

657 | Mai 2011

## SCHRIFTENREIHE SCHIFFBAU

Hendrik Vorhölder

# Numerische Analyse des Nachstroms und der Propellereffektivität am manövrierenden Schiff

**TUHH**

*Technische Universität Hamburg-Harburg*



# Numerische Analyse des Nachstroms und der Propellereffektivität am manövrierenden Schiff

Vom Promotionsausschuss der Technischen Universität Hamburg-Harburg

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

von

Dipl.-Ing. Hendrik Vorhölter

aus

Lemgo

April 2011

***Vorsitzender des Prüfungsausschusses***

Prof. Dr.-Ing. Moustafa Abdel-Maksoud

***Gutachter***

1. Gutachter Prof. Dr.-Ing. Stefan Krüger

2. Gutachter Prof. Dr.-Ing. Thoma Rung

***Zusätzliche Gutachter***

Prof. Dr.-Ing. Moustafa Abdel-Maksoud

Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Fricke

***Tag der mündlichen Prüfung***

15.12.2010

© Schriftenreihe Schiffbau der  
Technischen Universität Hamburg-Harburg  
Schwarzenbergstraße 95c  
D-21073 Hamburg  
<http://www.tuhh.de/vss>

Bericht Nr.: 657

ISBN 978-3-89220-657-6

URN urn:nbn:de:gbv:830-tubdok-10942

## **Vorwort**

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Entwerfen von Schiffen und Schiffssicherheit der Technischen Universität Hamburg-Harburg.

Für die Möglichkeit im Rahmen meiner Tätigkeit promovieren zu können, bedanke ich mich herzlich bei meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Stefan Krüger. Insbesondere möchte ich mich für die intensiven und anregenden Diskussionen in allen Bereichen der Schiffstechnik bedanken.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Thomas Rung danke ich für die Übernahme des Koreferats sowie für die fachlichen Diskussionen über die numerische Strömungsmechanik. Den Herren Prof. Dr.-Ing. Moustafa Abdel-Maksoud und Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Fricke danke ich für das Mitwirken im Prüfungsausschuss.

Weiterer Dank gilt den Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern des Instituts für Entwerfen von Schiffen und Schiffssicherheit für den fachlichen und auch den nicht-fachlichen Austausch. Insbesondere danke ich Herrn Hendrik Dankowski für die vielen Gespräche über die geometrischen Eigenschaften von Dreiecken.

Ganz besonderer Dank gilt meiner Familie: Meinen Eltern danke ich dafür, dass sie durch die Unterstützung meiner Ausbildung die Promotion möglich gemacht haben. Meinen Kindern Charlotte und Caroline danke ich dafür, dass sie mir gezeigt haben, worauf es wirklich ankommt im Leben. Mein größter Dank gilt meiner Frau Katrin Vorhölter für ihre geduldige Unterstützung, ohne die diese Arbeit sicherlich nicht vollendet worden wäre.



# Inhalt

|   |           |
|---|-----------|
| <b>1 Einführung.....</b>  | <b>1</b>  |
| <b>2 Stand der Wissenschaft und Technik.....</b>                                      | <b>5</b>  |
| 2.1 Nachstrom am manövrierenden Schiff.....   | 5         |
| 2.2 Erfassung der Nachstromabhängigkeiten in der Manövriersimulation.....             | 5         |
| 2.3 Herleitung des Forschungsbedarfs.....   | 6         |
| <b>3 Theoretische Betrachtungen zum Nachstrom am Schiff.....</b>                      | <b>7</b>  |
| 3.1 Definition des Nachstroms.....  | 7         |
| 3.2 Strömungsmechanische Effekte im Nachstrom.....                                    | 8         |
| 3.3 Den Nachstrom beeinflussende Faktoren.....  | 14        |
| 3.4 Zusammenwirken von Nachstrom und Propulsor.....                                   | 17        |
| <b>4 Bestimmung und Bewertung des nominellen Nachstroms.....</b>                      | <b>25</b> |
| 4.1 Möglichkeiten zur Bestimmung.....   | 25        |
| 4.1.1 Messungen.....  | 26        |
| 4.1.2 Numerische Berechnungen.....  | 29        |
| 4.1.3 Bestimmung des Nachstroms der Großausführung.....                               | 33        |
| 4.1.4 Diskussion der Verfahren.....   | 35        |
| 4.2 Entwicklung einer Prozesskette zur numerischen Bestimmung des Nachstroms.....     | 35        |
| 4.2.1 Geometrievorbereitung.....  | 36        |
| 4.2.2 Gittergenerierung.....  | 38        |
| 4.2.3 Aufsetzen des RANSE-Lösers und Berechnung.....                                  | 42        |
| 4.2.4 Auswertung der Ergebnisse.....  | 44        |
| 4.3 Bewertung des nominellen Nachstroms.....  | 45        |
| <b>5 Bestimmung des effektiven Nachstroms und der effektiven Nachstromziffer.....</b> | <b>47</b> |
| 5.1 Gängige Verfahren im Modellversuch.....   | 47        |
| 5.2 Numerische Bestimmung.....  | 48        |
| 5.2.1 Konzepte zur numerischen Behandlung des Propellers.....                         | 49        |
| 5.2.2 Konzepte zur direkten numerischen Berechnung der Wechselwirkungen.....          | 53        |
| 5.3 Ein vereinfachter Ansatz zur Bestimmung der effektiven Nachstromziffer.....       | 55        |
| 5.3.1 Bestimmung des effektiven Nachstroms.....                                       | 55        |
| 5.3.2 Bestimmung der effektiven Nachstromziffer.....                                  | 58        |
| <b>6 Manövriersimulation unter besonderer Berücksichtigung des Nachstroms.....</b>    | <b>61</b> |
| 6.1 Allgemeines zur numerischen Manövriersimulation.....                              | 61        |
| 6.2 Beschreibung der verwendeten Manövriersimulation.....                             | 64        |
| 6.3 Erweiterung der Manövriersimulation.....  | 65        |
| 6.3.1 Effektive Nachstromziffer.....  | 65        |
| 6.3.2 Querströmung.....   | 68        |
| 6.4 Vergleichbarkeit von Berechnungs- und Messergebnissen.....                        | 71        |
| <b>7 Untersuchte Schiffe.....</b>   | <b>75</b> |
| 7.1 Erläuterungen zur Auswahl der Modelle und Schiffe.....                            | 75        |
| 7.2 Serie-60 $c_B=0,6$ .....  | 76        |
| 7.2.1 Beschreibung des Modells.....   | 76        |
| 7.2.2 Ergebnisse der Berechnungen des nominellen Nachstroms.....                      | 79        |

---

|   |            |
|---|------------|
| 7.2.3 Ergebnisse der Berechnungen der effektiven Nachstromziffer..... | 86         |
| 7.3 Schiff 1.....   | 86         |
| 7.3.1 Beschreibung des Modells.....                                   | 87         |
| 7.3.2 Ergebnisse der Berechnung des nominellen Nachstroms.....        | 88         |
| 7.3.3 Ergebnisse der Berechnungen der effektiven Nachstromziffer..... | 97         |
| 7.4 Schiff 2.....   | 99         |
| 7.4.1 Beschreibung des Modells.....                                   | 99         |
| 7.4.2 Ergebnisse der Berechnung des nominellen Nachstroms.....        | 100        |
| 7.4.3 Ergebnisse der Berechnung der effektiven Nachstromziffer.....   | 106        |
| 7.4.4 Ergebnisse der Manövrier simulation.....                        | 108        |
| 7.5 Schiff 3.....   | 113        |
| 7.5.1 Beschreibung des Modells.....                                   | 113        |
| 7.5.2 Ergebnisse der Berechnungen für den nominellen Nachstrom.....   | 114        |
| 7.5.3 Ergebnisse der Berechnung der effektiven Nachstromziffer.....   | 118        |
| 7.5.4 Ergebnisse der Manövrier simulation.....                        | 119        |
| 7.6 Schiff 4.....   | 121        |
| 7.6.1 Beschreibung des Modells.....                                   | 121        |
| 7.6.2 Ergebnisse der Berechnung des nominellen Nachstroms.....        | 122        |
| 7.6.3 Ergebnisse der Berechnung der effektiven Nachstromziffer.....   | 129        |
| <b>8 Zusammenfassung und Ausblick.....</b>                            | <b>133</b> |

## Abbildungen

|   |    |
|---|----|
| Abbildung 1: Fähre (links) und RoRo-Papiertransporter (rechts) für den Kurzstreckenseeverkehr (Abdruck mit freundlicher Genehmigung der J.J. Sietas KG)...  | 1  |
| Abbildung 2: Schraubenwasser während eines Zick-Zack-Manövers (Abdruck mit freundlicher Genehmigung der J.J. Sietas KG).....  | 2  |
| Abbildung 3: Modell für die Potentialnachstromuntersuchung (aus Harvald 1983).....  | 8  |
| Abbildung 4: Berechneter Potentialnachstrom (links) und gemessener Modellnachstrom (rechts) aus Harvald 1983.....   | 9  |
| Abbildung 5: Nomineller gemessener Nachstrom für ein Zweipropellerschiff auf den Tiefgängen $T=5,7\text{m}$ (links) und $T=7,4\text{m}$ (rechts) nach HSVA 1999a und HSVA 1999b   | 10 |
| Abbildung 6: Mit dem Potentialströmungslöser KELVIN berechnete Wellenfelder für das Zweipropellerschiff aus Abbildung 5 auf den Tiefgängen $T=5,7\text{m}$ (oben) und $T=7,4\text{m}$ (unten) .....   | 10 |
| Abbildung 7: Entwicklung der Grenzschicht an einem Serie-60-Modell, Positionen 60%, 40%, 20%, 10%, und 0% $L_{pp}$ , nach Toda et al. 1992.....   | 12 |
| Abbildung 8: Entwicklung des Dralls entlang eines Serie-60-Modells, nach Toda et al. 1992.....  | 14 |
| Abbildung 9: Gemessener axialer Nachstrom für drei Hinterschiffsvariationen eines Serie-60-Modells mit $c_B=0,7$ , nach Todd 1963.....  | 16 |
| Abbildung 10: Stromlinien in der Propellerebene links ohne und rechts mit vorhandenem Propeller, aus Abels 2006.....  | 20 |
| Abbildung 11: Axiale Geschwindigkeitskomponente auf sechs Radien aufgetragen über der Winkelposition für ein Einpropellerschiff in stationärer Geradeausfahrt (vgl. HSVA 2009a).....  | 27 |
| Abbildung 12: Messung des nominellen Nachstroms für den Serie-60-Rumpf mit $c_B=0,6$ (vgl. Todd 1963, Toda et al. 1992 und Oltmann 1976).....   | 28 |
| Abbildung 13: Normierte Geschwindigkeitsprofile auf Höhe der Propellerwelle (links) und einen halben Propellerradius darüber (rechts) aus den Nachströmen aus Abbildung 12  | 28 |
| Abbildung 14: Gemessener Nachstrom in der Modellausführung (links), in der Großausführung (mitte) und nach Yazaki skaliertes Nachstrom (rechts) für das FS „Meteor“ (vgl. Schwanecke et al. 1969).....  | 34 |
| Abbildung 15: Prozesskette für die RANSE-CFD-Berechnung im Schiffsentwurf.....  | 36 |
| Abbildung 16: Verfeinerung des Intialgitters (oben links), Entfernung der Zellen im Körper (oben rechts), Auffüllen des Zwischenraums (unten links) und Einfügen von Grenzschichtzellen (unten rechts) in Hexpress im Schnitt eines Schiffes mit Totholz und Propellerwelle ..... | 39 |
| Abbildung 17: Geschwindigkeitsprofil in der inneren Grenzschicht, aus Ferziger/ Peric 2002.....   | 42 |
| Abbildung 18: Berechnete Druckverteilung und Wirbelschleppe für eine Propeller klassischer Bauart in freier Zuströmung.....   | 51 |
| Abbildung 19: Vergleich der berechneten und gemessenen Freifahrt für einen modernen vierflügeligen Propeller.....   | 52 |
| Abbildung 20: Gemessener nomineller und berechneter effektiver Nachstrom für ein Modell der Serie 60 mit $c_B=0,6$ , $c_{TH}=2,16$ .....  | 57 |
| Abbildung 21: Induzierte, nominelle und effektive mittlere axiale Geschwindigkeit über dem Propellerradius.....   | 57 |

|   |    |
|---|----|
| Abbildung 22: Gemessener nomineller und berechneter effektiver Nachstrom von Schiff 2, $c_{TH}=0,66$ .....  | 59 |
| Abbildung 23: Koordinatensystem für die Manöversimulation und -erfassung.....   | 62 |
| Abbildung 24: Korrektur für die effektive Nachstromziffer für den Backbordpropeller eines Zweipropellerschiffes.....  | 67 |
| Abbildung 25: Korrektur für die effektive Nachstromziffer für den Backbordpropeller eines Zweipropellerschiffes aufgetragen über der Starrkörperquergeschwindigkeit.....  | 68 |
| Abbildung 26: Differenz zur Querströmung für die Geradeausfahrt für ein schlankes Einpropellerschiff.....   | 70 |
| Abbildung 27: Differenz zur Querströmung für die Geradeausfahrt für ein schlankes Einpropellerschiff aufgetragen über der Starrkörperquergeschwindigkeit.....   | 70 |
| Abbildung 28: Drehkreismessungen von unterschiedlichen Schiffen einer Serie.....  | 72 |
| Abbildung 29: Spantenriss, sowie Bug- und Heckkontur für das Serie-60-Modell 4210W (aus Todd 1963).....   | 77 |
| Abbildung 30: Trianguliertes Hinterschiff und Berechnungsgebiet für den Serie-60-Rumpf mit Stevenrohr und Propellerkreis.....   | 78 |
| Abbildung 31: Berechneter (oben) und gemessener (unten) Nachstrom für den Serie-60-Rumpf in den Konfigurationen 1 bis 3 (von links nach rechts).....  | 79 |
| Abbildung 32: Normierte Geschwindigkeitsprofile nach den Konfigurationen 1 bis 3 im Vergleich zu gemessenen Werten auf Höhe (links) und einem halben Propellerradius oberhalb der Propellerwelle (rechts).....  | 80 |
| Abbildung 33: Entwicklung der Grenzschicht am Serie-60-Modell über die Berechnungsschritte 50 bis 300, zeilenweise von links oben nach rechts unten.....  | 81 |
| Abbildung 34: Vergleich von Berechnung (oben) und Messung (unten) nach Longo/ Stern 2002 für den Serie-60-Rumpf, $\beta=10^\circ$ , $Fr=0,316$ , $x=0,1LPP$ (links) und $x=0$ (rechts).....   | 82 |
| Abbildung 35: Nomineller gemessener (links) und berechneter (rechts) Nachstrom des Serie-60-Modells, $\beta=2^\circ$ .....  | 83 |
| Abbildung 36: Nomineller gemessener (links) und berechneter (rechts) Nachstrom des Serie-60-Modells, $\beta=4^\circ$ .....  | 83 |
| Abbildung 37: Nomineller gemessener (links) und berechneter (rechts) Nachstrom des Serie-60-Modells, $\beta=6^\circ$ .....  | 83 |
| Abbildung 38: Nomineller gemessener (links) und berechneter (rechts) Nachstrom des Serie-60-Modells, $\beta=8^\circ$ .....  | 84 |
| Abbildung 39: Nomineller gemessener (links) und berechneter (rechts) Nachstrom des Serie-60-Modells, $\beta=10^\circ$ .....   | 84 |
| Abbildung 40: Nomineller gemessener (links) und berechneter (rechts) Nachstrom des Serie-60-Modells, $\beta=12^\circ$ .....   | 84 |
| Abbildung 41: Quantitativer Vergleich der gemessenen und berechneten nominellen Nachströme für den Serie-60-Rumpf in Konfiguration 2: Axialer Nachstrom (oben links), tangentialer Nachstrom (oben rechts), Querströmung (unten links) und Vertikalströmung (unten rechts)..... | 85 |
| Abbildung 42: Gemessene und berechnete effektive Nachstromziffer abhängig von der Starrkörperquergeschwindigkeit.....   | 86 |
| Abbildung 43: Hinterschiff von Schiff 1.....  | 88 |
| Abbildung 44: Nomineller Nachstrom von Schiff 1, gemessen (links) sowie berechnet ohne (mitte) und mit Symmetriebedingung (rechts).....   | 89 |
| Abbildung 45: Farbanstrichversuch mit Schiff 1 (links) sowie berechnete Schubspannungen auf der Rumpfoberfläche (rechts).....   | 89 |

|  |     |
|--|-----|
| Abbildung 46: Horizontalschnitt bei $z=4,5\text{m}$ an Schiff 2 in Konfiguration 2a (oben) und 2b (unten).....   | 90  |
| Abbildung 47: Berechneter nomineller Nachstrom von Schiff 1, Maßstäbe $\lambda=29$ (links) und $\lambda=24,091$ (mitte) sowie Großausführung (rechts).....             | 91  |
| Abbildung 48: Nomineller berechneter Nachstrom für Schiff 1, $\lambda=29$ , $\beta=0^\circ$ (links) und $\beta=2,5^\circ$ (rechts).....                                | 92  |
| Abbildung 49: Nomineller berechneter Nachstrom für Schiff 1, $\lambda=29$ , $\beta=5^\circ$ (links) und $\beta=7,5^\circ$ (rechts).....                                | 92  |
| Abbildung 50: Nomineller berechneter Nachstrom für Schiff 1, $\lambda=29$ , $\beta=10^\circ$ (links) und $\beta=20^\circ$ (rechts).....                                | 93  |
| Abbildung 51: Nomineller berechneter Nachstrom für Schiff 1, Großausführung, $\beta=0^\circ$ (links) und $\beta=2,5^\circ$ (rechts).....                               | 93  |
| Abbildung 52: Nomineller berechneter Nachstrom für Schiff 1, Großausführung, $\beta=5^\circ$ (links) und $\beta=7,5^\circ$ (rechts).....                               | 93  |
| Abbildung 53: Nomineller berechneter Nachstrom für Schiff 1, Großausführung, $\beta=10^\circ$ (links) und $\beta=20^\circ$ (rechts).....                               | 94  |
| Abbildung 54: Mittlere Geschwindigkeiten für den Modellmaßstab $\lambda=29$ und die Großausführung für Schiff 1.....   | 95  |
| Abbildung 55: Axialer Nachstrom für Schiff 1 für unterschiedliche Drehraten abhängig von der Starrkörperquergeschwindigkeit ( $\lambda = 29$ ).....                    | 96  |
| Abbildung 56: Tangentialer Nachstrom für Schiff 1 für unterschiedliche Drehraten abhängig von der Starrkörperquergeschwindigkeit ( $\lambda = 29$ ).....               | 96  |
| Abbildung 57: Querströmung für Schiff 1 für unterschiedliche Drehraten abhängig von der Starrkörperquergeschwindigkeit ( $\lambda = 29$ ).....                         | 97  |
| Abbildung 58: Vertikalströmung für Schiff 1 für unterschiedliche Drehraten abhängig von der Starrkörperquergeschwindigkeit ( $\lambda = 29$ ).....                     | 97  |
| Abbildung 59: Berechnete effektive Nachstromziffer für Schiff 1 für unterschiedliche Drehraten abhängig von der Starrkörperquergeschwindigkeit ( $\lambda = 29$ )..... | 98  |
| Abbildung 60: Gemessene und berechnete effektive Nachstromziffer für Schiff 1.....   | 99  |
| Abbildung 61: Hinterschiffsgeometrie von Schiff 2 mit Wellenleitung und Bockarmen. .   | 100 |
| Abbildung 62: Nomineller gemessener (links) und berechneter (rechts) Nachstrom von Schiff 2.....   | 101 |
| Abbildung 63: Berechnetes nominelles Nachstromfeld für $\beta=0^\circ$ von Schiff 2.....   | 102 |
| Abbildung 64: Berechnetes nominelles Nachstromfeld für $\beta=2,5^\circ$ von Schiff 2.....   | 102 |
| Abbildung 65: Berechnetes nominelles Nachstromfeld für $\beta=5^\circ$ von Schiff 2.....   | 102 |
| Abbildung 66: Berechnetes nominelles Nachstromfeld für $\beta=10^\circ$ von Schiff 2.....  | 103 |
| Abbildung 67: Berechnetes nominelles Nachstromfeld für $\beta=20^\circ$ von Schiff 2.....  | 103 |
| Abbildung 68: Nomineller Nachstrom von Schiff 2 abhängig von der Drehrate und der Starrkörperquergeschwindigkeit.....  | 104 |
| Abbildung 69: Tangentialer Nachstrom von Schiff 2 abhängig von der Drehrate und der Starrkörperquergeschwindigkeit.....  | 104 |
| Abbildung 70: Querströmung im Nachstrom von Schiff 2 abhängig von der Drehrate und der Starrkörperquergeschwindigkeit.....   | 105 |
| Abbildung 71: Vertikalströmung im Nachstrom von Schiff 2 abhängig von der Drehrate und der Starrkörperquergeschwindigkeit.....   | 105 |
| Abbildung 72: Berechnete und gemessene effektive Nachstromziffer in Driftfahrt von Schiff 2.....   | 106 |

|  |     |
|--|-----|
| Abbildung 73: Berechnete effektive Nachstromziffer von Schiff 2 in Dreh- und Driftfahrt  | 107 |
| Abbildung 74: Berechnete effektive Nachstromziffer von Schiff 2 in Dreh- und Driftfahrt mit oben nach außen schlagenden Propellern                           | 108 |
| Abbildung 75: Bahnverlauf (links) und Propulsionskurven (rechts) aus der Manövriersimulation nach der ursprünglichen Implementierung von Schiff 2            | 109 |
| Abbildung 76: Bahnverlauf (links) und Propulsionskurven (rechts) aus der Manövriersimulation mit der neuen Implementierung von Schiff 2                      | 110 |
| Abbildung 77: Gemessener Drehmomenten- und Steigungsverlauf (links) sowie Verlauf der Drehzahl (rechts) für das Zick-Zack-Manöver (aus Gurr 2006)            | 111 |
| Abbildung 78: Berechneter Drehmomenten- und Steigungsverlauf für das Zick-Zack-Manöver mit der bisherigen (oben) und der angepassten Implementierung (unten) | 112 |
| Abbildung 79: Bahnverlauf (links) und Propulsionskurven (rechts) aus der Manövriersimulation mit oben nach außen schlagenden Propellern von Schiff 2         | 113 |
| Abbildung 80: Hinterschiffsansicht von Schiff 3 mit Wellenleitung und Bockarmen  | 114 |
| Abbildung 81: Gemessener (links) und berechneter (rechts) nomineller Nachstrom von Schiff 3  | 115 |
| Abbildung 82: Nomineller Nachstrom für einen Driftwinkel von $\beta=0^\circ$ von Schiff 3  | 116 |
| Abbildung 83: Nomineller Nachstrom für einen Driftwinkel von $\beta=10^\circ$ von Schiff 3   | 116 |
| Abbildung 84: Nomineller Nachstrom für einen Driftwinkel von $\beta=20^\circ$ von Schiff 3   | 116 |
| Abbildung 85: Axialer Nachstrom von Schiff 3 in Dreh- und Driftfahrt   | 117 |
| Abbildung 86: Tangentialer Nachstrom von Schiff 3 in Dreh- und Driftfahrt  | 117 |
| Abbildung 87: Querströmung im Nachstrom von Schiff 3 in Dreh- und Driftfahrt   | 118 |
| Abbildung 88: Vertikalströmung im Nachstrom von Schiff 3 in Dreh- und Driftfahrt   | 118 |
| Abbildung 89: Effektive Nachstromziffer von Schiff 3 in Dreh- und Driftfahrt   | 119 |
| Abbildung 90: Bahnverlauf (links) und Propulsionskurven (rechts) aus der Manövriersimulation von Schiff 2 mit der Korrektur von Schiff 3                     | 120 |
| Abbildung 91: Bahnverlauf im Zick-Zack-Manöver mit den Korrekturen von Schiff 2 (links) und Schiff 3 (rechts)  | 120 |
| Abbildung 92: Propellermomente im Zick-Zack-Manöver mit den Korrekturen von Schiff 3   | 121 |
| Abbildung 93: Hinterschiff von Schiff 4  | 122 |
| Abbildung 94: Nomineller Nachstrom für die Geradeausfahrt von Schiff 4, oben 16kn unten 19kn, links gemessen und recht berechnet                             | 123 |
| Abbildung 95: Nomineller gemessener (links) und berechneter (rechts) Nachstrom von Schiff 4 für einen Driftwinkel von $\beta=2^\circ$                        | 124 |
| Abbildung 96: Nomineller gemessener (links) und berechneter (rechts) Nachstrom von Schiff 4 für einen Driftwinkel von $\beta=4^\circ$                        | 125 |
| Abbildung 97: Nomineller gemessener (links) und berechneter (rechts) Nachstrom von Schiff 4 für einen Driftwinkel von $\beta=6^\circ$                        | 125 |
| Abbildung 98: Nomineller gemessener (links) und berechneter (rechts) Nachstrom von Schiff 4 für einen Driftwinkel von $\beta=10^\circ$                       | 126 |
| Abbildung 99: Quantitative Auswertung des nominellen Nachstroms in Driftfahrt von Schiff 4   | 127 |
| Abbildung 100: Axialer Nachstrom von Schiff 4 für unterschiedliche Drehraten abhängig von der Starrkörperquergeschwindigkeit                                 | 128 |
| Abbildung 101: Tangentialer Nachstrom von Schiff 4 für unterschiedliche Drehraten abhängig von der Starrkörperquergeschwindigkeit                            | 128 |

---

|  |     |
|--|-----|
| Abbildung 102: Querströmung von Schiff 4 für unterschiedliche Drehraten abhängig von der Starrkörperquergeschwindigkeit.....           | 129 |
| Abbildung 103: Vertikalströmung von Schiff 4 für unterschiedliche Drehraten abhängig von der Starrkörperquergeschwindigkeit.....       | 129 |
| Abbildung 104: Gemessene und berechnete effektive Nachstromziffer für unterschiedliche Driftwinkel von Schiff 4.....                   | 130 |
| Abbildung 105: Korrektur der gemessenen und berechneten effektiven Nachstromziffern für unterschiedliche Driftwinkel von Schiff 4..... | 131 |
| Abbildung 106: Effektive Nachstromziffer abhängig von der Drehrate und dem Driftwinkel von Schiff 4.....                               | 131 |



## 1 Einführung

Um im internationalen Wettbewerbsumfeld bestehen zu können, mussten die europäischen Seeschiffswerften in den letzten Jahren den Bau von standardisierten Handelsschiffen nahezu vollständig einstellen. Stattdessen konzentrierten sie sich auf die Konstruktion und den Bau von anspruchsvollen Spezialschiffen. Dies sind in der Hauptsache Schiffe für spezialisierte Ladung, Fähren, Passagierschiffe und Schiffe, die im Umfeld der Offshore-Industrie eingesetzt werden. Anders als einfache Handelsschiffe, die vorwiegend für lange Seereisen im Interkontinentalverkehr gebaut werden, sind diese Schiffe fast ausnahmslos im Kurzstreckenseeverkehr mit hohen Anteilen von Revierfahrt und Manövrierbetrieb unterwegs. Bedingt durch Überkapazitäten in der Schiffbauindustrie drängen verstärkt asiatische Werften auch in den traditionell den europäischen Werften vorbehaltenen Markt für Spezialschiffe. Um diesem Wettbewerb etwas entgegen setzen zu können, müssen die europäischen Werften deshalb ihre Produkte an jeden Kunden gesondert anpassen, um sich von den Massenherstellern abzusetzen. Dadurch werden die Schiffe fast ausnahmslos zu Unikaten, oder sie werden in Kleinstserien gebaut.



*Abbildung 1: Fähre (links) und RoRo-Papiertransporter (rechts) für den Kurzstreckenseeverkehr  
(Abdruck mit freundlicher Genehmigung der J.J. Sietas KG)*

Die Anpassung des Entwurfs an die Kundenwünsche bezieht sich nicht nur auf die Transportkapazität und die Ausstattung, sondern das Schiff wird zum Beispiel an das Fahrprofil, das der Kunde auf seiner Route fahren möchte, angepasst. Das Fahrprofil schließt nicht nur die Geschwindigkeit, sondern auch Beladungszustände, Wassertiefen, Wetterbedingungen sowie die Manövrierfähigkeit ein. Die Anpassung erfolgt im Wesentlichen über eine entsprechende Gestaltung der Schiffsform. Eine weitere sehr wichtige Anpassungsmöglichkeit stellt die Propulsionsanlage (bestehend vorwiegend aus Propeller, Ruder, Wellenanlagen und Strahler) dar, die an die realen Betriebsbedingungen angepasst werden muss.



*Abbildung 2: Schraubenwasser während eines Zick-Zack-Manövers  
(Abdruck mit freundlicher Genehmigung der J.J. Sietas KG)*

Bei der Gestaltung der Propulsions- und Manövrierorgane ist aber nicht nur auf die Manövrierfähigkeit zu achten. So ist der Propeller die Hauptquelle für die Erregung von Vibrationen und Geräuschen an Bord eines Schiffes. Dies ist einerseits bedingt durch die Tatsache, dass der Propeller eine endliche Zahl von Flügeln hat, und andererseits dadurch, dass er hinter dem Schiff in einer gestörten Zuströmung arbeitet, die zu wechselnden Lasten an den Propellerflügeln führt. Vibrationen und Geräusche mindern den Komfort an Bord eines Schiffes; sie sind damit insbesondere auf Passagierschiffen und Fähren zu vermeiden. Aber nicht nur dort: Auch auf Schiffen für die Offshore-Industrie gibt es hohe Anforderungen an Vibrationsfreiheit, damit technische Anlagen nicht geschädigt werden und das eingeschiffte Fachpersonal, das häufig im Schichtbetrieb arbeitet, ausreichend Möglichkeit zur Erholung bekommt. Da diese Schiffe sich häufig im Manövrierbetrieb befinden, ist es somit nicht ausreichend, Vibrationsfreiheit nur bei der Entwurfsgeschwindigkeit in stationärer Geradeausfahrt zu gewährleisten. Beim Entwurf der Propulsionsanlage ist aber nicht nur auf Propeller erregte Druckimpulse zu achten. Zugleich muss Material-schädigende Kavitation an Propeller und Ruder vermieden werden. Des Weiteren kommt es durch die sich verändernden Kräfte und Kraftverteilungen am Propeller zu einer veränderten Belastung der Propellerlagerung. Diese können im Extremfall bereits nach der Probefahrt des Schiffes zu Schädigungen der Lager führen, obwohl diese für Geradeausfahrt ausreichend dimensioniert

worden sind. Darüber hinaus fordert der Kunde von der Werft ein Schiff, das die gestellten Anforderungen mit möglichst günstigen Betriebskosten erreicht. Diese beziehen sich insbesondere auf die Treibstoffkosten. Ein reduzierter Treibstoffbedarf bedeutet zugleich eine Verminderung der durch das Schiff hervorgerufenen Umweltbelastung. Dies ist insbesondere vor den laufenden Debatten über einen Beitrag der Schifffahrt zum Klimaschutz ein nicht zu unterschätzender Faktor. Ein Problem für die Werft bei der Anpassung der Propulsionsanlage stellt die Tatsache dar, dass der Propeller und das Ruder in der Regel Zukaufteile sind, auf deren Gestaltung die Werft nur begrenzt Einfluss nehmen kann. Deshalb muss die Werft die Schiffsform so gestalten, dass sich in den betrachteten Zuständen eine günstige Propellerzuströmung einstellt.

Eine Berücksichtigung der angesprochenen Aspekte im Schiffsentwurf ist nur durch den Einsatz komplexen technischen Wissens und entsprechender Entwurfswerkzeuge möglich. Hierbei muss insbesondere auch darauf geachtet werden, dass die Entwicklungszeiten im Schiffbau für ein Produkt dieser technischen Komplexität mit wenigen Wochen bis Monaten extrem kurz sind. Die eingesetzten Beurteilungsmethoden und Werkzeuge müssen dadurch einen Schiffsentwurf in einem sehr frühen Konstruktionszustand, in dem noch nicht alle Details festgelegt sind, in sehr kurzer Zeit mit ausreichender Genauigkeit bewerten können. Der Einsatz solcher Techniken erfordert entsprechendes technisches Hintergrundwissen. Aber durch den Einsatz dieses Wissens, lässt sich sowohl für den Erbauer eines Schiffes als auch den Eigner ein Wettbewerbsvorteil generieren.

Die im Folgenden vorgestellte Arbeit hat zum Ziel, die Kenntnisse um die strömungsmechanischen Effekte im Nachstrom des manövrierenden Schiffes zu erweitern und zur Verbesserung einer Manövriersimulation zu verwenden. Hierzu wird zunächst ein Überblick über den Stand der Technik gegeben (Kapitel 2), bevor die strömungsmechanischen Effekte im Nachstrom des Schiffes erläutert werden (Kapitel 3). Die im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Verfahrensweisen, die es dem Entwerfer ermöglichen, den Nachstrom am manövrierenden Schiff in einem frühen Entwurfsstadium ermitteln und bewerten zu können, werden im Anschluss vorgestellt (Kapitel 4 und 5). Hierzu werden auch die Veränderungen des vom Propeller erzeugten Schubes ermittelt. Die auf diese Weise bestimmten Nachstromabhängigkeiten werden zur Verbesserung einer bestehenden Manövriersimulation eingesetzt (Kapitel 6). Anhand einiger Beispielschiffe werden die Einsatzmöglichkeiten und Grenzen der Verfahren demonstriert (Kapitel 7). Den Abschluss der Arbeit bildet eine Zusammenfassung der Ergebnisse mit einem Ausblick (Kapitel 8).



## 2 Stand der Wissenschaft und Technik

*Im folgenden Kapitel wird eine Übersicht über den Stand der Wissenschaft und Technik in den Bereichen Nachstrom am manövrierenden Schiff (Kapitel 2.1) und Erfassung der Nachstromabhängigkeiten in der Manövriersimulation (Kapitel 2.2) gegeben. Hieraus wird anschließend der Forschungsbedarf abgeleitet (Kapitel 2.3).*

### 2.1 Nachstrom am manövrierenden Schiff

Die Analyse des Schiffsnachstroms gehört gemeinsam mit der Betrachtung des vom Schiff erzeugten Wellenfeldes zu den wesentlichen Aufgaben der Schiffshydronechanik. Die Qualität des Nachstroms sowie die Ausprägung des erzeugten Wellenfeldes sind entscheidend für die Propulsion und für den Widerstand eines Schiffes. Die Erfassung und Analyse sowohl des nominellen Nachstroms als auch der effektiven Nachstromziffer sind spätestens seit den 1930er Jahren Stand der Schiffstechnik (vgl. Prohaska/ van Lammeren 1937). Die Analyse des Nachstroms beschränkt sich jedoch in der Regel auf den Gleichgewichtszustand in der stationären Geradeausfahrt; die Veränderung des Nachstroms in Manövriersituationen wird hingegen sehr selten erfasst.

Mit der Entwicklung der Manövriersimulation (vgl. Abkowitz 1969) und den damit einhergehenden Modellversuchen wurde die Abhängigkeit des Nachstroms von Manövrierzuständen untersucht. Die Untersuchungen wurden sowohl für den nominellen Nachstrom (vgl. Oltmann 1976) als auch für den effektiven Nachstrom (vgl. Kose 1982) durchgeführt. In neuerer Zeit ermöglicht die Verbesserung der Messtechnik die Durchführung detaillierter Erfassungen der Schiffsumströmung auch in Manövrierzuständen. Diese haben insbesondere die Validierung von CFD-Berechnungen zum Ziel. Beispiele hierfür sind die Modellversuche von Longo und Stern an einem Serie-60-Modell (vgl. Longo/ Stern 2002) sowie Großausführungsmessungen mit einem Patrouillenboot (vgl. Kuiper et al. 2002). Insgesamt muss aber festgestellt werden, dass es nur sehr wenige Untersuchungen des Strömungsfeldes an Schiffen unter Manövrierbedingungen gibt. Dementsprechend beschränkt sich die Auswertung von strömungsmechanischen Berechnungen von Schiffsmanövern in der Regel auf die integralen Größen, also die wirkenden Kräfte und Momente. Dies hat sich auch beim SIMMAN-Workshop bestätigt (vgl. Agdrup/ Stern 2009). Eine detaillierte Beschreibung der momentan verwendeten Techniken zur Bestimmung und Bewertung des Nachstroms erfolgt in Kapitel 4.

### 2.2 Erfassung der Nachstromabhängigkeiten in der Manövriersimulation

Die Abhängigkeit des Nachstroms und damit der Propellerszuströmung von Manövrierbedingungen muss in der Manövriersimulation erfasst werden, um die korrekte Propellerwirkung berechnen zu können. Hierzu wurde in Japan Ende der 1970er Jahre ein Ansatz entwickelt, der auf der Bestimmung von empirischen Konstanten beruht. Mit diesen werden sowohl die Veränderung der effektiven Nachstromziffer als auch der Querströmung am

Propeller bzw. Ruder im Manöver modelliert (vgl. Kose 1982). Das Vorgehen stellt nach wie vor in der Manövriersimulation den Stand der Technik dar (vgl. Agdrup/ Stern 2009). Es ist aber festzustellen, dass der Ansatz zum einen für Einpropellerschiffe entwickelt wurde. Zum anderen ist zu hinterfragen, ob die verwendeten empirischen Formeln auf moderne Schiffsformen übertragbar sind.

Von Molland und Turnock wurde der Einfluss des Schiffsrumpfs und des Propellers auf den Ruderanstellwinkel in Windkanalversuchen untersucht (vgl. Molland/ Turnock 2002). Diese Untersuchungen wurden jedoch an generischen Modellen durchgeführt, so dass sie lediglich dem allgemeinen Erkenntnisgewinn dienen können. Eine Übertragung auf einen konkreten Schiffsentwurf ist damit kaum möglich. Die Arbeiten von Haack (vgl. Haack 2006) zum Verhalten der Maschinenanlage in Manövriersituationen und von Gurr (vgl. Gurr/ Rulfs 2008) zu Propellerwellenlagerlasten am manövrierenden Schiff zeigen, dass die einfachen Modelle zur Abbildung der Nachstromabhängigkeiten in Manövriersituationen nicht ausreichend sind.

### ***2.3 Herleitung des Forschungsbedarfs***

Wie bereits erläutert, ist die experimentelle und numerische Bestimmung des Nachstroms am Schiff Bestandteil der Schiffstechnik. Zumeist wird sich hierbei jedoch auf den stationären Entwurfszustand beschränkt. Die wenigen Untersuchungen, die es zum Nachstrom am manövrierenden Schiff gibt, erfolgten entweder mit generischen oder veralteten Schiffsgeometrien, wie dem Serie-60-Rumpf, oder sie sind im Rahmen von militärischen Projekten durchgeführt worden und damit der Wissenschaft und Industrie nicht frei zugänglich. Ein weiteres Problem stellt die Übertragung von der Modellkonfiguration auf die Großausführung dar, die schon für das geradeaus fahrende Schiff wenig und für das manövrierende Schiff so gut wie gar nicht untersucht worden ist.

Im Rahmen dieser Arbeit sollen deshalb die folgenden Fragestellungen behandelt werden:

- Mit welchen Mitteln lässt sich sowohl der nominelle als auch der effektive Nachstrom im Rahmen der Entwurfstätigkeit im industriellen Kontext für das manövrierende Schiff bestimmen?
- Wie können die schiffsspezifischen Nachstromabhängigkeiten in einer Manövriersimulation berücksichtigt werden?

Da in industriellen Projekten in der Regel nur strömungsmechanische Messungen von Modellen vorliegen, sollte zudem die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf die Großausführung geprüft werden. Zur Beantwortung dieser Fragen wird zunächst erläutert, wie der Nachstrom zu definieren ist und welche Effekte bei seiner Entstehung von Bedeutung sind.

### 3 Theoretische Betrachtungen zum Nachstrom am Schiff

Im Folgenden wird zunächst eine Definition für den Nachstrom eines Schiffes aufgestellt (Kapitel 3.1). Weiterhin wird erläutert, welche strömungsmechanischen Effekte bei der Entstehung des Nachstroms von Bedeutung sind (Kapitel 3.2) und welche Größen auf die Entstehung Einfluss nehmen (Kapitel 3.3). Zum Abschluss erfolgt eine Betrachtung des Zusammenwirkens von Nachstrom und Propulsor (Kapitel 3.4).

#### 3.1 Definition des Nachstroms

Wenn ein Körper von einem Fluid umströmt wird, wird die Zuströmung durch den Körper gestört. Deshalb wird stromabwärts immer ein anderes Strömungsfeld als stromaufwärts zu beobachten sein. Die Differenz zwischen dem Strömungsfeld im Nachlauf eines Körpers und dem ungestörten, in der Regel homogenen, Strömungsfeld, das ohne seine Existenz vorherrschen würde, ist unter anderem ein Maß für die Kräfte, die durch das Fluid auf den Körper wirken. Die lokalen Störungen des Strömungsfelds werden mit zunehmenden Abstand vom Körper immer geringer. Im Schiffbau wird die Abweichung des Strömungsfeldes hinter dem Schiff von der Zuströmung vor dem Schiff als Nachstrom (engl. *wake*, vgl. Saunders 1957) bezeichnet. Der Nachstrom stellt somit ein Abbild des Schiffes in dessen Nachlauf dar. Für den Schiffsentwurf ist der Nachstrom insofern von besonderer Bedeutung, da der Großteil der Schiffe von am Heck angeordneten Propulsoren angetrieben wird, die folglich in eben diesem gestörten Strömungsfeld arbeiten. Deshalb meint die Bezeichnung Nachstrom in der Regel die Zuströmung des Propulsors oder der Propulsoren. Unterschieden wird zwischen dem *nominellen* und dem *effektiven* Nachstrom. Der *nominelle Zustrom* ist die Beobachtung des Zustroms am Ort des Propulsors, ohne dass dieser vorhanden ist. Der *effektive Nachstrom* hingegen ist der, welcher sich durch den arbeitenden Propulsor ergibt.

Der Nachstrom wird häufig auf eine gemittelte Nachstromgeschwindigkeit reduziert. Die Differenz der Zu- von der Nachstromgeschwindigkeit  $V_X$  wird nach einem Vorschlag von Taylor (vgl. Saunders 1957) in das Verhältnis zur Zustromgeschwindigkeit  $V_S$  gesetzt und als *Nachstromziffer* (engl. *Taylor wake fraction*) bezeichnet. Für die Nachstromziffer  $w_{FT}$  gilt:

$$w_{FT} = \frac{V_S - V_X}{V_S} \quad (1)$$

Im Folgenden werden diejenigen strömungsmechanischen Effekte erläutert, die für den Nachstrom von besonderer Bedeutung sind, sowie die Faktoren, die wesentlich zu seiner Entstehung beitragen.

