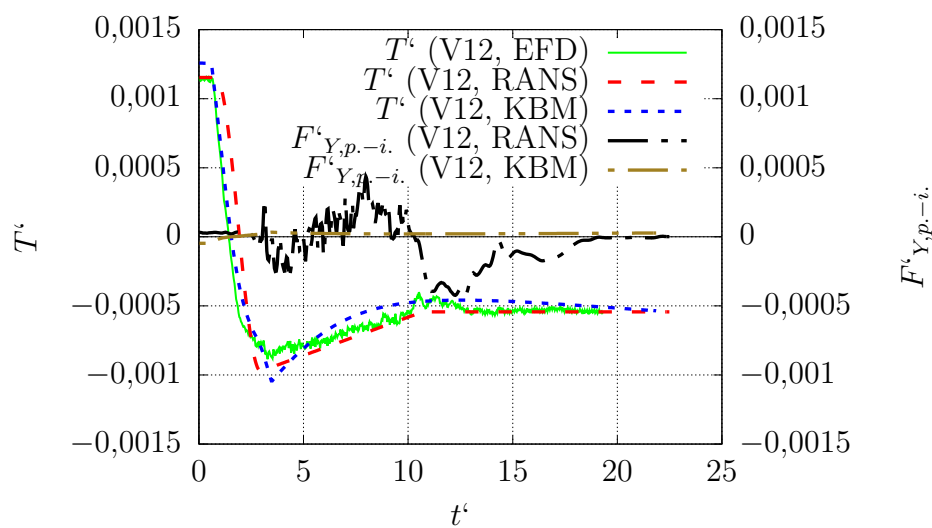


Abbildung 47: Schub und propellerinduzierte Kräfte in Schiffsquerrichtung bei Versuch 12

## 7 Diskussion der Ergebnisse

Das Ziel der Arbeit, dass das Manövrierverhalten eines Einschraubers mit Verstellpropeller und diesel-elektrischem Antrieb beim Aufstoppen berechnet werden kann, wurde mithilfe der vorgestellten koeffizientenbasierten Modellierung erreicht. Der um schubabhängige Anteile erweiterte Koeffizientensatz lässt eine Modellierung des Propellersogs in entwurfsfernen Betriebspunkten zu und bildet so den Einfluss der Propeller-Rumpf-Interaktion während des Aufstoppens ab. Im folgenden Abschnitt sollen die Datengrundlage und die Modellierungsansätze diskutiert werden, mit denen die genannten Ziele erreicht wurden.

Die Manövrierkoeffizienten wurden auf einer Datengrundlage aus numerischen Simulationen verschiedener erzwungener Fahrtzustände eines Schiffs bei Variation der Geschwindigkeit berechnet. Hierzu war eine Vielzahl an numerischen Berechnungen erforderlich. Es zeigte sich, dass die Querkraft und das Giermoment bei Schwojen, Gieren und Ruderlegen durch geeignete Elimination der Einheiten als nahezu konstant über den betrachteten Geschwindigkeitsbereich angesehen werden können. Eine Vereinfachung des vorgestellten Verfahrens lässt sich durch die Annahme erzielen, dass der Standardkoeffizientensatz für Querkraft und Giermoment bei Entwurfsgeschwindigkeit ermittelt und auf andere Geschwindigkeiten durch Extrapolation übertragen werden kann, wodurch der numerische Aufwand maßgeblich verringert wird.

Die Nutzung eines Propellermodells zur Berechnung der schubabhängigen Koeffizienten stellt eine Vereinfachung des Strömungszustands am Hinterschiff bei Verzicht auf Vollmodellierung des Propellers dar. Die Berücksichtigung eines vollmodellierten Propellers hätte neben dem numerischen Aufwand aufgrund der großen Anzahl an zur Diskretisierung zusätzlich erforderlichen Teilvolumina auch der hohen, zeitlichen Auflösung der Rotationsbewegung des Propellers bedurft. Das Kraftmodell zur Berücksichtigung der Propellerkräfte lässt eine Modellierung des Propellerhaltens oder die gezielte Vorgabe des Propellerschubs zu. Für die Vorausfahrt konnte die Ergebnislösung in Abschnitt 6.2.1 anhand von Modellversuchen validiert werden.