### 3.2 Strömungsmechanische Effekte im Nachstrom

Wie eingangs erwähnt, stellt der Nachstrom ein Abbild des bewegten Schiffes im Fluid dar. Insofern finden sich im Nachstrom alle Effekte, die bei der Umströmung des Körpers eine Rolle spielen. In der Literatur ist deshalb auch häufiger eine fiktive Aufteilung des Nachstroms nach strömungsmechanischen Prinzipien zu finden (vgl. bspw. Saunders 1957 und Harvald 1983). Der Nachstrom kann demnach in den *Potentialnachstrom* (engl. *potential-wake*), den *Wellennachstrom* (engl. *wave-wake*) und den *viskosen Nachstrom* (engl. *viscous-wake*) bzw. *Reibungsnachstrom* (engl. *frictional wake*) aufgeteilt werden. Letzter wird zum Teil noch weiter aufgeteilt in *Vorablösungs-* (engl. *Pre-separation-wake*), *Ablösungs-* (engl. *separation-wake*) und *Wirbelnachstrom* (engl. *eddy-wake*). Statt von Vorablösungsnachstrom soll an dieser Stelle von *Grenzschichtnachstrom* gesprochen werden, da die Effekte des Vorablösungsnachstroms durch die Grenzschichtströmung verursacht werden. Eine rechnerische Trennung des Nachstroms in die genannten Anteile ist streng genommen nicht möglich, da es erhebliche Wechselwirkungen zwischen den einzelnen Anteilen gibt. Weiterhin lassen sich diese in der Realität kaum unabhängig voneinander bestimmen. Trotzdem wird diese Aufteilung benutzt, um die wesentlichen strömungsmechanischen Effekte zu erläutern, die im Nachstrom von Bedeutung sind.

#### **Potentialnachstrom**

Durch die Verdrängungswirkung des umströmten Körpers kommt es zu einer lokalen Beschleunigung der Strömung an den Seiten sowie zu einer Verzögerung an den Enden. Dieser Effekt ist in jedem Fluid und bei jeder Anströmgeschwindigkeit zu beobachten. Er kann deshalb durch die Potentialströmungstheorie abgebildet werden. Der Potentialnachstrom lässt sich nur theoretisch bestimmen, da bei jeder realen Strömung Reibungseffekte auftreten.<sup>1</sup>

*Abbildung 3: Modell für die Potentialnachstromuntersuchung (aus Harvald 1983)*

Abbildung 4 zeigt für das in Abbildung 3 dargestellte Modell den von Harvald und Hee (Harvald et al. 1978) berechneten Potentialnachstrom. Diesem gegenübergestellt sind Modellmessungen für dasselbe Schiff. Der Vergleich der Ergebnisse zeigt, dass in diesem Fall der reine Potentialnachstrom gegenüber dem Nachstrom mit Reibung fast zu vernachlässigen ist. Das Rechenergebnis ist aber auch kritisch zu bewerten, da auch nach der Potenti-

---

<sup>1</sup> Bei der theoretischen Bestimmung ist zu berücksichtigen, dass nicht nur der Festkörper sondern auch die Grenzschicht eine Verdrängungswirkung besitzt.

altheorie mehr Nachstrom zu erwarten gewesen wäre. Denn nach der Theorie durchläuft jede Stromlinie auf der Schiffsoberfläche an den Körperenden einen Staupunkt, in dem die Geschwindigkeit auf Null fällt, was zu einem ausgeprägterem Nachstrom führen müsste.

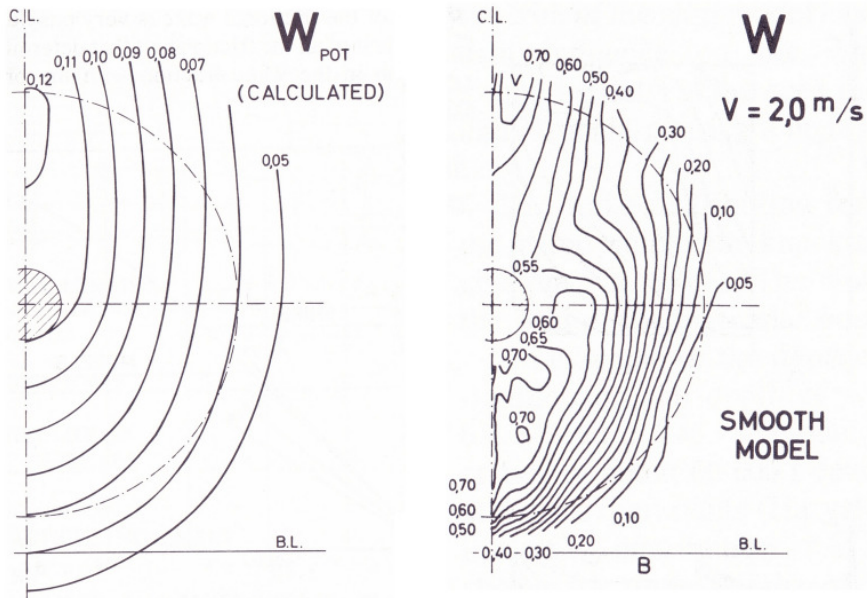


Abbildung 4: Berechneter Potentialnachstrom (links) und gemessener Modellnachstrom (rechts) aus Harvald 1983

### Wellennachstrom

Ein Schiff bewegt sich an der Grenzfläche von zwei Fluiden, Wasser und Luft. Dies hat zur Folge, dass sich bei der Bewegung des Schiffes ein sog. *Primärwellensystem* am Schiff bildet. Das Primärwellensystem induziert ein *Sekundärwellensystem* bestehend aus Quer- und Längswellen, welches im Nachlauf des bewegten Schiffes bestehen bleibt. Sowohl das Primär-, als auch das Sekundärwellensystem können auf zwei Arten auf den Nachstrom einwirken. Zum einen ändert sich durch eine Anhebung oder Absenkung des Wasserspiegels gegenüber der Ruhewasserlinie das Druckniveau gegenüber dem reinen hydrostatischen Druck. Zum anderen führen Wellen zu Orbitalbewegungen des Fluids, die an der Wasseroberfläche im Wellental die Strömung beschleunigen und auf dem Wellenberg bremsen<sup>2</sup>. Wie deutlich das Wellenbild den Nachstrom prägen kann, ist einerseits von der Intensität der Wellen abhängig und andererseits von der Gestaltung des Körpers. Bei relativ flachen, breiten Schiffen haben die neben dem Körper laufenden Wellen nur einen geringen Einfluss auf den Nachstrom. Dies verdeutlichen auch die folgenden Nachstrommessungen.

2 Das Bremsen bzw. Beschleunigen der Strömung kann auch über die Bernoulli'sche Gleichung verdeutlicht werden: Der erhöhte Druck in der Heckwelle führt zu einer größeren Reduzierung der Geschwindigkeit, als dies bei einer unverformten Wasserlinie der Fall wäre.

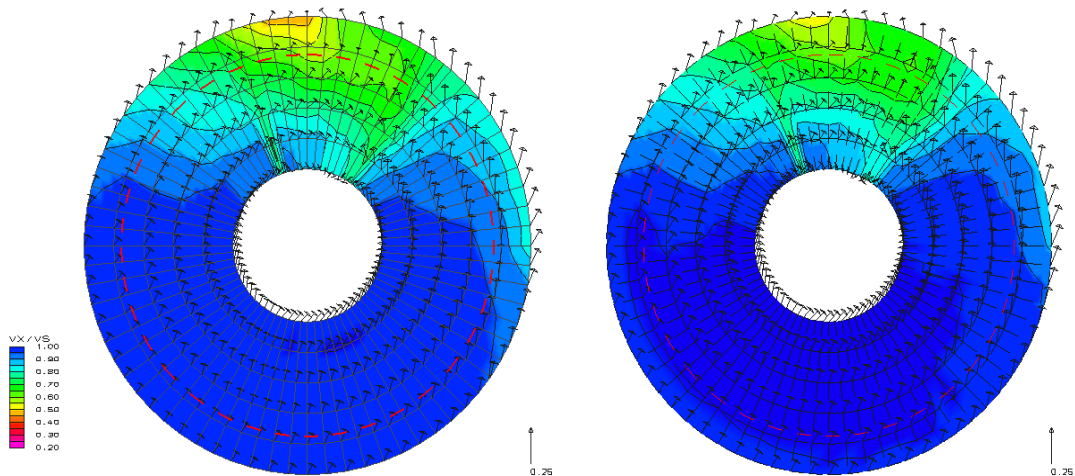


Abbildung 5: Nomineller gemessener Nachstrom für ein Zweipropellerschiff auf den Tiefgängen  $T=5,7\text{m}$  (links) und  $T=7,4\text{m}$  (rechts) nach HSVA 1999a und HSVA 1999b

In Abbildung 5 ist der gemessene nominelle Nachstrom für ein Zweipropellerschiff mit flachem Hinterschiff auf zwei verschiedenen Tiefgängen dargestellt<sup>3</sup>. Die Konturlinien zeigen das axiale Geschwindigkeitsfeld, die Vektoren die Geschwindigkeitskomponenten in der Ebene des Nachstroms. Die Nachströme unterscheiden sich im Rahmen der Messgenauigkeit kaum, obwohl sich die vom Schiff auf den Tiefgängen erzeugten Wellensysteme deutlich unterscheiden (vgl. Abbildung 6<sup>4</sup>).

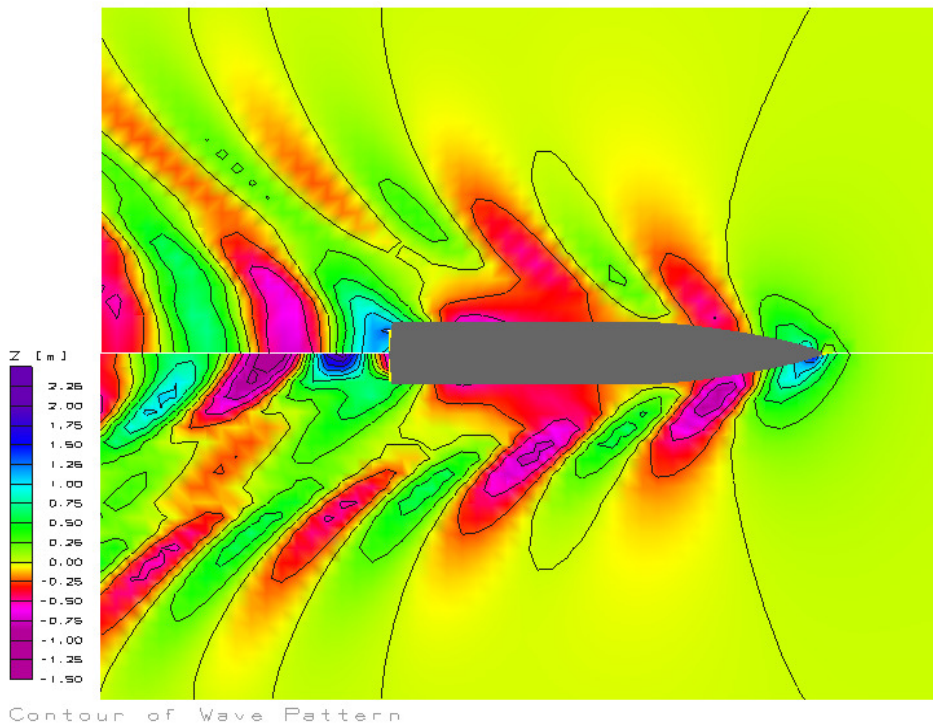


Abbildung 6: Mit dem Potentialströmungslöser KELVIN berechnete Wellenfelder für das Zweipropellerschiff aus Abbildung 5 auf den Tiefgängen  $T=5,7\text{m}$  (oben) und  $T=7,4\text{m}$  (unten)

- 3 Hierbei handelt es sich um das Schiff 2 aus Kapitel 7.4.
- 4 Dargestellt sind Konturlinien der Wellenerhebung.

### **Viskoser Nachstrom**

Wenn ein Körper durch ein Fluid bewegt wird, haftet das Fluid immer auf der Körperoberfläche. Wenn sich das umgebende Fluid in Ruhe befindet, wird man mit zunehmendem Abstand zur Körperoberfläche eine abnehmende Geschwindigkeit feststellen können. Des Weiteren lässt sich durch die Haftung eine Schubspannung zwischen dem Fluid und dem Körper ermitteln. Wenn deren Betrag proportional zum Gradienten der Geschwindigkeit auf der Körperoberfläche ist, wird das Fluid als *ideal viskoses* oder *Newton'sches* Fluid bezeichnet (vgl. Schade 1980). Dies trifft auch auf die für den Schiffbau wichtigen Fluide Luft und Wasser zu, auch wenn die Viskosität<sup>5</sup> der beiden Fluide sich deutlich unterscheidet. Die Viskosität ist für die Ausbildung des Nachstroms von besonderer Bedeutung und hat verschiedene Effekte zu Folge, die als *Grenzschichtnachstrom*, *Ablösungsnachstrom* und *Wirbelnachstrom* bezeichnet werden.

### **Grenzschichtnachstrom**

Der Übergang von der Wandhaftung am Körper zur Umströmung im ungestörten Fluid wird als *Grenzschicht* bezeichnet. Die Theorie zur Beschreibung der Grenzschicht geht auf Prandtl zurück (vgl. Prandtl 1904). Da der Übergang zwischen der Grenzschicht und der Außenströmung kontinuierlich verläuft und sich theoretisch bis ins Unendliche erstreckt, werden für die Ausdehnung der Grenzschicht verschiedene Dicken definiert. Die wichtigsten sind die 99%-Dicke, die Verdrängungsdicke und die Impulsverlustdicke. Das Ausbilden der viskosen Grenzschicht ist der dominierende Anteil des Nachstroms insgesamt. Die Entstehung einer Grenzschicht kann auch an einer ebenen Platte beobachtet werden, bei der es keine Änderung des Drucks über der Oberfläche gibt. Trotzdem verändert die Grenzschicht über die Lauflänge auf der Platte ihre Gestalt und Ausprägung: So findet zum Beispiel ein Umschlag von laminarer zu turbulenter Grenzschicht statt und die Dicke nimmt mit der Lauflänge zu. Da die Verdrängung von Schiffen in der Regel zu deren Enden hin abnimmt, kommt es zu einem Druckanstieg zum hinteren Ende hin. Dieser Druckanstieg führt zu einer zusätzlichen Veränderung des Geschwindigkeitsprofils. Diese tritt vor allem im unteren Teil der Grenzschicht auf, insbesondere kommt es zu einer Reduzierung des Geschwindigkeitsgradienten auf der Körperoberfläche. Des Weiteren kommt es zu einer Ausweitung der Grenzschicht. Diese Veränderungen werden als *Vorablösenachstrom* bezeichnet (vgl. Saunders 1957).

---

5 Unterschieden wird zwischen der dynamischen und der kinematischen Viskosität (vgl. Kapitel 3.3). Für die Ausbildung der Grenzschicht ist die kinematische Viskosität bestimmend.

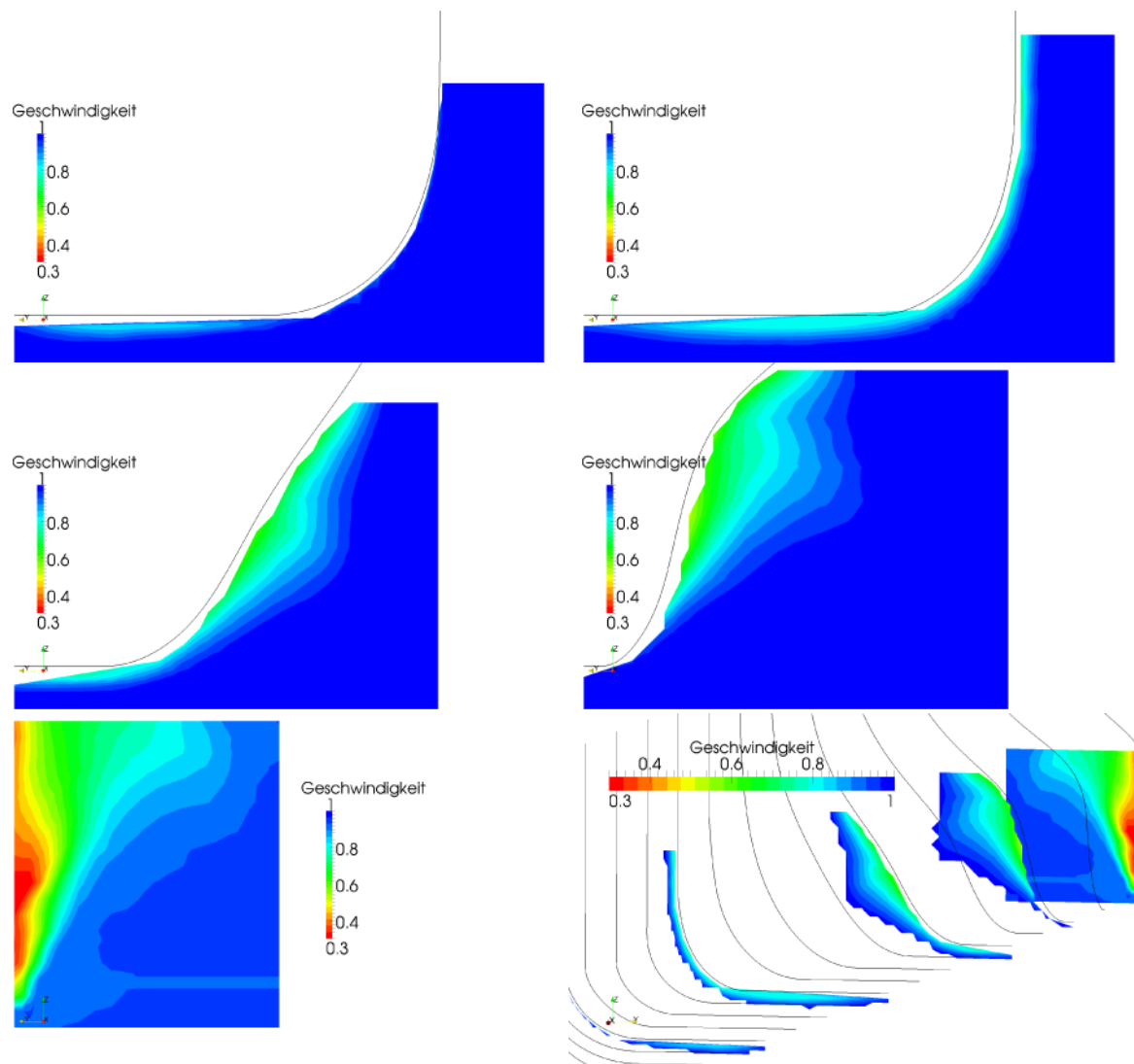


Abbildung 7: Entwicklung der Grenzschicht an einem Serie-60-Modell, Positionen 60%, 40%, 20%, 10%, und 0% Lpp, nach Toda et al. 1992

In Abbildung 7 ist das Geschwindigkeitsfeld um einen Serie-60-Rumpf in verschiedenen Schnitten dargestellt<sup>6</sup>. Das Geschwindigkeitsfeld wurde von Toda et al. (vgl. Toda et al. 1992) bei einer Froudezahl von  $Fn=0,316$  in einem Schlepptank aufgenommen. Die schwarzen Linien stellen die Schiffsgometrie dar. Die Grenzschicht liegt nach 40% der Lauflänge noch außerhalb des Messbereichs und weitet sich stromabwärts aus. Die Ausbuchtung der Grenzschicht, die ab 80% der Lauflänge sichtbar ist, zeigt, dass es sich nicht um eine ebene Plattengrenzschicht handelt, sondern dass 3D-Effekte die Grenzschicht beeinflussen (vgl. auch Kapitel 4.1.1 und Abbildung 13).

### **Ablösungsnachstrom**

Durch einen Druckanstieg entlang des Körpers oder durch eine geometrische Unstetigkeit kann es zu einer Strömungsablösung kommen, bei der die Strömung nicht mehr der Körperkontur folgt. Hinter der Ablöselinie kommt es zu Rückströmung und es bildet sich ein

<sup>6</sup> Die Geometrie wird in Kapitel 7.2 näher erläutert.

Totwassergebiet (vgl. Saunders 1957). Ablösungen sind für den Nachstrom insofern von besonderer Bedeutung, als dass das Auftreten einer Ablösung die Charakteristik des Strömungsfelds deutlich verändert. Des Weiteren ist eine Ablösung immer mit einer Vergrößerung des Widerstands verbunden, weshalb sie möglichst vermieden werden sollte. Der letzte Schnitt in Abbildung 7 zeigt das Strömungsfeld an Spant 0 unmittelbar hinter dem Steven. Die Reduzierung der Geschwindigkeit in der Mittschiffsebene ist durch die Ablösung und das Totwassergebiet hinter dem Steven zu erklären.

### **Wirbelnachstrom**

Wirbel können den Nachstrom im Wesentlichen durch zwei Arten beeinflussen: Zum einen kann es in der Grenzschicht oder durch eine Ablösung zur Ausbildung von *lokalen Wirbeln* kommen, deren Stärke zeitlich deutlich variiert. Ein Beispiel hierfür ist die Kármánsche Wirbelstraße (vgl. Schade 1980). Zum anderen kann es am Schiffsrumpf selbst oder an Anbauteilen zur Ausbildung von deutlicheren, *stationären Wirbeln* kommen. Beispiele hierfür sind ein Kimmwirbel, der am Übergang vom konvexen Kimmradius zu anschließenden konkaven Spanten entsteht, oder Wirbel, die von dafür vorgesehenen Wirbelgeneratoren (vgl. Oledal 1997) erzeugt werden. Die Wirbel können einen sehr großen Einfluss auf die Strömung im Nachstrom nehmen. So kann ein Wirbel energiereiche Außenströmung in die Grenzschicht transportieren und damit die Grenzschicht stabilisieren. Dadurch kann eine Verzögerung oder sogar Unterbindung einer Strömungsablösung erzielt werden.

Die Stärke des Wirbelsystems wird als *Drall* (engl. *vorticity*) bezeichnet. Sie entspricht dem Betrag des Wirbelvektors. Abbildung 8 zeigt den Drall in denselben Schnitten des bereits in Abbildung 7 dargestellten Serie-60 Modells. In den Ebenen senkrecht zur Schiffs-längsachse ist der Drall definiert als:

$$Drall_x = \left| \frac{\partial v}{\partial z} - \frac{\partial w}{\partial y} \right|. \quad (2)$$

Ab 60% der Läuflänge ist eine Wirbelstruktur zu erkennen, die sich von der Kimm löst und von der Außenströmung nach oben und von der Körperoberfläche weggetragen wird. Die Wirbelstruktur stabilisiert die Grenzschicht, da energiereiche Außenströmung in die Grenzschicht transportiert wird.

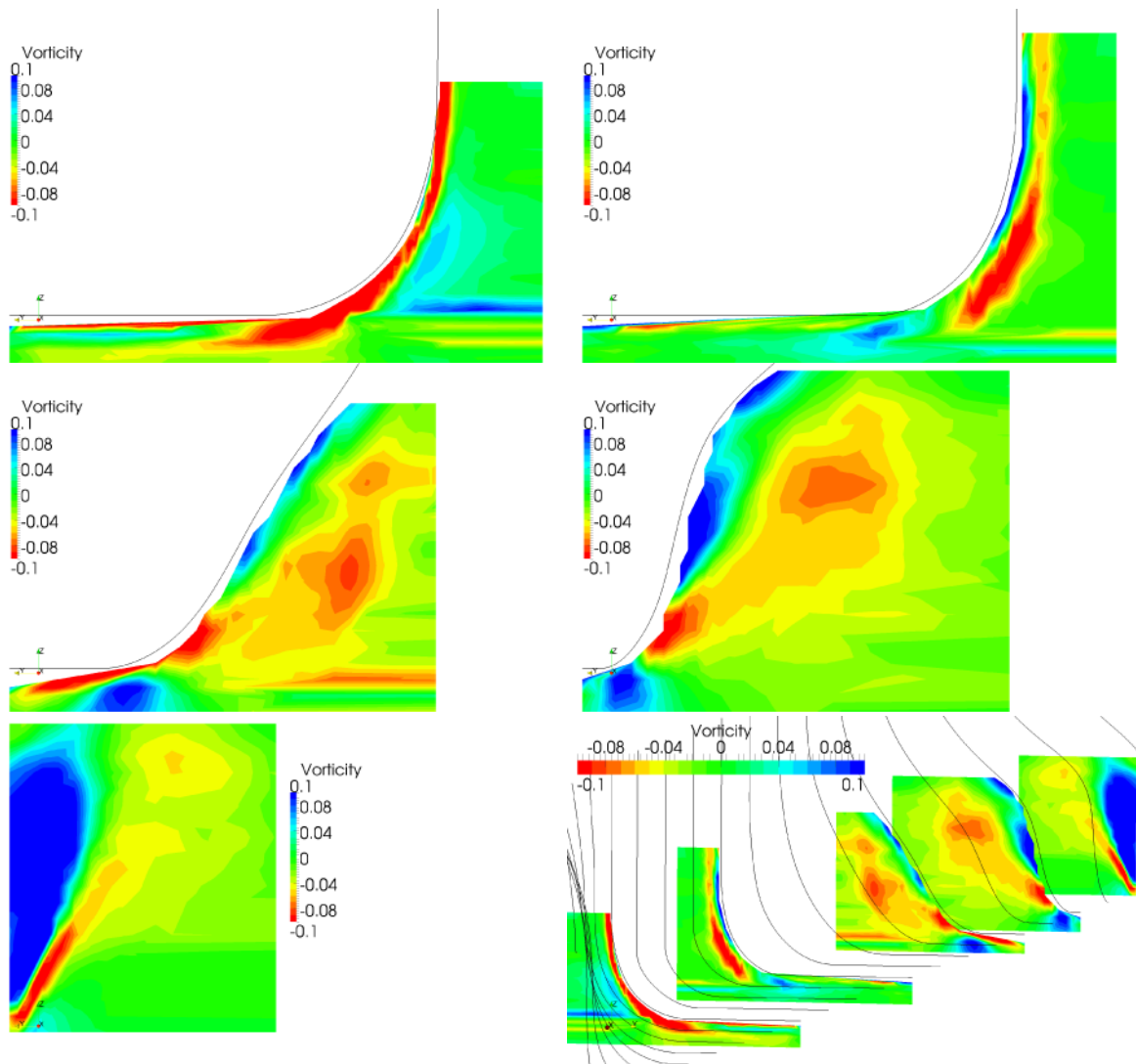


Abbildung 8: Entwicklung des Dralls entlang eines Serie-60-Modells, nach Toda et al. 1992

Die aufgeführten Anteile können in jedem Nachstrom mehr oder weniger deutlich beobachtet werden. Dabei entscheidet eine Reihe von Faktoren darüber, wie dominant die einzelnen Effekte im Gesamtbild des Nachstroms auftreten. Die wesentlichen Einflussfaktoren bei der Entstehung des Nachstroms werden im Folgenden näher erläutert.

### 3.3 Den Nachstrom beeinflussende Faktoren

Der Nachstrom wird im Wesentlichen von der Form, der Lage und der Größe des umströmten Körpers, den Eigenschaften des umströmenden Fluids, der Bewegung des Körpers sowie dem absoluten Druck bestimmt. In der Realität treten noch eine Reihe weiterer Einflüsse auf, zum Beispiel durch wechselnde Umwelteinflüsse, Seegang und damit verbundene Bewegungs- und Lageänderungen des Schiffes. Zur Vereinfachung werden nur stationäre Zustände betrachtet, in denen die variierenden Umwelteinflüsse vernachlässigt wer-

den.<sup>7</sup> Ferner wird für alle folgenden Betrachtungen und Überlegungen angenommen, dass die Einflussfaktoren zeitlich konstant sind. So wird von einer konstanten Bewegungsgeschwindigkeit des Schiffes ausgegangen. Der Schiffskörper wird mit seinen Anhängen als starr betrachtet.

Für eine makroskopische Betrachtung eines Fluids sind die wesentlichen Parameter die *Dichte*  $\rho$  und die *dynamische* oder *absolute Zähigkeit*  $\eta$ . Häufig wird auch die *kinematische Zähigkeit*  $\nu$  verwendet, wobei die dynamische und die kinematische Zähigkeit über die Dichte miteinander in Beziehung stehen. Es gilt:

$$\nu = \frac{\eta}{\rho}. \quad (3)$$

Bei turbulenzbehafteten Strömungen ist weiterhin die *Turbulenz-Intensität*  $TI$  (auch *Turbulenzgrad*) der Strömung von Bedeutung. Die Turbulenz-Intensität wird definiert als das Verhältnis des Mittelwerts des Betrags der Schwankungsgeschwindigkeit  $u'$  zum Mittelwert der Geschwindigkeit  $U$ :

$$TI = \frac{\sqrt{u'^2}}{U}. \quad (4)$$

Durch die Turbulenz-Intensität lässt sich auch die turbulente kinetische Energie  $k$  in der Strömung bestimmen:

$$k = \frac{3}{2} U^2 \cdot TI^2. \quad (5)$$

Für alle reibungsbehafteten Strömungen ist ferner die *Reynoldszahl*  $Re$  als dimensionslose Kennzahl von großer Bedeutung. Sie setzt das Produkt einer charakteristischen Geschwindigkeit  $U$  mit einer charakteristischen Länge  $L$  ins Verhältnis zur kinematischen Viskosität  $\nu$ :

$$Re = \frac{U \cdot L}{\nu}. \quad (6)$$

Für die Ausbildung des Wellensystems um das Schiff ist die *Froudezahl*  $Fn$  die bestimmende Größe:

$$Fn = \frac{U}{\sqrt{g \cdot L}}. \quad (7)$$

Hierbei ist  $U$  wieder eine signifikante Geschwindigkeit und  $L$  die Länge des Körpers an der Grenze zwischen den Fluiden;  $g$  ist die Gravitationskonstante.

Der absolute Druck hat auf die Ausbildung der Strömung im Nachstrom zunächst keinen Einfluss, da hierfür nur die Druckunterschiede von Bedeutung sind. Für die Wirkung des

---

<sup>7</sup> Bei der Analyse von Betriebsbedingungen eines Schiffes über eine Fahrtroute oder die gesamte Lebensdauer müssen die wechselnden Umwelteinflüsse auf jeden Fall berücksichtigt werden (vgl. Greitsch/Eljardt 2009).

Nachstroms zum Beispiel hinsichtlich des Kavitationsrisikos an den Schiffsanhängen ist der absolute Druck aber zu berücksichtigen.

Wie eingangs erläutert, entsteht der Nachstrom durch die Störung der Fluidströmung durch den Schiffskörper. Deswegen ist der Körper an sich der wesentliche Einflussfaktor für den Nachstrom. Hierbei sind nicht nur die absoluten Abmessungen von Bedeutung: Ein großes Schiff verursacht absolut gesehen eine größere Störung der Strömung als ein kleines. Entscheidend ist aber vor allen Dingen die Form. Dies zeigt sich besonders deutlich, wenn gleichgroße Schiffskörper mit leicht unterschiedlichen Formen untersucht werden. Im Rahmen der Reihenuntersuchung, die als Serie-60 bekannt ist (vgl. Todd 1963), sind unter anderem Rumpfvierungen mit der gleichen Völligkeit ( $c_B=0,7$ ) und der gleichen Lage des Verdrängungsschwerpunkts aber unterschiedlichen Spantcharakteristiken am Hinterschiff bei der gleichen Froude- und Reynoldszahl untersucht worden. In Abbildung 9 sind die gemessenen Axialgeschwindigkeiten in der Propellerebene der drei Variationen dargestellt. Durch die unterschiedliche Gestaltung der Hinterschiffsform bilden sich Nachstromfelder aus, die insbesondere in den Bereichen unter- und oberhalb der Propellerwelle deutlich voneinander abweichen. Dies zeigt, dass der Nachstrom vor allem durch die lokale Gestaltung der Spanten im Hinterschiff geprägt wird.

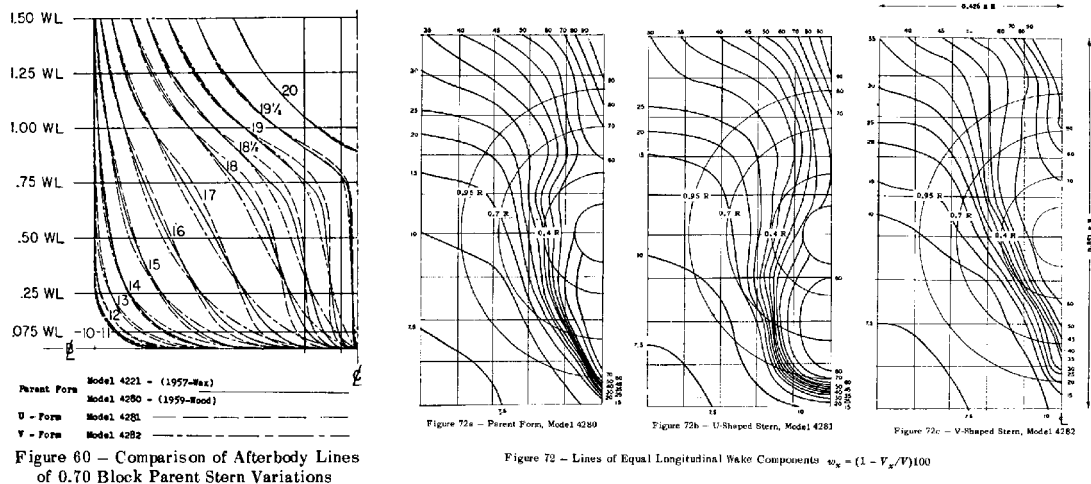


Abbildung 9: Gemessener axialer Nachstrom für drei Hinterschiffsvariationen eines Serie-60-Modells mit  $c_B=0,7$ , nach Todd 1963

Es ist aber nicht nur die Form des Schiffes entscheidend für die Entstehung des Nachstroms, sondern auch dessen Lage relativ zur Anströmung. Dies betrifft zum einen das Schiff als Ganzes, bei dem sich durch eine Änderung der Schwimmelage (also der Tauchung, Krängung und des Trimmings) ein anderer Zustrom zum Schiff und damit auch ein anderer Nachstrom ergibt (vgl. Harvald 1983). Es betrifft zum anderen aber auch die Anhänge (wie das Ruder oder Wellenleitungen und Bockarme) und deren Ausrichtung in der lokalen Strömung, die durch den umgebenden Schiffskörper geprägt wird. Dies gilt in besonderem Maße auch, wenn das Schiff in einem Manöver dreht oder driftet.

Die Form und in begrenztem Maße auch die Hauptabmessungen sind die wesentlichen Einflussgrößen, die der Entwerfer bei der Entwicklung eines Schiffskonzepts beeinflussen kann. Die oben angeführten Eigenschaften des Fluids stellen keine Größen dar, die bewusst variiert werden können, und müssen im Schiffsentwurf als gegeben betrachtet werden. Dies gilt auch für die Geschwindigkeit, da diese in der Regel durch die Entwurfsaufgabe spezifiziert ist. Bei der Bestimmung des Nachstroms (sei es im Modellversuch, am realen Schiff oder durch numerische Methoden) ist der exakten Modellierung der Fluideigenschaften besondere Beachtung zu schenken. Ein Beispiel hierfür ist die Abhängigkeit der Dicke der Grenzschicht von der Reynoldszahl. Die Größenordnung der Dicke der Grenzschicht auf dem Rumpf lässt sich zum Beispiel mit der Dicke der turbulenten Grenzschicht  $\delta$  auf einer ebenen Platte abschätzen. Für diese gilt:

$$\delta(x) = 0,371 \frac{x}{\sqrt[5]{Re}}, \quad (8)$$

wobei  $x$  die Lauflänge ist (vgl. Schade 1980). Dadurch, dass auf dem Schiffsrumpf der Druck (anders als auf einer ebenen Platte) nicht konstant ist, wird die Grenzschichtdicke auf dem Schiff dabei unterschätzt. Trotzdem lassen sich aus dieser Abschätzung zwei wichtige Erkenntnisse gewinnen: Zum einen führt eine moderate Geschwindigkeitsänderung nur zu einer sehr geringen Änderung der Grenzschichtdicke: Wenn die Geschwindigkeit um 10% reduziert wird, nimmt die Dicke lediglich um ungefähr 2% zu. Deshalb kann die Geschwindigkeitsverteilung im Nachstrom bei denen meisten Schiffen relativ gut auf unterschiedliche Geschwindigkeiten übertragen werden. Zum anderen ist die Grenzschichtdicke in einem Modellversuch nach Froude'scher Ähnlichkeit erheblich überzeichnet. Mit einem Modellmaßstab  $\lambda$  als Verhältnis von Schiffslänge zu Modelllänge ergibt sich für das Verhältnis der Grenzschichtdicken am Schiff und am Modell:

$$\frac{\delta_S}{\delta_M} = \lambda^{\frac{7}{10}}. \quad (9)$$

Dies bedeutet zum Beispiel, dass bei einem Maßstab von  $\lambda = 25$  die Dicke der Grenzschicht nicht um  $\lambda^{-1} = 0,04$  reduziert ist, sondern lediglich um  $\lambda^{-0,7} = 0,105$ . Dies ist bei der Betrachtung von Nachströmen an maßstäblichen Modell zu berücksichtigen.

### 3.4 Zusammenwirken von Nachstrom und Propulsor

Schiffe werden in der Regel durch hinten angeordnete Propulsoren angetrieben<sup>8</sup>. Der Propulsor erzeugt zum Vortrieb Schub durch die Beschleunigung des umgebenden Fluids. Da im Schiffbau in der überwiegenden Zahl der Fälle Schraubenpropeller als Propulsoren verwendet werden, beziehen sich die folgenden Ausführungen in erster Linie auf eben diese.

---

<sup>8</sup> Am Vorschiff angeordnete Propulsoren werden nur für Manövriereinrichtungen oder Spezialanwendungen (wie zum Beispiel Doppelendfähren) verwendet.

Die beschriebenen Zusammenhänge gelten eingeschränkt aber auch für andere Propulsoren wie Water-Jets oder Linearjets.

Die Zuströmung betreffend sind für den Propeller zwei Aspekte wesentlich: Zum einen arbeitet der Propeller hinter dem Schiff im Nachstrom und damit in einer inhomogenen Zuströmung. Die Inhomogenität bezieht sich hierbei sowohl auf die Größe als auch auf die Richtung der Zuströmung. Zum anderen beeinflussen der Propeller sowie weitere Anhänge wie das Ruder durch ihre Arbeit die Zuströmung. Diese beeinflusste Zuströmung wird als *effektive Zuströmung* oder als *effektiver Nachstrom* (engl. *effective wake*, vgl. Harvald 1983) bezeichnet.

Die einfachste Betrachtung für das Zusammenwirken von Propeller und Nachstrom kommt aus der Impulserhaltung: Diese besagt, dass durch die Drehung des Propellers in der Zuströmung am Propeller Kräfte und Momente wirken, insbesondere der Schub in Richtung der und das Drehmoment um die Propellerwelle. Die gleichen Momente und Kräfte müssen zwischen dem Propeller und dem Fluid wirken und werden so in das Fluid übertragen: So wird durch den Schub das Fluid nach der Impulserhaltung in axialer Richtung beschleunigt. Aus dieser einfachen Betrachtung lassen sich jedoch nur begrenzt Aussagen über das Strömungsfeld gewinnen. Detaillierte Erkenntnisse hingegen werden mit Hilfe der Propellertheorie gewonnen.

In der Propellertheorie wird jeder Propellerflügel als ein Tragflügel betrachtet, an dem durch einen gebundenen Wirbel Auftrieb entsteht, der wiederum den Schub erzeugt. Die Stärke des Wirbels variiert über den Radius des Flügels. Somit entsteht nach dem Helmholtz'schen Wirbelerhaltungssatz im Nachlauf des Flügels ein System freier Wirbel<sup>9</sup>. Jeder Wirbel in diesem System induziert nach dem Biot-Savart'schen Gesetz ein um seinen Kern rotierendes Geschwindigkeitsfeld. Diese induzierten Geschwindigkeiten erzeugen Wechselwirkungen des Propellers mit seiner Zuströmung und sind immer Bestandteil des Geschwindigkeitsfeldes, das um den Propeller herum vorhanden ist. Dieses Geschwindigkeitsfeld wird deshalb als *totales Geschwindigkeitsfeld* bezeichnet.

Wenn zunächst der Sonderfall der Freifahrt betrachtet wird, d.h. dass der Propeller in homogener, axialer Zuströmung in unbeschränktem Raum arbeitet, besteht das totale Geschwindigkeitsfeld aus drei Anteilen: dem nominellen Zustrom, den induzierten Geschwindigkeiten und den von diesen erzeugten Wechselwirkungen. Gemäß der oben angeführten Definition des effektiven Nachstroms sind für die Freifahrtbedingung zwei Möglichkeiten zu seiner Bestimmung denkbar: Entweder können die induzierten Geschwindigkeiten aus dem totalen Geschwindigkeitsfeld herausgerechnet werden, oder das nominelle Geschwindigkeitsfeld kann mit den Wechselwirkungen zwischen dem Propeller und seiner Zuströmung überlagert werden. Auch wenn beide Ansätze zunächst gleichwertig erscheinen, ist

---

<sup>9</sup> Die Voraussetzung für die Helmholtz'sche Wirbelerhaltung ist eine reibungsfreie Strömung, weshalb in realen Fluiden ein Teil der Wirbelenergie dissipiert wird. Die prinzipiellen Aussagen der Propellertheorie sind trotzdem auch für reale Fluide gültig.

die Anwendung des ersten mit zwei wesentlichen Nachteilen behaftet: zum einen betrifft dies die technische Umsetzung, zum anderen die Vergleichbarkeit mit den üblichen Versuchsmethoden in der Schiffstechnik. Dies gilt insbesondere, wenn der allgemeine Fall betrachtet wird, d.h. dass der Propeller in seiner tatsächlichen Wirkungsumgebung hinter dem Schiff betrachtet wird. Technisch ist die Bestimmung durch Subtraktion der induzierten Geschwindigkeiten nur möglich, wenn eine vollständige Analyse des Propellers in eben dieser Umgebung erfolgt. Durch die endliche Zahl der Propellerflügel sowie die Inhomogenität des Nachstroms muss diese mit einer hohen zeitlichen und räumlichen Auflösung geschehen, was nur mit sehr aufwendigen Berechnungen möglich ist<sup>10</sup>. Das zweite Problem bezieht sich auf die Vergleichbarkeit mit anderen Methoden der Schiffstechnik. Es ist üblich, den Zustand des Propellers hinter dem Schiff mit dem der Freifahrt zu vergleichen<sup>11</sup>. Dabei wird die Zuströmung hinter dem Schiff mit der Freifahrtgeschwindigkeit verglichen. Da auch in der Freifahrt ein effektiver Nachstrom vorhanden ist, kann das Geschwindigkeitsfeld, das sich durch Subtraktion der induzierten Geschwindigkeiten vom totalen Geschwindigkeitsfeld ergibt, aber nicht mit der Freifahrtgeschwindigkeit verglichen werden. Deshalb kann dieses auch nicht zur Bestimmung eines effektiven Nachstroms hinter dem Schiff verwendet werden.

Aus den oben angeführten Gründen ist es interessanter, eine Bestimmung über die Ermittlung der Wechselwirkungen durchzuführen. Denn hierbei können gezielt nur die Veränderungen gegenüber dem Freifahrtzustand berücksichtigt werden. Zudem kann ausgenutzt werden, dass für die Untersuchung der Wirkung des Propellers zunächst nur die zeitlichen Mittelwerte ausreichend sind. Ein großer Aufwand zur exakten zeitlichen Auflösung ist somit nicht notwendig. Das Problem bei diesem Ansatz besteht darin, dass Modelle für die Abbildung der Wechselwirkungen gefunden werden müssen. Ein mögliches Modell wird im Folgenden vorgestellt.

Aus der Anordnung des Systems von freien Wirbeln im Nachlauf des Propellers lässt sich mit einigen Vereinfachungen eine anschauliche Erklärung für die Entwicklung des Geschwindigkeitsfeldes im Propellerstrahl herleiten: Es wird ein ideales Fluid betrachtet, in dem die Zirkulation entlang der Wirbel erhalten bleibt. Ferner wird angenommen, dass die freien Wirbel auf regelmäßigen Schraubenflächen angeordnet sind. Unter diesen Bedingungen heben sich die von den Wirbeln zweier benachbarter Schraubengänge induzierten Geschwindigkeiten in radialer Richtung, das heißt von der Mitte des Propellerstrahls weg oder zur Mitte hin, genau auf. Übrig bleiben die Geschwindigkeiten in axialer und tangentialer Richtung, das heißt die Geschwindigkeitsanteile senkrecht auf den Schraubenflächen der freien Wirbel. Durch die Kontinuität des Fluids erzwingen die höheren Geschwindig-

---

10 Die Berechnung lassen sich durch die Verwendung eines instationären inhomogenen Propellervolumenkraftmodells vereinfachen, siehe auch Kapitel 5.2.1.

11 Dies betrifft insbesondere die Auswertung des Propulsionsversuchs, siehe auch die folgenden Ausführungen zur Definition der effektiven Nachstromziffer sowie Kapitel 5.1.

keiten im Propellerstrahl eine Kontraktion der Stromlinien der Zuströmung. Dieser Effekt ist in Abbildung 10 skizziert.

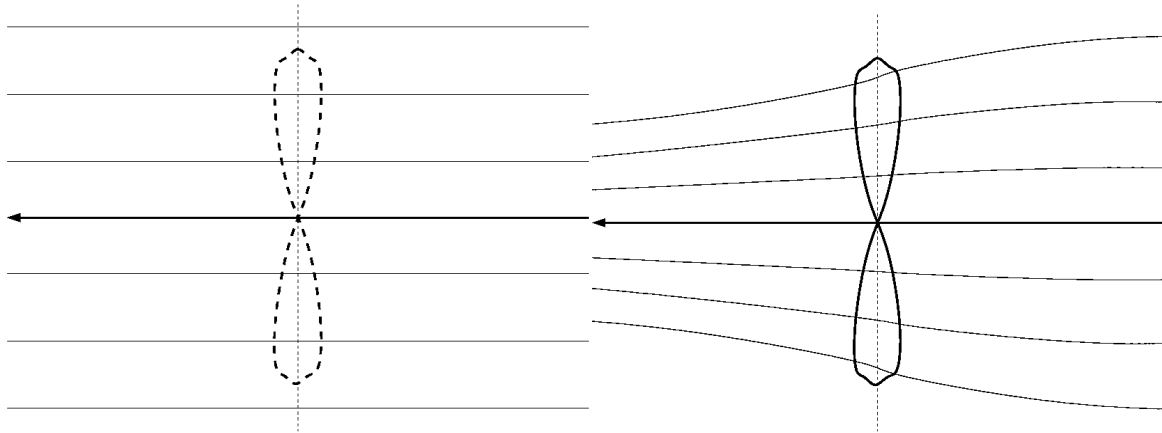


Abbildung 10: Stromlinien in der Propellerebene links ohne und rechts mit vorhandenem Propeller, aus Abels 2006

Wenn ein Propeller eine ungestörte Zuströmung hat, wie zum Beispiel im Freifahrtversuch, dann hat die Kontraktion der Stromlinien einen Einfluss auf die absolute Geschwindigkeit in der Propellerebene. Die Geschwindigkeit bleibt aber annähernd gleich verteilt. Bei einer inhomogenen Zuströmung, wie sie im Nachstrom eines Schiffes vorliegt, führt die Kontraktion zu einer Veränderung der Geschwindigkeitsverteilung. Diese Veränderung wiederum stellt nach der vorliegenden Hypothese die wesentliche Wechselwirkung zwischen dem effektiven und dem nominellen Nachstrom dar.

Die Schwierigkeit, den effektiven Nachstrom überhaupt bestimmen zu können, ist der Grund dafür, dass in der Schiffstechnik in der Regel mit dem nominellen Nachstrom gearbeitet wird. Obwohl eine separate numerische Analyse des Propellers im effektiven Nachstrom erfolgen müsste, wird hierfür der nominelle Nachstrom verwendet. Der Propellerentwurf erfolgt ebenso auf der Basis des nominellen Nachstroms. Diese Problematik wird auch von Streckwall und Lücke erläutert (vgl. Streckwall/ Lücke 2003). Um der Änderung der Zuströmung dennoch gerecht zu werden, wird in vielen Anwendungen, so auch in der Propulsionsprognose, auf die effektive Nachstromziffer  $w$  zurückgegriffen. Das Prinzip bei der Bestimmung der effektiven Nachstromziffer besteht darin, den Propeller selbst als Integrator für seine Zuströmung zu verwenden. Hierbei werden Arbeitspunkte des Propellers in freier Zuströmung mit Arbeitspunkten am Schiff verglichen. Das Prinzip wird im Folgenden näher erläutert.

#### **Definition der effektiven Nachstromziffer**

Zur Definition der effektiven Nachstromziffer werden die Freifahrtkurven des Propellers benötigt. Diese bestehen aus dem normierten Schub und dem normierten Moment in Abhängigkeit vom Strömungszustand am Propellerblatt, der sich aus der absoluten Geschwindigkeit und dem hydrodynamischen Anstellwinkel bestimmt. Bei Schraubenpropellern ergibt sich der Anstellwinkel aus dem Verhältnis der Umfangsgeschwindigkeit des Propellers

zur Anströmgeschwindigkeit axial zum Propellerflügel<sup>12</sup>. Dabei ist es zunächst unerheblich, ob eine Variation des Anstellwinkels durch eine Änderung der Drehzahl oder der Anströmgeschwindigkeit  $V_A$  entsteht. Deshalb werden die Propellerkennwerte, nämlich der normierte Schub und das normierte Moment, in Abhängigkeit von der Fortschrittsziffer  $J$  bestimmt.

$$J = \frac{V_A}{n \cdot D} . \quad (10)$$

Hierbei ist  $n$  die Drehzahl und  $D$  der Durchmesser des Propellers. Die Drehzahl und der Durchmesser sowie die Dichte des Fluids werden zur Normierung des Schubs  $T$  und des Momentes  $Q_0$  eingesetzt. Die Normierung basiert auf den Feststellungen, dass ein auf einen größeren Durchmesser skalierter Propeller bei gleichen Bedingungen einen größeren Schub liefert und ein größeres Moment erfordert als das Original. Dasselbe Ergebnis kann bei identischen Propellern mit unterschiedlichen Drehzahlen oder unterschiedlichen Fluidichten beobachtet werden. Durch eine Dimensionsanalyse der reibungsfreien Phänomene kommt man dann zur Bestimmung des Schubbeiwerts

$$k_T = \frac{T}{\rho \cdot n^2 \cdot D^4} \quad (11)$$

sowie des Momentenbeiwerts

$$k_Q = \frac{Q_0}{\rho \cdot n^2 \cdot D^5} . \quad (12)$$

Aus dem Verhältnis von Wirk- und Drehleistung am Propeller lässt sich der Freifahrtwirkungsgrad  $\eta_0$  des Propellers bestimmen. Es gilt:

$$\eta_0 = \frac{T \cdot V_A}{2\pi \cdot Q_0 \cdot n} = \frac{J \cdot k_T}{2\pi \cdot k_Q} . \quad (13)$$

Am Schiff kann der Propeller nicht isoliert betrachtet werden. Deshalb wird hier zunächst der Gütegrad der Propulsion definiert. Dieser ergibt sich aus dem Verhältnis von Wirkleistung  $P_E$  und Drehleistung  $P_D$ . Es gilt:

$$\eta_D = \frac{P_E}{P_D} = \frac{R_T \cdot V_S}{2\pi \cdot Q \cdot n} . \quad (14)$$

Hierbei ist  $R_T$  der Schiffswiderstand,  $V_S$  die Schiffsgeschwindigkeit und  $Q$  das Moment, das der Propeller hinter dem Schiff aufnimmt. Die Beschleunigung des Propellerstrahls verursacht eine Erhöhung des Widerstands, weshalb zum Vortrieb des Schiffes ein größerer Schub  $T$  benötigt wird. Mit Hilfe des Verhältnisses von Widerstand und Schub wird die Sogziffer  $t$  definiert:

---

<sup>12</sup> Die Anströmung am Propellerblattschnitt setzt sich aus einer axialen und einer radialen Geschwindigkeitskomponente sowie aus der Umfangsgeschwindigkeit zusammen; sie wird aber häufig auf die axiale Anströmung reduziert.

$$t = 1 - \frac{R_T}{T}. \quad (15)$$

Durch die Änderung der Zustromverhältnisse am Propeller hinter dem Schiff ergibt sich bei gleicher Drehzahl ein anderer Schub und ein anderes Moment, als in der Freifahrt mit der Schiffsgeschwindigkeit beobachtet werden kann. Die Größenordnung der Abweichung liefert ein Maß für die Veränderung der Zuströmung. Eine Bestimmung der Größenordnung ist über die Schubidentität oder die Momentenidentität möglich. Nach dem Ansatz der Schubidentität wird der Schubbeiwert für den Schub und die Drehzahl des Propellers am Schiff bestimmt<sup>13</sup>. Mit der Fortschrittsziffer für diesen Schubbeiwert in der freien Zuströmung lässt sich eine äquivalente Zustromgeschwindigkeit  $V_A$  bestimmen:

$$V_A = J_{k_T} \cdot n \cdot D. \quad (16)$$

Aus dem Verhältnis der Fortschrittsgeschwindigkeit  $V_A$  zur Schiffsgeschwindigkeit  $V_S$  kann dann die effektive Nachstromziffer  $w$  gebildet werden:

$$w = \frac{V_S - V_A}{V_S} = 1 - \frac{V_A}{V_S}. \quad (17)$$

Bei der Berechnung der Nachstromziffer in Manövrierzuständen (zum Beispiel wenn das Schiff dreht oder driftet) ist nur der Anteil der Schiffsgeschwindigkeit in Richtung der Propellerachse zu berücksichtigen. Ansonsten ist eine Vergleichbarkeit mit der Freifahrt nicht gewährleistet. Eine Bestimmung der Nachstromziffer ist nicht nur über die Schub-, sondern auch über die Momentenidentität möglich.

Durch den Vergleich der Schiffsgeschwindigkeit mit der Fortschrittsgeschwindigkeit in der Freifahrt entsteht der Eindruck, dass es sich bei der effektiven Nachstromziffer nur um eine axiale Geschwindigkeitskorrektur handelt. Dass dies nicht der Fall ist, zeigt sich unter anderem darin, dass die nach der Schub- und der Momentenidentität bestimmten Nachstromziffern nicht identisch sind. Vielmehr entsteht die Zuströmung am Schiff aus einer Überlagerung einer Reduktion der axialen Geschwindigkeit mit zusätzlichen Quergeschwindigkeiten in der Propellerebene. Insbesondere bei Zweipropellerschiffen führt dies zu einer Abhängigkeit der effektiven Nachstromziffer vom Drehsinn des Propellers. Der Inhomogenität der Zuströmung ist es auch geschuldet, dass das Moment  $Q$ , das der Propeller hinter dem Schiff aufnimmt, nicht mit dem Moment  $Q_0$  übereinstimmt, das in der Freifahrt in diesem Betriebspunkt zur Drehung des Propellers erforderlich ist. Mit den in (13), (15) und (17) definierten Größen ergibt sich der Wirkungsgrad der Propulsion folgendermaßen:

$$\eta_D = \eta_H \cdot \eta_0 \cdot \eta_R = \frac{1-t}{1-w} \cdot \frac{T \cdot V_A}{2\pi \cdot Q_0 \cdot n} \cdot \frac{Q_0}{Q}. \quad (18)$$

Es wird an dieser Stelle noch einmal darauf hin gewiesen, dass nur das Moment  $Q$ , der Schub  $T$  und die Drehzahl  $n$  Größen sind, die am Schiff oder Modell bestimmt werden

<sup>13</sup> Beim Ansatz der Momentenidentität wird entsprechend der Momentenbeiwert verwendet.

können. Die anderen Bestandteile von (18) sind Hilfskonstrukte, mit denen die Effekte in der Propulsion verdeutlicht werden sollen, und die bei Modellversuchen eine Skalierung auf die Großausführung erlauben. Schon die Abweichung zwischen den nach der Schub- und nach der Momentenidentität bestimmten Nachstromziffern zeigt, dass eine rechnerische Trennung der unterschiedlichen Effekte nicht möglich ist. Zumindest zur Untersuchung der Propulsion in der Geradeausfahrt eines Schiffes hat sich die in Gleichung (18) beschriebene Einteilung jedoch bewährt. Der Charakter von  $w$  als Hilfsgröße wird auch dadurch deutlich, dass die effektive Nachstromziffer nicht wie die nominelle Nachstromziffer aus einer Mittlung der effektiven Zustromgeschwindigkeiten bestimmt werden kann. Vielmehr muss sie als ein Maß für die Änderung des Propellerschubs am Schiff im Vergleich zur Freifahrt gesehen werden. Die praktischen Verfahren zur Ermittlung der effektiven Nachstromziffer werden in Kapitel 5 näher erläutert.



## 4 Bestimmung und Bewertung des nominellen Nachstroms

*Im Folgenden wird erörtert, wie der nominelle Nachstrom bestimmt und bewertet werden kann. Zunächst werden die Möglichkeiten der Bestimmung aufgezeigt und ihre Vor- und Nachteile diskutiert (Kapitel 4.1). Im Anschluss wird eine Prozesskette zur numerischen Bestimmung des Nachstroms entwickelt (Kapitel 4.2) und abschließend werden die Möglichkeiten zur Bewertung des nominellen Nachstroms vorgestellt und erörtert (Kapitel 4.3).*

Obwohl zur Analyse der Effizienz eines Schiffsantriebs dieser als Ganzes betrachtet werden muss, ist es im Schiffsentwurf üblich und sinnvoll, sich zunächst mit dem nominellen Nachstrom ohne Propulsor zu befassen. Denn nur der nominelle Nachstrom kann vom Entwerfer durch eine Änderung der Form oder der Anhänge direkt beeinflusst werden. Zudem findet der Propulsorentwurf in der Praxis unabhängig vom (oder zumindest nachgelagert zum) Entwurf des Schiffes auf der Basis des nominellen Nachstroms statt. Deshalb wird zunächst gezeigt, welche Möglichkeiten zur Bestimmung des nominellen Nachstroms existieren.

### 4.1 Möglichkeiten zur Bestimmung

In den vorherigen Kapiteln 3.2 und 3.3 sind die strömungsmechanischen Effekte im Nachstrom sowie die Größen, die diese Effekte beeinflussen, dargestellt worden. Ein Verfahren zur Bestimmung des nominellen Nachstroms muss prinzipiell alle angeführten Effekte abbilden und erfassen können. Nur am original großen Schiff besteht absolute Sicherheit, dass alle Effekte wirklichkeitsgetreu auftreten. Hier bereitet aber die Erfassung des Nachstroms die größten Probleme. In anderen Fällen, wie zum Beispiel bei der Messung an einem maßstäblichen Modell, ist die Erfassung wesentlich einfacher; hierbei ist aber nicht sichergestellt, dass die Effekte gemäß dem Original abgebildet werden können. Diese kurzen Ausführungen zeigen die Schwierigkeiten, ein zuverlässiges Verfahren zur Bestimmung des nominellen Nachstroms eines Schiffes zu entwickeln, das die Probleme der Modellierung – also der Abbildung der physikalischen Effekte – sowie der Erfassung – also der eigentlichen Ermittlung – vollständig lösen kann. In der Praxis werden verschiedene Verfahren verwendet, wobei bei jedem Verfahren an der einen oder anderen Stelle Kompromisse eingegangen werden. Die Verfahren lassen sich in zwei Bereiche aufteilen: *Messungen* im realen Fluid sowie *numerische Berechnungen* der Schiffsumströmung<sup>14</sup>. Beide Verfahren werden sowohl für die Modellgröße als auch die Großausführung angewendet. Eine detaillierte Zusammenstellung der Verfahren, ihrer Anwendung sowie ihrer Vor- und Nachteile wurde von einem Komitee der 25sten ITTC erstellt (vgl. Kim et al. 2008). Deshalb werden im Folgenden nur die wesentlichen Punkte zu den Verfahren zusammenfassend dargestellt.

---

<sup>14</sup> Anders als in anderen Bereichen der Schiffstechnik, wie zum Beispiel für die Bestimmung der effektiven Nachstromziffer, sind für die Ermittlung des nominellen Nachstroms keine empirischen Verfahren verbreitet.

### 4.1.1 Messungen

Seit den Anfängen der Strömungsmechanik sind viele Verfahren für die Messung des Geschwindigkeitsfelds in einem Fluid entwickelt worden. Durch den dreidimensionalen Charakter der Strömung im Nachstrom eines Schiffes kommen nur solche Verfahren in Frage, die eine räumliche Auflösung aller drei Koordinaten des Geschwindigkeitsvektors ermöglichen. Die in der Praxis etablierten Verfahren können nach ihren Möglichkeiten, die Strömung an einzelnen Punkten, in diskreten Ebenen oder im Raum erfassen zu können, unterteilt werden. Zur ersten Gruppe zählen das *Pitot-Rohr* sowie die *Laser-Doppler-Geschwindigkeitsmessung* (Laser Doppler Velocimetry – LDV). Zur zweiten Gruppen zählen die *Partikel-Bild-Verfahren* (Particle Image Velocimetry – PIV und Stereo Particle Image Velocimetry – SPIV). Zur letzten Gruppen zählen *tomografische* sowie *holografische* Verfahren.

Das Verfahren, das mit Abstand am häufigsten eingesetzt wird, ist das Pitot-Rohr. In der Regel werden Fünf-Loch-Kegelsonden eingesetzt, die eine synchrone Messung der drei Geschwindigkeitskomponenten erlauben. Für das Verfahren spricht die einfache Handhabung und Auswertung. Als wesentliche Nachteile sind zu nennen, dass die Hauptströmungsrichtung im Vorhinein bekannt sein muss, dass durch die Einbringung des Messapparats in das Fluid die Strömung gestört wird, und dass durch den punktuellen Charakter detaillierte Messungen in einem größeren Raum- und Zeitbereich sehr aufwändig sind. Dem ersten Aspekt wird mit dem Argument begegnet, dass die Hauptströmungsrichtung im Nachstrom durch die Anströmung gegeben ist. Wenn es aber zu starken Verwirbelungen oder Ablösungen mit Rezirkulationen kommt, kann dies bei der Messung zum Teil nicht erfasst werden oder führt zu größeren Fehlern. Die ersten beiden angesprochenen Nachteile haben die optischen Verfahren nicht, sofern die Messeinrichtungen weit genug vom Objekt entfernt sind. Obwohl die Entwicklung der Computertechnik die nötige Nachbearbeitung der Daten bei den optischen Verfahren immer einfacher macht, ist der Aufwand nach wie vor so groß, dass sie für industrielle Projekte bisher nur selten eingesetzt werden, sondern überwiegend in Forschungsvorhaben Verwendung finden.

Die Angaben über die Genauigkeit der Verfahren variieren sehr stark. Für die Pitot-Sonden wird von Harvald (vgl. Harvald 1983) eine Standardabweichung von bis zu 15% auch für den Betrag angegeben. Dies stellt sicherlich das obere Maß der Abweichungsskala dar. Die Messungenauigkeiten zeigen sich auch in dem in Abbildung 11 dargestellten Nachstrom eines Einpropellerschiffes in stationärer Geradeausfahrt. Bei dieser Messung sind entgegen der üblichen Verfahrensweise beide Seiten des Nachstroms erfasst worden.

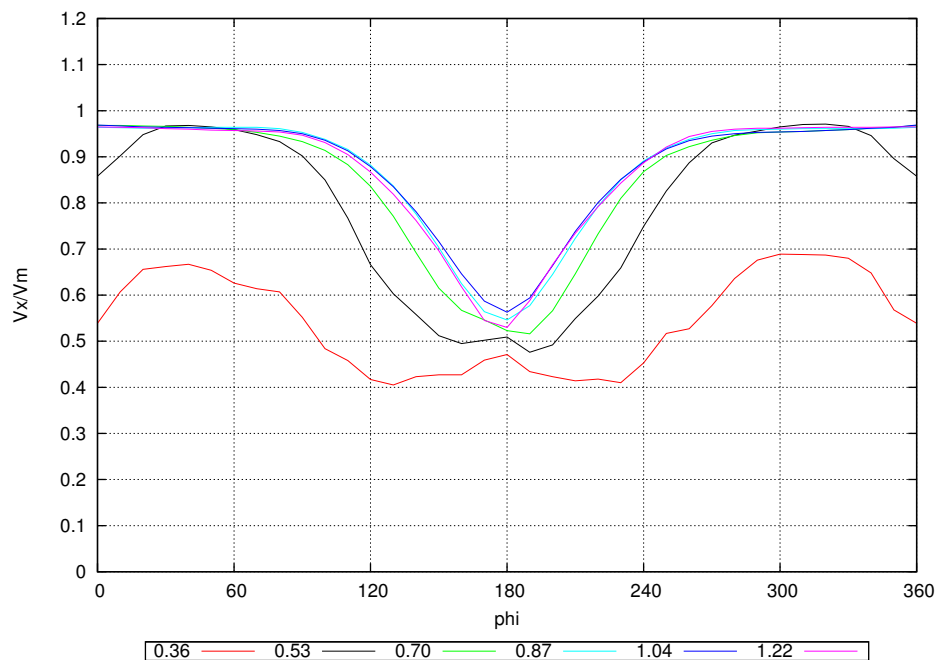


Abbildung 11: Axiale Geschwindigkeitskomponente auf sechs Radien aufgetragen über der Winkelposition für ein Einpropellerschiff in stationärer Geradeausfahrt (vgl. HSVA 2009a)

Für einen Einschrauber mit einem symmetrischen Rumpf sollte der Nachstrom auch symmetrisch sein. Die Grafik zeigt jedoch insbesondere auf den beiden inneren Radien sowie in der Mittschiffsebene, also an Winkelpositionen um  $0^\circ$  und  $180^\circ$ , deutliche Abweichungen zwischen der Backbord- und der Steuerbordseite, die wahrscheinlich auf Messungenauigkeiten zurückzuführen sind.

Ein weiteres Problem bei den Messungen besteht in der exakten Herstellung der Strömungsbedingungen. Da die Messungen fast ausschließlich an verkleinerten Modellen in Wasser durchgeführt werden, ergibt sich die Problematik, dass die Versuche bei einer kleineren Reynoldszahl durchgeführt werden müssen. Mit der Reynoldszahl ändert sich aber auch die Charakteristik der Strömung. So liegt der Umschlag von der laminaren zur turbulenten Strömung in der Grenzschicht am Modell relativ gesehen an einer anderen Stelle als bei der Großausführung. Dem wird im Versuch dadurch begegnet, dass der Umschlag von der laminaren zur turbulenten Strömung mit Turbulenzerzeugern an derselben Stelle, an der er bei der Großausführung zu erwarten ist, am Modell erzwungen wird. Je nachdem, welches Verfahren zur Turbulenzerzeugung verwendet wird (ob Drähte, Trapeze oder Sandpapier), und je nachdem, wie groß die Reynoldszahl im Versuch ist, können sich große Unterschiede bei der Messung für ein und dasselbe Schiff ergeben. In Abbildung 12 sind die Ergebnisse von drei verschiedenen Nachstrommessungen für einen Serie-60-Rumpf mit einem Blockkoeffizienten von  $c_B=0,6$  dargestellt. Die Ergebnisse stammen aus der Originaluntersuchung vom David Taylor Model Basin (vgl. Todd 1963), aus einer Untersuchung von Toda et al. (vgl. Toda et al. 1990) sowie von Oltmann (vgl. Oltmann 1976).

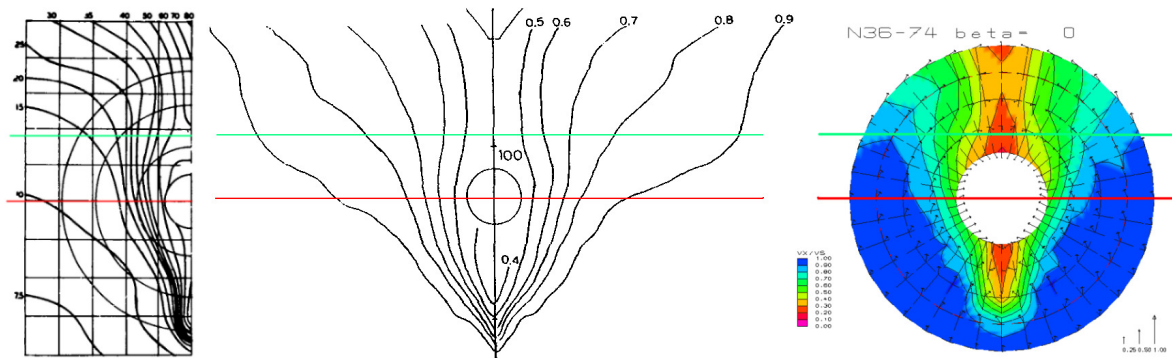


Abbildung 12: Messung des nominellen Nachstroms für den Serie-60-Rumpf mit  $c_B=0,6$  (vgl. Todd 1963, Toda et al. 1992 und Oltmann 1976)

Da die Versuche mit unterschiedlichen Reynoldszahlen durchgeführt wurden, ergeben sich auch unterschiedliche Dicken der Grenzschichten. Um die Nachstromfelder dennoch vergleichen zu können, werden normierte Geschwindigkeitsprofile auf der Höhe der Propellerwelle sowie einen halben Propellerradius oberhalb der Welle verglichen. Die Geschwindigkeitsprofile werden mit der Reynoldszahl-abhängigen Grenzschichtdicke aus Gleichung (8) normiert. Die normierten Geschwindigkeitsprofile sind in Abbildung 13 dargestellt. Für das Geschwindigkeitsprofil auf der Höhe der Propellerwelle, das durch die Außenströmung dominiert wird, ist die Übereinstimmung akzeptabel. In dem Schnitt oberhalb der Propellerwelle ist die Abweichung zwischen den Geschwindigkeitsprofilen in der Größenordnung von 10% der Anströmgeschwindigkeit, wodurch die Vergleichbarkeit zwischen den Versuchen nicht mehr gegeben ist.<sup>15</sup>

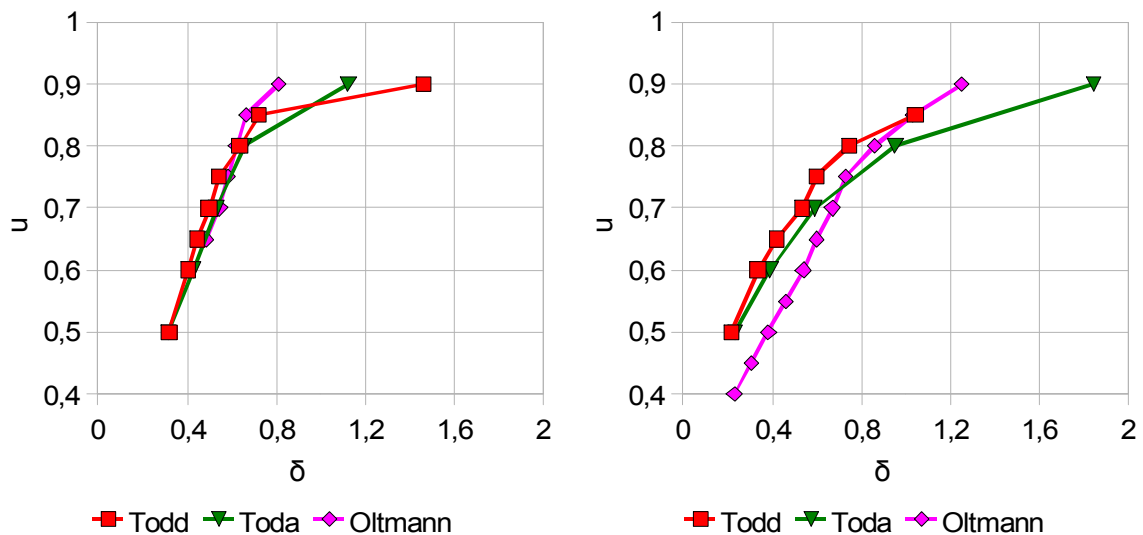


Abbildung 13: Normierte Geschwindigkeitsprofile auf Höhe der Propellerwelle (links) und einen halben Propellerradius darüber (rechts) aus den Nachströmen aus Abbildung 12

<sup>15</sup> Weiterhin zeigen die Graphen, dass durch den Druckanstieg am Hinterschiff die Grenzschicht wesentlich dicker als auf einer ebenen Platte ist.

Die anhand der oben gezeigten Beispiele dokumentierten Ungenauigkeiten in den Modellversuchsergebnissen müssen bei der Auswertung von Messdaten und insbesondere beim Vergleich dieser mit Berechnungsergebnissen berücksichtigt werden.

Weitere Einschränkungen für Messungen ergeben sich aus den Gegebenheiten in den Versuchsanstalten. Die meisten Messungen erfolgen in Schlepptanks, in denen Messstrecken und damit auch Messzeiten begrenzt sind. Umlauftanks ermöglichen längere Messzeiten. Dort sind aber die Bewegungsmöglichkeiten der Modelle noch weiter eingeschränkt. Des Weiteren kommt es zu noch ausgeprägteren Versperrungseffekten. Eine Alternative zu den Messungen an Modellen stellen numerische Berechnungen dar, bei der diese Einschränkungen prinzipiell nicht vorliegen. Diese werden im Folgenden näher erläutert.

### 4.1.2 Numerische Berechnungen

Zur Behandlung strömungsmechanischer Probleme sind unterschiedliche Modelle zur Abbildung der Realität entstanden. Durch die numerische Umsetzung dieser Modelle entstehen Anwendungen der numerischen Strömungsmechanik (engl. *Computational Fluid Dynamics* – CFD). Die Methoden unterscheiden sich nicht nur durch die hinterlegten physikalischen Modelle, sondern auch durch deren zeitliche und räumliche Auflösung.

Zur Berechnung von Schiffsnachströmen kommen nur solche Modelle in Frage, die die in Kapitel 3.3 spezifizierten strömungsmechanischen Effekte abbilden können. Dies trifft auf die Navier-Stokes-Gleichungen zu, die aus der Aufstellung der Impuls- und Massenerhaltung für das Fluid entstehen. Einfachere Modelle wie die Potentialtheorie sind nicht geeignet, um den Nachstrom zu bestimmen, da sie die strömungsmechanischen Effekte nicht in ausreichendem Maße wiedergeben (vgl. Kapitel 3.2)<sup>16</sup>. Da die Navier-Stokes-Gleichungen bis auf einige spezielle Probleme, in denen konfigurationsbedingte Vereinfachungen und spezielle Randbedingungen gelten, analytisch nicht lösbar sind, müssen Näherungsgleichungen aufgestellt werden oder sie müssen geeignet diskretisiert werden. Eine Anwendung für den ersten Fall sind zum Beispiel Grenzschichtströmungen über einfachen 2D-Körpern, bei denen unter anderem angenommen wird, dass bei der Umströmung des Körpers außerhalb einer wandnahen Schicht die Zähigkeit des Fluids gegenüber seiner Trägheit vernachlässigt werden kann (vgl. Prandtl 1904). Die auf diese Weise vereinfachten Gleichungen können analytisch gelöst werden, wenn eine Lösung für die als reibungsfrei angesehene Außenströmung existiert. Das Problem bei der Anwendung auf Schiffsnachströme besteht nun darin, für einen relativ stumpfen Körper wie den Schiffsrumpf ebendiese Außenströmung zu bestimmen. Erschwerend kommt hinzu, dass ein Schiff zusätzlich mit Anhängen versehen ist, die um Größenordnungen kleiner als der Rumpf selber sind und sehr komplexe 3D-Geometrien haben können. Deshalb werden heute in der Praxis überwiegend Verfahren eingesetzt, bei denen auf numerischem Wege eine Näherungslö-

---

<sup>16</sup> Für den Entwerfer lassen sich aus potentialtheoretischen Berechnungen dennoch wichtige Erkenntnisse gewinnen, um einen Schiffsentwurf auch hinsichtlich des Nachstroms zu verbessern.

sung der Navier-Stokes-Gleichungen bestimmt wird. Je nachdem, ob die Lagrange'sche oder Euler'sche Formulierung verwendet wird, ergeben sich unterschiedliche Verfahren. Ein Beispiel für den ersten Verfahrenstyp sind *Smoothed-Particle-Hydrodynamics* (SPH) Methoden, bei denen die Trajektorien von einzelnen Partikeln im Fluid berechnet werden. Diese Lagrange-Techniken besitzen den großen Vorteil den Strömungsbereich durch die Partikel diskretisieren zu können. Sie benötigen daher kein Rechengitter, dessen Erzeugung oft zeitaufwendig ist. Des Weiteren sind die Methoden inhärent instationär. Die Modellierung der Randbedingungen sowie der Turbulenz ist dabei sehr aufwändig und momentan noch in der Entwicklung. Sie werden sehr selten zur Simulation stationär umströmter Körper in offen berandeten Gebieten genutzt. Dies zeigen auch die Ergebnisse der letzten SPHERIC-Workshops, die die aktuellen Ergebnisse aus dem Bereich der SPH-Methoden widerspiegeln (vgl. Le Touze 2009 und Rogers 2010). Hinzu kommt, dass das gesamte Berechnungsgebiet homogen mit Partikeln gefüllt werden sollte. Deswegen muss auch in für das Problem uninteressanten Randbereichen ein großer Rechenaufwand betrieben werden. Damit sind SPH-Methoden für die Berechnung von Nachströmen in der industriellen Praxis bisher nicht zu verwenden.

Für die Verfahren für die Euler'sche Formulierung der Impulserhaltung wird der vom Fluid gefüllte Raum durch diskrete Kontrollpunkte, -elemente oder -volumina beschrieben, für die jeweils die Impulserhaltungsgleichung aufgestellt wird. Die Verfahren unterscheiden sich unter anderem dadurch, ob die Navier-Stokes-Gleichungen in der differenziellen oder der integralen Form gelöst werden. *Finite-Differenzen-Verfahren* werden in der Fluidodynamik nur in Spezialanwendungen wie der *direkten numerischen Simulation* (engl. *Direct Numerical Simulation* – DNS) verwendet. *Finite-Elemente-Verfahren* haben sich in der Hydrodynamik anders als in der Strukturanalyse ebenfalls nicht durchsetzen können (vgl. Ferziger/ Peric 2002). Die *Finite-Volumen- Löser*, bei denen die Navier-Stokes-Gleichungen in Kontrollvolumina in der integralen Form behandelt werden, haben sich in der Praxis durchgesetzt. Die Begründung hierfür ist die inhärent konservative Approximation der Finite-Volumen-Methode. Die Methode gewährleistet als einzige die Erhaltung von Masse im Rahmen der finiten Approximation und sichert dadurch plausible Ergebnisse und gute Konvergenz.

Bei der numerischen Behandlung der Navier-Stokes-Gleichungen für inkompressible<sup>17</sup>, turbulent strömende Fluide ergeben sich zwei wesentliche Probleme, die bedacht werden müssen: Zum einen muss der Druck berechnet werden, und zum anderen treten in turbulenten Strömungen stochastische, lokale Schwankungen des Geschwindigkeitsfelds auf, deren direkte Erfassung eine hohe zeitliche und räumliche Diskretisierung erfordern. Die Berechnung des Druckfeldes für inkompressible Fluide stellt insofern ein Problem dar, als dass es mit den drei Impulserhaltungsgleichungen und der Massenerhaltungsgleichung zwar vier

<sup>17</sup> Sowohl Wasser als auch Luft können für im Schiffbau übliche Geschwindigkeiten und Druckniveaus als inkompressibel betrachtet werden, da die Dichte bis  $Ma=0,3$  um nicht mehr als 5% zunimmt (vgl. Gersten 1992).

Gleichungen für die drei unbekanntes Geschwindigkeiten und den unbekanntes Druck gibt, der Druck aber nur in den Impulserhaltungsgleichungen explizit auftritt, wie den folgenden Gleichungen entnommen werden kann:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{\Omega} \rho \mathbf{v} d\Omega + \int_S \rho \mathbf{v} \mathbf{v} \cdot \mathbf{n} dS = \int_S T \cdot \mathbf{n} dS + \int_{\Omega} \rho \mathbf{b} d\Omega \quad (19)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{\Omega} \rho d\Omega + \int_S \rho \mathbf{v} \cdot \mathbf{n} dS = 0 \quad (20)$$

Die Gleichungen sind in der integralen Form für ein Kontrollvolumen  $\Omega$  mit der Oberfläche  $S$  dargestellt. Hierbei ist  $\mathbf{n}$  die Richtung der Oberfläche und  $\mathbf{b}$  stellt eine Massenkraftdichte dar. Der Spannungstensor  $T$  liest sich wie folgt:

$$T = - \left( p + \frac{2}{3} \mu \operatorname{div} \mathbf{v} \right) \mathbf{I} + 2 \mu \left( \frac{1}{2} [\operatorname{grad} \mathbf{v} + (\operatorname{grad} \mathbf{v})^T] \right), \quad (21)$$

wobei  $\mathbf{I}$  der Einheitstensor ist.<sup>18</sup>

Dadurch, dass das Druckfeld nur in den Impulsgleichungen auftritt, kann es nicht direkt durch die Lösung der Gleichungen bestimmt werden. Um diesem Problem zu begegnen, werden verschiedene Verfahren angewendet: Es wird eine Scheinkompressibilität eingeführt oder es iterativ arbeitende Druckkorrekturverfahren angewendet. Die Druckkorrekturverfahren haben sich in der Praxis durchgesetzt. Bei ihnen werden zunächst die Impulserhaltungsgleichungen mit einem angenommenen Druckfeld, das zum Beispiel aus einer vorherigen Iteration entnommen wird, gelöst, und anschließend wird mit diesem Geschwindigkeitsfeld eine Korrektur für das Druckfeld berechnet. In der folgenden Schleife wird das Geschwindigkeitsfeld dann auf dem korrigierten Druckfeld ermittelt. Ein Beispiel für diese Verfahren ist der SIMPLE-Algorithmus (vgl. auch Ferziger/ Peric 2002). Löser für die Navier-Stokes-Gleichungen arbeiten vielfach auf der Basis eines sequentiellen Algorithmus, welcher die einzelnen Gleichungen im Rahmen mehrerer äußerer Iterationen hintereinander löst. Dies hat den Vorteil, dass beliebig viele Gleichungen zur Problemdefinition verwendet werden können, ohne die Prozedur (d.h. den gekoppelten Löser) ändern zu müssen.

Um dem Problem der Modellierung der Turbulenz zu begegnen, werden verschiedene Ansätze verfolgt (vgl. Ferziger/ Peric 2002). Die genaueste dieser Methoden ist die direkte numerischen Simulation, die für schiffbauliche Anwendungen jedoch wegen der vorliegenden Objektgrößen und Reynoldszahlen nicht einsetzbar ist. Von den verbleibenden Verfahren finden zwei bei der Berechnung von Schiffsumströmungen Anwendung. Das ist zum einen die Lösung der *Reynolds gemittelten Navier-Stokes Gleichungen* (engl. *Reynolds Averaged Navier-Stokes-Equations – RANSE*) und zum anderen die Simulation großer Wirbelstrukturen (engl. *Large Eddy Simulation – LES*). Die Grundidee hinter beiden Ansätzen geht auf Reynolds zurück, der den Vorschlag gemacht hat, jede Geschwindigkeitsgröße im

<sup>18</sup> Die Gleichungen (19) bis (21) sind ohne Einschränkung der Allgemeingültigkeit in symbolischer Form angegeben. Sie gelten analog auch für die kartesischen Koordinaten der verwendeten Vektoren und Tensoren.

Strömungsfeld in einen zeitlich gemittelten Teil und einen schwankenden Teil aufzutrennen. Durch diese Aufteilung entstehen in den Erhaltungsgleichungen zusätzliche Terme, die als Reynoldsspannungen bezeichnet werden und die unabhängig von den zeitlich gemittelten Größen sind. Durch diese Unabhängigkeit ist das Gleichungssystem jedoch nicht mehr geschlossen, weswegen Modelle zur Abbildung der Reynoldsspannungen aufgestellt werden müssen. Diese werden als *Turbulenzmodelle* bezeichnet und nach der Anzahl der zusätzlich zu lösenden Differentialgleichungen klassifiziert, die in ihnen enthalten sind. Am weitesten verbreitet sind *Zwei-Gleichungs-Modelle* auf der Grundlage des Wirbelzähigkeitsprinzips (vgl. Wilcox 1993), wie das  $k$ - $\epsilon$ -Modell oder das  $k$ - $\omega$ -Modell. *Reynoldsspannungs-Transportgleichungs-Modelle* (engl. *Reynolds-Stress-Models* – RMS), bei denen sechs Elemente des symmetrischen Spannungstensors ohne Verwendung eines Wirbelzähigkeitsansatzes mit je einer Gleichung beschrieben werden, liefern zwar für die Berechnung von Nachströmen etwas bessere Ergebnisse (vgl. Sverinberg 2000), werden aber wegen des zusätzlichen Aufwands nur selten eingesetzt.

Die oben beschriebenen Berechnungsverfahren stehen schon länger zur Verfügung, und die Rechnerleistung ermöglicht es seit den 1990er Jahren, Ergebnisse in adäquater Zeit für Schiffsumströmungen zu erzielen. So hat zum Beispiel Cura Hochbaum (vgl. Cura Hochbaum 1994) den Nachstrom eines Schiffes in der Modellausführung mit einem Finite-Volumen-Verfahren berechnen können. Der CFD-Workshop in Göteborg im Jahr 2000 (vgl. Larsson et al. 2000) hat gezeigt, dass verschiedene Strömungslöser gute Ergebnisse für eine Nachstromprognose erzielen konnten. Hier hat sich auch ergeben, dass von den Zwei-Gleichungs-Turbulenzmodellen das  $k$ - $\omega$ -SST-Modell, das auf Menter (vgl. Menter 1994) zurückgeht, die besten Ergebnisse neben den Reynolds-Spannungs-Transportgleichungs-Modellen liefert.