Die in Abschnitt 5.2.2 betrachteten entwurfsfernen Betriebspunkte zeigen bei der Auswertung der Kontaktkraft am Schleppwagen im Modellversuch bei  $Fr =$

0,219 Unregelmäßigkeiten bei der Verwendung des Verstellpropellers. Dies ist nach Rückbetrachtung des Modellversuchsablaufs auf Fehler bei der Ansteuerung des gewünschten Steigungswinkels oder bei der Datenaufnahme in der Kraftmessdose am Schleppwagen zurückzuführen. Bei der Untersuchung der daraus ermittelten propellerinduzierten Kräfte in Abschnitt 6.3.3 (s. Tab. 28) werden die beobachteten Unregelmäßigkeiten aufgrund des Abzugs der Schiffskraft betont. Mit einem manuell eingestellten Festpropeller wurden erwartbare, glatte Kraftverläufe gemessen, deren Trends auch in den Ergebnissen der numerischen Berechnungen gefunden werden konnten. Die Verwendung des Propellermodells mit der Vorgabe des Propellerschubs führt auch hier zu propellerinduzierten Kraftwerten, die den experimentell gewonnenen Ergebnissen ähnlich sind und die Strömungswirkung des Propellers abbilden können. Es lässt sich festhalten, dass die koeffizientenbasierte Modellierung auf Basis der mit numerischen Methoden ermittelten Kraftwerte die Sogkraft im Vergleich zu Modellversuchen zuverlässig abbilden kann.

Mit den Erkenntnissen aus den Vergleichen zwischen den numerisch generierten Kraftwerten und den experimentellen Ergebnissen wurden Aufstoppvorgänge untersucht. Die Kernparameter Stoppweg und Stoppzeit konnten im Modellmaßstab durch die koeffizientenbasierte Simulation erfolgreich prognostiziert werden. Mit Ausnahme eines Stoppvorgangs, bei dem der Einfluss des das Schiff überholenden Wellensystems bereits im Modellversuch sichtbar war, liegt die Prognosegenauigkeit des Stoppwegs im geringen, einstelligen Prozentbereich. Eine Detailanalyse durch die numerische Simulation des Stoppvorgangs mit den Eingabedaten Propellerschub und -moment aus den Modellversuchen wurde zum besseren Verständnis der auftretenden Strömungszustände durchgeführt. Die RANS-Berechnungen unter Freigabe des Schiffs in den Freiheitsgraden Schnellen und Tauchen und die Untersuchung des identischen Stoppvorgangs ohne Propeller ermöglicht eine direkte Berechnung der propellerinduzierten Kraft. Der dabei beobachtete Kraftsprung konnte durch das Anlegen der Strömung an der Schiffsaußenhaut erklärt werden, allerdings wurde dieser Anlegepunkt bei der koeffizientenbasierten Simulation zeitlich nicht getroffen. Hier bedarf es weiterer Untersuchungen des Strömungsverhaltens am Heck bei Schubumkehr, um das Anlegens der Strömung besser vorhersagen zu können, wobei auch ein höher-

wertiger Koeffizientenansatz zur Modellierung eines solchen Sprungs notwendig ist.

Das Verfahren beschränkt sich letztendlich auf die Modellierung im Freiheitsgrad Schnellen, da die geführten Modellversuche im Schlepptank in Längsrichtung und die diffusen Ergebnisse der Querkraftwerte durch die Schubumkehr eine nicht hinreichende Datenbasis zur Berücksichtigung der Freiheitsgrade Schwojen und Gieren boten. Es lagen keine belastbaren Stoppvorgänge mit dem betrachteten Schiff als freifahrendes Modell vor.

## 8 Zusammenfassung & Ausblick

Im Rahmen der Arbeit wurden das Stoppverhalten von Schiffen betrachtet und die hydrodynamischen Strömungszustände untersucht. Es wurde ein Verfahren entwickelt, um das Stoppmanöver zeiteffizient und mit hinreichender Genauigkeit zu simulieren, um so bereits im Entwurfsstadium des Schiffs Aussagen über die Stoppfähigkeit zu ermöglichen. Anhand eines Beispielschiffes wurden Simulationsergebnisse mit Modellversuchsdaten verglichen, und es wurde eine detaillierte Betrachtung der Propeller-Rumpf-Interaktion während des Aufstoppens durchgeführt.