Obwohl stationäre RANSE-Verfahren in Kombination mit linearen Wirbelzähigkeitsmodellen in vielen Anwendungen sehr gute Ergebnisse liefern, gibt es zwei wesentliche Nachteile: Zum einen ist die Modellierung der Stromlinienkrümmung häufig unbefriedigend. Zum anderen werden großskalige Wirbelstrukturen durch den diffusiven Wirbelzähigkeitsansatz der Turbulenzmodelle geschwächt. Ursächlich für das erste Problem ist, dass die Modellierung von Turbulenz ausschließlich an Scherung gekoppelt ist, und die Rotation zunächst nicht berücksichtigt wird, weswegen hier Korrekturen eingeführt werden müssen. Ein Beispiel für eine solche Korrektur ist ein *linearisiertes explizites algebraisches Spannungsmodell* (engl. *linearised explicit algebraic stress-model* – LEASM, vgl. Franke et al. 2005). Dem Problem mangelnden Wirbelerhaltung kann durch Wirbelverstärkungsverfahren, bei denen über Filterfunktionen gesteuert Wirbelstärke, die vom Turbulenzmodell durch Diffusion abgebaut wurde, wieder induziert wird (vgl. Steinhoff 1994). Diese Modelle sind momentan für schiffbauliche Anwendungen noch in der Entwicklung. Es konnten aber schon erste vielversprechende Ergebnisse der Anwendung bei einem Tragflügel sowie einem Tanker gezeigt werden (vgl. Krüger et al. 2009).

### 4.1.3 Bestimmung des Nachstroms der Großausführung

Die oben beschriebenen Verfahren zur Bestimmung des nominellen Schiffsnachstroms können prinzipiell sowohl für ein maßstäbliches Modell als auch für die Großausführung verwendet werden. Bei der Anwendung auf die Großausführung gibt es aber einige Besonderheiten, die im Folgenden näher erläutert werden. Ein weiteres Verfahren, das bei der Bestimmung der Großausführungsnachströme angewendet werden kann, ist die Skalierung eines gemessenen oder gerechneten Nachstroms von der Modell- auf die Großausführung. Hierauf wird im Anschluss eingegangen.

#### *Messung am Schiff*

Die direkte Messung des Nachstroms am Schiff ist vereinzelt zu Forschungszwecken durchgeführt worden. Dabei sind Pitot-Rohre und LDV zur Messung eingesetzt worden (vgl. Schuster et al. 1968 und Kux et al. 1982). In der industriellen Praxis des vom Prototypenbau geprägten Schiffbaus werden solche Messungen, soweit bekannt, nicht durchgeführt, da diese immer erst am fertigen und damit kaum veränderbaren Schiff durchgeführt werden können. Deshalb kommen solche Messungen nur für Forschungsvorhaben in Frage. Aber auch bei diesen Anwendungen gibt es neben dem Aufwand zur Installation und zum Abbau der Messeinrichtungen auch das Problem, dass zur Messung des nominellen Nachstroms das Schiff ohne die Verwendung der eigenen Propulsionsorgane bewegt werden muss. Bei einem Schiff mit mehreren Antriebssträngen besteht die Möglichkeit, einen Propeller zu demontieren und an seiner Stelle den Nachstrom messen, während das Schiff mit dem zweiten Propeller angetrieben wird (vgl. Day et al. 1980). Dies ist bei Schiffen mit nur einem Propeller nicht möglich, weswegen für solche Fälle andere Wege gesucht werden müssen. Wenn das Schiff von einem voraus fahrenden Schiff geschleppt wird, besteht zum einen das Problem, dass die Geschwindigkeit durch die Dynamik des Schleppgeschirrs nur sehr schwer geregelt werden kann. Zum anderen verfälscht das Schraubenwasser des schleppenden Schiffes die Strömung an dem geschleppten Schiff. Um dies zu vermeiden, muss das Schiff mit einem vom Wasser unabhängigen Antrieb versehen werden. Ein Beispiel hierfür ist eine Messkampagne, die 1967 auf dem Forschungsschiff „Meteor“ durchgeführt wurde. Das Schiff wurde dazu mit Strahltriebwerken als zusätzlichem Antrieb ausgerüstet (vgl. Schuster et al. 1968). Des Weiteren gibt es bei jeder Messung am originalgroßen Schiff das Problem, dass die Umgebungsbedingungen nicht exakt spezifiziert werden können und somit beispielsweise der Seegang und die Eigenbewegungen des Schiffes die Ergebnisse verfälschen können (vgl. Fagerjord 1978).

#### *Messung am Modell mit Skalierung auf die Großausführung*

Wie in Kapitel 3.3 bereits erläutert, kann ein Nachstrom, der in einem Modellversuch mit Froude'scher Ähnlichkeit ermittelt wurde, nicht direkt auf die Großausführung skaliert werden, da bei Verwendung des gleichen Mediums sich immer unterschiedliche Reynoldszahlen ergeben. Deshalb wurden zur Skalierung des Nachstroms besondere Verfahren entwickelt werden. Beispiele hierfür sind die Methode von Yazaki oder auch die von der ITTC

(vgl. ITTC 2008b). Die Skalierungsmethoden beziehen sich eigentlich nur auf die effektive Nachstromziffer. Durch die Anwendung auf die axiale Geschwindigkeitsverteilung lässt sich aber auch das Nachstromfeld skalieren (vgl. auch Abels 2006). Obwohl solche Verfahren üblich sind, sind die Ergebnisse der Skalierung zu hinterfragen, da die Reynoldszahl in die Skalierung nicht eingeht. So ist bei der Methode von Yazaki das Verhältnis der Geschwindigkeiten im axialen Nachstrom lediglich eine Funktion der Geschwindigkeit im Modellnachstrom, der Länge, der Breite und des Tiefgangs des Schiffes:

$$\frac{1 - w_{FT,S}}{1 - w_{FT,M}} = f(w_{FT,M}, L_{PP}, B, T). \quad (22)$$

Abbildung 14 zeigt den Nachstrom der „Meteor“, wie er am Modell und am Schiff gemessen wurde, sowie das Ergebnis einer Skalierung nach Yazaki. Hierbei ist das Feld der axialen Geschwindigkeiten mit der benannten Funktion skaliert worden.

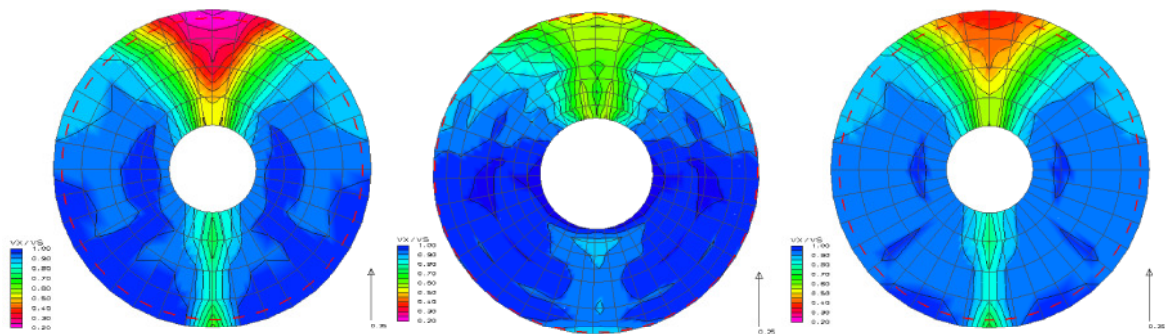


Abbildung 14: Gemessener Nachstrom in der Modellausführung (links), in der Großausführung (mitte) und nach Yazaki skaliertes Nachstrom (rechts) für das FS „Meteor“ (vgl. Schwanecke et al. 1969)

Der qualitative Vergleich der nominellen Nachströme zeigt, dass die Skalierung von der Tendenz her richtig ist. Die Unterschiede zwischen dem skalierten und dem gemessenen Nachstrom für die Großausführung sind aber so groß, dass ein Einsatz dieses Verfahrens nur gerechtfertigt ist, wenn kein anderes Ergebnis vorliegt. Damit bleibt als letzte Methode zur Bestimmung des Nachstroms der Großausführung nur die direkte Berechnung.

### **Berechnung der Großausführung**

Eine numerische Berechnung des Nachstroms der Großausführung stellt mit den heutigen Rechnerleistungen und Strömungslösern technisch kein Problem mehr dar. Lübcke und Abdel-Maksoud (vgl. Lübcke/ Abdel-Maksoud 2002) haben für den CFD-Testfall Hamburg Test-Case (HTC), bei dem es sich um das Schiff „Ville de Mercure“ handelt, Berechnungen für die Großausführung durchgeführt. Die Ergebnisse zeigen eine gute Übereinstimmung von Messung und Berechnung. Das wesentliche Problem bei der Berechnung von Nachstromfeldern für die Großausführung ist, dass es bisher nur begrenzte Erfahrungen mit diesen Berechnungen gibt und dass nur wenige Messungen existieren, mit denen die Berechnungen validiert werden können.

Um dem Mangel an geeigneten Messungen zu begegnen, kann die Nachstromberechnung auch indirekt validiert werden. So können mit den am Propeller im Nachstrom berechneten Kräften die Lagerlasten und damit die Lagerbewegungen berechnet werden (vgl. Gurr/Rulfs 2008). Der Vergleich der berechneten mit gemessenen Lagerbewegungen erlaubt dann eine Überprüfung der Berechnung sowohl des Nachstroms als auch des Propellers. Eine weitere Möglichkeit besteht darin, die Ruderkräfte im Propellerstrahl zu untersuchen, und mit entsprechenden Messungen zu vergleichen (vgl. Krüger 2000). Mit beiden Ansätzen lässt sich insbesondere auch die Ermittlung des Nachstroms am manövrierenden Schiff überprüfen. Dies kann auch dadurch geschehen, dass Messungen von Großausführungsmanövern mit Simulationsergebnissen verglichen werden. Dieser Ansatz wird in dieser Arbeit für die Validierung der Berechnungen eingesetzt.

#### 4.1.4 Diskussion der Verfahren

Die meisten Erfahrungen bei der Ermittlung des Schiffsnachstroms wurden mit Messungen am Modell gemacht. Bei diesen ist die Reynold'sche Ähnlichkeit zur Großausführung aber nicht gegeben, weswegen die Verwertung der Ergebnisse für die Großausführung zu Problemen führt. Die numerischen Verfahren sind sehr weit entwickelt und ermöglichen eine Prognose des Nachstromfelds, ohne ein Modell fertigen zu müssen. Wie dargestellt, gibt es sowohl bei den Messungen als auch Berechnungen Fehler, was beim Vergleich von Nachströmen aus unterschiedlichen Quellen immer zu berücksichtigen ist. Bei der Auswahl eines Verfahrens für die Prognose des Nachstroms im frühen Entwurfsstadium ist zu berücksichtigen, dass die Zeit, die zur Erstellung der Prognose gebraucht wird, von entscheidender Bedeutung ist. Des Weiteren ist im frühen Projektstadium ein qualitativer Vergleich zwischen verschiedenen Varianten ausreichend, solange die Tendenzen richtig wiedergeben werden. Denn damit lässt sich mindestens ein lokales Optimum finden. Durch die vorgenannten Punkte ist die numerische Prognose des Nachstroms aus Gründen der Zeiteffizienz – zumindest im frühen Entwurfsstadium – zu bevorzugen. Um diesen Geschwindigkeitsvorteil auch bei der Untersuchung von vielen geometrischen Varianten ausnutzen zu können, muss das Berechnungsverfahren in eine effiziente Prozesskette eingebunden werden, die nicht nur Strömungslöser selbst, sondern auch die vor- und nachgelagerten Schritte einschließt. Im folgenden Kapitel wird ein Vorschlag für eine solche Prozesskette erläutert.

## 4.2 *Entwicklung einer Prozesskette zur numerischen Bestimmung des Nachstroms*

Der Prozess zur numerischen Strömungsberechnung wird üblicherweise in drei Schritte aufgeteilt: die *Prozessvorbereitung*, die *Durchführung des Prozesses* selbst und die *Nachbereitung*. Die Durchführung des Prozesses ist in diesem Fall die Lösung der RANSE-Gleichungen. Dieser Schritt stellt heute durch die Mechanismen der Parallelisierung und den Einsatz von ausreichender Computerleistung kein Problem mehr dar. Dadurch ist die

Vorbereitung des Prozesses zum Engpass geworden. Anders als die Berechnung gliedert sich die Vorbereitung in mehrere Teilschritte: Die *Geometrievorbereitung*, die *Gittergenerierung* und das *Aufsetzen des Strömungslösers*. Dadurch besteht der Prozess insgesamt aus fünf Teilschritten. Ein Schema der Prozesskette ist in Abbildung 15 dargestellt. Die Eingangsgrößen für den Prozess sind die Geometriebeschreibungen sowie eine Beschreibung des Betriebspunktes, der untersucht werden soll. Der Betriebspunkt besteht zum Beispiel aus einer gewünschten Geschwindigkeit oder einer vorgegebenen Bewegungsbahn. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit ist eine Prozesskette für die Anwendung von RANSE-CFD-Berechnungen im frühen Schiffsentwurf entwickelt worden, die eine Berechnung eines Schiffsnachstroms im Modellmaßstab innerhalb von wenigen Stunden erlaubt und im folgenden näher erläutert werden soll.

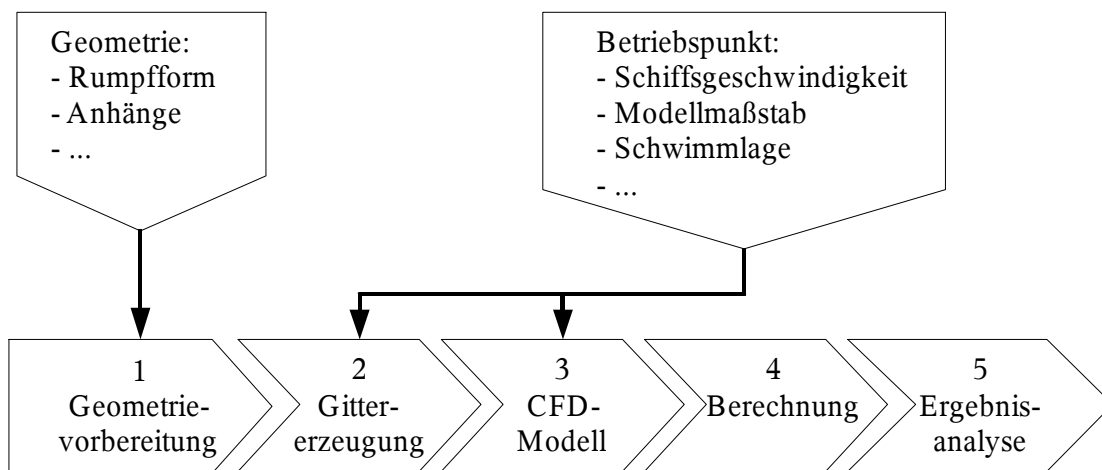


Abbildung 15: Prozesskette für die RANSE-CFD-Berechnung im Schiffsentwurf

#### 4.2.1 Geometrievorbereitung

Die Beschreibung der Schiffsgeometrie erfolgt heute üblicherweise in einem CAD-System. Hierbei stellt sich das Problem, dass meistens nicht nur ein, sondern mehrere CAD-Systeme zum Einsatz kommen: Der Schiffsrumpf wird üblicherweise in einem Schiffsentwurfssystem erstellt. Die Anhänge, wie zum Beispiel die Wellenleitungen oder das Ruder, werden hingegen häufig in einem anderen CAD-System modelliert, da bei diesen Teilen Fragen der Festigkeit und der Funktionalität die Gestaltung der Form aus hydrodynamischen Gesichtspunkten überlagern. Dies bedeutet, dass Geometrien aus unterschiedlichen Systemen und Formaten zusammengeführt werden müssen. Hinzu kommt das Problem, dass im frühen Entwurf die Geometriebeschreibung meist noch relativ grob ist und zum Beispiel Klaffungen aufweist, oder nicht vollständig ist. Auch müssen für die CFD-Berechnungen Modifikationen vorgenommen werden, die im CAD-Modell nicht enthalten sind. So muss zum Beispiel das Stevenrohr mit einer Ablaufhaube geschlossen werden.

Als einheitliches Geometrieformat wird für das vorgestellte Verfahren eine Triangulation der Oberfläche gewählt, die im STL-Format (*Stereo Litography – STL*) abgelegt wird. Eine

Triangulation hat die Vorteile, dass sie immer eindeutig ist und dass viele CAD-Systeme eine solche Triangulation liefern können. Der Nachteil ist, dass der Verarbeitungsaufwand bei triangulierten Oberflächen, abhängig von der Feinheit der Beschreibung und den verwendeten Algorithmen, sehr hoch sein kann. Die Feinheit der Beschreibung muss innerhalb der Grenzen liegen, die auf der einen Seite durch die Genauigkeit, mit der die vorgelagerten Programme arbeiten, und auf der anderen Seite durch die Genauigkeitsanforderungen der folgenden Programme definiert werden. In Bezug auf die Finite-Volumen-Gittergenerierung bedeutet dies, dass die Dreiecke in etwa dieselbe Größe haben sollten wie die Zellen auf der Körperoberfläche.

In dieser Arbeit wird das Schiffsentwurfssystem *E4* (vgl. Bühr et al. 1989) verwendet. Um die Verarbeitung der triangulierten Oberflächen zu ermöglichen, wurde ein neues Modul für das Schiffsentwurfssystem *E4* entwickelt, das insbesondere das Verschneiden von durch Dreiecke beschriebenen Geometrien erlaubt. Innerhalb des Moduls kann automatisch eine geschlossene und damit gültige Rumpfgeometrie erzeugt werden. Diese kann in weiteren Schritten mit Geometrien von Anhängen verschnitten werden. Es können auch Geometrien für Wellenbockarme oder Stevenrohre erzeugt werden.

Mit der auf diese Weise vorbereiteten Schiffsform wird die Geometrie des Berechnungsgebiets erzeugt, für das anschließend das Finite-Volumen-Gitter erzeugt werden soll. Die Schwimmlage orientiert sich zunächst an der Entwurfsspezifikation des Schiffes. Sie kann aber auch variiert werden. Zudem kann die Schwimmlage und die verformte freie Wasseroberfläche, die von dem Potential-Strömungslöser *KELVIN* (vgl. Söding 1999) berechnet wurde, übernommen werden. Wie im vorhergehenden Kapitel bereits gezeigt wurde, ist der Einfluss der freien Oberfläche auf den Nachstrom vernachlässigbar klein. Deswegen werden alle Nachstromberechnungen in dieser Arbeit mit Doppelkörpermodellen durchgeführt. Beim Verschneiden des Rumpfes mit einer Ebene ist darauf zu achten, dass nicht wesentliche Teile des Rumpfes, die zwar oberhalb der Ruhewasserlinie liegen, aber in Fahrt benässt werden, abgeschnitten werden. Dies trifft insbesondere auf Schiffe mit deutlich ausgeprägten Propellertunneln oder teilgetauchten Bugwülsten zu.

Mit der Geometrie wird auch die Größe des Berechnungsgebietes festgelegt. Um Versperrungseffekte zu vermeiden, sollte das Berechnungsgebiet mindestens je eine Schiffslänge breit und hoch sein. Vor dem Schiff sollte es eine Schiffslänge Vorlauf und hinter dem Schiff zwei Schiffslängen Nachlauf geben, um Wechselwirkungen mit den Zu- bzw. Abstromrändern zu minimieren. Auch bei der verwendeten Breite und üblichen Schiffsgeometrien und -geschwindigkeiten sind noch Versperrungseffekte zu beobachten. Diese fallen aber sehr gering aus. Insbesondere dann, wenn die Berechnungsergebnisse mit Messungen aus Modellversuchseinrichtungen verglichen werden, muss beachtet werden, dass dort die Querschnitte noch kleiner sind und somit die Versperrung noch deutlicher ausfällt. Für einen exakten Vergleich zwischen Messung und Berechnung muss der Querschnitt des Berechnungsgebietes an die Messstrecke angepasst werden.

Die derart vorbereitete Geometrie wird über das STL-Dateiformat an einen Gittergenerator übertragen. Viele Gittergeneratoren können STL-Dateien einlesen, so zum Beispiel *Hexpress* (vgl. Numeca 2009), *ICEM-CFD* (vgl. Ansys 2007) sowie *snappyHexMesh* (vgl. OpenCFD 2009). Im Fall von Hexpress wird das STL-Format um eine zusätzliche Datei ergänzt, in der jedes Dreieck einer Fläche zugeordnet wird (vgl. Numeca 2009).

#### 4.2.2 Gittergenerierung

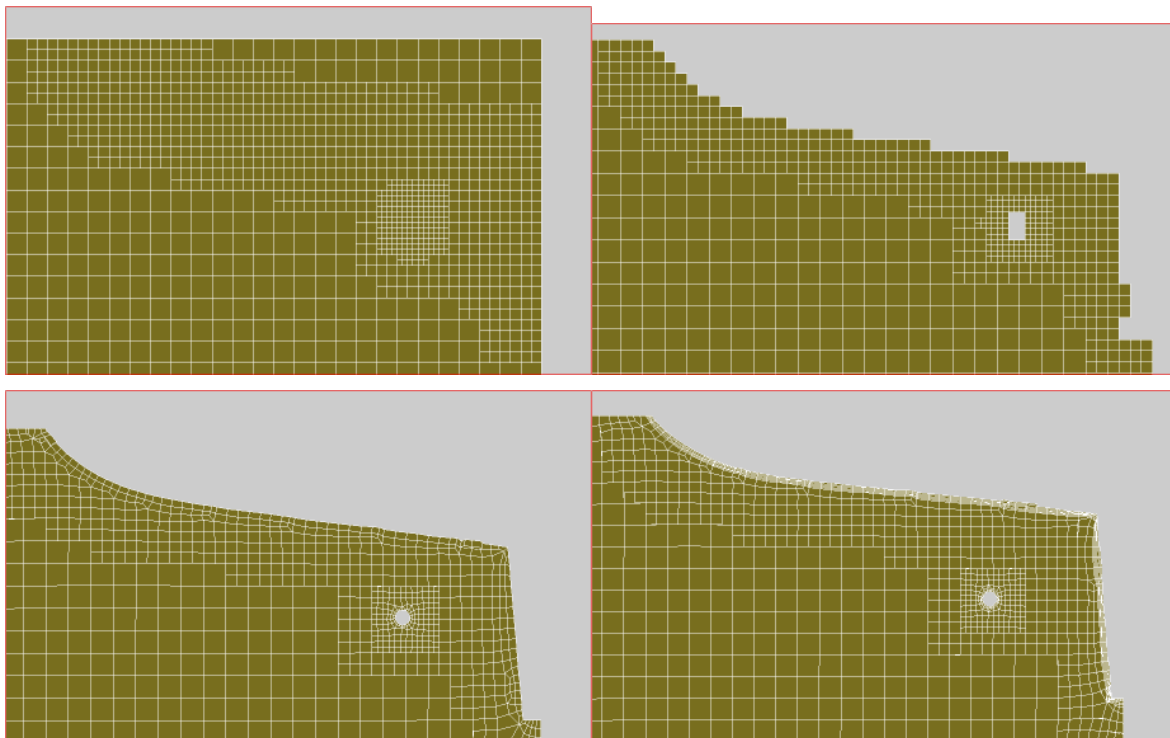
Für die Anwendung eines Finite-Volumen-Lösers muss die Geometrie durch ein Finite-Volumen-Gitter beschrieben werden. Zur Erzeugung dieser Gitter existieren eine Reihe von Programmen, die mit unterschiedlichen Strategien arbeiten und unterschiedliche Gittertypen erzeugen. Die verwendeten Zelltypen für die finiten Volumina sind Tetraeder, Hexaeder oder beliebig-geformte Polyeder. Die Gitter entstehen entweder aus Blöcken, die mit strukturierten Gittern aufgefüllt werden, durch Auffüllen des Raums mit Tetraedern oder Polyedern oder durch Verfeinerung eines groben Initialgitters. Beispiele für Programme, die nach den genannten Prinzipien arbeiten sind *ICEM-CFD* (vgl. Ansys 2007), *StarCCM+* (vgl. CD-adapco 2009) sowie *Hexpress* (vgl. Numeca 2009) und *snappyHexMesh* (vgl. OpenCFD 2009). Die wesentlichen Aspekte bei der Wahl des Algorithmus sind die gewünschte oder notwendige Gitterqualität sowie der Zeit- und Arbeitsaufwand, der zum Erstellen des Gitters notwendig ist.

Die Gitterqualität wird im Wesentlichen durch drei Parameter bestimmt: durch das Erstreckungsverhältnis der Seiten einer Gitterzelle, durch den Winkel zwischen benachbarten Zellseiten sowie durch die Ausrichtung von gegenüberliegenden Zellseiten zueinander (vgl. Ferziger/ Peric 2002). Eine weitere Anforderung an die Güte der Gitter ist eine hohe Auflösung der Strömung in den wichtigen Bereichen und eine gröbere Auflösung in den weniger bedeutsamen Randbereichen.

Bei blockstrukturierten Gittern lässt sich die Gitterqualität in den für die Untersuchung wichtigen Bereichen des Berechnungsgebiets sehr gut steuern. Jedoch erfordert die Erstellung einer Blockaufteilung für eine komplexe Geometrie, wie zum Beispiel den Schiffsrumpfs eines Mehrpropellerschiffes mit allen Anhängen, viel Erfahrung und Zeit. Außerdem entstehen bei blockstrukturierten Gittern häufig viele feine Zellen in weniger interessanten Bereichen des Berechnungsgebiets, die zudem auch ungünstige Erstreckungsverhältnisse aufweisen. Dies erschwert die Lösung des Strömungsproblems unnötig. Da im frühen Stadium des Schiffsentwurfs die Geometrie noch nicht entgültig festgelegt ist und schnell ein Ergebnis erzielt werden soll, lohnt es sich nicht, den entsprechenden Aufwand für eine höhere Gitterqualität zu betreiben. Deshalb ist der automatische Gittergenerator zu bevorzugen. Die größere Flexibilität hinsichtlich der Komplexität der Geometrie haben Generatoren, die mit Tetraedern oder beliebigen Polyedern arbeiten. Der Nachteil insbesondere bei Tetraedern ist, dass im Vergleich zu hexaedrischen Gittern eine sehr viel größe-

re Anzahl von Zellen benötigt wird, um dieselbe Ergebnisqualität zu erreichen, weshalb hexaedrische Zellen zu bevorzugen sind.

Bei dem Gittergenerator *Hexpress* entsteht das Gitter durch die Verfeinerung eines hexaedrischen Initialgitters (vgl. Numeca 2009). Nach dem Erreichen der gewünschten Verfeinerungsstufe werden Zellen entfernt, die außerhalb des zu vergitternden Raums liegen oder seine Umrandung schneiden (siehe Abbildung 16 oben rechts). Der Raum zwischen dem auf diese Weise entstandenen Gitter und der Oberfläche der Geometrie wird mit hexaedrischen Zellen aufgefüllt (siehe Abbildung 16 unten links). Eine Besonderheit in *Hexpress* ist, dass Knicklinien in der Geometrie, wie zum Beispiel am Übergang vom Rumpf zum Totholz, mit entsprechenden Kanten von Zellen belegt werden. In einem letzten Schritt wird die Zellschicht auf der Oberfläche des Körpers in zusätzliche Grenzschichtzellen aufgeteilt, um einen definierten Wandabstand in der ersten Zellschicht zu erhalten. Die Dicke der untersten Zellschicht richtet sich nach dem für die Formulierung der Wandrandbedingung notwendigen dimensionslosen Wandabstand  $y^+$ .



*Abbildung 16: Verfeinerung des Initialgitters (oben links), Entfernung der Zellen im Körper (oben rechts), Auffüllen des Zwischenraums (unten links) und Einfügen von Grenzschichtzellen (unten rechts) in Hexpress im Schnitt eines Schiffes mit Totholz und Propellerwelle*

Die wesentlichen Vorteile von *Hexpress* im Vergleich zu anderen Gittergeneratoren, die nach diesem Prinzip arbeiten, sind, dass Kanten in der Geometrie durch Kanten von Gitterzellen aufgelöst werden, und dass die Gitterqualität im Anschluss noch optimiert werden kann. Die abschließende Bewertung der Gitterqualität erfolgt über verschiedene Kriterien (vgl. Numeca 2009), wovon die wichtigsten die Orthogonalität und das Erstreckungsver-

hältnis sind. Die Orthogonalität wird aus den normierten Verbindungsvektoren zwischen zwei gegenüberliegenden Seiten des Hexaeders  $h_1$ ,  $h_2$  und  $h_3$  wie folgt berechnet:

$$\Gamma_{ijk} = h_i \cdot (h_j \times h_k) \quad \forall (i \neq j \neq k; i, j, k = 1 \dots 3). \quad (23)$$

Die Orthogonalität kann zur besseren Anschauung in ein Winkelmaß umgewandelt werden:

$$Ortho = 90^\circ - \arccos\left(\min(\Gamma_{ijk})\right). \quad (24)$$

Bei einem Winkel von  $90^\circ$  ist die Gitterzelle ein Quader, bei einem Winkel von  $0^\circ$  ist sie kollabiert. In der Praxis hat sich ergeben, dass Winkel von unter  $10^\circ$  im Gitter auf jeden Fall vermieden werden sollten. Das Erstreckungsverhältnis wird über das Verhältnis der kürzesten ( $h_{min}$ ) und längsten ( $h_{max}$ ) Kante einer Gitterzelle gebildet. Es gilt:

$$EV = \frac{h_{max}}{h_{min}}. \quad (25)$$

Das Erstreckungsverhältnis ist 1, wenn die Gitterzelle ein Würfel ist und wird größer, je flacher der Quader wird. Ein Grenzwert für das Erstreckungsverhältnis ist nicht so leicht zu definieren wie bei der Orthogonalität. Die maximale Erstreckung ist auf jeden Fall größer als das Verhältnis der Länge der feinsten Zelle nach der Verfeinerung und der Dicke der untersten Zelle der Grenzschichtzellen.

Bei der Bestimmung der maximalen Verfeinerungsstufe ist zu beachten, dass die Anzahl der Zellen mit den Stufen exponentiell wächst, da jede bereits vorhandene feine Zelle in acht Zellen aufgeteilt wird. In der Praxis hat sich herausgestellt, dass mit einer Initialeinteilung von zehn Zellen pro Schiffslänge und sechs Verfeinerungsstufen für Berechnungen im Modellmaßstab ausreichend gute Ergebnisse für Nachstromberechnungen erzielt werden können. Hierbei ergeben sich bei typischen Schiffsgeometrien Gitter mit ungefähr einer halben bis einer Millionen Zellen für ein Viertel eines Doppelmodells. Um ein gutes Berechnungsergebnis zu erzielen, ist es von großer Bedeutung, das Gitter in den wesentlichen Bereichen der Strömung nicht nur auf der Oberfläche des Körpers, sondern auch im Raum zu verfeinern. Solche Stellen sind bei einem Einpropellerschiff der Bereich konvexer Spannten vor dem Propeller und bei einem Zweipropellerschiff die Wellenanlage mit ihren Anhängen. Wenn das Schiff nicht in der Geradeausfahrt untersucht wird, können sich diese Bereiche erheblich verlagern. So ist die Umströmung des Totholzes für den Nachstrom der Geradeausfahrt von untergeordneter Bedeutung; wenn das Schiff jedoch dreht oder driftet, hat die Modellierung der Umströmung des Totholzes einen erheblichen Einfluss auf das Ergebnis.

Ein verbleibendes Problem ist die Bestimmung der Dicke der untersten Zellschicht auf der Oberfläche. Um die Anzahl der nötigen Zellen zu reduzieren, wird das Grenzschichtprofil nicht vollständig aufgelöst, sondern es wird mit Wandfunktionen für große Reynoldszahlen gearbeitet, mit denen die laminare oder viskose Unterschicht sowie die Umschlagsschicht der Grenzschicht modelliert wird. Dazu muss die Zellmitte der ersten Zellschicht einen

ausreichend großen Abstand von der Wand haben. Zur Ermittlung des Abstand wird dieser mit der Schubspannungsgeschwindigkeit  $u_\tau$  auf der Oberfläche sowie der kinematischen Zähigkeit  $\nu$  normiert. Die Schubspannungsgeschwindigkeit wird aus der Wandschubspannung ermittelt. Für einen logarithmischen Ansatz für das Grenzschichtprofil gilt:

$$\tau_w = C_f \cdot p_{dyn} \quad (26)$$

mit

$$C_f = \frac{0,0567}{Re_x^{0,2}} \quad (27)$$

und

$$p_{dyn} = \frac{\rho}{2} u^2. \quad (28)$$

Die Reynoldszahl  $Re_x$  wird hierbei mit der Lauflänge  $x$ <sup>19</sup> gebildet:

$$Re_x = \frac{u \cdot x}{\nu}. \quad (29)$$

Die Schubspannungsgeschwindigkeit ergibt sich damit zu:

$$u_\tau = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} \quad (30)$$

und somit der dimensionslose Wandabstand zu:

$$y^+ = \frac{y \cdot u_\tau}{\nu}. \quad (31)$$

Das Problem besteht nun darin, dass zum einen die Dicke der untersten Zellschicht der sich ändernden Reynoldszahl angepasst werden müsste, und zum anderen, dass  $y^+$  von der noch zu bestimmenden Geschwindigkeit  $u$  an der Oberfläche abhängt. Außerdem gelten die oben angeführten Formulierungen für die Grenzschicht an einer ebenen Platte. Somit kann diese Bestimmung von  $y^+$  nur eine Annäherung darstellen. Damit die Wandfunktionen für große Reynoldszahlen verwendet werden können, muss der ersten Berechnungsknoten im logarithmischen Gebiet des Geschwindigkeitsprofils liegen.

---

<sup>19</sup> Der Anfang der Lauflänge müsste theoretisch zwischen dem Beginn des Körpers und dem Umschlagspunkt von laminarer zu turbulenter Grenzschicht angeordnet werden. Da RANSE-Berechnungen immer vollturbulent sind und bei Schiffen, zumindest in der Großausführung, die laminare Anlaufstrecke im Vergleich zur Gesamtlänge sehr kurz ist, wird der Anfang zur Vereinfachung auf den Anfang des Körpers gelegt.

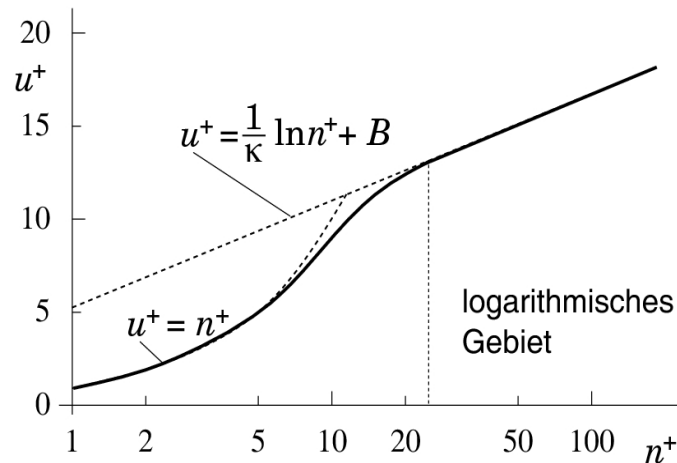


Abbildung 17: Geschwindigkeitsprofil in der inneren Grenzschicht, aus Ferziger/ Peric 2002

In Abbildung 17 ist die normierte Geschwindigkeit  $u^+$  über dem Wandabstand aufgetragen. Das logarithmische Gebiet liegt ungefähr zwischen 30 und 500. Da eine Halbierung der Außengeschwindigkeit bei gleicher Reynoldszahl zu einer Halbierung von  $y^+$  führt, sollte die unterste Zellschicht nicht zu dünn ausfallen. Auf der anderen Seite muss die Wandfunktion auch im Bugbereich, in dem die Reynoldszahl relativ klein ist und damit der Wandabstand zunimmt, korrekt arbeiten. In der Praxis hat sich herausgestellt, dass der mit der Schiffsgeschwindigkeit abgeschätzte dimensionslose Wandabstand am hinteren Ende des Schiffes nicht kleiner als 60 sein sollte; er kann durchaus auf 100 erhöht werden.

### 4.2.3 Aufsetzen des RANSE-Lösers und Berechnung

Wie im Kapitel 4.1.2 erläutert, sind RANSE-CFD-Löser für die Berechnung des Nachstroms im Entwurfsumfeld zu bevorzugen. Eine Vielzahl von RANSE-Lösern, die sowohl kommerziell als auch nicht-kommerziell vertrieben werden, sind verfügbar. In dieser Arbeit wurde der RANSE-CFD-Löser *FreSCo*<sup>+</sup> (vgl. Hafermann 2007, Marzi 2009 und Rung et al. 2009) verwendet, der vom Institut für Fluidodynamik und Schiffstheorie der Technischen Universität Hamburg-Harburg in Zusammenarbeit mit der Hamburgischen Schiffbau-Versuchsanstalt entwickelt wird. Der Löser ist ausgewählt worden, weil er speziell auf Anwendungen im schiffbaulichen Entwurfsumfeld angepasst ist. Diese Anwendungen sind insbesondere die Berechnung inkompressibler Fluidströmungen bei hohen Reynoldszahlen mit gleichzeitig auftretenden freien Flüssigkeitsoberflächen.

*FreSCo*<sup>+</sup> ist ein Finite-Volumen-Löser für die Navier-Stokes-Gleichungen, der auf der konservativen Formulierung der Impulsgleichungen basiert (vgl. auch Krüger et al. 2009). Die Lösung erfolgt mit einem sequentiell arbeitenden Druckkorrekturverfahren. Alle Transportgrößen werden in den Zellmitten gespeichert. Die Lösungsalgorithmen können sowohl für strukturierte, als auch nicht strukturierte Finite-Volumen-Gitter, bestehend aus beliebig geformten polyedrischen Zellen inklusive hängender Knoten, verwendet werden.

Zur Approximierung sowohl im Raum als auch in der Zeit werden Schemata zweiter Ordnung verwendet. Integrale werden nach der Mittelpunktsregel approximiert. Die diffusen Anteile werden mit dem Zentrale-Differenzen-Schema angenähert. Zur Unterdrückung der Entkopplung der Gleichungssysteme, die durch das Zentrale-Differenzen-Schema und die Speicherung der Variablen in den Zellmitten entstehen, wird ein künstlicher Dissipations-term vierter Ordnung in die Druckkorrekturbilanz eingeführt. Verschiedene Wirbelzähigkeits-Turbulenz-Modelle zur Behandlung des Schließungsproblems sind implementiert. Für die Berechnung von Mehrphasenströmungen, wie zum Beispiel Strömungen im freier Flüssigkeitsoberfläche, stehen sowohl der Level-Set- als auch der Volume-of-Fluid-Ansatz (VoF) mit verschiedenen Schärfungsalgorithmen zur Verfügung. Zur Berechnung von kavitierenden Strömungen kann der VoF-Ansatz mit Modellen für die Phasen-Umwandlung zwischen Dampf und Wasser gekoppelt werden. Die Lösung der linearen Gleichungssysteme erfolgt nach dem Krylov-Unterraum-Ansatz, der von der PETSC-Bibliothek (vgl. Balay et al. 2008) zur Verfügung gestellt wird. Da die Datenstrukturen im Prinzip unstrukturiert sind, werden Vorkonditionierer für das Gleichungssystem eingesetzt. Die Parallelisierung der Rechnung erfolgt durch Aufteilung des Berechnungsgebiets. Die Teilgebiete werden in einzelnen Prozessen auf voneinander unabhängigen Datensätzen, aber vom selben Programm bearbeitet. Die Simulation von Bewegungen des Schiffes erfolgt durch die Translation und Rotation des starren Berechnungsgitters. Damit besteht sowohl die Möglichkeit, ein Schiff in einer vorgegebenen Bahn zu simulieren, als auch die Bahn aus der Integration der am Schiff wirkenden Kräfte und Momente zu bestimmen. *FreSCo*<sup>+</sup> ist damit für die Berechnung von schiffstechnischen strömungsmechanischen Problemen ein umfassendes Berechnungswerkzeug.

Die Generierung der notwendigen Einstellungsdatei für *FreSCo*<sup>+</sup> erfolgt in der verwendeten Anwendung in einem Modul von *E4*. Auf diese Weise kann bei der Erstellung auf das Datenmodell des Schiffsentwurfssystems zurückgegriffen werden. Fehlerträchtige Nutzereingaben können somit reduziert werden.

Die wesentlichen Einstellungen des Löser sind für alle Nachstromberechnungen identisch. Die Berechnungen erfolgen transient mit einem impliziten Eulerverfahren zweiter Ordnung für die Zeitintegration. Im Fall des sich drehenden Schiffes wird der Zeitschritt so klein gewählt, dass sich nach einem Vollkreis bereits eine stationäre Lösung einstellt. Im Fall des sich nicht drehenden Schiffes wird zur besseren Vergleichbarkeit ein Zeitschritt in derselben Größenordnung gewählt. Dieser liegt typischerweise bei  $\Delta t \approx 0,1 \text{ s}$ . Wenn es transiente Prozesse in der Schiffsumströmung gibt, zum Beispiel durch Ablösungen, müssen diese in der Berechnung aufgelöst werden. Dies ist dann der Fall, wenn die Zeitschrittweite so gewählt wird, dass die maximale lokale *Courant-Zahl* *CFL* kleiner als 1 ist. Sie wird wie folgt definiert:

$$CFL = \frac{U \cdot \Delta t}{\Delta x}, \quad (32)$$

wobei  $U$  eine charakteristische Geschwindigkeit in einer Berechnungszelle und  $\Delta x$  die Länge der Zelle in Richtung von  $U$  ist<sup>20</sup>. Die Courant-Zahl stellt ein Maß dafür dar, wie weit eine Störung im Gitter während einer Zeititeration transportiert wird.

Zur Turbulenzmodellierung wird das  $k$ - $\omega$ -SST-Modell mit Prallstrahlkorrektur verwendet (vgl. Kapitel 4.1.2). Zu Beginn einer Berechnung mit nicht-bewegtem Gitter wird das Strömungsfeld mit der Bahngeschwindigkeit des Schiffes initialisiert. Die Bahngeschwindigkeit und Richtung wird auch für das Geschwindigkeitsfeld an den Einlassrändern verwendet. Ferner werden am Einlass die Turbulenzgrößen mit einer Wirbelviskosität von  $\nu_T = 0,1 \nu$  und einer Turbulenzintensität von  $TI = 0,01$  angenommen. Die Auslässe des Berechnungsgebiets werden mit Druckrandbedingungen modelliert. Auf der Körperoberfläche werden Hafttrandbedingungen mit Wandfunktionen verwendet. Die übrigen Ränder werden mit reibungsfreien Wänden oder Symmetriebedingungen beschrieben. Zur Überprüfung der Konvergenz werden die Residuen sowie die Kraft auf den Schiffsrumpf in Längsrichtung verwendet. Wenn die Residuen hinreichend klein und ebenso wie die mittlere Kraft kaum veränderlich sind, kann die Berechnung als voll auskonvergiert gesehen werden<sup>21</sup>.

#### 4.2.4 Auswertung der Ergebnisse

Die Auswertung der Ergebnisse erfolgt in drei Schritten. Während der Berechnung werden die auf den Schiffsrumpf wirkenden Kräfte und Momente im Löser direkt bestimmt. In dieser Arbeit wurden die Kräfte nur zur Überprüfung der Konvergenz verwendet. Da mit Doppelkörpermodellen gearbeitet wurde, fehlt der Einfluss der freien Oberfläche. Die berechneten Kräfte fallen somit kleiner aus als der eigentliche Schiffswiderstand. In einem zweiten Schritt werden die Felddaten aus der Berechnung mit dem Visualisierungswerkzeug *ParaView* (vgl. Squillacote 2008), das auf der *vtk*-Bibliothek aufbaut, bildlich aufbereitet. Die so visualisierten Daten stellen die wesentliche Information für den Schiffsentwerfer zur Verbesserung und Überprüfung des Projektentwurfs dar. In einem letzten Schritt werden Teile der Daten (wie zum Beispiel das Nachstromfeld in der Propellerebene) ausgelesen und so aufbereitet, dass sie von anderen Werkzeugen weiterverarbeitet werden können. Ein auf diese Weise erzeugter nomineller Nachstrom kann im Schiffsentwurfssystem *E4* bewertet und für weitere Berechnungen wie Propelleranalysen verwendet werden. Das Vorgehen bei der Bewertung des nominellen Nachstroms wird im Folgenden näher erläutert.

---

20 Die beschriebene Formulierung ist für 2D-Fälle gültig und dient der Veranschaulichung. In 3D kann eine Courant-Zahl über das Maximum der mit dem Zellvolumen normierten Volumenströme durch die Zellseiten gebildet werden.

21 Für die Fälle der stationären Geradeausfahrt reduzieren sich die Residuen um fünf bis sieben Größenordnungen. In den Fällen mit Gier- und Drehbewegung ergibt sich ein deutlich nicht stationäres Strömungsbild, so dass die Residuen häufig nicht um mehr als zwei Größenordnungen reduziert werden können.

### ***4.3 Bewertung des nominellen Nachstroms***

Zu Beginn von Kapitel 4 ist darauf hingewiesen worden, dass der Entwurf des Propulsors in der Regel unabhängig oder nachgelagert zum eigentlichen Schiffsentwurf stattfindet. Deshalb ist es für den Schiffsentwerfer wichtig, Werkzeuge zu haben, mit denen der Nachstrom unabhängig vom Propulsor bewertet werden kann. Für die Bewertung wesentlich sind die Druckimpulse, die vom Propulsor in die Schiffsstruktur eingeleitet werden und die dort Vibrationen auslösen können.

Eine sehr einfaches Verfahren zur Bewertung des Nachstroms ist die Berechnung der nominellen Nachstromziffer als Verhältnis des integralen Geschwindigkeitsmittels zur Anströmgeschwindigkeit (siehe Kapitel 3.1). Der Nachteil dieser Methode ist die nur sehr begrenzte Aussagekraft der Nachstromziffer. Um eine Vergleichbarkeit zwischen unterschiedlichen Schiffen gewährleisten zu können, muss die Nachstromziffer bei den unterschiedlichen Schiffen in einem identischen Umfangsbereich, zum Beispiel von 40% bis 100% des Propellerradius, berechnet werden. Dabei ergibt sich immer noch das Problem, dass das Verhältnis zwischen Propeller- und Propellernabendurchmesser bei unterschiedlichen Schiffs- und Propellertypen stark schwankt; damit variiert aber auch der Bereich, der für eine Beurteilung relevant ist. Ein weiteres Problem ist, dass die Nachstromziffer nur den integralen Mittelwert angibt und keinerlei Informationen über die Geschwindigkeitsverteilung mehr enthält.

Das Geschwindigkeitsfeld des Nachstroms wird üblicherweise in einem zylindrischen Koordinatensystem angegeben, das orthogonal zur Propellerwelle ausgerichtet ist und dessen Ursprung in der Messebene auf der Propellerwelle liegt. Insofern kann eine Nachstromziffer für die axiale, die tangential, die radiale und die absolute Geschwindigkeit angegeben werden. Die Bedeutung der axialen und der absoluten Nachstromziffer ist unmittelbar ersichtlich. Die tangential Nachstromziffer gibt ein Maß dafür an, wie viel Vordrall in der Strömung bereits enthalten ist. Da sich die Orientierung des Koordinatensystems nach dem Propellerdreh Sinn richtet, gibt eine positive tangential Nachstromziffer einen den Propeller entlastenden Drall an. Eine negative tangential Nachstromziffer führt zu einer höheren Belastung des Propellers. Eine radiale Nachstromziffer würde angeben, wie stark die Strömung nach außen gerichtet ist. Dies ist aber eine Information von untergeordneter Bedeutung. Zusätzlich zur Betrachtung im zylindrischen Koordinatensystem ist es sinnvoll, die Geschwindigkeiten in der Propellerebene in einem kartesischen, schiffsfesten Koordinatensystem zu beurteilen. Dadurch erhält man einen integralen Mittelwert für die Quer- und die Aufwärtsströmung. Damit lässt sich der hydrodynamische Anstellwinkel des Propellers insbesondere in Manövriersituationen bestimmen.

Um dem Problem der mangelnden Aussagekraft der Mittelwerte zu begegnen und trotzdem eine Aussage über die Güte eines Nachstroms zu erhalten, sind verschiedene Kriterien für die Beurteilung eines Nachstroms erarbeitet worden. Eine Zusammenstellung über verschie-

dene dieser Kriterien ist von Fahrbach erarbeitet worden (vgl. Fahrbach 2004). Deshalb werden im Folgenden nur die wesentlichen Prinzipien dieser Kriterien erläutert.

Eine Gemeinsamkeit aller Kriterien ist, dass die Änderung der Anströmung auf einem Radius oder mehreren Radien in der Propellerebene betrachtet wird. Dieses folgt dem Prinzip, dass die Änderung der Anströmung eines Propellerflügels auf seinem Umlauf die Ursache für Schub- und Momentenschwankungen sowie Druckstöße ist. Die Verfahren unterscheiden sich hinsichtlich der ausgewerteten Radien und ob nur die axiale oder auch die tangentielle Geschwindigkeitskomponente mit in Betracht gezogen wird.

Ausgehend von der Auswertung verschiedener Nachstromkriterien und von Überlegungen zur Hydrodynamik am Propellerflügel ist von Krüger und Fahrbach (vgl. Fahrbach 2004) ein weiteres Gütekriterium entwickelt worden. Die Basis dieses Kriterium bildet die Betrachtung der Schwankungen des hydrodynamischen Anstellwinkels sowie die Änderung der Schwankung an einem imaginären Propellerflügel. Die Bestimmung der Schwankungen erfolgt zur Vergleichbarkeit auf Standardradien, und aus den Werten wird ein gewichteter Mittelwert über den Halbmesser des Propellers bestimmt. Die äußeren Radien, die hinsichtlich der vom Propeller induzierten Druckimpulse kritischer sind als die inneren, werden dabei höher gewichtet.

Die Alternative zur Anwendung von Gütekriterien für den Nachstrom ist die direkte Berechnung der vom Propeller induzierten Druckimpulse. Diese wird in der Praxis auch durchgeführt. Genaueres zu dem Vorgehen hierbei und zur Qualität der Ergebnisse findet sich bei Abels (vgl. Abels 2006).

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass Nachstromgütekriterien dem Schiffsentwerfer ein Werkzeug in die Hand geben, mit dem im frühen Entwurfsprozess der nominelle Nachstrom eines Schiffes hinsichtlich des Risikos von in die Schiffsstruktur eingeleiteten Druckimpulsen bewertet werden kann. Dabei ist es zunächst unerheblich, wie der Nachstrom ermittelt wurde, ob durch Messung oder direkte Berechnung, und ob ein Propulsorentwurf schon vorliegt oder nicht. Mit Hilfe der mittleren Quer- und Vertikalgeschwindigkeiten lassen sich Aussagen treffen über die Richtung, in die sich der Propellerstrahl entwickeln wird. Diese ist zusätzlich abhängig vom Schubbelastungsgrad und der Wirkungsweise des Propulsors insbesondere in der Wechselwirkung mit dem Nachstrom. Diese Wechselwirkungen sowie die Änderung der Wirkung des Propulsors im Nachstrom werden im folgenden Kapitel detaillierter behandelt.

## 5 Bestimmung des effektiven Nachstroms und der effektiven Nachstromziffer

*Wie in Kapitel 3.4 ausgeführt, beschränkt sich die Betrachtung des effektiven Nachstroms in der Regel auf die Bestimmung der effektiven Nachstromziffer. Dieses wiederum ist ein Ergebnis der Propulsionsuntersuchung des Schiffes. Im folgenden Abschnitte wird daher zunächst das übliche Verfahren zur Bestimmung der effektiven Nachstromziffer im Modellversuch erläutert (Kapitel 5.1). Die gängigen Verfahren zur numerischen Bestimmung der effektiven Nachstromziffer werden im Anschluss beschrieben (Kapitel 5.2). Zum Abschluss wird das Verfahren vorgestellt, das im Rahmen dieser Arbeit verwendet wurde (Kapitel 5.3).*

### 5.1 Gängiges Verfahren im Modellversuch

Wie in Kapitel 3.4 erläutert, ist der effektive Nachstrom eine theoretische Größe, die nicht direkt gemessen werden kann. Im Modellversuch wird deshalb nur die effektive Nachstromziffer ermittelt. Hierzu wird das in Kapitel 3.4 erläuterte Prinzip verwendet, nach dem der Propeller zur Messung seiner Zuströmung verwendet wird. Das Verfahren hierzu ist in den Empfehlungen der International Towing Tank Conference (vgl. ITTC 2002) sowie in den Versuchsberichten der Hamburgischen Schiffbau-Versuchsanstalt näher erläutert (vgl. HSWA 2009b) und ein Bestandteil des Propulsionsversuchs mit einem maßstäblichen Modell.

Um eine Auswertung des Propulsionsversuchs zu ermöglichen, wird zunächst das Propellermodell in freier Zuströmung untersucht. Da der Propulsionsversuch üblicherweise in einem Schlepptank durchgeführt wird, muss, um die Vergleichbarkeit gewährleisten zu können, dieser Freifahrtversuch ebenfalls im Schlepptank durchgeführt werden. Im Umlauf-tank bestehen durch den kleineren Strömungsquerschnitt andere Umgebungsbedingungen, die das Ergebnis verfälschen könnten. Zudem arbeitet der Propeller im Umlauf-tank als zweiter Impeller, was zu einer Änderung der Tankgeschwindigkeit führt. Eine Untersuchung des Propellers in Pfahlzugbedingung, d.i.  $v_A = 0$ , ist somit nicht möglich.

Dasselbe Propellermodell, das in der Freifahrt untersucht wurde, wird anschließend hinter dem Schiff untersucht. Das Ziel des Propulsionsversuchs ist es, den Selbstpropulsionspunkt des Schiffes mit dem Propeller zu bestimmen. Das ist der Betriebspunkt, bei dem der arbeitende Propeller das Modell auf der gewünschten Geschwindigkeit halten kann. Während des Versuchs wird die Propellerdrehzahl sowie der vom Propeller erzeugte Schub  $T$  und das erforderliche Moment an der Propellerwelle  $Q$  gemessen. Damit kann nach dem in Kapitel 3.4 skizzierten Verfahren die effektive Nachstromziffer bestimmt werden.

Das Problem bei der Propulsionsprognose im Modellversuch besteht darin, dass der Widerstand des Modells durch den vergrößerten Reibungsanteil relativ gesehen größer ist als der der Großausführung. Somit arbeitet der Modellpropeller in einem anderen Betriebspunkt als dies in der Großausführung der Fall wäre. Der Propeller muss deshalb im Versuch entlastet werden, um den richtigen Betriebspunkt einzustellen. Hierzu werden zwei Konzepte

unterschieden: die *kontinentale* und die *englische* Methode. Bei der *kontinentalen Methode* wird über ein Gewicht, das über eine Umlenkung eine Längskraft auf das frei fahrende Modell ausübt, das Modell entlastet. Anschließend wird die Propellerdrehzahl so eingestellt, dass das Modell die gewünschte Geschwindigkeit erreicht. Bei der *englischen Methode* wird die Drehzahl variiert und es wird jeweils die Restkraft am Modell gemessen. In der Auswertung wird dann der Punkt bestimmt, bei dem die Restkraft und der Reibungsabzug übereinstimmen. Die Größe des Reibungsabzugs  $F_{DA}$  wird über die Differenz der Reibungswiderstandsbeiwerte zwischen Modell und Großausführung bestimmt. Die exakte Formulierung ist abhängig vom Verfahren zur Prognose des Widerstands<sup>22</sup>. Für die Standardprognose der HSVA (vgl. HSVA 2009b) lautet sie:

$$F_{DA} = \frac{1}{2} \cdot \rho_M \cdot v_M^2 \cdot S_M \cdot (C_{F0}, M - (C_{F0}, S + C_A)) \quad (33)$$

Der Index  $M$  zeigt Modell- und der Index  $S$  Großausführungsgrößen an.  $C_A$  ist ein Korrekturwert für die Widerstandsprognose, der empirisch ermittelt wird. Die Reibungswiderstandsbeiwerte werden nach der ITTC-Formulierung bestimmt als:

$$C_{F0} = \frac{0,075}{(\log_{10} Re - 2)^2}, \quad (34)$$

wobei entsprechend die Modell- oder die Großausführungs-Reynoldszahl einzusetzen sind.

Drei wesentliche Aspekte sind bei der Bestimmung des effektiven Nachstroms im Modellversuch zu diskutieren. Zum einen erfordert die Durchführung der Versuche ein Schlepp- sowie ein oder mehrere Propellermodelle. Die Fertigung der Modelle ist mit einem relativ großen Kosten- und Zeitaufwand verbunden. Das zweite Problem ist, dass ein erster Propulsionsversuch im Projektablauf durchgeführt werden muss, bevor der Propeller für das Schiff entworfen worden ist. Dies bedeutet zum einen, dass die Propulsionprognose erst sehr spät im Projektablauf endgültig wird. Zum anderen sind erneute Versuche mit dem angepassten Propellerentwurf nötig. Das dritte Problem betrifft die Übertragung der Prognose auf die Großausführung. Dies stellt das größte Manko des Propulsionsversuchs am Modell dar. Die Alternative wäre ein numerischer Versuch, bei dem auch direkt die Großausführung untersucht werden kann und der ohne Vorhandensein eines physikalischen Schiffs- und Propellermodells durchgeführt werden könnte. Die numerische Durchführung des Propulsionsversuchs wird deshalb im folgenden näher erläutert.

## 5.2 Numerische Bestimmung

Der effektive Nachstrom entsteht durch das Zusammenwirken von Schiff und Propulsor. In Kapitel 4.1.2 ist diskutiert worden, wie der nominelle Nachstrom und damit der Einfluss des Schiffes numerisch bestimmt werden kann. Zur numerischen Bestimmung des effekti-

<sup>22</sup> Unterschieden wird bei der Widerstandsprognose zwischen dem Verfahren nach der ITTC'74 mit Korrelationslinie und Formfaktor sowie nach ITTC'57 mit Korrelationslinie und Korrekturfaktor  $C_A$ .

ven Nachstroms fehlt noch die Modellierung des Propulsors an sich sowie die Modellierung der Wechselwirkung zwischen Propulsor und Schiffsnachstrom. Im Folgenden wird deshalb zunächst erläutert, welche Konzepte zur Modellierung des Propulsors existieren, bevor auf Konzepte zur Modellierung der Wechselwirkung eingegangen wird.

### 5.2.1 Konzepte zur numerischen Behandlung des Propellers

In der heutigen Schiffstechnik werden für die Propulsion überwiegend Schraubenpropeller eingesetzt. Deshalb werden im Folgenden Techniken beschrieben, die zur Behandlung der verschiedenen Bauarten von Schraubenpropellern genutzt werden können. Weitergehende Erläuterungen zur Propellertheorie und zur numerischen Behandlung von Propulsoren finden sich bei Isay (vgl. Isay 1964 und Isay 1970), Krüger (vgl. Krüger 2005) und Bertram (vgl. Bertram 2000).

In der Propellertheorie werden zwei grundsätzliche Betrachtungsweisen des Propellers unterschieden (vgl. Krüger 2005): die Impulsbetrachtung und die Tragflügelbetrachtung. Da in die Impulsbetrachtung der Propellerdurchmesser als einzige Größe Eingang findet, ist sie für eine detaillierte Untersuchung des Propellers selbst nicht zu verwenden. Die Impulsbetrachtung kann aber sinnvoll verwendet werden, um die Wirkung des Propellers auf sein Umfeld abzuschätzen, oder um die gemittelten, vom Propeller erzeugten Kräfte in eine RANSE-Rechnung zu übertragen. Aus der Tragflügelbetrachtung hingegen können numerische Verfahren abgeleitet werden, die es ermöglichen, das Strömungsfeld um den arbeitenden Propeller zu berechnen. Hierzu zählt der Ansatz der *tragenden Linie* (vgl. Isay 1964) sowie der *tragenden Fläche*, zu dem insbesondere auch die *Wirbelgitterverfahren* zählen (vgl. Bertram 2000 und Streckwall 1997). Die *Randelementeverfahren* sowie die *Feldmethoden*, zu denen auch die Finite-Volumen-Methoden zählen, ermöglichen auch die Berechnung von Propellern; diese Verfahren werden aber nicht explizit aus der Propellertheorie hergeleitet. Bis auf die RANSE-Löser basieren alle vorgestellten Ansätze auf der Potentialtheorie und bedürfen deshalb zusätzlicher empirischer Korrekturen für die Reibungseffekte. Da die Entstehung des Auftriebs am Propellerflügel durch gebundene und freie Wirbel aber ein potentialtheoretischer Effekt ist, sind insbesondere für die Propelleranalyse die potentialtheoretischen Werkzeuge sehr gut geeignet. Eine genauere Beschreibung der Verfahren findet sich an angegebenen Stellen, weshalb an dieser Stelle die Prinzipien der Verfahren nur kurz erläutert werden, bevor ihre Vor- und Nachteile diskutiert werden.

#### ***Tragende Linie***

Der Ansatz der tragenden Linie ist seit längerem in der Schiffstechnik bekannt und als universelles Werkzeug zur schnellen Beurteilung eines Propellers verbreitet. Die Theorie zur tragenden Linie ist von Isay (vgl. Isay 1964) näher erläutert worden. Das Prinzip beruht darauf, dass jeder Propellerflügel durch einen Stabwirbel modelliert wird, der mit einer kontinuierlichen Wirbelstärkeverteilung belegt ist. Das System der freien Querwirbel wird

an diesen Stabwirbel angehängt. Nach dem Helmholtz'schen Wirbelerhaltungssatz muss die Änderung der Wirbelstärke des Stabwirbels  $\Gamma$  der Stärke des freien Wirbels am Ort der tragenden Linie  $\Gamma_Q$  entsprechen:

$$d\Gamma_Q = \frac{\partial \Gamma}{\partial r} dr. \quad (35)$$

Durch das Biot-Savart'sche Gesetz kann aus den Wirbelstärken das vom Propeller induzierte Geschwindigkeitsfeld bestimmt werden. Die induzierte Geschwindigkeit  $\vec{v}_{ind}$  ergibt sich aus einer Integration über die Länge eines Wirbels. Es gilt:

$$\vec{v}_{ind} = \frac{1}{4\pi} \oint_C \Gamma \frac{\vec{r} \times d\vec{s}}{|\vec{r}|^3}, \quad (36)$$

wobei  $\vec{s}$  die Laufkoordinate des Wirbels und  $\vec{r}$  der Ortsvektor ist. Zwei Probleme sind für den Ansatz zu lösen: Die Lage der freien Wirbel muss festgelegt und die Änderung der Wirbelstärke des gebundenen Wirbels muss bestimmt werden. Die freien Wirbel werden in erster Näherung auf regulären Schraubenflächen angeordnet. Zur Bestimmung der Wirbelstärke wird die Randbedingung angesetzt, dass die Strömung auf dem Propellerblatt parallel zur Propellersteigung verlaufen muss. In der einfachen Traglinientheorie werden die Wirbelbelegung und die Strömungsbedingung auf unterschiedlichen Positionen der Sehnenlängen der Propellerschnitte angeordnet. Das resultierende Gleichungssystem ist analytisch nicht direkt lösbar, sondern muss iterativ gelöst werden.

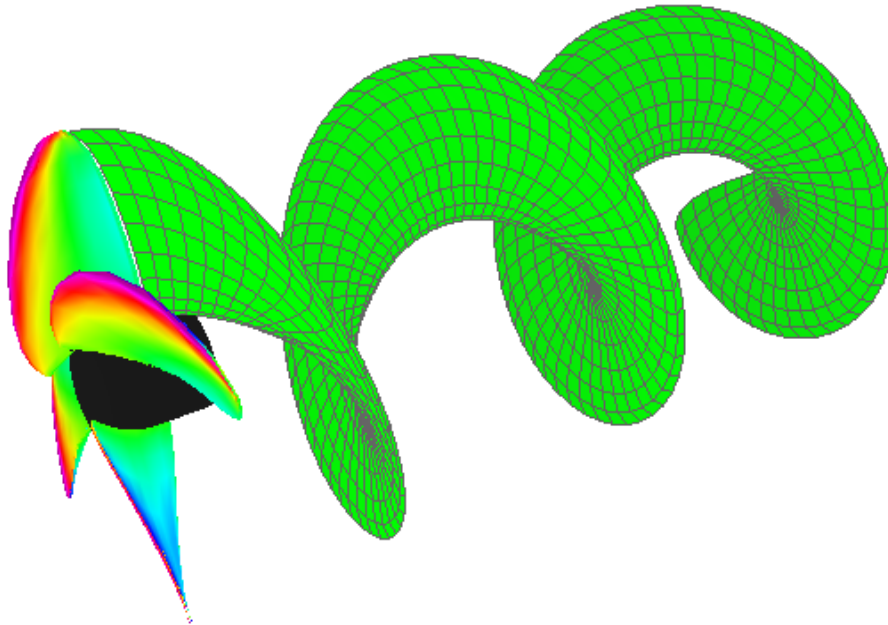
Goldstein (vgl. Goldstein 1929) ist es gelungen, einen vereinfachten Ansatz für die Traglinientheorie zu entwickeln, der zunächst von einer unendlichen Anzahl von Propellerflügeln ausgeht. Durch diesen räumlich-kontinuierlichen Ansatz kommt man zu einer analytischen Lösung des Problems. Durch die Einführung des Mittelwertfaktors (auch Goldsteinfaktor genannt) kann die Lösung auch auf einen Propeller mit endlicher Flügelzahl übertragen werden.

Die Traglinientheorie eignet sich nicht zur Ermittlung einer Druckverteilung auf dem Propeller, da außer der Skelettlinie, der Sehnenlänge der Profilschnitte sowie der Steigungsverteilung keine weitere geometrische Größe des Propellers in die Analyse Eingang findet. Mit Hilfe der Traglinientheorie lässt sich aber sehr gut eine Abschätzung über die Entwicklung der Geschwindigkeitsverteilung im Propellerstrahl treffen. Deshalb wird die Traglinientheorie im an späterer Stelle auch verwendet, um eine Abschätzung für den effektiven Nachstrom treffen zu können (siehe Kapitel 5.3.1).

### **Wirbelgitterverfahren**

Bei den Tragflächenverfahren wird der Propellerflügel mit einer kontinuierlichen Wirbelverteilung belegt. Die Wirbelgitterverfahren sind eine numerische Umsetzung dieses Prinzips, wobei der Propellerflügel mit einem Netz von diskreten Wirbelementen überzogen wird. Wenn zusätzlich eine Quell-Senken-Verteilung auf den Propeller gelegt wird, kann auch die Verdrängungsdicke der Flügel sowie von Kavitationsblasen auf der Flügeloberflä-

che modelliert werden. Wie bei der Traglinientheorie werden im Nachlauf der Flügel zusätzliche Wirbelelemente angeordnet. In der Theorie erstrecken sich die Wirbelflächen bis ins Unendliche, in der numerischen Umsetzung wird die Berechnung in hinreichend großem Abstand vom Propeller abgebrochen. Abbildung 18 zeigt die berechnete Druckverteilung und das Netz der freien Wirbelelemente hinter einem Propeller klassischer Bauart.



*Abbildung 18: Berechnete Druckverteilung und Wirbelschlepe für eine Propeller klassischer Bauart in freier Zuströmung*

In dieser Arbeit wird das Wirbelgitterverfahren *QCM* der Hamburgischen Schiffbau-Versuchsanstalt (vgl. Streckwall 1997) verwendet. *QCM* ermöglicht die Berechnung des Propellers sowohl in stationärer, als auch in instationärer Zuströmung. Es findet aber keine Interaktion zwischen der Zuströmung und dem Propeller statt. Der Zustrom bleibt dadurch immer nominell. Als Nachteile des Verfahrens sind anzuführen, dass die Strömung nicht reibungsbehaftet ist und dass die Modellierung der Propellernabe kritisch ist. Durch Einführung einer empirischen Korrektur für den Reibungswiderstand des Profils lassen sich aber insbesondere für den Entwurfspunkt des Propellers sehr gute Ergebnisse erzielen. Zu beachten ist aber, dass die Richtung, in der die freien Wirbel entwickelt werden, nicht nach der Richtung der Anströmung korrigiert wird. Dies führt zu Ungenauigkeiten, wenn es in der Zuströmung des Propellers erhebliche Anteile quer zur Richtung der Propellerachse gibt.

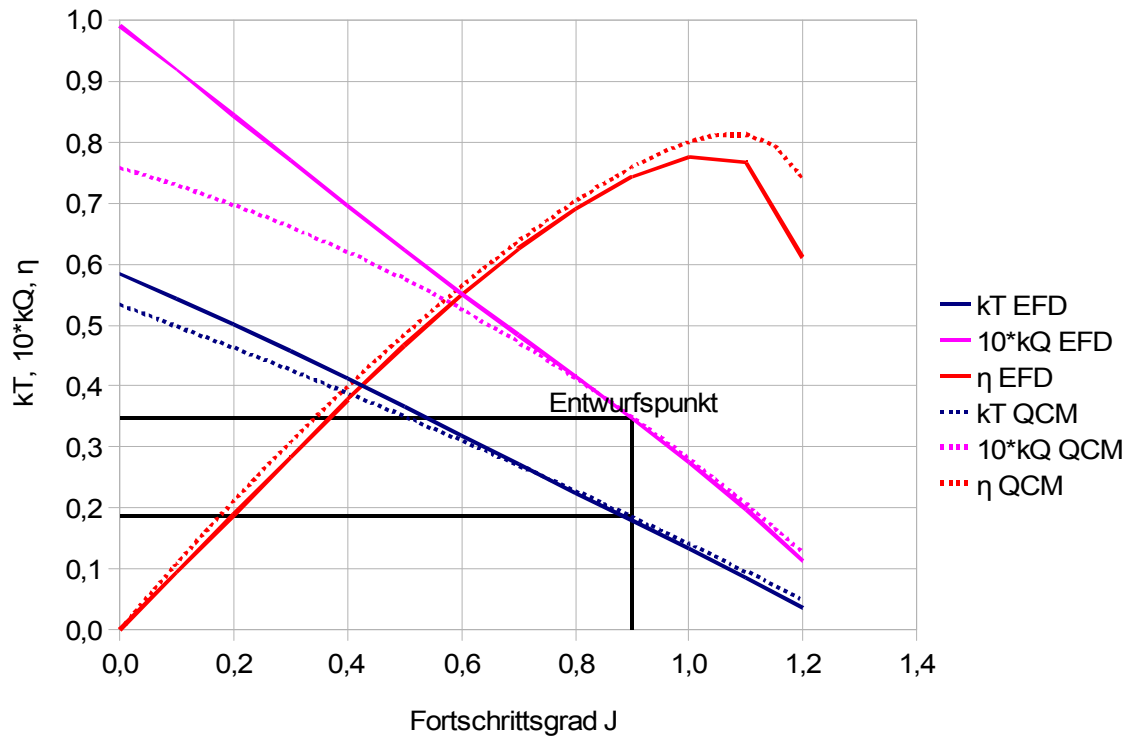


Abbildung 19: Vergleich der berechneten und gemessenen Freifahrt für einen modernen vierflügeligen Propeller

Abbildung 19 zeigt den Vergleich der gemessenen und der mit *QCM* berechneten Freifahrt für einen typischen Verstellpropeller heutiger Bauart. Die Ergebnisse sind gut für den Entwurfspunkt  $J \approx 0,9$ . Hier beträgt die Abweichung im Wirkungsgrad weniger als 2%.

### Paneelverfahren

Paneelverfahren sind Randlelementeverfahren, bei denen die Oberfläche des Propellers mit einem Netz von Paneelen oder Patches belegt wird. Mit der Bedingung, dass kein Durchfluss durch die Propelleroberfläche möglich ist, lässt sich die Umströmung des Propellerflügels berechnen. Zur Erzeugung des Auftriebs muss es eine Abströmung an der Flügelhinterkante geben; dies wird als *Kutta-Bedingung* bezeichnet. Um diese Abströmung zu modellieren, werden zusätzliche Paneele im Nachlauf des Propellers angeordnet. Ein Vorteil der Paneelverfahren gegenüber den Wirbelgittermethoden ist, dass zusätzliche Elemente des Propulsors wie die Nabe oder eine Schubdüse mit modelliert werden können. Die Anwendung eines solchen Verfahrens wird von Steden demonstriert (vgl. Steden et al. 2007).

### RANSE-Lösung

Auch der RANSE-Ansatz (vgl. 4.1.2) ermöglicht eine Analyse von Propellern. Dabei kann prinzipiell die Wirkung aller geometrischer Details (wie die Gestaltung der Nabe oder des Anschluss der Propellerflügel an die Nabe) mit in die Analyse einbezogen werden. Außerdem besteht die Möglichkeit, einen Propeller sowohl in der Modell- als auch Großausführung mit der korrekten Reynoldszahl zu untersuchen. Das wesentliche Problem bei der

Umsetzung besteht darin, dass das Finite-Volumen-Gitter extrem fein sein muss, damit alle Details des Strömungsfelds (insbesondere die abgehenden freien Wirbelschleppen) korrekt aufgelöst werden.

Bei der Behandlung der Wirbel stellt sich die Turbulenzmodellierung ähnlich wie bei der Nachstromberechnung ebenfalls als sehr kritisch heraus. Wenn ein Propeller in homogener Zuströmung analysiert wird, kann sich die Modellierung auf einen Flügel beschränken. Der Übergang zu den anderen Flügeln kann dann über zyklische Randbedingungen realisiert werden. Soll der Propeller aber in inhomogener Zuströmung betrachtet werden, so müssen alle Propellerflügel modelliert werden. Die Modellierung des Zustroms gestaltet sich dabei ebenfalls schwierig. Der Einlass vom Berechnungsgebiet muss ausreichend weit vom Propeller angeordnet werden, um Wechselwirkungen mit dem Einlass zu vermeiden. Damit kann eine Geschwindigkeitsverteilung nicht mehr am Einlass angebracht werden, weil sich die Verteilung in der Anlaufstrecke zum Propeller wieder auflösen würde. Die feine Modellierung der Geometrie mit entsprechend kleinen Gitterzellen erfordert auch entsprechend kleine Zeitschritte, um die Courant-Zahl zu begrenzen.

Die RANSE-Lösung ist, da es das umfassendste Verfahren ist, für die Zukunft sicherlich zu bevorzugen. Momentan steht der Aufwand für die ausreichend genaue Modellierung der Geometrie sowie für die Lösung der entsprechend großen Finite-Volumen-Gitter einem Einsatz im Schiffsentwurf noch entgegen. Deshalb wird in dieser Arbeit ein Wirbelgitterverfahren zur Analyse der Propellerwirkung verwendet.

### **5.2.2 Konzepte zur direkten numerischen Berechnung der Wechselwirkungen**

In Kapitel 4.1.2 wurde herausgearbeitet, dass der beste Ansatz zur Analyse des Nachstroms die RANSE-Berechnung ist. Um die Wechselwirkung zwischen dem Nachstrom aus der RANSE-Berechnung und einer Propellerberechnung abzubilden, gibt es zwei mögliche Ansätze: Der Propeller kann direkt in der gleichen RANSE-Berechnung wie das Schiff berechnet werden, oder die Wirkung des Propellers, die in einer getrennten Berechnung ermittelt wurde, kann mit der Hilfe von Volumenkräften in die RANSE-Berechnung übertragen werden. Mit beiden Konzepten kann der Propulsionsversuch numerisch abgebildet werden. Die Drehzahl des Propellers wird variiert, bis die Summe der Längskräfte am Propeller und der Kräfte am Schiff gleich groß ist. Wird dabei für ein maßstäbliches Modell gerechnet, muss die Restkraft bei der Geschwindigkeit dem Reibungsabzug entsprechen.

Der erste der beschriebenen Ansätze ist bei entsprechender Modellierung der Geometrie der umfassendste. Das Problem bei der direkten Berechnung der Propulsion durch die Behandlung des Schiffes und des Propellers in einer RANSE-Berechnung ist neben der Relativbewegung, die zwischen dem Propeller und dem Schiff realisiert werden muss, dass die strömungsmechanischen Effekte am Schiff und am Propeller in sehr unterschiedlichen Zeitskalen ablaufen. Der Propeller erfordert wesentlich feinere Zeitschritte als die Berech-

nung des Schiffes an sich. Das Schiff muss nun aber in der gleichen Zeitschrittweite wie der Propeller betrachtet werden, was den Aufwand erheblich erhöht. Dadurch ergibt sich insgesamt ein Aufwand, der sich für industrielle Projekte (noch) nicht lohnt (vgl. Carrica/Stern 2008).

Die Alternative zur Berechnung des Propellers und des Schiffes in der gleichen RANSE-Berechnung ist, den Propeller mit einem anderen Werkzeug zu untersuchen, zum Beispiel mit einem Wirbelgitter- oder Paneelverfahren, und die Wirkung des Propellers in die RANSE-Berechnung zu übertragen. Dazu werden die Kräfte, die auf die Propellerblätter wirken, durch Volumenkräfte in die Zellen übertragen, die sich in dem Teil des Berechnungsgebietes befinden, in dem der Propeller angeordnet ist. Hierbei werden üblicherweise zeitlich gemittelte Kräfte an der Position verwendet, um die Zeitskalen des Schiffes und des Propellers voneinander zu entkoppeln. Die Möglichkeit der Entkopplung ist ein Vorteil dieses Ansatzes, es können aber auch instationäre Propellerbetrachtungen durchgeführt werden. Außerdem kann die Berechnung des Schiffes mit einem dafür optimierten Gitter und angepasstem Turbulenzmodell erfolgen. Da die Wirbelgitter- oder Paneelverfahren wesentlich schneller als eine Berechnung des Propellers in RANSE sind, ist die Berechnung des Zusammenwirkens auch weniger zeitaufwändig. Der Nachteil der gekoppelten Berechnung ist, dass die Übertragung des Zusammenwirkens nur durch eine Impulsübertragung geschieht. Durch die zeitliche Mittlung werden die sich um den Propeller ausbreitenden Wirbelfelder nicht mit übertragen. Dadurch wird die Wirkung des Propellers nicht richtig wiedergegeben. So gibt es zum Beispiel keine Strahlkontraktion im Nachlauf des Propellers. Der Geschwindigkeitsvorteil gegenüber den vollständigen RANSE-Lösungen macht diese Form der Berechnung allerdings für Abschätzungen der Zusammenhänge attraktiv. Zum Beispiel wurden von Hafermann Berechnungen durchgeführt, bei denen das Wirbelgitterverfahren *QCM* für den Propeller mit dem RANSE-Löser *FreSCo*<sup>+</sup> zur Berechnung der Schiffsumströmung kombiniert wurde (vgl. Hafermann 2009).

Die beiden Verfahren zu direkten numerischen Simulation der Wechselwirkung haben neben den genannten Vorteilen drei wesentliche Nachteile. Erstens wird immer nur ein Betriebspunkt mit einem Propeller analysiert. Wenn verschiedene Belastungszustände, zum Beispiel für Manövrierberechnungen, untersucht werden sollen oder im Projektstadium verschiedene Propellerentwürfe gegeneinander getestet werden sollen, muss jedes Mal eine neue vollständige Berechnung durchgeführt werden. Der zweite Nachteil ist, dass das Ergebnis dieser Berechnung quasi das gleiche ist wie beim Propulsionsversuch. Für eine bestimmte Geschwindigkeit erhält man die Drehzahl, die der Propeller braucht, um den notwendigen Schub aufzubringen, sowie das Moment, das er dabei aufnimmt. Die Informationen, die man über das gesamte Geschwindigkeits- und Druckfeld um das Schiff erhält, sind sehr gut für den grundsätzlichen Erkenntnisgewinn in der Forschung zu verwenden. Um das Optimierungspotential der einzelnen Komponenten der Propulsionsanlage zu identifizieren, müsste eine Vielzahl von Berechnungen mit unterschiedlichen Modifikationen der Geometrien durchgeführt werden. Hierfür wäre es attraktiver, die Komponenten Schiff,

Propeller und Ruder isoliert betrachten zu können. Der dritte Nachteil ist, dass der Aufwand, der für die Berechnungen nötig ist, es noch nicht möglich macht, sie im Projektstadium einzusetzen. Deshalb wäre es wünschenswert, für das Projektstadium eine Alternative zu haben. Eine solche wird im Folgenden vorgestellt.

### ***5.3 Ein vereinfachter Ansatz zur Bestimmung der effektiven Nachstromziffer***

Wie zu Beginn des Kapitels ausgeführt wurde, ist die Bestimmung des effektiven Nachstroms oder der effektiven Nachstromziffer relativ aufwändig, unabhängig davon, ob gemessen oder gerechnet wird. Insbesondere wenn bei der Bestimmung eine größere Anzahl von Zuständen betrachtet werden soll, zum Beispiel verschiedene Driftwinkel und Drehraten in Manövrier-situationen, sind die herkömmlichen Verfahren zu kostenintensiv, um sie im Schiffsentwurf einzusetzen. Deshalb wurde ein vereinfachtes Verfahren entwickelt, das aus voneinander unabhängigen Schritten besteht. Im ersten Schritt wird, wie in Kapitel 4.1 beschrieben, der nominelle Nachstrom bestimmt. Dies kann sowohl durch Messung als auch durch Berechnung geschehen. Im zweiten Schritt wird der nominelle Nachstrom in einen effektiven Nachstrom umgerechnet. Die Umrechnung erfolgt für einen vorgegebenen Propellerschub. Außerdem wird nur die axiale Strahlkontraktion in der Propellerebene berücksichtigt, da diese die bestimmende Wechselwirkung zwischen Propeller und Zustrom ist (vgl. Kapitel 3.4). Im letzten Schritt wird der Propeller numerisch in dem vorher berechneten effektiven Nachstrom analysiert. Durch den Vergleich mit der numerischen Freifahrt kann dann die effektive Nachstromziffer berechnet werden. Der erste Schritt ist in Kapitel 4.1 bereits ausführlich beschrieben worden. Schritt zwei und drei werden im Folgenden näher erläutert.

#### **5.3.1 Bestimmung des effektiven Nachstroms**

Wie bereits in Kapitel 3.4 erläutert, muss die Bestimmung des effektiven Nachstroms über eine Abbildung der Wechselwirkungen erfolgen. Ansonsten ist ein direkter Vergleich mit der Freifahrt des Propellers nicht möglich. Entscheidend ist dabei, dass nur die Änderung der Wechselwirkung gegenüber der Freifahrt abgebildet wird. Hierbei wird angenommen, dass die wesentliche Wechselwirkung zwischen dem Propeller und seiner Zuströmung die Kontraktion des nominellen Zustroms ist. Zur Berechnung der Kontraktion wird zunächst das vom Propeller induzierte Geschwindigkeitsfeld für einen definierten Schub mit Hilfe der Methode der tragenden Linie ermittelt. Hierzu müssen die Drehzahl und die Zustromgeschwindigkeit dem Propulsionspunkt entsprechend bei gleichzeitiger Beachtung der Schubidentität gewählt werden. Durch die Wahrung der Schubidentität ist gewährleistet, dass die integrale Wirkung des Propellers in inhomogener Zuströmung richtig abgebildet wird.

Zur weiteren Vereinfachung wird nur die axiale Geschwindigkeitskomponente betrachtet. Somit ergibt sich aus der Traglinienbetrachtung eine Verteilung der induzierten Geschwindigkeiten über dem Propellerradius  $v_{x,ind}(r)$ . Das nominelle Nachstromfeld wird durch Mittlung über den Umfang an dieses Ergebnis angepasst, so dass sich eine mittlere, vom Radius abhängige axiale Geschwindigkeit  $v_{x,nom}(r)$  ergibt. Durch Integration dieser Geschwindigkeit von der Propellernabe  $r_0$  bis zu einem Radius  $r_i$  lässt sich der Volumenstrom in einen Kreisring um die Propellerwelle in der Propellerebene bestimmen:

$$\dot{V}_i = 2\pi \int_{r_0}^{r_i} v_{x,nom} \cdot r \, dr. \quad (37)$$

Durch Normierung des Volumenstroms mit der Fläche des Kreisrings

$$A_i = 2\pi \int_{r_0}^{r_i} r \, dr \quad (38)$$

ergibt sich die mittlere Geschwindigkeit

$$v_i = \frac{\dot{V}_i}{A_i} = \frac{2\pi \int_{r_0}^{r_i} v_{x,nom} \cdot r \, dr}{2\pi \int_{r_0}^{r_i} r \, dr}. \quad (39)$$

Durch das induzierte Geschwindigkeitsfeld ergibt sich auf demselben Kreisring eine größere mittlere Geschwindigkeit:

$$v'_i = \frac{\dot{V}'_i}{A_i} = \frac{2\pi \int_{r_0}^{r_i} (v_{x,nom} + v_{x,ind}) \cdot r \, dr}{2\pi \int_{r_0}^{r_i} r \, dr}. \quad (40)$$

Aus der Forderung nach der Kontinuität des Fluids

$$v_i \cdot A_i = v'_i \cdot A'_i. \quad (41)$$

lässt sich ableiten, dass die Wirkfläche des überlagerten Volumenstroms kleiner sein muss als die des nominellen. Durch Einsetzen von (38) bis (40) in (41) und durch Umformung ergibt sich ein angepasster äußerer Radius für den Kreisring:

$$r'^2_i = (r_i^2 - r_0^2) \cdot \frac{v_i}{v'_i} + r_0^2. \quad (42)$$

Durch die kontinuierliche Anwendung über den gesamten Nachstrom ergibt sich eine Annäherung des effektiven Nachstromfelds ohne die induzierten Geschwindigkeiten.