Auf Basis einer umfassenden Literaturrecherche wurde das Koeffizientenverfahren nach Abkowitz ausgewählt und um schubabhängige Koeffizienten erweitert, die die Wirkung des Propellerstrahls auf die Schiffshydrodynamik beschreiben. Die Koeffizienten geben im Allgemeinen die Kräfte und Momente auf das Schiff wieder, die als Folge der Bewegungen des Schiffs durch die hydrodynamische Umströmung entstehen. Um diese Koeffizienten zu ermitteln, wurde für ein Beispielschiff eine Vielzahl von numerischen Berechnungen mit einem Simulationwerkzeug auf Basis der Reynolds-gemittelten Navier-Stokes-Gleichungen durchgeführt, bei der das Schiff im Modellmaßstab erzwungene Bewegungen oder vorgegebene Strömungszustände erfährt und die dabei entstehenden Kräfte den ursächlichen Bewegungen in den Freiheitsgraden Schnellen, Schwojen und Gieren, sowie dem Ruderwinkel und dem Schubzustand mathematisch zugeordnet werden. Mithilfe des so entstehenden Koeffizientensatzes kann das Schiffsverhalten numerisch simuliert werden.

Für das Beispielschiff, ein *Feeder-Containerschiff*, liegen umfangreiche Modellversuchsdaten der *SVA Potsdam* vor, die neben einer Variation des Propellerschubs bei einem eingespannten Schiffsmodell auch längsgeführte Stoppmanöver in der Schlepprinne umfassen, bei denen ein Verstellpropeller durch Steigungsrücknahme das Aufstoppen des Schiffs herbeiführt. Durch die Vorgabe der Verstellgeschwindigkeit der Propellersteigung wird das Stoppverhalten maßgeblich beeinflusst, sodass eine Variation der Steigungsrücknahme zu deutlich unterschiedlichen Stoppvorgängen führt. Die numerisch ermittelten Koeffizienten zum Schubeinfluss konnten so zunächst validiert werden, woraufhin die Stoppverläu-

fe, die mit der koeffizientenbasierten Methode berechnet wurden, mit denen der Modellversuche verglichen wurden. Es zeigten sich Unterschiede beim Stoppweg im einstelligen Prozentbereich, wobei die Stoppwege der verschiedenen Versuchskonfigurationen deutlich variierten.

Eine detaillierte Analyse der Propeller-Rumpf-Interaktion wurde anhand der Simulation zweier Stoppmanöver mit der RANS-basierten numerischen Methode und einem Propellermodell realisiert. Neben der Berechnung des Stoppverhaltens wurde dazu das Schiff ohne Propeller mit einem identischen Bewegungsverhalten geschleppt, um bei der Gegenüberstellung der Kräfte die Sogwirkung des Propellers ermitteln zu können. Der Vergleich der Sogkräfte durch die schubabhängigen Koeffizienten mit den Simulationsergebnissen zeigt eine gute Übereinstimmung, während ein Sprung im Sogkraftverlauf bei abnehmender Geschwindigkeit nicht vollständig im Koeffizientenmodell abgebildet werden kann. Die berechneten Strömungszustände zum Zeitpunkt des Sogkraftsprungs zeigen ein Anlegen des umgerichteten Propellerstrahls am Rumpf, das von einer Vielzahl von Faktoren wie Schubkraft und Schiffsgeschwindigkeit abhängt und einen stark instationären Charakter aufweist.

In dem entwickelten Verfahren wird das Schiffsverhalten beim Stoppvorgang in Längsrichtung betrachtet, es bietet jedoch die Möglichkeit, auf die Freiheitsgrade Schwojen und Gieren erweitert zu werden. Eine Betrachtung der Querkraftkomponente der propellerinduzierten Rumpfkraft zeigt keine zufriedenstellenden Ergebnisse, und auch die vorliegenden Modellversuchsdaten boten keine Grundlage, das Schiffsverhalten hinreichend verstehen und abbilden zu können. Es ist erforderlich, dass das Verfahren prinzipiell auch auf die genannten Freiheitsgrade erweitert wird. Eine Erweiterung der Propellermodellierung ist notwendig, um die Wirkung von Schwojen und Gieren auf den Propeller abzubilden und so Kräfte und Momente am Gesamtsystem Schiff bestimmen zu können.

## Symbolverzeichnis

### Abkürzungsverzeichnis

Symbol	Beschreibung
<i>Feeder</i>	Zulieferercontainerschiff
<i>RANSE</i>	Reynoldsgemittelte Navier Stokes Gleichungen
<i>SVA Potsdam</i>	Schiffbau-Versuchsanstalt Potsdam

### Symbolverzeichnis

Symbol	Beschreibung	Einheit
$\beta$	hydrodynamischer Anstellwinkel	<i>rad</i>
$\tau$	Wandschubspannungstensor	<i>Pa</i>
$\delta$	Grenzschichtdicke	<i>m</i>
$\nu$	kinematische Viskosität	$\frac{m^2}{s}$
$\omega$	Winkelgeschwindigkeit	$\frac{rad}{s}$
$\bar{v}$	Reynoldsgemittelte Geschwindigkeiten	$\frac{m}{s}$
$\bar{p}$	Reynoldsgemittelter Druck	<i>Pa</i>
$\varphi$	Steigungswinkel	<i>rad</i>
$\rho$	Dichte	$\frac{kg}{m^3}$
$\underline{v}$	Geschwindigkeitsvektor	$\frac{m}{s}$
<i>B</i>	Breite	<i>m</i>
<i>c</i>	Sehnenlänge	<i>m</i>
$c_B$	Blockkoeffizient	—
<i>D</i>	Propellerdurchmesser	<i>m</i>

---

$J$	Propellerfortschrittsgrad	—
$k_Q$	Momentenbeiwert	—
$k_T$	Schubbeiwert	—
$L_{PP}$	Länge zwischen den Loten	$m$
$m$	Schiffsmasse	$kg$
$n$	Drehzahl	$\frac{1}{s}$
$P$	Propellersteigung	$m$
$Q$	Propellermoment	$Nm$
$R$	Rundlaufradius	$m$
$r$	Gierrate	$\frac{rad}{s}$
$Re$	Reynolds-Zahl	—
$T$	Tiefgang	$m$
$T_{Prop.}$	Propellerschub	$N$
$U$	Schiffsgeschwindigkeit	$\frac{m}{s}$
$v_A$	Anströmgeschwindigkeit	$\frac{m}{s}$
$v_D$	Entwurfsgeschwindigkeit	$\frac{m}{s}$
$x_G$	Lage des Massenschwerpunkts in Schiffs- längsrichtung	$m$
$y^+$	dimensionloser Wandabstand	—
$Z$	Flügelzahl	—
$A_E A_0$	Flächenverhältnis	—

## Literatur

- [1] Abdel-Maksoud, M., Neitzel-Petersen, J.C., Pergande, M. SimStopp: Entwicklung eines numerischen Modells zur Simulation von Stoppmanövern von Schiffen mit Verstellpropellern und elektrischen oder hybriden Antrieben innerhalb des Verbundprojektes OptiStopp: Optimierung des Stoppmanövers von Schiffen mit Verstellpropellern und Hybridantrieben. Schriftenreihe Schiffbau, 2017.
- [2] Abkowitz, M. Lectures on Ship Hydrodynamics. HyA Report Edition 5, Copenhagen, Denmark, 1964.
- [3] Chmielewski, M., Gieras, M. Three-zonal Wall Function for k- $\epsilon$  Turbulence Models. Computational Methods in Science and Technology, 19.2:107–114, 2013.
- [4] Cura Hochbaum, A., Vogt, M., Gatchell, S. Maneuvering Prediction for two Tankers based on RANS Simulations. In Proceedings of the Workshop on Verification and Validation of Ship Manoeuvring Simulation Methods - SIMMAN 2008, Copenhagen, Denmark, 2008.
- [5] El Moctar, O., Lantermann, U., Mucha, P. RANS-Based Simulated Ship Maneuvering Accounting for Hull-Propulsor-Engine Interaction. In Proceedings of the 30<sup>th</sup> Symposium on Naval Hydrodynamics, Hobart, Tasmania, Australia, 2014.
- [6] Ferziger, J. H., Peric, M. Computational Methods for Fluid Dynamics. Springer-Verlag, 2002.
- [7] Haack, T. Simulation des Manövrierverhaltens von Schiffen unter besonderer Berücksichtigung der Antriebsanlage. Dissertation, Institut für Entwerfen von Schiffen und Schiffssicherheit, Technische Universität Hamburg, 2006.
- [8] Hajivand, A., Hossein Mousavizadegan, S. Virtual simulation of maneuvering captive tests for a surface vessel. Int. Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering, 7.5:848–872, 2015.