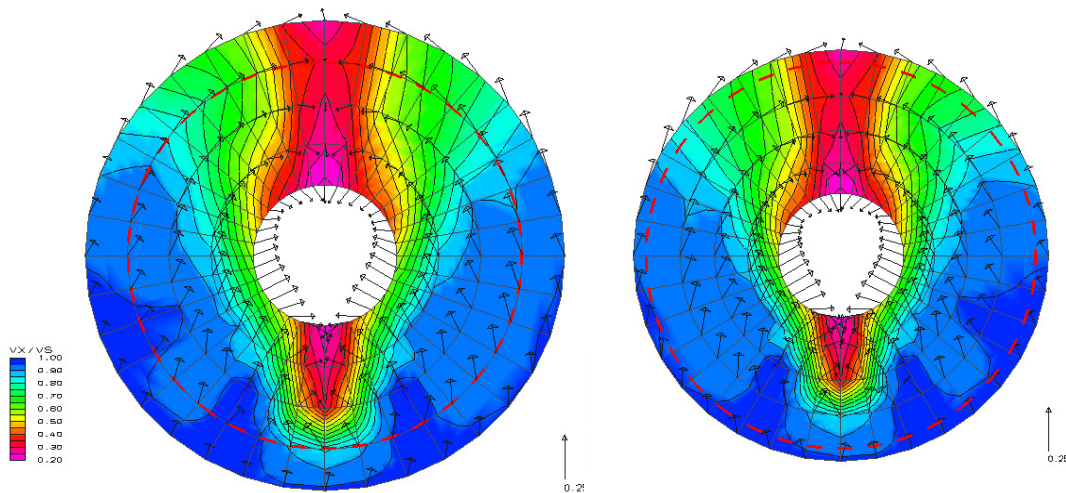


Abbildung 20: Gemessener nomineller und berechneter effektiver Nachstrom für ein Modell der Serie 60 mit  $c_B=0,6$ ,  $c_{TH}=2,16$

In Abbildung 20 ist das nominelle sowie das auf die oben beschriebene Weise bestimmte effektive Nachstromfeld für ein Einpropellerschiff dargestellt. Der Propeller arbeitet in diesem Fall mit einem Schubbelastungsgrad von  $c_{Th}=2,18$ . Es ist zu erkennen, dass alle Radien im Nachstrom reduziert worden sind. Die Reduktion fällt dabei auf den innersten Radien geringer aus als auf den weiter außen liegenden. Die Erklärung hierfür liefert die Verteilung der Geschwindigkeiten über dem Radius, die in Abbildung 21 dargestellt ist.

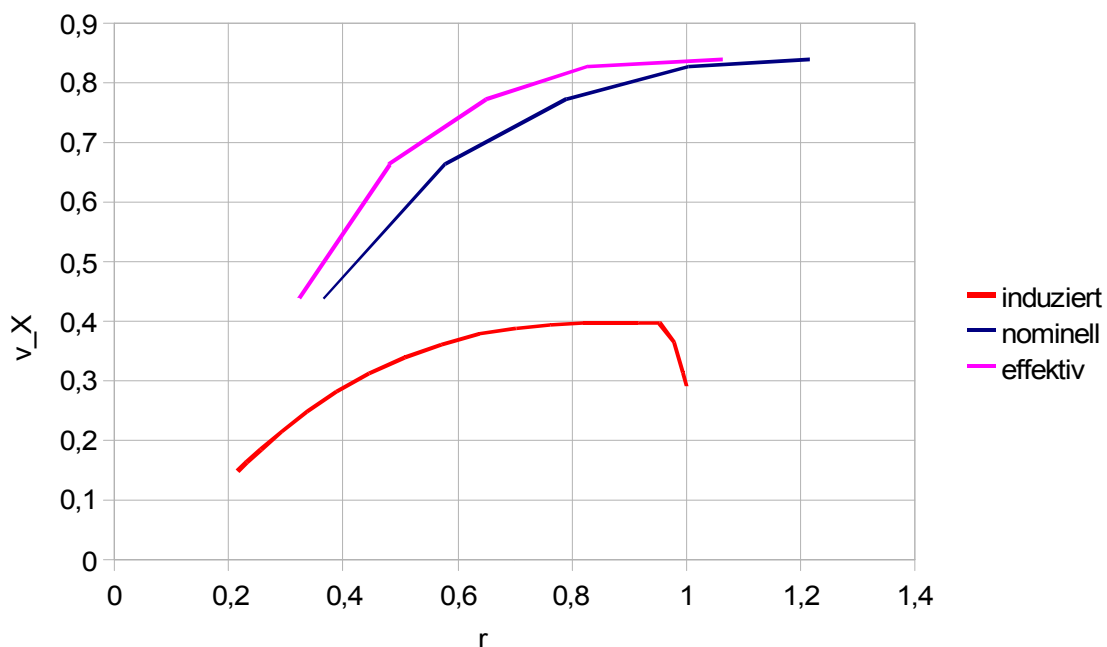


Abbildung 21: Induzierte, nominelle und effektive mittlere axiale Geschwindigkeit über dem Propellerradius

Die induzierten Geschwindigkeiten nehmen nach außen hin zu, bevor sie an der Flügelspitze durch Kantenumströmung deutlich abfallen. Die nominellen Geschwindigkeiten neh-

men ebenfalls nach außen hin durch den abnehmenden Einfluss der Grenzschicht zu. Die Wechselwirkung zeigt sich im Verlauf der effektiven Geschwindigkeiten durch die Verschiebung der nominellen Kurve zu kleineren Radien hin. Durch die Kontraktion des Nachstromfelds kann sich die Charakteristik des Nachstroms signifikant ändern. Die Stärke und Richtung der Änderung ist unter anderem vom Schiffstyp abhängig. So wird bei Einpropellerschiffen mehr schnelle, ungestörte Außenströmung in den Nachstrom gezogen, wohingegen bei Zweipropellerschiffen mit konventionellen Wellenanlagen mehr reduzierte Grenzschichtströmung in den Propellerzustrom gezogen wird. Dieser Zusammenhang wird im folgenden Kapitel anhand der effektiven Nachstromziffern verdeutlicht.

### 5.3.2 Bestimmung der effektiven Nachstromziffer

Zur Bestimmung der effektiven Nachstromziffer wird der Propeller mit einem Wirbelgitterverfahren, in diesem Fall *QCM* (vgl. Streckwall 1997), untersucht. Zunächst wird die Freifahrt betrachtet. Die Drehzahl wird dabei so eingestellt, dass sie dem Propulsionspunkt entspricht. Dies ist auch erforderlich, damit die Reynoldszahl-abhängigen Korrekturen in *QCM* richtige Werte liefern. Die Zustromgeschwindigkeit wird so variiert, dass der gewünschte Schub, der auch für die Berechnung des effektiven Nachstroms verwendet wurde, vom Propeller erzeugt wird. Die Zustromgeschwindigkeit entspricht der Fortschritts- geschwindigkeit  $V_A$  für diesen Propulsionspunkt.

Im nächsten Schritt wird die Analyse mit dem effektiven Nachstromfeld, das gemäß dem im vorherigen Abschnitt beschriebenen Ansatz bestimmt wurde, als Eingangsgröße durchgeführt. Dazu wird der Nachstrom mit der Schiffsgeschwindigkeit, für die er bestimmt wurde, normiert. Wie bei der Freifahrt wird nun die Geschwindigkeit  $V_S$  so variiert, dass der Propeller den definierten Schub erzeugt. Die Berechnung muss dazu mit derselben Drehzahl durchgeführt werden. Nach (17) lässt sich damit die effektive Nachstromziffer bestimmen. Durch den direkten Vergleich zwischen der numerischen Freifahrt und der numerischen Propulsion heben sich eventuelle Abweichungen in der numerischen Prognose des Propellers gegeneinander auf.

In Kapitel 5.3.1 ist bereits angesprochen worden, dass abhängig vom Schiffstyp der effektive Nachstrom schneller oder langsamer als der nominelle Nachstrom sein kann. Tabelle 1 zeigt die nominelle und effektive Nachstromziffer, die für die in Abbildung 20 gezeigten Nachstromfelder berechnet wurden. Zur Verdeutlichung der Effekte ist die effektive Nachstromziffer sowohl mit dem effektiven als auch dem nominellen Nachstrom bestimmt worden.

|                                  | Nominales Nachstromfeld | Effektives Nachstromfeld |
|----------------------------------|-------------------------|--------------------------|
| <b>Nominelle Nachstromziffer</b> | 0,317                   | 0,268                    |
| <b>Effektive Nachstromziffer</b> | 0,335                   | 0,270                    |

Tabelle 1: Berechnete nominelle und effektive Nachstromziffer für den Serie-60-Rumpf für das nominelle und effektive Nachstromfeld

Die nominelle Nachstromziffer, die den integralen Durchfluss durch den Propellerkreis beschreibt, ist für den effektiven Nachstrom wesentlich kleiner als für den nominellen. Dies ist dadurch zu erklären, dass schnelle Außenströmung in den Zustrom geführt wird. Den gleichen Trend zeigen die effektiven Nachstromziffern.

Bei Zweipropellerschiffen zeigt sich üblicherweise ein anderes Bild. Abbildung 22 zeigt den nominellen und effektiven Nachstrom für ein Zweipropellerschiff mit konventioneller Wellenanlage. Der Propeller hat hierbei eine Schubbelastung von  $c_{TH}=0,66$ .

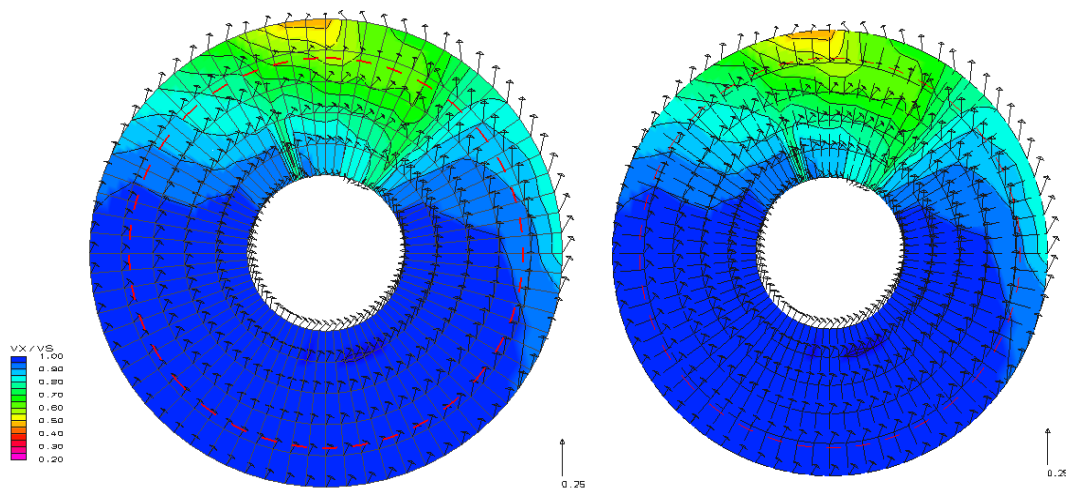


Abbildung 22: Gemessener nomineller und berechneter effektiver Nachstrom von Schiff 2,  $c_{TH}=0,66$

Tabelle 2 zeigt die berechneten nominellen und effektiven Nachstromziffern für die beiden Nachstromfelder. Im Vergleich mit Tabelle 1 sind zwei Punkte festzustellen: Zum einen fällt die Änderung vom nominellen zum effektiven Nachstrom wesentlich geringer aus, was durch die deutlich niedrigere Schubbelastung zu erklären ist. Zum anderen sind die Nachstromziffern für das effektive Nachstromfeld größer als für das nominelle. Dies ist dadurch zu erklären, dass im effektiven Nachstrom viel gebremste Grenzschichtströmung in den Propellerkreis getragen wird.

|                                  | Nominales Nachstromfeld | Effektives Nachstromfeld |
|----------------------------------|-------------------------|--------------------------|
| <b>Nominelle Nachstromziffer</b> | 0,078                   | 0,083                    |
| <b>Effektive Nachstromziffer</b> | 0,136                   | 0,140                    |

Tabelle 2: Berechnete nominelle und effektive Nachstromziffer von Schiff 2 für das nominelle und effektive Nachstromfeld



## 6 Manövriersimulation unter besonderer Berücksichtigung des Nachstroms

*Im diesem Kapitel wird zunächst die Notwendigkeit der Manövriersimulation erläutert. Im Anschluss werden die allgemeinen Prinzipien und unterschiedlichen Konzepte der schiffstechnischen Manövriersimulation beschrieben (Kapitel 6.1), bevor die in dieser Arbeit verwendete Simulationsmethode dargelegt wird (Kapitel 6.2). Anschließend wird erläutert, wie die Nachstromabhängigkeiten in der Manövriersimulation berücksichtigt werden (Kapitel 6.3). Zum Abschluss erfolgt eine Erörterung der Vergleichbarkeit von Simulations- und Messergebnissen (Kapitel 6.4).*

Die Beurteilung der Manövriereigenschaften ist ein wichtiger Bestandteil des Schiffsentwurfs. Durch die IMO-Empfehlungen zur Manövrierfähigkeit (vgl. IMO 1993) sind die Manövereigenschaften Bestandteil jeder Schiffsabnahme geworden. Für Schiffe, die für spezielle Einsatzzwecke entworfen oder im Kurzstreckenseeverkehr mit entsprechend häufigen Hafenmanövern und Revierfahrten operieren, werden von den Kunden Manövriereigenschaften gefordert, die zum Teil weit über die IMO-Empfehlungen hinausgehen. Um das technische Risiko für die Werft bei der Entwicklung solcher Schiffe zu minimieren, muss deshalb bereits in einem frühen Entwurfsstadium eine Beurteilung der Manövriereigenschaften erfolgen. Hierzu besteht die Möglichkeit, Versuche mit einem maßstäblichen Modell oder numerische Simulationen durchzuführen. Da Modellversuche wie bei Nachstrommessungen mit einem großen Kosten- und Zeitaufwand verbunden sind und die Übertragbarkeit vom Modell auf die Großausführung durch die unterschiedlichen Reynoldszahlen fragwürdig erscheint, ist eine numerische Simulation, die die direkte Betrachtung der Großausführung ermöglicht, auch hier zu bevorzugen. Da die Versuche in der Regel durchgeführt werden, ohne den Reibungsabzug aufzubringen, kommt es zu einer unrealistisch hohen Propellerbelastung. Dies führt zu einem falschen Ruderzustrom, der zusammen mit dem zu kleinen Stall-Winkel die Ruderkräfte verfälscht. Ein weiterer Vorteil der numerischen Simulation ist, dass die Anfangs- und Umgebungsbedingungen exakt spezifiziert werden können. Zudem hat sich im Rahmen des SIMMAN-Workshops 2008 gezeigt, dass die Ergebnisse von Modellversuchen aus verschiedenen Versuchseinrichtungen mit demselben frei fahrenden Modell zum Teil signifikant voneinander abweichen können (vgl. Steinwand/ Cura Hochbaum 2008). Deshalb wird an dieser Stelle auf die Versuchstechniken nicht weiter eingegangen. Stattdessen wird auf die Empfehlungen der ITTC zur Durchführung von Manövrierversuchen verwiesen (vgl. ITTC 2008a). Im Folgenden wird das Prinzip der numerischen Manövriersimulation näher erläutert.

### 6.1 Allgemeines zur numerischen Manövriersimulation

Die Bewegung eines Körpers im Raum wird durch die *Newton'schen Bewegungsgleichungen* vollständig beschrieben<sup>23</sup>. Die numerische Manövriersimulation beruht auf der Lösung

<sup>23</sup> Dies gilt für die im Schiffbau auftretenden Geschwindigkeiten und Beschleunigungen ohne Einschränkung der Allgemeingültigkeit.

der Gleichungen im Zeitbereich. Dabei werden bei der Simulation von Schiffen, die sich an der Wasseroberfläche bewegen, im Allgemeinen nur drei oder vier Freiheitsgrade betrachtet. Von den translatorischen Freiheitsgraden werden die Längs- und Querbewegung untersucht. Von den rotatorischen Freiheitsgraden werden die Gierbewegung und die Krängung verwendet. Da die Krängung keinen direkten Einfluss auf die Bahn des Schiffes hat, wird sie häufig, so auch in der hier verwendeten Manövriersimulation, nur indirekt behandelt. Damit müssen nur drei der sechs Newton'schen Gleichungen betrachtet werden, die sich durch die unterdrückten Freiheitsgrade zur folgenden Form vereinfachen:

$$\begin{aligned} m \cdot (\dot{u} - v \cdot r - x_G \cdot r^2) &= \sum X \\ m \cdot (\dot{v} + u \cdot r + x_G \cdot \dot{r}) &= \sum Y \\ I_{zz} \cdot \dot{r} - I_{xz} \cdot \dot{p} + m \cdot x_G (\dot{v} + u \cdot r) &= \sum N \end{aligned} \quad (43)$$

Hierbei ist das in Manövriersimulationen übliche Koordinatensystem verwendet worden, welches in Abbildung 23 dargestellt ist. Der Ursprung ist in der Schiffsmittle auf der Höhe des Gewichtsschwerpunkts des Schiffes angeordnet. Die x-Achse verläuft parallel zur Schiffslängsrichtung und zeigt positiv nach vorn. Die y- bzw. Querachse zeigt positiv nach Steuerbord und die z- bzw. Hochachse positiv nach unten. Alle Momente, Winkel und Drehraten werden positiv um die Achsen angegeben. Das Koordinatensystem folgt der Bahn des Schiffes.

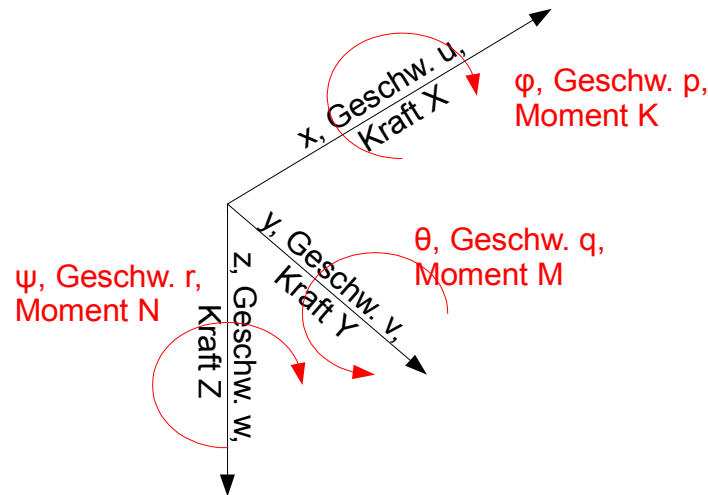


Abbildung 23: Koordinatensystem für die Manövriersimulation und -erfassung

Die Masse  $m$  sowie die Massenträgheitsmomente  $I_{zz}$  und  $I_{xz}$  werden als zeitlich unverändert angenommen. Auf der rechten Seite der Gleichungen steht jeweils eine Summe aller wirkenden Kräfte ( $X$  und  $Y$ ) bzw. Momente ( $N$ ). Die Kräfte entstehen durch Umströmung des Schiffskörpers sowohl unter als auch über der Wasseroberfläche, durch den oder die arbeitenden Propeller, das oder die Ruder sowie durch weitere Einflüsse. Bei der Beschleunigung des Körpers werden zusätzliche Kräfte beobachtet, die durch eine teilweise Beschleunigung des umgebenden Fluids entstehen und deshalb als hydrodynamische Massenkräfte bezeichnet werden. Das Problem bei der Manövriersimulation besteht in der Be-

rechnung der wirkenden Kräfte und Momente. Hierzu werden zwei Ansätze verfolgt: die Koeffizienten- und die Kraftmodelle. Beide werden im Folgenden kurz vorgestellt und ihre Vor- und Nachteile werden diskutiert.

### ***Koeffizientenmodell***

Die Koeffizientenmodelle in der Schiffstechnik gehen auf Abkowitz (vgl. Abkowitz 1969) zurück, der dieses Prinzip für die Manöversimulation von Unterwasserfahrzeugen eingeführt hat. Die Kräfte bzw. Momente am Rumpf werden hierbei durch Polynome der translatorischen bzw. rotatorischen Geschwindigkeiten dargestellt. Die Polynomkoeffizienten werden durch Reihenentwicklungen von Auswertungen maßstäblicher Modellversuche oder numerischer Berechnungen bestimmt. Für die hydrodynamischen Massenkräfte und -momente gibt es zusätzliche Koeffizienten in Abhängigkeit der Beschleunigungen. In die Bestimmung der Kräfte am Ruder und Propeller geht zusätzlich der Ruderwinkel und die Drehzahl des Propellers ein. Da die Versuche im Allgemeinen mit einem vollausgerüsteten Modell durchgeführt werden, können sämtliche Wechselwirkungen zwischen den Anhängen und dem Modell erfasst werden. Bei der Bestimmung der Koeffizienten im Modellversuch ist aber zu berücksichtigen, dass durch die abweichende Grenzschichtdicke und der daraus resultierenden abweichenden Propellerbelastung die Übertragung vom Modell auf die Großausführung problematisch ist. Die Nachteile bei dieser Methode sind, dass durch die Auswahl der Koeffizienten eine Festlegung der möglichen Abhängigkeiten im Modell erfolgt. Außerdem muss für ein neues Projekt der gesamte Koeffizientensatz bestimmt werden, bevor eine schiffsspezifische Simulation durchgeführt werden kann. Ebenso erfordert eine Änderung am Entwurf die vollständige Bestimmung eines neuen Koeffizientensatzes, dies gilt auch für eine Änderung der Schwimmelage. Dies erschwert die Anwendung dieses Verfahrens im Schiffsentwurf. Durch die Entwicklung der Polynome um den Entwurfspunkt ist in Off-Design-Zuständen zudem mit größeren Abweichungen zu rechnen.

### ***Kraftmodell***

Beim Kraftmodell werden die einzelnen Kraftanteile getrennt voneinander mit zum Teil unterschiedlichen Verfahren bestimmt. Dies ermöglicht einen modularen Aufbau einer Simulationsmethode. Dadurch müssen bei einer Veränderung des Entwurfs nur die Kraftbausteine der geänderten Komponenten neu bestimmt werden, wohingegen die übrigen Bausteine übernommen werden können. Besondere Aufmerksamkeit ist darauf zu legen, dass die Abhängigkeiten zwischen den einzelnen Komponenten richtig modelliert werden. Der modulare Aufbau erlaubt es weiterhin, einzelne Kraftbausteine zunächst mit empirischen Modellen zu füllen oder von ähnlichen Schiffen zu übernehmen. Im Laufe des Projektfortschritts können diese dann sukzessive durch direkte Berechnungen oder Messungen ersetzt werden. Deshalb ist dieses Verfahren im Schiffsentwurf zu bevorzugen. Die in dieser Arbeit verwendete Methode basiert auf dem Kraftmodell und wird im Folgenden näher erläutert.

## **6.2 Beschreibung der verwendeten Manövriersimulation**

Die in dieser Arbeit verwendete Manövriersimulation wurde ursprünglich von Söding beschrieben (vgl. Söding 1984) und später von Krüger (vgl. Krüger 1998) weiterentwickelt, dort findet sich auch eine detailliertere Beschreibung des Verfahrens. Von Haack wurde für die Manövriersimulation ein Modul entwickelt, das das Verhalten der Maschinenanlage simuliert (vgl. Haack 2006). Anders als bei Modellversuchen, die immer mit konstanter Drehzahl gefahren werden, kommt es bei den Probefahrtmanövern zu Drehzahl- oder Steigungsvariationen, weil die Automation die Maschinenanlage regelt, sobald der Betriebspunkt, bestehend aus Moment und Drehzahl, außerhalb des zugelassenen Motorkennfeldes liegt. Für den Vergleich der Simulationsergebnisse mit dem original großen Schiff müssen diese Einflüsse der Regelung auf jeden Fall berücksichtigt werden.

Im Folgenden werden die Berechnungsmethoden der wesentlichen Kraftanteile erläutert. Eine genauere Beschreibung findet sich bei Söding (vgl. Söding 1984), Krüger (vgl. Krüger 1998) sowie Brix (vgl. Brix 1993).

### ***Rumpfkräfte***

Die Abhängigkeit der Kräfte und Momente, die auf das Unterwasserschiff wirken, von der Beschleunigung und der Geschwindigkeit des Schiffes wird mit Hilfe der Theorie schlanker Körper und ergänzenden viskosen Korrekturen berechnet. Dabei wird die aktuelle Schwimmlage berücksichtigt. Die viskosen Korrekturen werden in Versuchen oder aus der Auswertung von Manövern der Großausführung gewonnen.

### ***Windkräfte***

Die Windkräfte werden über die Windangriffsfläche in Quer- und Längsrichtung sowie Widerstandsbeiwerte bestimmt. Bei der Bestimmung der Windangriffsfläche wird die aktuelle Schwimmlage berücksichtigt. Die Widerstandsbeiwerte werden entweder in Versuchen bestimmt oder es wird auf die Datenbasis von Blendermann (vgl. Blendermann 1996) zurückgegriffen.

### ***Ruderkräfte***

Die Ruderkräfte werden mit einer Paneelmethode von Söding (vgl. Söding 1998) berechnet. Die Kräfte, die durch das gelegte Ruder erzeugt werden, sind sowohl vom Anstellwinkel des Ruders als auch von der Anströmgeschwindigkeit abhängig. Bei der Bestimmung der Anströmgeschwindigkeit muss die Belastung des Propellers berücksichtigt werden. Deshalb werden die Ruderkräfte für unterschiedliche Anstellwinkel und Schubbelastungen des Propellers im Vorhinein berechnet. Während der Simulation wird in diesen vorausberechneten Werten interpoliert (vgl. Krüger 1998).

### ***Propellerkräfte***

Die Bestimmung des Schubs und des Moments des Propellers erfolgt mit einer berechneten oder gemessenen Freifahrtkurve des Propellers. Da die Freifahrt eines Propellers üblicherweise nur im ersten Quadranten der Flügelanstellwinkel aufgenommen wird, wird die Frei-

fahrt durch angepasste Mehrquadrantenmessungen für Standardpropeller ergänzt. Die Querkräfte, die der Propeller in Schräganströmung erzeugt, werden gestützt auf Berechnungen mit Wirbelgitterverfahren abgeschätzt (vgl. Krüger/ Urban 2000).

### **Sog**

Für die Bestimmung des Sogs wird zunächst auf die Messung aus dem Propulsionsversuch des Entwurfs oder von ähnlichen Schiffen zurückgegriffen. Es ist aber unmittelbar ersichtlich, dass der Sog in Manövrierbedingungen, insbesondere bei Stoppmanövern erheblich von der stationären Geradeausfahrt abweichen kann. Deshalb ist von Haack (vgl. Haack 2006) ein Verfahren zur Bestimmung des Sogs in Manövrierzuständen entwickelt worden, mit dem die Bestimmung des Sogs verbessert werden kann.

### **Effektiver Nachstrom und Querströmung (Cross-Flow)**

Die Untersuchungen von Oltmann (vgl. Oltmann 1974) zeigen, dass ein Manövrierzustand einen großen Einfluss auf den Nachstrom und damit auf die vom Propeller erzeugten Kräfte hat. Des Weiteren führt eine Drift- oder Drehbewegung zu einer *Querströmung* an Ruder und Propeller (engl. *Cross-flow*), die den hydrodynamischen Anstellwinkel verändert. Die Berücksichtigung des effektiven Nachstroms sowie der Querströmung an Ruder und Propeller erfolgt bisher nach Versuchen von Oltmann (vgl. Oltmann 1974) sowie Kose (vgl. Kose 1982) und den Abschätzungen, die Söding daraufhin gemacht hat (vgl. Brix 1993). Die Manövriersimulation soll an dieser Stelle durch direkte Berechnungen für das zu untersuchende Schiff verbessert werden, wie im folgenden Kapitel ausgeführt wird.

## **6.3 Erweiterung der Manövriersimulation**

Die bisher in der Manövriersimulation verwendeten Korrekturen für die effektive Nachstromziffer sowie die Querströmung haben zwei wesentliche Nachteile: Zum einen basieren sie auf Untersuchungen an Serie-60-Modellen, was den Vergleich mit modernen Schiffsformen fragwürdig erscheinen lässt. Zum anderen sind sie nur für Einpropellerschiffe gültig. Für Zweipropellerschiffe wurden bisher Abschätzungen gemacht, die präzisiert werden müssen. Auch sind bisher keine schiffsspezifischen Anpassungen an den Korrekturen vorgenommen worden. Im Folgenden wird zunächst das Verfahren zur Korrektur der effektiven Nachstromziffer im Manöver erläutert. Im Anschluss folgt die Beschreibung der Methode zur Behandlung der Querströmung.

### **6.3.1 Effektive Nachstromziffer**

Da die Propellerkräfte in der Manövriersimulation durch Interpolation in den Freifahrtkurven bestimmt werden, muss der Zustrom zum Propeller bekannt sein. Dieser wird in axialer Richtung durch die effektive Nachstromziffer ausgedrückt. Die effektive Nachstromziffer wird dazu aus zwei Anteilen zusammengesetzt. Der erste Anteil kommt aus der Propulsionsprognose bzw. dem Propulsionsversuch. Hieraus lässt sich die effektive Nachstromziffer für den Entwurfspunkt sowie ihre Abhängigkeit von der Schiffsgeschwindigkeit

keit für die Geradeausfahrt bestimmen. Der zweite Anteil besteht aus einem Korrekturfaktor, der die Abhängigkeit der effektiven Nachstromziffer von der Drehrate, dem Driftwinkel und der Schiffsseite bei Mehrpropellerschiffen bzw. dem Propellerdrehsinn bei Einpropellerschiffen beschreibt. Dabei wird angenommen, dass diese Beeinflussung relativ unabhängig von der Schiffsgeschwindigkeit ist. Die Annahme wird dadurch bestätigt, dass sich bei der Untersuchung verschiedener Schiffe im Rahmen dieser Arbeit gezeigt hat, dass die Beeinflussung durch den Manövrierzustand deutlich größer ist als durch eine Änderung der Geschwindigkeit.

Zur Bestimmung der Korrekturwerte muss für verschiedene Drift- und Drehzustände bei konstanter Bahngeschwindigkeit die effektive Nachstromziffer bestimmt werden. Hierzu wird das in Kapitel 5.3 beschriebene Verfahren verwendet. Die Bandbreite der Driftwinkel und Drehraten wird dabei so gewählt, dass sie sämtliche zu untersuchenden Zustände, die in der späteren Manövriersimulation auftreten können, abdeckt. Um die Anzahl der zu untersuchenden Punkte reduzieren zu können und trotzdem eine gute Abdeckung zu erreichen, werden die direkt bestimmten Werte durch Interpolation ergänzt. Die Korrekturwerte ergeben sich durch die Normierung der Nachstromziffern für die Manöverzustände mit dem Wert, der für die stationäre Geradeausfahrt ermittelt wurde. Da der Einfluss der Drehrate stark abhängig ist von der Bahngeschwindigkeit sowie dem Abstand zwischen dem Drehpunkt des Schiffes und dem Propeller, werden die Drehraten mit der Bahngeschwindigkeit und der Länge des Schiffes normiert. Für die normierte Drehrate  $r'$  gilt:

$$r' = r \cdot \frac{L}{U}. \quad (44)$$

Das Ergebnis der Berechnungen ist eine Schar von Kurven, die die Veränderung der effektiven Nachstromziffer abhängig von der Drehrate und dem Driftwinkel darstellt. Eine solche Kurvenschar ist in Abbildung 24 für den Backbordpropeller eines Zweipropellerschiffes dargestellt. Hierbei handelt es sich um Schiff 2 aus Kapitel 7.4.

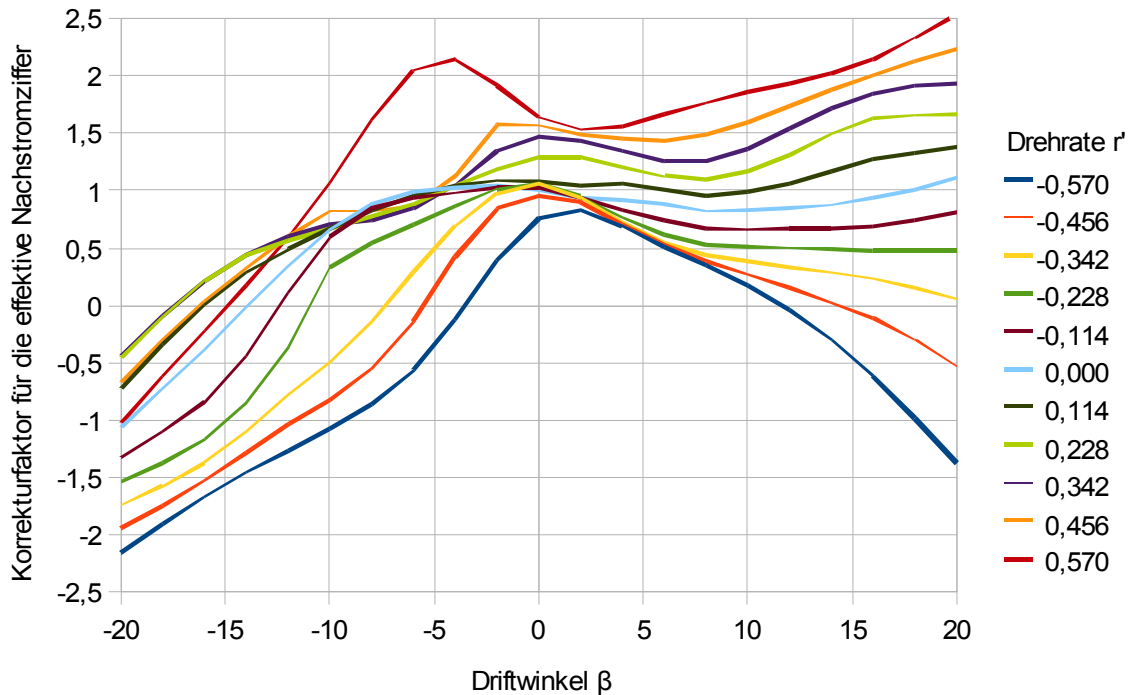


Abbildung 24: Korrektur für die effektive Nachstromziffer für den Backbordpropeller eines Zweipropellerschiffes

Die Kurvenschar zeigt eine deutliche Asymmetrie, die sich zum einen aus dem Propellerdrehsinn und zum anderen aus der Tatsache ergibt, dass der Backbordpropeller bei positiven Driftwinkeln auf der Außen- und bei negativen auf der Innenseite liegt. Damit arbeitet er einmal in einer relativ ungestörten Schräganströmung und einmal in stark beeinflusster Strömung im Schatten des Totholzes. Im zweiten Fall, d.h. bei negativen Driftwinkeln, wird der Propeller sehr stark entlastet. Bei einer Drehung in dieselbe Richtung, d.h. bei negativen Drehraten, fällt die Entlastung etwas deutlicher aus, bei einer Drehung in die entgegengesetzte Richtung hingegen etwas schwächer. In der reinen Schräganströmung, d.h. positive Driftwinkel und Drehrate  $r'=0$ , ändert sich die Belastung des Propellers kaum. Wenn die Querströmung am Propeller durch eine positive Drehrate verstärkt wird, kommt es zu einer Erhöhung der Propellerbelastung, da die effektive Nachstromziffer steigt. Bei einer Drehung in die Gegenrichtung wird der Propeller wieder entlastet, da er bei sehr großen Drehraten wieder auf die Innenseite kommt.

Diese Effekte zeigen sich deutlicher, wenn die Korrekturwerte nicht über dem Driftwinkel sondern über der theoretischen Quergeschwindigkeit, die sich aus der überlagerten Drift- und Drehbewegung am Propeller ergibt, aufgetragen wird. Für die normierte Starrkörperquergeschwindigkeit  $v'$  gilt:

$$v' = \frac{v + r \cdot x_P}{v_S} = \frac{-\sin(\beta) \cdot v_S + r \cdot x_P}{v_S}. \quad (45)$$

Hierbei ist  $v_s$  die Schiffs- oder Bahngeschwindigkeit und  $x_p$  der Abstand in x-Richtung vom Drehpunkt des Schiffes zum Propeller. Für den Driftwinkel  $\beta$  gilt:

$$\tan(\beta) = \frac{-v}{u} \Rightarrow \beta = \arctan\left(\frac{-v}{u}\right). \quad (46)$$

Abbildung 25 zeigt die Korrekturen für die unterschiedlichen Drehraten, aufgetragen über der Starrkörperquergeschwindigkeit.

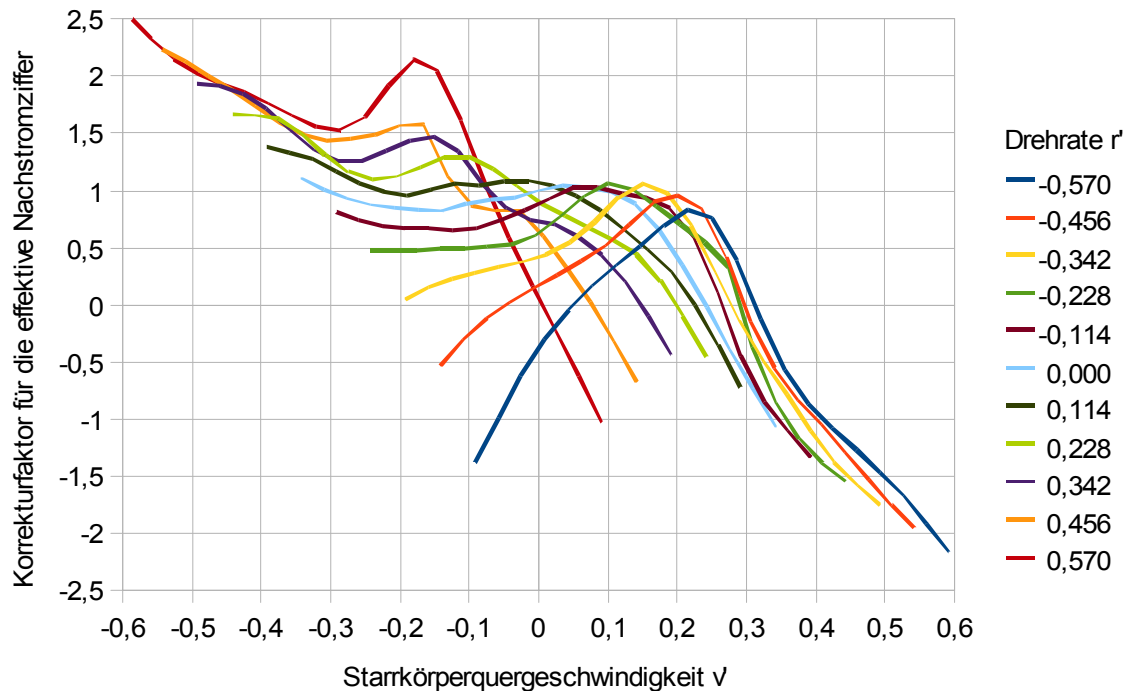


Abbildung 25: Korrektur für die effektive Nachstromziffer für den Backbordpropeller eines Zweipropellerschiffes aufgetragen über der Starrkörperquergeschwindigkeit

Für große Quergeschwindigkeiten, d.h.  $|v'| \gg 0$ , zeigt sich ein sehr geschlossenes Bild. Für die kleine Quergeschwindigkeiten  $v' \approx 0$  ist das Bild wesentlich differenzierter, je nachdem ob sich das Schiff annähernd in Geradeausfahrt befindet, d.h.  $r \approx 0 \wedge v \approx 0$ , oder ob sich Drift- und Drehbewegungen gleicher Größenordnung aber unterschiedlichen Vorzeichens überlagern, d.h.  $v \approx -r \cdot x_p$ .

### 6.3.2 Querströmung

Die Querströmung, die in Manövriersuständen am Propeller und Ruder beobachtet werden kann, weicht durch die Strömungsablösungen am Rumpf von der Geschwindigkeit ab, die sich durch die reine Starrkörpergeschwindigkeit, die aus der Schiffsbewegung resultiert, ergeben würde. Der Zusammenhang zwischen der Querströmung und der Drift- und Drehbewegung wurde von Kose näher untersucht (vgl. Kose 1982). Dabei wurden bei einem Serie-60-Modell ohne Propeller für unterschiedliche Driftwinkel und Drehraten die Ruderquerkräfte in Abhängigkeit vom Ruderwinkel gemessen. Aus dem Ruderwinkel mit ver-

schwindenden Querkräften ist dann der effektive Anstellwinkel des Ruders bestimmt worden. Für das untersuchte Serie-60-Modell ist sowohl für die Abhängigkeit von der Drift als auch der Drehbewegung ein linearer Zusammenhang hergestellt worden. Danach lässt sich die Querströmung  $v_P$  in der Propellerebene folgendermaßen bestimmen:

$$v_P = -(c_1 \cdot v + c_2 \cdot x_P \cdot r). \quad (47)$$

Hierbei ist  $v$  die Quergeschwindigkeit des Schiffes,  $x_P$  der Abstand vom Drehpunkt zur Propellerebene und  $r$  die Drehrate. Für die Korrekturfaktoren  $c_1$  und  $c_2$  hat Kose die Werte  $c_1=0,36$  und  $c_2=0,66$  ermittelt (vgl. Brix 1993). Diese Korrekturwerte gelten nur für Einpropellerschiffe. Bei mäßig völligen Schiffen konnten damit in der Vergangenheit gute Ergebnisse erzielt werden (vgl. Krüger 1998). Ob die Korrekturwerte auf modernere und schlankere Schiffsförmungen übertragen werden können, ist zu hinterfragen. Weiterhin bestehen die Probleme, dass keine Abhängigkeit vom aktuellen Schiffsentwurf besteht und eine Übertragung auf Zweipropellerschiffe kaum möglich ist. Deshalb erfolgt die Ermittlung der mittleren Quergeschwindigkeit im Folgenden durch die Auswertung von direkt erfassten Nachströmen. Dazu werden entweder berechnete oder gemessene nominelle Nachströme für unterschiedliche Driftwinkel und Drehraten für eine konstante Bahngeschwindigkeit bestimmt und die mittlere Quergeschwindigkeit in der Ebene des Propellers ermittelt:

$$v_P = \frac{\int_{r_{Nabe}}^R \int_0^{2\pi} v_y d\varphi dr}{\int_{r_{Nabe}}^R \int_0^{2\pi} 1 d\varphi dr}. \quad (48)$$

Diese Geschwindigkeiten werden mit der Bahngeschwindigkeit normiert, damit eine Übertragung auf andere Schiffsgeschwindigkeiten möglich ist. Es gilt:

$$v_P' = \frac{v_P}{v_S}. \quad (49)$$

Bei Mehrpropellerschiffen gibt es auch bei der stationären Geradeausfahrt eine Querströmung am Propeller. Diese ist bereits in der Propulsionsprognose für die stationäre Geradeausfahrt berücksichtigt. Deshalb wird für die Manövriersimulation nur die Differenz zwischen der Querströmung des Manövrierzustandes und der Geradeausfahrt benötigt. Diese ist in Abbildung 26 für ein schlankes Einpropellerschiff dargestellt für unterschiedliche Drehraten über dem Driftwinkel. Hierbei handelt es sich um Schiff 4 aus Kapitel 7.6.

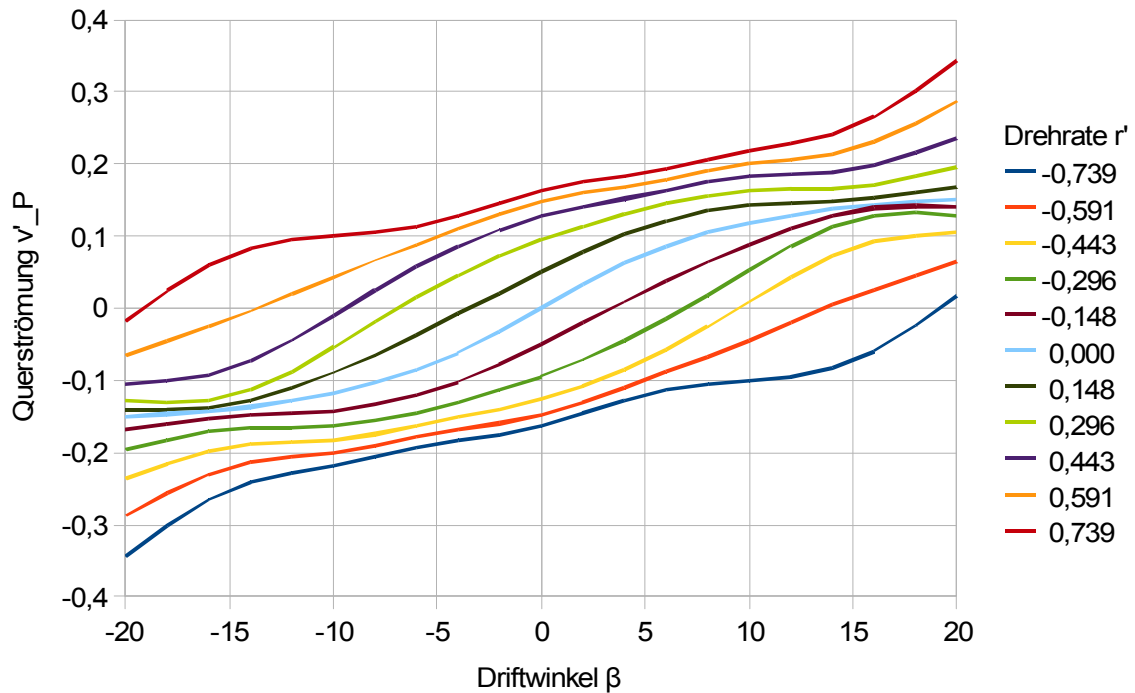


Abbildung 26: Differenz zur Querströmung für die Geradeausfahrt für ein schlankes Einpropellerschiff

Anders als von Kose festgestellt, ist der Zusammenhang zwischen Querströmung und Driftwinkel bzw. Drehrate nicht linear. Dies wird noch deutlicher in Abbildung 27, in der die Querströmung über der Starrkörperquergeschwindigkeit aufgetragen ist.

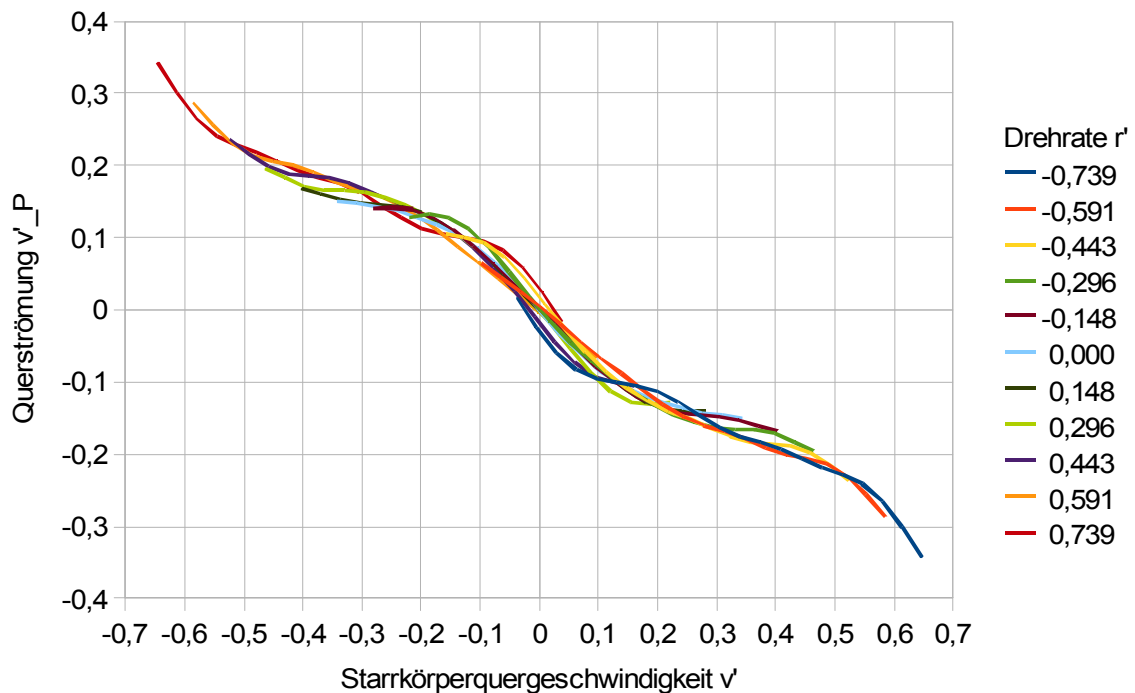


Abbildung 27: Differenz zur Querströmung für die Geradeausfahrt für ein schlankes Einpropellerschiff aufgetragen über der Starrkörperquergeschwindigkeit

Da das Ruder bei den meisten Schiffen mit einem Abstand von lediglich ein bis zwei Propellerdurchmessern hinter dem Propeller angeordnet ist, kann man davon ausgehen, dass die Querströmung in der Propeller- und der Ruderebene annähernd gleich ist. Zudem werden Schiffsruder üblicherweise im Propellerstrahl angeordnet, so dass die Richtung des Propellerstrahls, in dem die absoluten Geschwindigkeiten wesentlich größer als in der Außenströmung sind, für den effektiven Anstellwinkel entscheidender ist als die Richtung der nominellen Außenströmung. Zur Bestimmung des effektiven Anstellwinkels gibt es einen Vorschlag von Söding (vgl. Brix 1993) und Krüger (vgl. Krüger 2005). Über die Impulstheorie zur Berechnung von Propellern wird für den Schubleistungsgrad und Durchmesser des Propellers sowie die Anströmgeschwindigkeit  $v_A$  die ideale Strahlgeschwindigkeit im unendlichen Abstand hinter dem Propeller  $v_\infty$  berechnet. Es gilt:

$$v_\infty = V_A \cdot \sqrt{1 + C_{TH}}. \quad (50)$$

Hierbei ist  $c_{TH}$  der Schubleistungsgrad des Propellers:

$$c_{TH} = \frac{T}{\rho/2 \cdot V_A^2 \cdot \pi (D/2)^2}. \quad (51)$$

Für einen endlichen Abstand  $x$  hinter dem Propeller kann man die Strahlgeschwindigkeit folgendermaßen angeben:

$$v_x = v_\infty \cdot (r_\infty/r)^2 \quad (52)$$

Hierbei ist  $r$  der Strahlradius an der Position  $x$ , der sich nach Söding (vgl. Brix 1993) folgendermaßen annähern lässt:

$$r = r_0 \frac{0,14(r_\infty/r_0)^3 + r_\infty/r_0 (x/r_0)^{1,5}}{0,14(r_\infty/r_0)^3 + (x/r_0)^{1,5}}. \quad (53)$$

Auf diese Weise lässt sich die Strahlgeschwindigkeit am Ruder bestimmen. Mit der Annahme, dass die Querströmung am Propeller und am Ruder gleich groß ist, also

$$v_P = v_R, \quad (54)$$

lässt sich der effektive Anstellwinkel des Ruders ermitteln:

$$\delta_{effektiv} = \delta + \arctan(v_R/v_x). \quad (55)$$

#### 6.4 Vergleichbarkeit von Berechnungs- und Messergebnissen

Das Ziel der Manövriersimulation ist die Vorhersage der Manövrierfähigkeit des Schiffes. Deshalb müssen die Ergebnisse der Simulation mit Versuchsergebnissen verglichen werden. Diese können entweder aus Modellversuchen oder aus Messungen am echten Schiff stammen. Werden die Modellversuche in einer geschlossenen Versuchseinrichtung durchgeführt, können die Umgebungsbedingungen (wie Wind, Seegang und Strömung) genau eingestellt werden. Die gleichen Bedingungen können dann in der Simulation berücksichtigt werden. Dies ist bei Messungen an der Großausführung wesentlich schwieriger, da hier

die Umgebungsbedingungen kaum exakt erfasst werden können. Das Problem bei Modellversuchen ist, dass die Übertragbarkeit von einem maßstäblichen Modell auf die Großausführung aufgrund Reynoldszahl-abhängiger Effekte nicht unbedingt gegeben ist. So haben Kuromi und Bystöm gezeigt, dass es bei Prognose der Manövrierfähigkeit eines Kreuzfahrtschiffes große Unterschiede zwischen den Modellversuchsergebnissen und den Großausführungsmessungen geben kann (vgl. Kurimo 2003). Da die Simulation grundsätzlich der Vorhersage der Manövrierfähigkeit des Schiffes und nicht der des Modells dient, sollte sie anhand von Großausführungsmessungen kalibriert werden (vgl. Krüger 1998). Wie schon angesprochen, besteht bei der Großausführung das Problem, die Umgebungsbedingungen und den Schiffszustand genau zu spezifizieren.

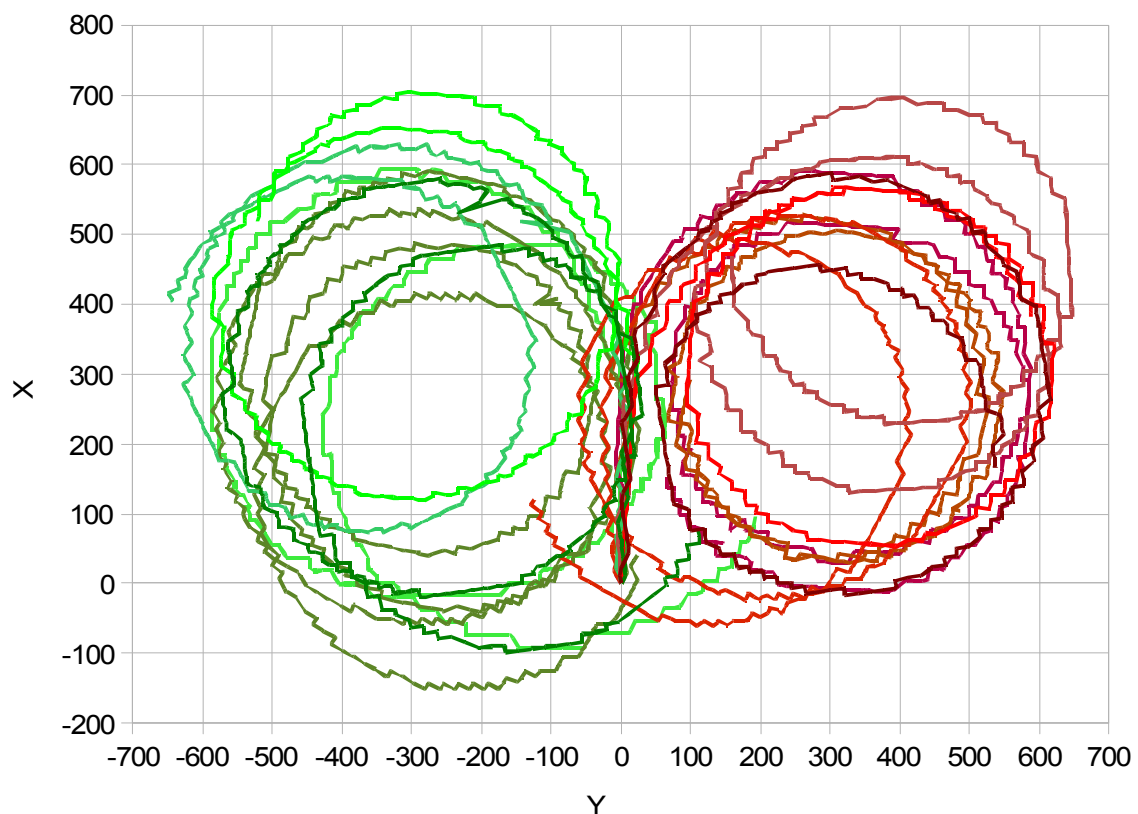


Abbildung 28: Drehkreismessungen von unterschiedlichen Schiffen einer Serie

In Abbildung 28 sind die Bahnen von Drehkreismanövern jeweils nach Backbord und nach Steuerbord von sechs baugleichen Schiffen einer Serie dargestellt. Anders als sonst üblich, wurden jeweils zwei volle Drehkreise ( $720^\circ$ ) gefahren. Die Unterschiede in den Bahnen resultieren zum einen aus unterschiedlichen Umgebungsbedingungen. Zum anderen kommt es auch zu Abweichungen durch leichte, baulich bedingte Unterschiede in den Maschinenanlagen, der Automation und der Kalibrierung der Steuerung sowie der Anfangsbedingung. Nach den Empfehlungen der IMO (vgl. IMO 1993) werden beim Drehkreis der *Fortschrittsweg* (engl. *way of advance*) sowie der *taktische Durchmesser* (engl. *tactical diameter*) des Drehkreises verglichen. Der Fortschrittsweg sollte nicht größer sein als vierein-

halb, der taktische Durchmesser nicht größer als fünf Schiffslängen. Beide Forderungen werden von dem Schiff in allen Fällen mit ca. drei Schiffslängen übererfüllt. Obwohl man bei baugleichen Schiffen von der gleichen Manövrierfähigkeit ausgehen kann, kommt es zwischen der weitesten und kürzesten Strecke aber zu Abweichungen von über einer halben Schiffslänge.

Bei der Erfassung der Manöver sind Ungenauigkeiten, die sich aus den technischen Einrichtungen ergeben, zu berücksichtigen. Die Bahn des Schiffes wird üblicherweise durch Satelliten-gestützte Navigationsdaten ermittelt. Durch einen Wechsel zwischen den zur Berechnung der Position verwendeten Satelliten während des Manövers ergeben sich Abweichungen von zum Teil mehr als 15m. Damit sind auch die Zacken in den ermittelten Bahnkurven in Abbildung 28 zu erklären. Ein anderes Problem ergibt sich aus der Trägheit der Kreiselkompassauswertung: Die Ausrichtung des Schiffes und damit auch der Zeitpunkt, zu dem das Schiff seine Richtung um  $90^\circ$  oder  $180^\circ$  geändert hat, wird über den Kreiselkompass ermittelt. Die elektronische Erfassung des Winkels hat typischerweise eine von der Dynamik des Schiffes abhängige Trägheit. Diese Probleme führen dazu, dass die Zeitverläufe der Bahnkurve und der Ausrichtung des Schiffes aus Simulationen und Messungen nur schwer übereinzubringen sind. Zum Vergleich von Messung und Simulation sollten deshalb weitere Daten mit herangezogen werden. Dies sind insbesondere die Geschwindigkeit des Schiffes sowie die Drehzahl und das Moment der Antriebswellen. Letzteres ist besonders wichtig bei der Betrachtung des Verhaltens der Maschinenanlage.



## 7 Untersuchte Schiffe

*Die in den vorhergehenden Kapiteln beschriebenen Methoden und Vorgehensweisen werden in diesem Kapitel auf eine Auswahl von Modellen und Schiffen angewendet. Im ersten Abschnitt werden einige generelle Aspekte zur Auswahl der Schiffe erläutert (Kapitel 7.1), bevor in den folgenden Unterkapiteln die Testfälle einzeln vorgestellt werden (Kapitel 7.2 bis 7.5).*

### 7.1 Erläuterungen zur Auswahl der Modelle und Schiffe

Zur Überprüfung der Funktionalität der vorgestellten Methoden werden diese im Folgenden auf verschiedene Beispielschiffe angewendet. Bei der Auswahl der Schiffe waren zwei Kriterien wesentlich: Zum einen mussten in ausreichendem Maße Versuchs- oder Großausführungsdaten für das Schiff vorliegen. Zum anderen mussten Geometrie und Bedingungen während der Messungen hinreichend genau bekannt sein. Nach diesen Kriterien wurden fünf Schiffe ausgewählt, drei Ein- und zwei Zweipropellerschiffe. Bei der Beurteilung der Berechnungsergebnisse ist immer zu berücksichtigen, dass auch Messungen mit Fehlern behaftet sind (vgl. auch Kapitel 4.1.1).

Zur detaillierten Auswertung der Nachstromergebnisse wird ein Rumpf aus der Serie-60 verwendet, weil über diesen sehr viel Versuchsmaterial (auch aus unterschiedlichen Quellen) vorliegt. Der Nachteil des Serie-60-Entwurfes ist, dass es der typischen Form der Frachtschiffe der 1950er und 1960er Jahre entspricht und deshalb nur schwer auf heutige Schiffsformen zu übertragen ist. Das zweite Einpropellerschiff ist ein völliges Mehrzweckschiff, das als C-Box bekannt geworden ist (Schiff 1). Für dieses Schiff liegt zum einen ebenfalls umfangreiches Versuchsmaterial vor, und zum anderen traten während der Modellversuche einige Ungereimtheiten auf, die einer weiteren Klärung bedurften. Die C-Box ist zudem ein in vielen Arbeiten verwendetes Beispielschiff, für das zusätzlich eine Anzahl von gut dokumentierten Großausführungsmessungen und Beobachtungen vorliegt. Bei den Zweipropellerschiffen ist die Auswahl von Vergleichsschiffen ungleich schwieriger. Der einzige ausreichend publizierte Testfall ist der DTMB 5415 (vgl. Larsson et al. 2000). Hierbei handelt es sich allerdings um den älteren Entwurf eines Militärschiffes, so dass die Übertragbarkeit auf heutige Frachtschiffe kaum gegeben ist. Deshalb fiel die Wahl auf zwei moderne Frachtschiffentwürfe. Für das erste der beiden (Schiff 2) lagen Probefahrtauswertungen vor, so dass ein Vergleich für die Manövriersimulation auch für die Großausführung möglich ist. Bei dem zweiten Schiff (Schiff 3) handelt es sich lediglich um eine Entwurfsstudie, für die jedoch umfangreiche Berechnungen durchgeführt wurden. Das letzte Schiff (Schiff 4) ist wieder ein Einpropellerschiff, das allerdings wesentlich schlanker ist als die C-Box. Das Schiff wurde im Rahmen des Off-Design-Vorhabens (vgl. Stoye et al. 2008) untersucht. Dabei wurden auch Strömungsmessungen in Driftbewegung durchgeführt.

Zur Validierung der berechneten Korrekturkurven für die Nachstromabhängigkeiten kann nur Schiff 2 verwendet werden, da nur für dieses Schiff sowohl Ergebnisse aus Manövrierversuchen existieren, als auch die Konfiguration der Großausführung hinsichtlich der Form und der Maschinenanlage vollständig bekannt ist.

## **7.2 Serie-60 $c_B=0,6$**

Das erste untersuchte Schiff ist eine der Ursprungsformen der so genannten Serie-60 (vgl. Todd 1963). Die Gestaltung der Serie-60-Rümpfe entspricht den typischen Frachtschiffen der 1950er und 1960er Jahre. Die Modellformen der Serie-60, insbesondere die mit einem Blockkoeffizienten von  $c_B=0,6$ , sind sehr häufig für Strömungsmessungen und -berechnungen verwendet worden. Darüber hinaus wurde sie in Versuchsreihen, die über das ursprüngliche Programm der Reihenuntersuchung hinausgingen (zum Beispiel zur Manövrierfähigkeit), untersucht. Somit steht für den Vergleich zwischen Berechnung und Messung sehr viel Versuchsmaterial aus unterschiedlichen Quellen zur Verfügung.

### **7.2.1 Beschreibung des Modells**

In Abbildung 29 ist der Spantenriss sowie die Bug- und Heckkontur des Serie-60-Rumpfes mit einem Blockkoeffizienten von  $c_B=0,6$  dargestellt. Die Form entspricht dem Modell 4210W aus der Untersuchung von Todd (vgl. Todd 1963).

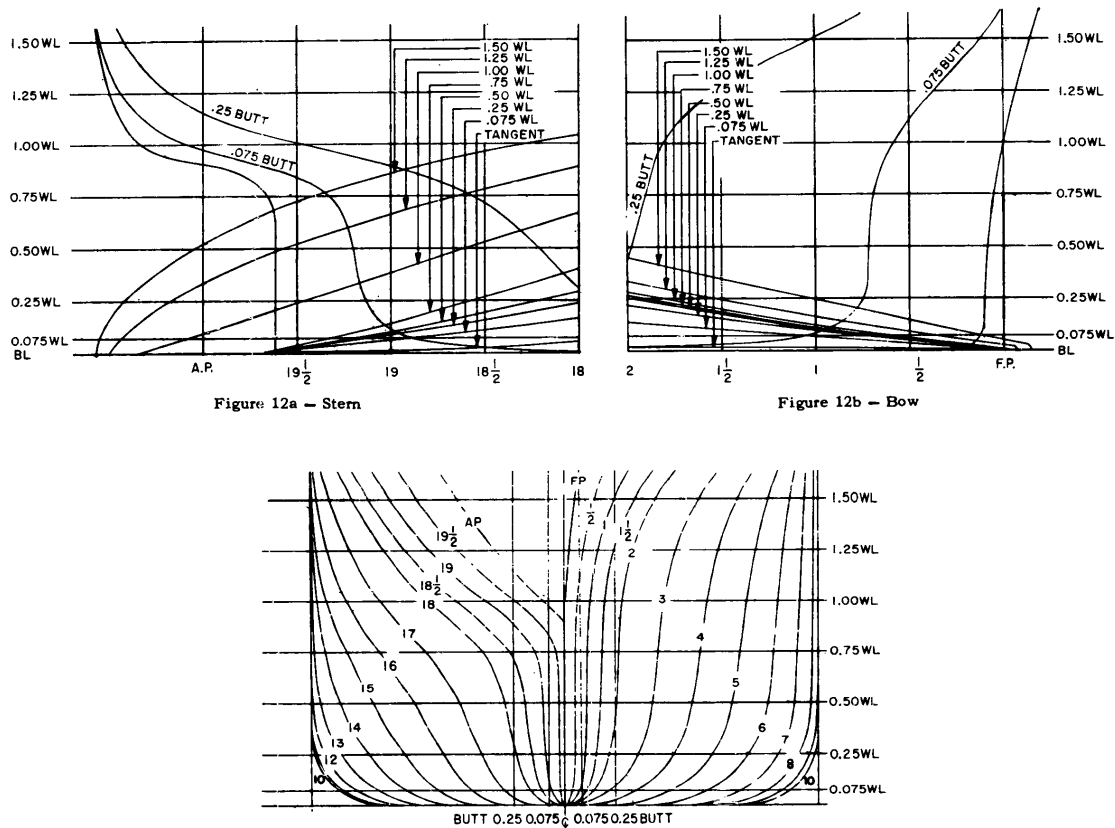


Figure 12 – Lines of Series 60 Parents.  $0.60 C_B$  (Model 4210W)

Abbildung 29: Spantenriss, sowie Bug- und Heckkontur für das Serie-60-Modell 4210W (aus Todd 1963)

In Tabelle 3 sind die Hauptdaten des Serie-60-Rumpfes dargestellt. Die Originalangaben sind im imperialen Einheitensystem, weshalb es Abweichungen durch Rundung geben kann.

|                                   |                    |
|-----------------------------------|--------------------|
| Länge zwischen den Loten $L_{PP}$ | 121,920m           |
| Breite auf Spanten B              | 16,257m            |
| Entwurfstiefgang $T_D$            | 6,501m             |
| Völligkeitskoeffizient $c_B$      | 0,6                |
| Verdrängung                       | 7750m <sup>3</sup> |
| Propellerdurchmesser $D_{Prop}$   | 4,5507m            |

Tabelle 3: Hauptdaten des Serie-60-Rumpfes

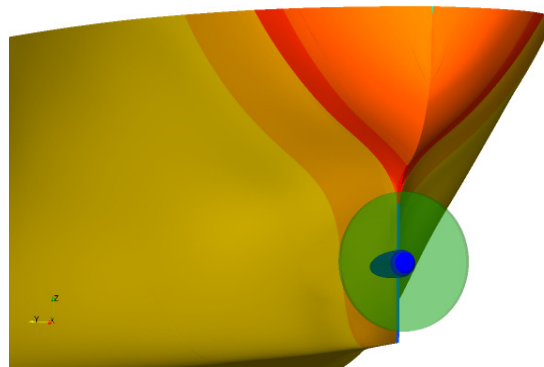
Zum Vergleich von Messungen und Berechnungen wurden Daten aus verschiedenen Modellkonfigurationen verwendet. Deren wesentliche Daten sind in Tabelle 4 dargestellt. Die Daten wurden von Todd (vgl. Todd 1963), Toda et al. (vgl. Toda et al. 1990), Oltmann (vgl. Oltmann 1974) und Longo und Stern (vgl. Longo/ Stern 2002) übernommen. In allen Modellkonfigurationen wurden Messungen des Strömungsfeldes durchgeführt. Bei Todd ge-

schah dies nur für den Entwurfsunkt in der Propellerebene. Von Toda et al. wurden Messungen auch vor und hinter dem Propeller bei unterschiedlichen Geschwindigkeiten durchgeführt. Oltmann hatte im Rahmen einer Untersuchung der Kräfte am driftenden Modell eine unerwartet deutliche Abhängigkeit der gemessenen Propellerkräfte vom Driftwinkel festgestellt. Deshalb führte er im Anschluss Nachstrommessungen für das driftende Modell durch (vgl. Oltmann 1976). Longo und Stern haben mit LDV das Strömungsfeld am Rumpf an unterschiedlichen Positionen in Geradeaus- und Driftfahrt vermessen.

| Konfiguration                           | 1       | 2       | 3       | 4a      | 4b      |
|---|---------|---------|---------|---------|---------|
| Quelle                                  | Todd    | Oltmann | Toda    | Longo   | Longo   |
| Maßstab                                 | 20,000  | 26,667  | 30,480  | 40,000  |         |
| Länge zwischen den Loten $L_{PP}$ [m]   | 6,096   | 4,572   | 4,000   | 3,048   |         |
| Untersuchte Geschwindigkeit $v_M$ [m/s] | 2,580   | 2,040   | 0,830   | 0,875   | 1,728   |
| Froudezahl $F_n$ [-]                    | 0,334   | 0,300   | 0,132   | 0,160   | 0,316   |
| Reynoldszahl $Re$ [-]                   | 1,36E+7 | 8,08E+6 | 2,89E+6 | 2,34E+6 | 4,62E+6 |

*Tabelle 4: Konfigurationen der Modelluntersuchung des Serie-60-Rumpfes*

Die Beschreibung der Geometrie von Todd (vgl. Todd 1963) ist ohne Stevenrohr und Ruderhacke. Die untersuchten Modelle müssen aber mit einem Stevenrohr und einem Ruder ausgerüstet gewesen sein, da in allen Fällen auch mit drehendem Propeller und bewegtem Ruder gemessen wurde. Deshalb wurde in das numerische Modell ein Stevenrohr integriert, dessen Durchmesser dem Nabendurchmesser des Propellers aus den Versuchen von Oltmann (vgl. Oltmann 1974) entspricht. Abbildung 30 zeigt die triangulierte Hinter-schiffsgeometrie mit dem Stevenrohr.



*Abbildung 30: Trianguliertes Hinterschiff und Berechnungsgebiet für den Serie-60-Rumpf mit Stevenrohr und Propellerkreis*

Da über die Stevenkontur und die Anordnung der Ruderhacke keine detaillierten Informationen für die unterschiedlichen Modelle vorliegen, wird keine weitere Anpassung des Stevens vorgenommen. Es sind deshalb auf jeden Fall Abweichungen zwischen den Messungen und den Berechnungen zu erwarten.

## 7.2.2 Ergebnisse der Berechnungen des nominellen Nachstroms

### *Nomineller Nachstrom für die Geradeausfahrt*

In Abbildung 31 ist der nominelle Nachstrom für die Geradeausfahrt nach den Konfigurationen 1 bis 3 dargestellt. Die oberen Abbildungen zeigen jeweils den gemessenen, die unteren den berechneten nominellen Nachstrom.

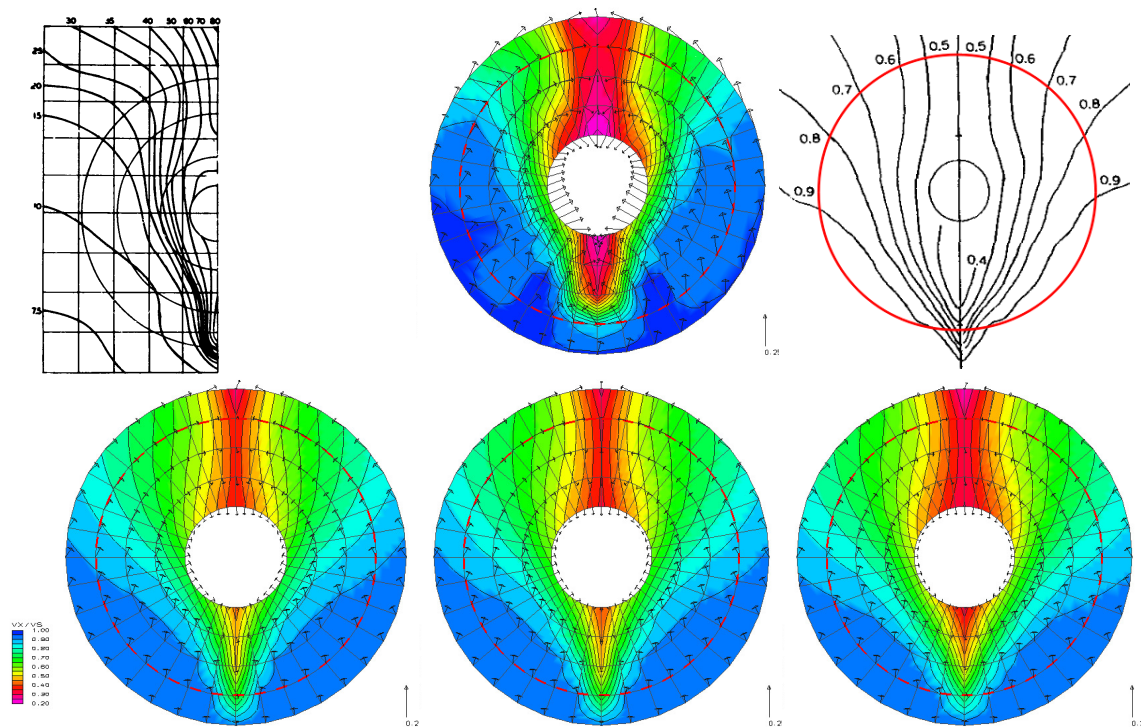


Abbildung 31: Berechneter (oben) und gemessener (unten) Nachstrom für den Serie-60-Rumpf in den Konfigurationen 1 bis 3 (von links nach rechts)

Entsprechend dem Abfall der Reynoldszahl wird die Grenzschicht von Konfiguration 1 zu 3 hin immer dicker. Das Ablösegebiet unmittelbar hinter dem Steven fällt in allen Berechnungen weniger deutlich aus als in den Messungen. Die Charakteristik der Nachströme ist in allen berechneten Fällen nahezu identisch und entspricht am ehesten dem Messergebnis aus Konfiguration 3. Dies zeigt sich auch in den Geschwindigkeitsprofilen, die in Abbildung 32 gezeigt sind. Wie in Kapitel 3.3 beschrieben, ist die Geschwindigkeit in der Grenzschicht mit der Außengeschwindigkeit und der Abstand zur Wand mit der Dicke der turbulenten Plattengrenzschicht für die Reynoldszahl normiert. Die normierten Ergebnisse der CFD-Berechnungen sind nahezu identisch, d.h. die Streuung der Versuchsergebnisse kann in der Berechnung nicht beobachtet werden. Die größte Übereinstimmung zwischen Messung und Berechnung gibt es für die Ergebnisse von Toda et al.

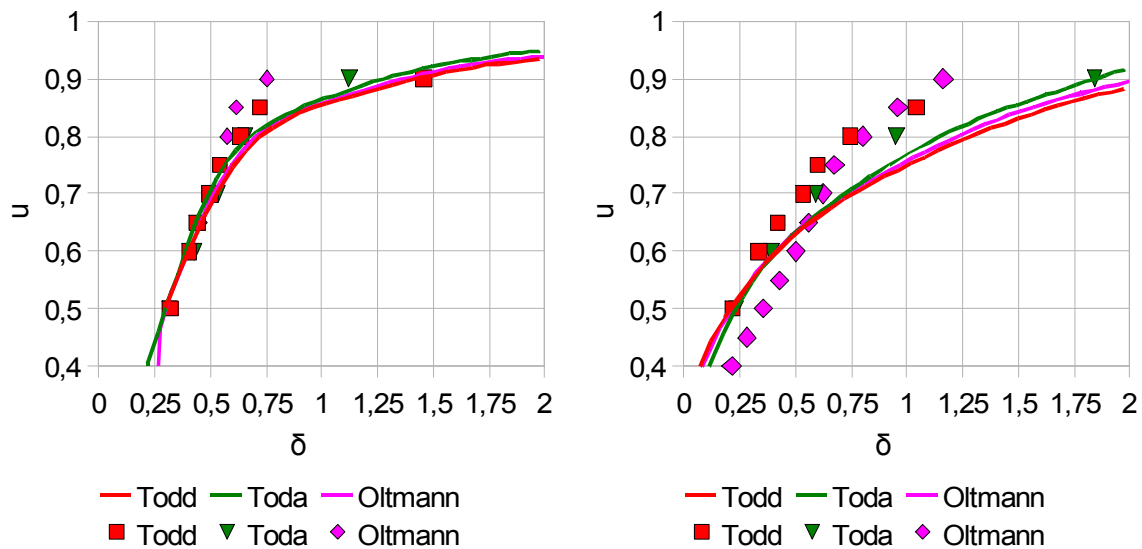


Abbildung 32: Normierte Geschwindigkeitsprofile nach den Konfigurationen 1 bis 3 im Vergleich zu gemessenen Werten auf Höhe (links) und einem halben Propellerradius oberhalb der Propellerwelle (rechts)

Tabelle 5 zeigt die Auswertung der nominellen Nachströme für die drei Konfigurationen. Der nominelle Nachstrom wird zwar relativ gut reproduziert, die Abweichung in der Nachstromgüte zeigt aber die Unterschiede zwischen den berechneten und den gemessenen Nachströmen. Der tangentielle Nachstrom  $w_T$  sowie die Querströmung  $v_Y$  sind in allen Fällen nahezu 0, da der Nachstrom symmetrisch ist. Die Abweichung der Vertikalgeschwindigkeit zwischen Messung und Berechnung ist wahrscheinlich auf den Einfluss der Oberflächenwellen zurückzuführen.

| Konfiguration/<br>Wert | 1      | 2          |         | 3      |
|------------------------|--------|------------|---------|--------|
|                        |        | Berechnung | Messung |        |
| $w_x$                  | 0,281  | 0,300      | 0,317   | 0,339  |
| $w_T$                  | 0,000  | 0,000      | 0,000   | 0,000  |
| $v_Y$                  | -0,001 | 0,000      | 0,000   | -0,001 |
| $v_z$                  | 0,038  | 0,035      | 0,074   | 0,031  |
| Nachstromgüte          | 0,584  | 0,579      | 0,466   | 0,603  |

Tabelle 5: Quantitativer Vergleich der berechneten Nachströme für Konfiguration 1-3 sowie des gemessenen Nachstroms für Konfiguration 2 für den Serie-60-Rumpf

Eine weitere Ursache für die Abweichungen zwischen Berechnung und Messung ist in der numerischen Behandlung des Kimmwirbels zu finden. In Abbildung 33 sind Konturlinien des Geschwindigkeitsbetrags zu den Berechnungsschritten 50 bis 300 nach der Konfiguration 2 dargestellt. Es sind Konturlinien der absoluten Geschwindigkeit von 10% bis 90% der Anströmgeschwindigkeit an den Spantpositionen im 20er Spant raster gezeigt.

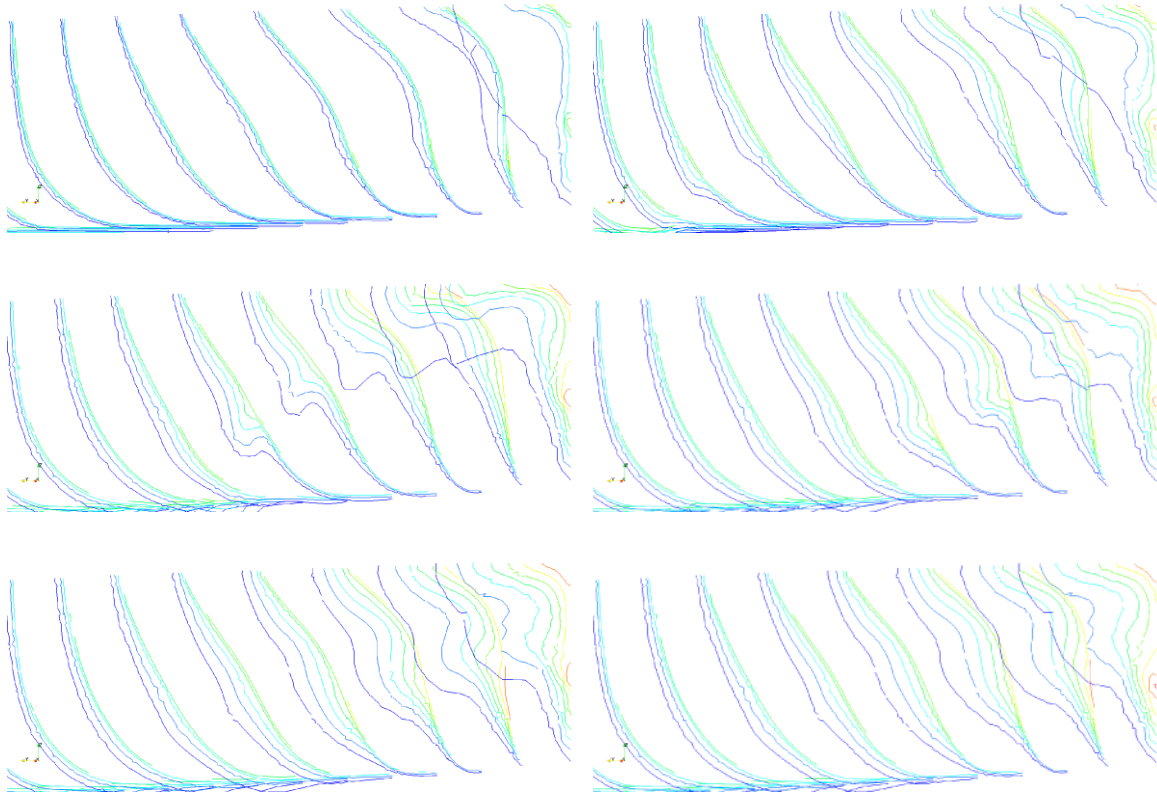


Abbildung 33: Entwicklung der Grenzschicht am Serie-60-Modell über die Berechnungsschritte 50 bis 300, zeilenweise von links oben nach rechts unten

Es ist deutlich zu erkennen, dass die Grenzschicht sich erst im Laufe der Berechnungsschritte aufbaut. Im Berechnungsschritt 150 ist eine Ausbuchtung in der Grenzschicht erkennbar, die sich ausgehend von Spant 5 nach achtern fortsetzt<sup>24</sup>. Mit der fortschreitenden Berechnung wird dieses Gebiet der verzögerten Strömung immer weiter aufgeweitet. Die beste Übereinstimmung zwischen dem gemessenen Nachstrom für diese Modellkonfiguration und der Berechnung gibt es im Zeitschritt 100. Zu diesem Zeitpunkt sind die Residuen und Kräfte aber noch nicht auskonvergiert. Somit kann dieser Berechnungsschritt nicht zur Auswertung herangezogen werden.

#### ***Nomineller Nachstrom in Driftfahrt nach Longo/Stern***

Von Longo und Stern (vgl. Longo/ Stern 2002) sind Untersuchungen mit einem Serie-60-Modell in Driftbewegung durchgeführt worden. Dabei ist das Geschwindigkeitsfeld um das Modell an verschiedenen Positionen entlang des Rumpfes für zwei Froudzahlen und zwei Driftwinkel aufgenommen worden. Die höhere Froudzahl  $Fr=0,316$  ist ähnlich zu anderen Untersuchungen für die Serie-60 Modelle. Die kleinere Froudezahl  $Fr=0,160$  ist so gewählt worden, dass nur noch mit einer geringen Störung durch die verformte freie Wasseroberfläche zu rechnen war. Obwohl der Modellmaßstab mit  $\lambda=40$  in diesem Fall sehr groß ist, soll der Fall ebenfalls zu Vergleichszwecken genutzt werden.

<sup>24</sup> Der Vergleich mit Abbildung 8 zeigt, dass sich in diesem Bereich der Kimmwirbel ausbildet.

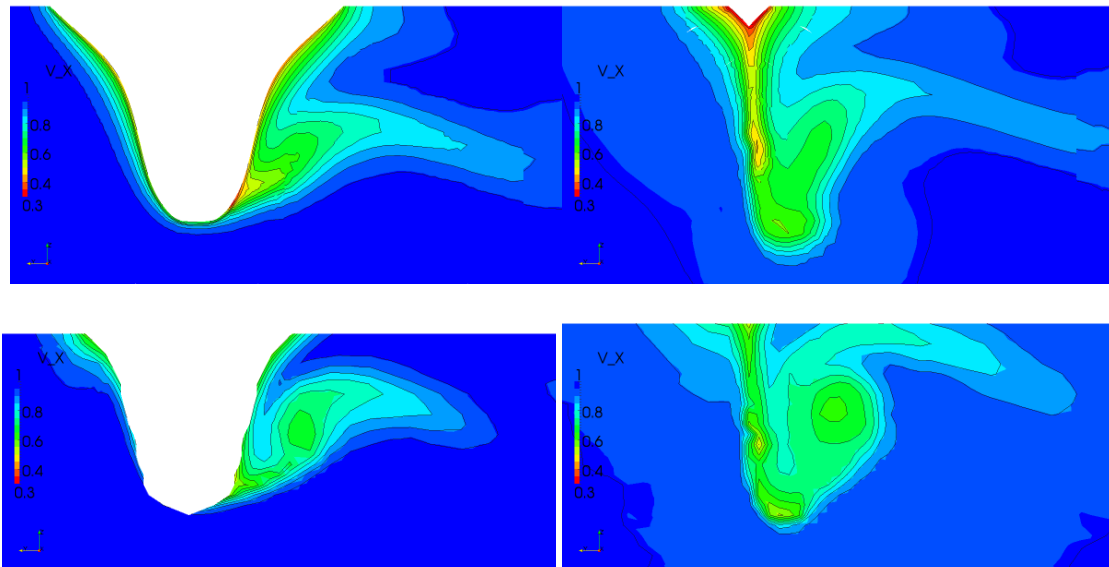


Abbildung 34: Vergleich von Berechnung (oben) und Messung (unten) nach Longo/ Stern 2002 für den Serie-60-Rumpf,  $\beta=10^\circ$ ,  $Fr=0,316$ ,  $x=0,1L_{PP}$  (links) und  $x=0$  (rechts)

In Abbildung 34 sind die Konturlinien der axialen Geschwindigkeitskomponente für die CFD-Berechnung und aus der Messung dargestellt. Die Abbildung zeigt einen Schnitt 10% der Schiffslänge vor dem hinteren Lot sowie einen Schnitt am hinteren Lot bei einem Driftwinkel von  $\beta=10^\circ$  und einer Froudzahl von  $Fn=0,316$ . Die Übereinstimmung der Charakteristik der Grenzschicht zwischen der Messung und der Berechnung ist sehr gut. Die Einflüsse der freien Oberfläche sind im Wesentlichen nur auf der Backbordseite auf dem vorderen Schnitt sichtbar, wo es Abweichungen in der Nähe der Wasserlinie gibt<sup>25</sup>. Somit zeigt sich in diesem Fall, dass auch in Drifffahrt auf eine Modellierung der freien Flüssigkeitsoberfläche verzichtet werden kann, wenn der Nachstrom im Fokus steht. Die Position und die Erstreckung des Ablösewirbels wird hingegen gut von der CFD-Berechnung erfasst. Der Wirbelkern tritt nicht so deutlich hervor, was auf die Turbulenzmodellierung zurückzuführen ist. Hier würde eine Wirbelverstärkung zu einer Verbesserung des Ergebnisses führen (vgl. Krüger et al. 2009). Das Beispiel zeigt aber, dass das gewählte Verfahren prinzipiell die strömungsmechanischen Effekte an einem driftenden Schiff abbilden kann. Im Folgenden wird durch einen detaillierteren Vergleich zwischen berechneten und gemessenen nominellen Nachströmen gezeigt, dass die Ergebnisse in qualitativer und quantitativer Hinsicht ausreichend für den Schiffsentwurf sind. Hierzu werden die Ergebnisse der Modellmessung von Oltmann verwendet.