- 
- [9] Liefvendahl, M., Bensow, R.E. Simulation-Based Analysis of Hull-Propeller Interaction for a Single-Screw Transport Ship. In Proceedings of the 30<sup>th</sup> Symposium on Naval Hydrodynamics, Hobart, Tasmania, Australia, 2014.
- [10] Manzke, M. Numerical Simulation of Unsteady Body Motion in Turbulent Flow. Diplomarbeit, Institut für Fluidodynamik und Schiffstheorie, Technische Universität Hamburg, 2008.
- [11] Menter, F. Improved two-equations k-omega turbulence models for aerodynamic flows. NASA Technical Memorandum, Moffett Field, CA, USA, 1992.
- [12] Nichols, B., Hirt, C. Volume of Fluid (VOF) Method for the Dynamics of Free Boundaries. Journal of Computational Physics, 39.1:201–225, 1981.
- [13] Nomoto, K., Taguchi, K., Honda, K., Hirano, S. On the Steering Quality of Ships. International Shipbuilding Progress, 4:354–370, 1957.
- [14] Phillips, A.B., Turnock, S.R., Furlong, M. Evaluation of manoeuvring coefficients of a self-propelled ship using blade element momentum propeller model coupled to a reynolds averaged navier stokes flow solver. Ocean Engineering, 36:1217–1225, 2009.
- [15] Prandtl, L., Betz, A. Flüssigkeit mit kleiner Reibung. Verhandlungen des 3. Internationalen Mathematiker-Kongresses, Heidelberg, Germany, 8.-13. Aug. 1904.
- [16] Rajita Sheno, R., Krishnankutty, P., Panneer Selvam, R., Kulshrestha, A. Prediction of Manoeuvring Coefficients of a Container Ship by Numerical Simulating HPMM using RANSE based Solver. In Proceedings of the 3<sup>rd</sup> International Conference on Ship Manoeuvring in Shallow and Confined Water, Gent, Belgium, 2013.
- [17] Schoop-Zipfel, J. Efficient simulation of ship maneuvers in waves. Dissertation, Institut für Fluidodynamik und Schiffstheorie, Technische Universität Hamburg, 2017.

- 
- [18] Schoop-Zipfel, J., Abdel-Maksoud, M., Tigges, K. Stopping Simulations and Sea Trial Measurements of a Ship with Diesel-Electric Propulsion and Controllable Pitch Propellers. In Proceedings of the International Marine Simulator Forum (MARSIM), Singapore, Singapore, 2012.
- [19] Schriftenreihe Projektträger Jülich. Tagungsband der Statustagung 2016. Forschungszentrum Jülich GmbH Zentralbibliothek, Verlag, Forschungszentrum Jülich, Jülich, Germany, 2016.
- [20] Simonsen, C.D., Otzen, J.F., Klimt, C., Larsen, N.L. Maneuvering predictions in the early design phase using CFD generated PMM data. In Proceedings of the 29<sup>th</sup> Symposium on Naval Hydrodynamics, Gothenburg, Sweden, 2012.
- [21] Soukup, P. Report on Free Running Model Simulation for Steady Turning. Institut für Fluidodynamik und Schiffstheorie, Technische Universität Hamburg, 2008.
- [22] Spieker, C. Simulation des dynamischen Betriebsverhaltens von Schiffsmotorenanlagen. Dissertation, Technische Universität Hamburg, 2001.
- [23] Steinwand, M. ExStopp: Experimentelle Untersuchung von Stoppmanövern von Schiffen mit Verstellpropellern innerhalb des Verbundprojektes OptiStopp: Optimierung des Stoppmanövers von Schiffen mit Verstellpropellern und Hybridantrieben. SVA-Bericht 4579 / Schiffbauversuchsanstalt Potsdam, 2017.
- [24] Stern, F., Wilson, R., Shao, J. Quantitative V&V of CFD Simulations and Certification of CFD Codes. International Journal for Numerical Methods in Fluids Computational Physics, 50.11:1335–1355, 2006.
- [25] Söding, H. Prediction of Ship Steering Capabilities. Schiffstechnik, 29:3–29, 1982.
- [26] Van De Voorde, Ir. C. B. Calculations and Experiments with Regard to the Stopping of a Ship with Diesel Propulsion and Fitted with a Controllable

- 
- Pitch Propeller. In Report No. 168 S (SH 319), Netherlands Ship Research Centre TNO, Delft, The Netherlands, 1974.
- [27] Wirz, F. Simulation und Optimierung des Notstopp-Manövers von Schiffen mit langsamlaufenden Zweitaktmotoren und Festpropellern. Dissertation, Technische Universität Hamburg, 2011.
- [28] Xing-Kaeding, Y. Unified Approach to Ship Seakeeping and Manoeuvring by a RANSE Method. Dissertation, Institut für Fluiddynamik und Schiffstheorie, Technische Universität Hamburg, 2006.