#### ***Nomineller Nachstrom in Drifffahrt nach Oltmann***

In den Abbildungen 35 bis 40 sind die von Oltmann (vgl. Oltmann 1976) gemessenen nominellen Nachströme für die Driftwinkel  $\beta=2^\circ$  bis  $\beta=12^\circ$  im Vergleich mit den berechneten dargestellt. Das Ergebnis für die Geradeausfahrt ist in Abbildung 31 dargestellt.

<sup>25</sup> Es ist zu beachten, dass die Messung nicht bis zur freien Oberfläche reicht.

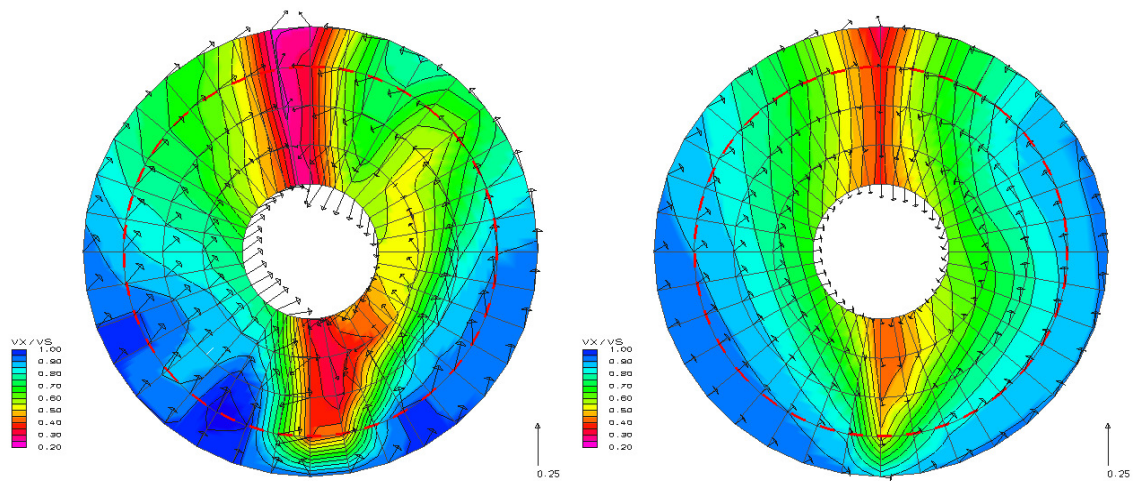


Abbildung 35: Nomineller gemessener (links) und berechneter (rechts) Nachstrom des Serie-60-Modells,  $\beta=2^\circ$

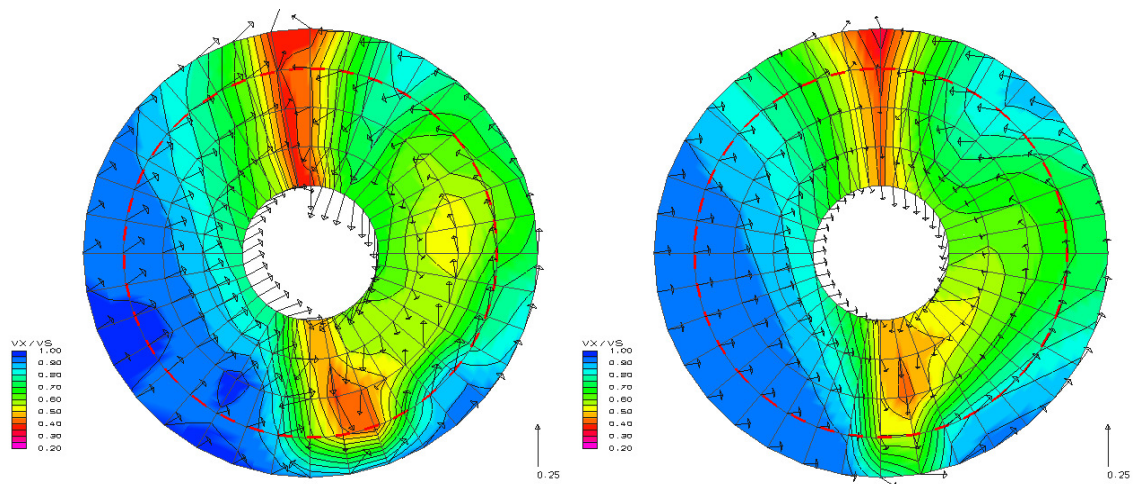


Abbildung 36: Nomineller gemessener (links) und berechneter (rechts) Nachstrom des Serie-60-Modells,  $\beta=4^\circ$

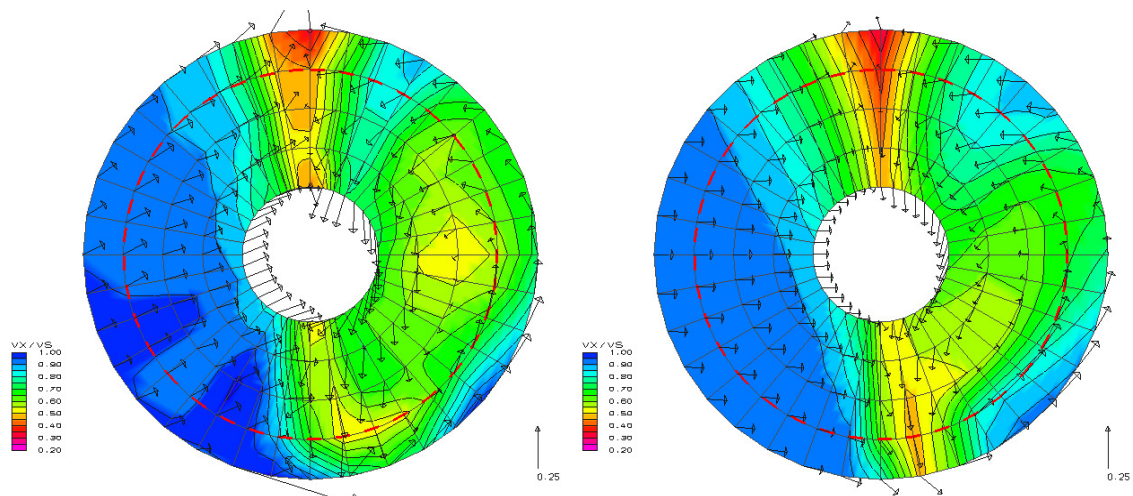


Abbildung 37: Nomineller gemessener (links) und berechneter (rechts) Nachstrom des Serie-60-Modells,  $\beta=6^\circ$

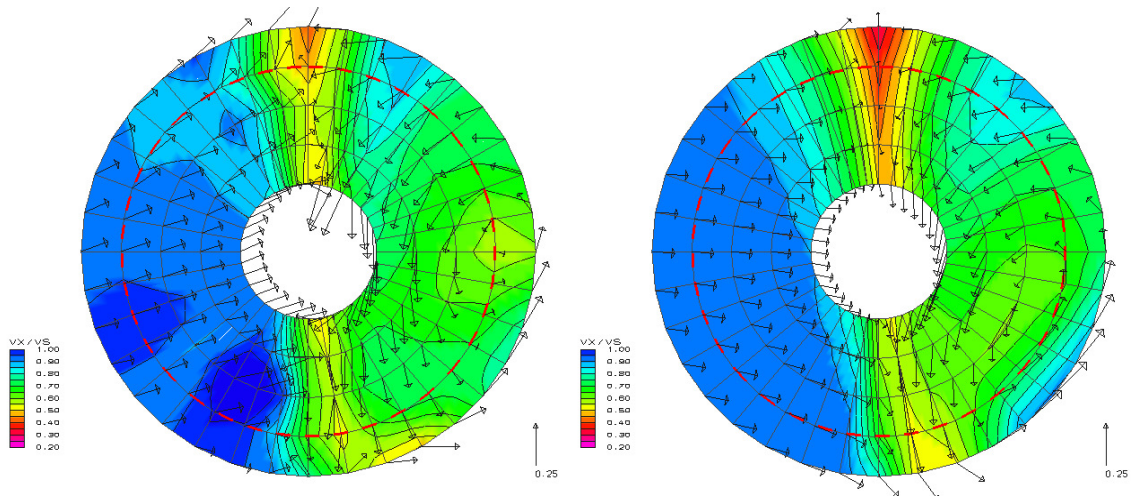


Abbildung 38: Nomineller gemessener (links) und berechneter (rechts) Nachstrom des Serie-60-Modells,  $\beta=8^\circ$

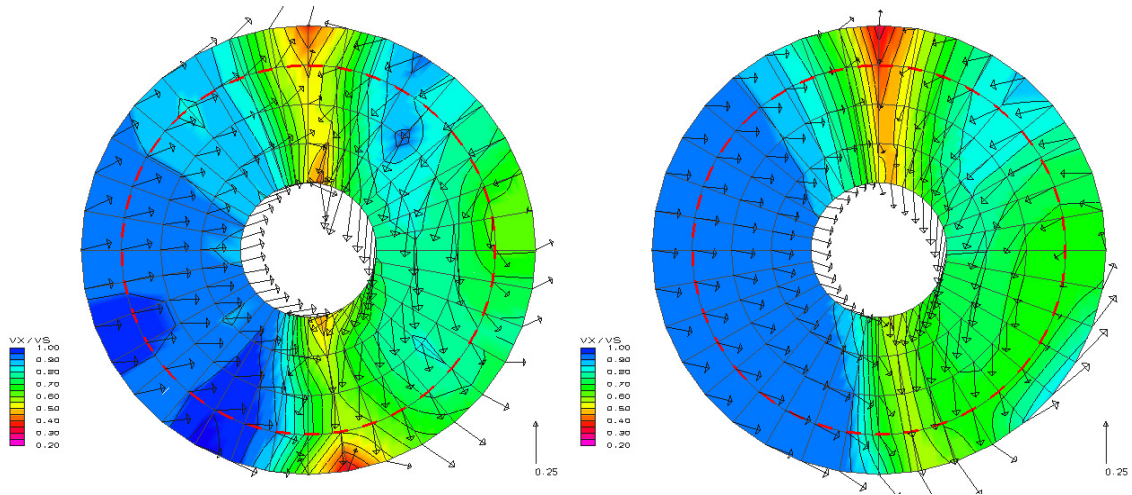


Abbildung 39: Nomineller gemessener (links) und berechneter (rechts) Nachstrom des Serie-60-Modells,  $\beta=10^\circ$

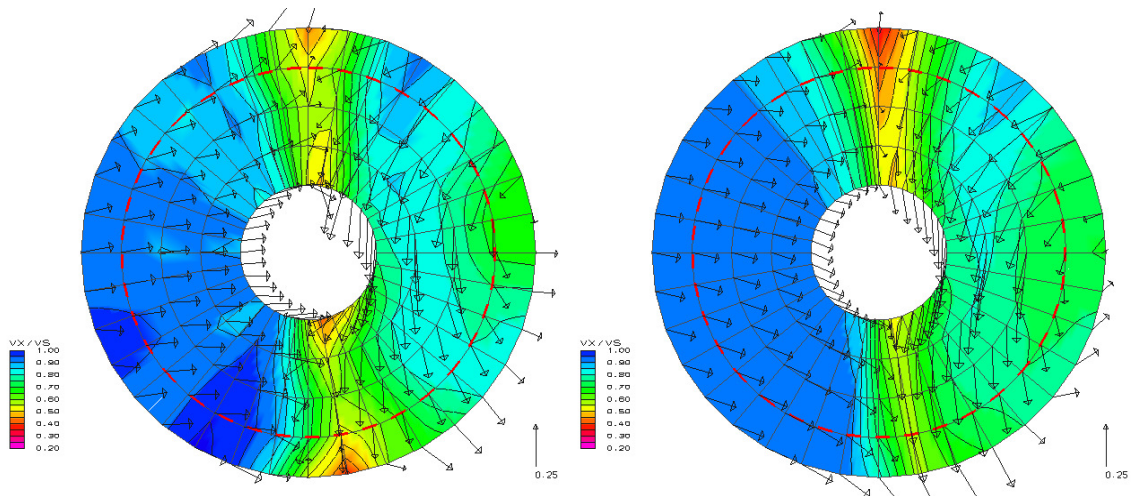


Abbildung 40: Nomineller gemessener (links) und berechneter (rechts) Nachstrom des Serie-60-Modells,  $\beta=12^\circ$

Der Vergleich der Nachstrombilder zeigt, dass insbesondere bei den kleineren Driftwinkeln die Wirbelstrukturen noch nicht deutlich genug ausgeprägt sind, um vom Turbulenzmodell richtig abgebildet zu werden. Der Wirbelkern, der in den gemessenen Nachströmen zwischen  $4^\circ$  und  $10^\circ$  sehr deutlich hervortritt, ist in den berechneten Nachströmen wesentlich weniger ausgeprägt. Mit zunehmenden Driftwinkel wird die Grenzschicht auf der Außenseite (in diesem Fall der Backbordseite) durch den Eintrag von turbulenzarmer Außenströmung geringer. Dieser Effekt wird durch die Berechnung richtig wiedergegeben. Abbildung 41 zeigt die quantitative Auswertung der gemessenen und berechneten Nachstromfelder.

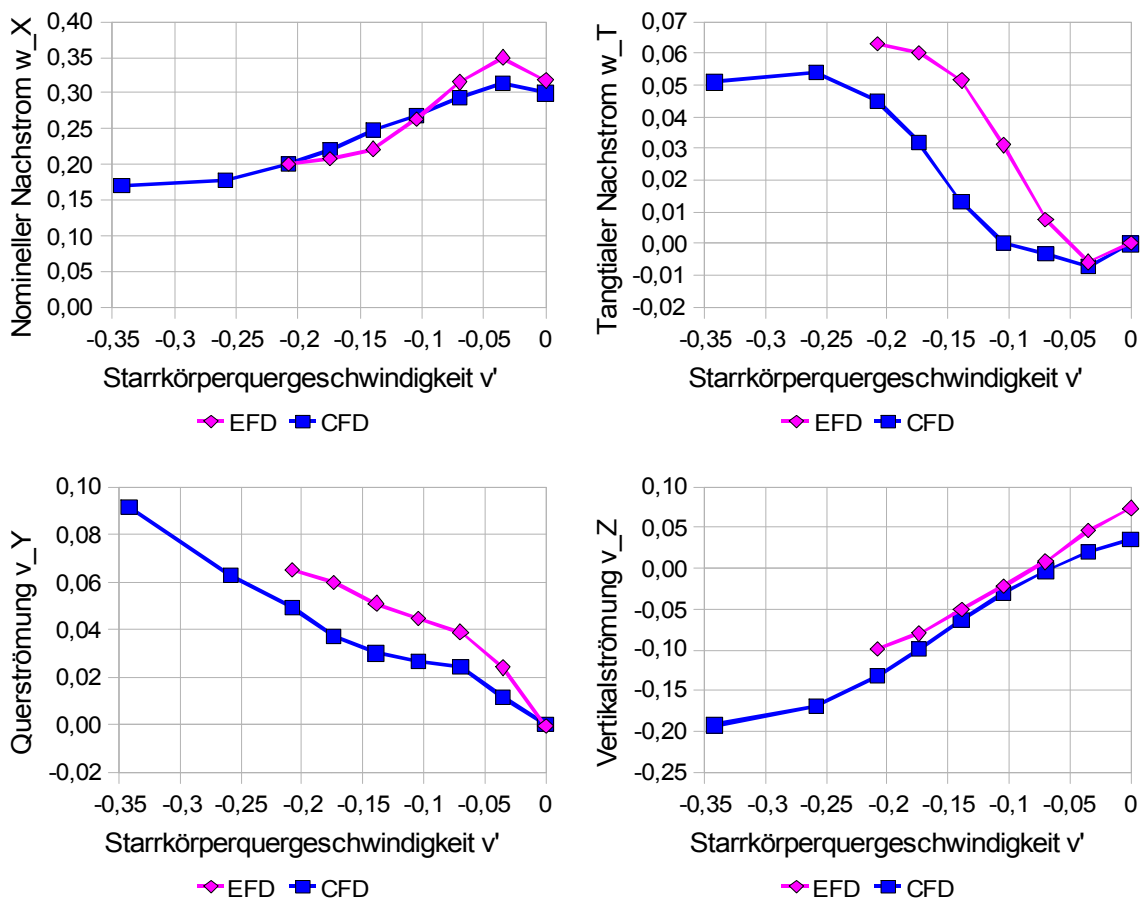


Abbildung 41: Quantitativer Vergleich der gemessenen und berechneten nominellen Nachströme für den Serie-60-Rumpf in Konfiguration 2: Axialer Nachstrom (oben links), tangentialer Nachstrom (oben rechts), Querströmung (unten links) und Vertikalströmung (unten rechts)

Der gemittelte axiale Nachstrom wird bis auf die zwei kleinsten Driftwinkel sehr gut reproduziert. Dasselbe gilt ebenso für die Vertikalströmung. Dies ist umso bemerkenswerter, als dass in der Berechnung die freie Oberfläche nicht mit modelliert wurde. Der tangentialer Nachstrom sowie die Querströmung werden qualitativ richtig reproduziert. Bei der Beurteilung ihrer Abweichungen ist zu beachten, dass die Größenordnung der Geschwindigkeiten sehr klein ist.

### 7.2.3 Ergebnisse der Berechnungen der effektiven Nachstromziffer

Mit dem im Kapitel 5.3 beschriebenen Verfahren ist auf den gemessenen und berechneten Nachstromfeldern die effektive Nachstromziffer bestimmt worden. Abbildung 42 zeigt den Vergleich mit den von Oltmann (vgl. Oltmann 1974) im Modellversuch ermittelten Werten.

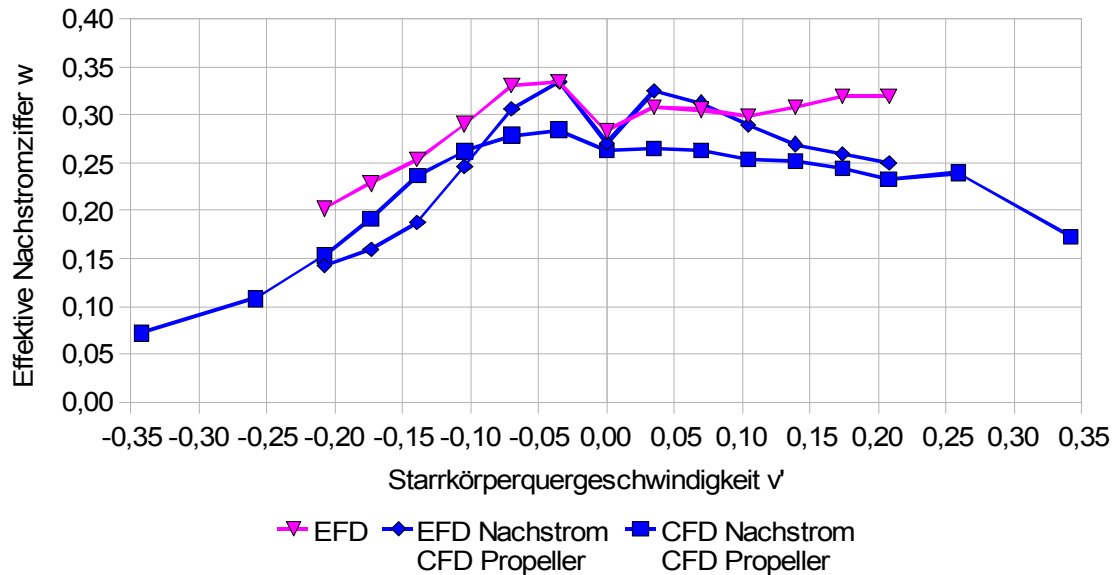


Abbildung 42: Gemessene und berechnete effektive Nachstromziffer abhängig von der Starrkörperquergeschwindigkeit

Der Vergleich zwischen Messung und Berechnung zeigt, dass das vereinfachte Verfahren zur Bestimmung des effektiven Nachstroms für die Geradeausfahrt eine sehr gute Übereinstimmung liefert. Bei einem Driftwinkel von  $2^\circ$  kommt es zu einem Anstieg der effektiven Nachstromziffer, was im Versuch bestätigt wird. Die Entwicklung zu den beiden Seiten ist asymmetrisch, was dem Propellerdrehsinn geschuldet ist. Bei größeren Driftwinkeln kommt es zu Abweichungen zwischen der Berechnung und der Messung. Als mögliche Ursachen für die Abweichungen sind der Einfluss des Ruders sowie die Tatsache zu nennen, dass die Richtung der abgehenden freien Wirbel in der Wirbelgitterberechnung nicht für die Driftströmung korrigiert wird. Der Vergleich zwischen der Messung und der Berechnung auf den berechneten Nachströmen zeigt, dass die Tendenz richtig abgebildet wird. Die Abhängigkeit der effektiven Nachstromziffer vom Driftwinkel fällt aber geringer aus.

## 7.3 Schiff 1

Das nächste untersuchte Schiff ist die C-Box, welches ein von der Flensburger Schiffbau-gesellschaft gebautes Mehrzweckschiff ist. Das Schiff ist für die Untersuchung ausgewählt worden, weil ausführliche Messdaten aus verschiedenen Versuchen vorliegen. Des Weiteren ist die Geometrie des Schiffes sowie die des Propellers bekannt<sup>26</sup>. Außerdem wurden in

<sup>26</sup> Dies gilt mit der Einschränkung, dass die Versuche mit dem kleinen Modell mit einem abweichenden Propellerentwurf durchgeführt wurden. Für diesen liegen keine detaillierten Profildaten vor.

den Versuchen zwei Aspekte beobachtet, die einer weiteren Untersuchung unterzogen werden sollen. Zum einen gab es bei den Propulsionsversuchen eine signifikante Abhängigkeit der benötigten Antriebsleistung vom Turbulenzgrad der Tankströmung. Zum anderen wurde in den Manövrierversuchen mit dem kleinen Modell eine geringe Steuer- und Kurshaltfähigkeit beobachtet, die sich in der Großausführung aber nicht bestätigte. Deshalb werden für dieses Schiff auch Großausführungsberechnungen durchgeführt. Die C-Box wurde im Rahmen des ROLL-S Vorhabens untersucht (vgl. Pereira 2002). Aus den Manövrierversuchen dieses Vorhabens lässt sich die effektive Nachstromziffer am driftenden Modell bestimmen.

### 7.3.1 Beschreibung des Modells

Die Hauptabmessungen der C-Box sind in Tabelle 6 dargestellt. Das Schiff wird angetrieben durch einen Propeller.

|                                   |         |
|-----------------------------------|---------|
| Länge zwischen den Loten $L_{pp}$ | 145,75m |
| Breite auf Spanten B              | 23,60m  |
| Entwurfstiefgang $T_D$            | 9,00m   |
| Völligkeitskoeffizient $c_B$ ca.  | 0,74    |
| Tragfähigkeit $\Delta$ ca.        | 23000t  |
| Propellerdurchmesser $D_{prop}$   | 5,40m   |
| Entwurfsgeschwindigkeit $v_D$     | 16,3kn  |

*Tabelle 6: Hauptdaten von Schiff 1*

Abbildung 43 zeigt die Hinterschiffsgeometrie des Schiffes. Das Schiff verfügt über keinen Bugwulst. Das Hinterschiff ist durch eine Knicklinie am Übergang zwischen dem Boden und der Hinterschiffsgondel geprägt.

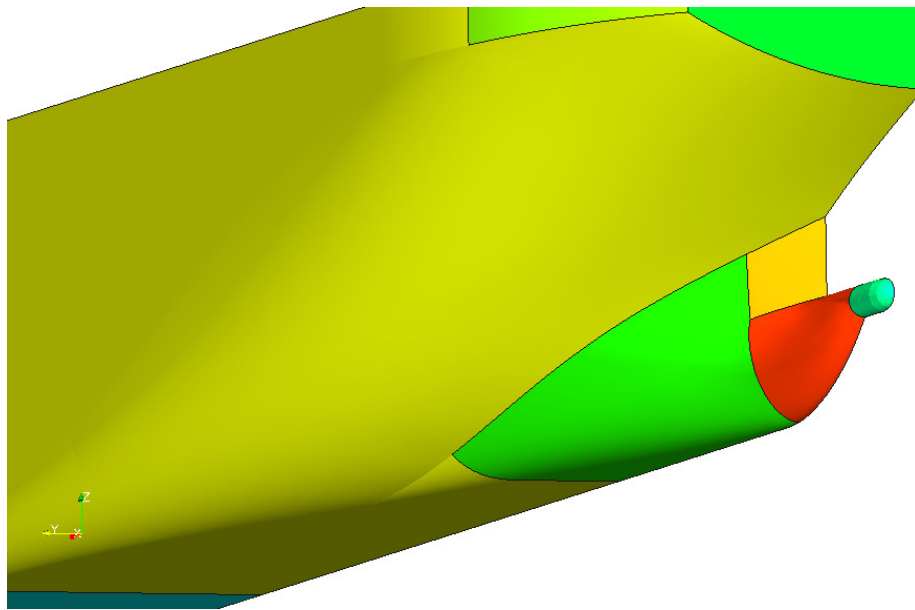


Abbildung 43: Hinterschiff von Schiff 1

Um die eingangs angesprochenen Aspekte aus dem Modellversuchen zu untersuchen, werden Berechnungen für drei verschiedene Konfigurationen durchgeführt, deren Daten in Tabelle 7 dargestellt sind. Alle Konfigurationen werden für die stationäre Geradeausfahrt untersucht. Für die Großausführung werden zudem Berechnungen für unterschiedliche Driftwinkel und für das kleine Modell für unterschiedliche Driftwinkel und Drehraten durchgeführt. Für das große Modell wird zusätzlich eine Berechnung mit einem halben Schiff mit Symmetriebedingung durchgeführt. Alle Berechnungen erfolgen nach der Froude'schen Ähnlichkeit für dieselbe Schiffsgeschwindigkeit. Die freie Oberfläche wird durch eine Symmetrieebene modelliert. Die Gitterparameter, insbesondere der Wandabstand der untersten Zellschicht, werden an die Reynoldszahlen angepasst.

| Konfiguration               | 1        | 2a       | 2b | 3        |
|-----------------------------|----------|----------|----|----------|
| Maßstab [-]                 | 29,000   | 24,091   |    | 1,000    |
| Symmetrie                   | nein     | nein     | ja | nein     |
| Modellgeschwindigkeit [m/s] | 1,528    | 1,677    |    | 8,231    |
| Reynoldszahl [-]            | 6,74E+06 | 8,90E+06 |    | 1,05E+09 |

Tabelle 7: Berechnungskonfigurationen für Schiff 1

### 7.3.2 Ergebnisse der Berechnung des nominellen Nachstroms

Wie bei dem Serie-60-Rumpf erfolgt zunächst eine Auswertung des nominellen Nachstroms.

#### *Nomineller Nachstrom aus dem Propulsionsversuch (Konfiguration 2)*

Für die Bedingungen aus dem Propulsionsversuch ist für das Schiff der nominelle Nachstrom aufgemessen worden. In Abbildung 44 sind der gemessene nominelle Nachstrom aus

dem Versuchstank sowie der berechnete Nachstrom aus den Konfigurationen 2a und 2b dargestellt.

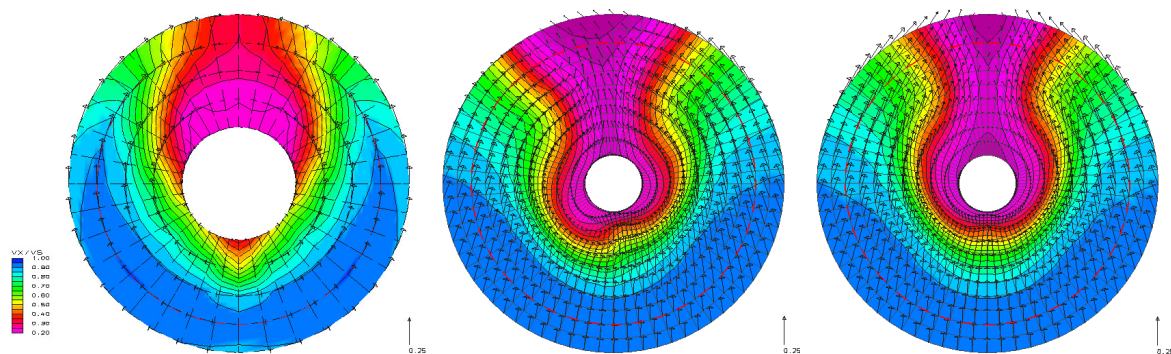


Abbildung 44: Nomineller Nachstrom von Schiff 1, gemessen (links) sowie berechnet ohne (mitte) und mit Symmetriebedingung (rechts)

Der rot gestrichelte Kreis stellt den Propellerumkreis dar. Sehr auffällig ist, dass die Ergebnisse der Berechnungen signifikant von der Messung abweichen, sowohl was die Charakteristik als auch die Geschwindigkeitsgröße betrifft. Die absolute Grenzschichtdicke wird aber sehr gut wiedergegeben. Für die Abweichungen lassen sich zwei Gründe ausmachen. Zum einen kommt es in der Berechnung zu einer Strömungsablösung vor dem Ende des Skegs; die Ablösung konnte auch im Versuchstank beobachtet werden, allerdings nicht so ausgeprägt. Abbildung 45 zeigt den Vergleich zwischen den Ergebnissen des Farbanstrichversuchs mit den berechneten Schubspannungen. Die Bereiche der nicht verlaufenen Farbe, die die Strömungsablösung kennzeichnen, stimmen sehr gut mit den Bereichen verschwindender Wandschubspannung aus den Berechnung überein. Insofern wird die Ablösung an sich in der Rechnung richtig reproduziert. Die Ausprägung im Geschwindigkeitsfeld fällt jedoch unterschiedlich aus.

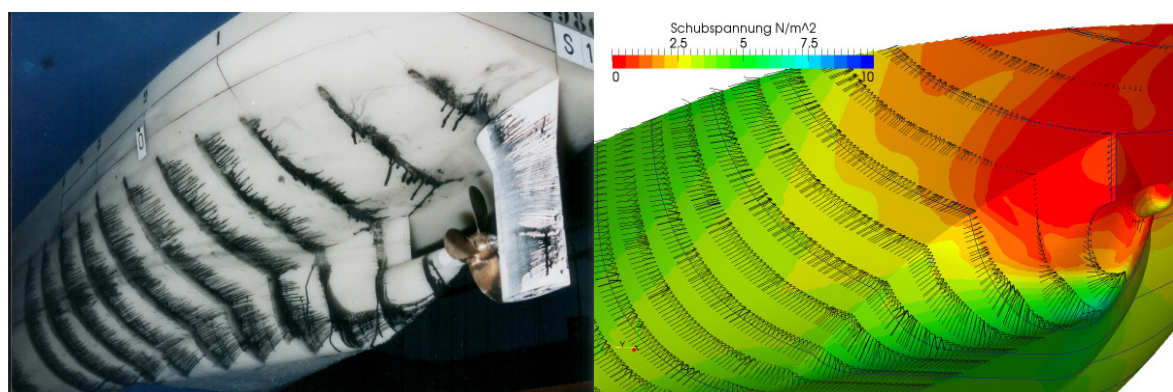


Abbildung 45: Farbanstrichversuch mit Schiff 1 (links) sowie berechnete Schubspannungen auf der Rumpfoberfläche (rechts)

Als zweiter Grund ist anzuführen, dass es wahrscheinlich auch in diesem Fall Kimmwirbel gibt, die die Grenzschicht im Versuchstank stabilisieren, die in der Rechnung durch das Turbulenzmodell aber nicht aufgelöst werden. In Tabelle 8 sind normierten Geschwindigkeitsmittel sowie die nach Fahrbach und Krüger berechnete Nachstromgüte dargestellt.

Auffällig ist hier, dass die nominelle Nachstromziffer nahezu identisch ist, obwohl die Nachströme sich in ihrer Charakteristik deutlich voneinander unterscheiden. Der Unterschied zeigt sich auch in der Nachstromgüte.

| Wert          | Versuch | Konf. 2a | Konf. 2b |
|---------------|---------|----------|----------|
| $w_x$         | 0,405   | 0,407    | 0,409    |
| $w_T$         | 0,000   | -0,017   | 0,000    |
| $v_Y$         | 0,000   | 0,003    | 0,000    |
| $v_Z$         | 0,084   | 0,115    | 0,120    |
| Nachstromgüte | 0,580   | 0,490    | 0,515    |

Tabelle 8: Quantitativer Vergleich der gemessenen und berechneten Nachströme für Schiff 1

Weiterhin sehr auffällig ist die Differenz der Ergebnisse der beiden Berechnungen: Das Nachstromfeld für die Berechnung ohne Symmetrieebene ist nicht symmetrisch und weist auch im Mittel eine andere Charakteristik als das Nachstromfeld mit Symmetrieebene auf. Die Asymmetrie kommt durch den unsteten Charakter der Ablösungen zustande, der in der instationären Berechnung wiedergegeben wird, in der Symmetrieebene jedoch teilweise unterdrückt wird. Dies zeigt sich auch in Abbildung 46, wo ein horizontaler Schnitt 4,5m oberhalb der Basis für die beiden Berechnungen dargestellt ist.

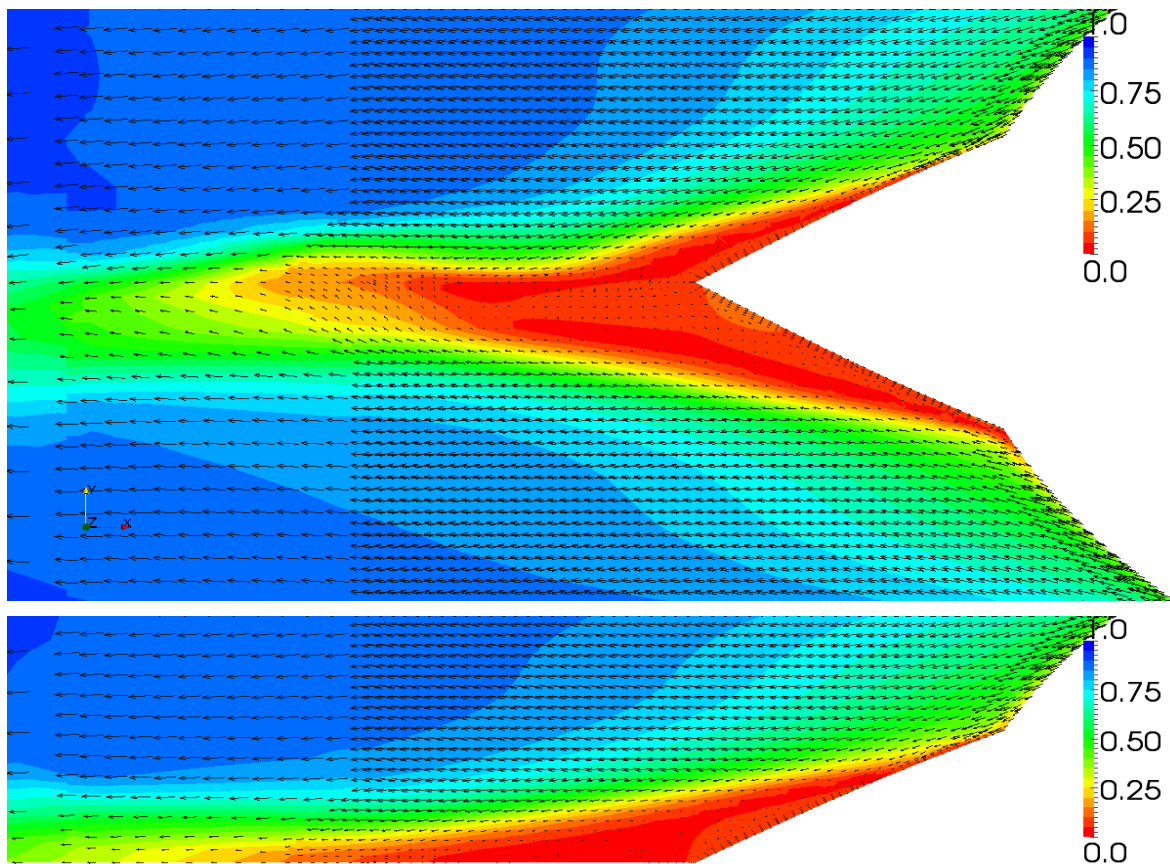


Abbildung 46: Horizontalschnitt bei  $z=4,5\text{m}$  an Schiff 2 in Konfiguration 2a (oben) und 2b (unten)

Deutlich ist zu erkennen, dass sich in der Berechnung ohne Symmetrieebene Wirbelablösungen hinter dem Skeg bilden, die in der anderen Rechnung von der Symmetriebedingung an der Mittschiffsebene unterbunden werden. Wahrscheinlich wäre in der Messung auch eine Asymmetrie im Nachstromfeld festzustellen. Es ist aber lediglich eine Seite des Nachstroms aufgemessen worden. Ein Teil der Effekte könnte auch dadurch behoben werden, dass über einen längeren Zeitraum das Geschwindigkeitsfeld gemittelt wird. Dies würde den Aufwand für die Berechnung und die Messung aber vergrößern.

### **Maßstabeffekte im nominellen Nachstrom**

In Abbildung 47 ist der nominelle Nachstrom für die Konfigurationen 1 bis 3 dargestellt. In beiden Modellberechnungen ist der Nachstrom asymmetrisch durch die transienten Ablöseeffekte. Bei dem kleineren Maßstab fällt das Ablösegebiet kleiner aus als bei dem größeren. Der berechnete Nachstrom für die Großausführung unterscheidet sich deutlich von den Nachströmen der Modelle. In der Großausführung ist keine Ablösung mehr zu beobachten. Dies erklärt die Tatsache, dass am kleinen Modell wesentlich schlechtere Steuereigenschaften als an der Großausführung beobachtet wurden. Die Ablösung am Modell führt zu wesentlich geringerer Geschwindigkeit im Propellerstrahl, und damit auch zu wesentlich kleineren Kräften am Ruder.

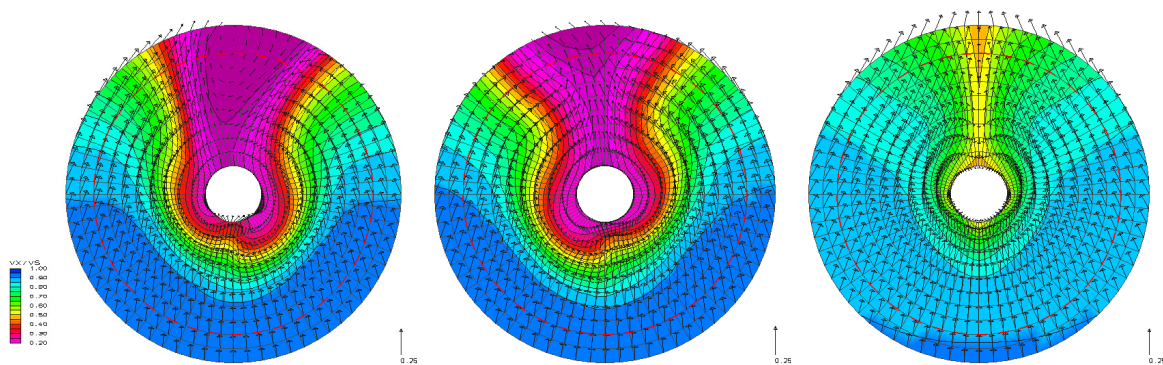


Abbildung 47: Berechneter nomineller Nachstrom von Schiff 1, Maßstäbe  $\lambda=29$  (links) und  $\lambda=24,091$  (mitte) sowie Großausführung (rechts)

In Tabelle 9 ist der Vergleich der mittleren Geschwindigkeiten sowie der Nachstromgüte für die drei Konfigurationen dargestellt.

| Konfiguration/<br>Wert | 1     | 2      | 3     |
|------------------------|-------|--------|-------|
| $w_x$                  | 0,402 | 0,407  | 0,203 |
| $w_T$                  | 0,004 | -0,017 | 0,000 |
| $v_Y$                  | 0,009 | 0,003  | 0,000 |
| $v_Z$                  | 0,102 | 0,115  | 0,138 |
| Nachstromgüte          | 0,394 | 0,490  | 0,686 |

Tabelle 9: Quantitativer Vergleich der berechneten Nachströme für unterschiedlichen Maßstäbe

Die Unterschiede zwischen den Modellnachströmen und der Großausführung zeigen sich sehr deutlich in der nominellen Nachstromziffer und der Nachstromgüte. Das Ergebnis für die Großausführung lässt sich nicht direkt verifizieren. Wenn die Ergebnisse mit denen verglichen werden, die im Rahmen der Großausführungsmesskampagne auf dem Forschungsschiff „Meteor“ ermittelt wurden, zeigt sich, dass die Größenordnung der Änderung zwischen Modell und Großausführung realistisch ist (vgl. Schwanecke et al. 1969 und Abbildung 14). Hierbei ist auch zu berücksichtigen, dass die C-Box und die Meteor beides Schiffe sind, bei denen der Propeller relativ weit vom Rumpf entfernt angeordnet ist. Bei einer numerischen Untersuchung der Meteor-Versuche hat sich gezeigt, dass das Nachstromfeld der Großausführung sehr gut reproduziert werden konnte (vgl. Marioth 2010).

### ***Nomineller Nachstrom für unterschiedliche Driftwinkel in der Konfiguration 1 und 3***

Abbildungen 48 bis 50 zeigen den nominellen Nachstrom für die Driftwinkel  $\beta=0^\circ$ ,  $2,5^\circ$ ,  $5^\circ$ ,  $7,5^\circ$ ,  $10^\circ$  und  $20^\circ$ . In dem asymmetrischen Ablösegebiet bei einem Driftwinkel von  $0^\circ$  kommt es zur Rückströmung. Die Instabilität des Ablösegebiets zeigt sich darin, dass es bereits bei einem Driftwinkel von  $\beta=2,5^\circ$  fast vollständig aufgelöst ist. Mit zunehmendem Driftwinkel bildet sich auf der Abstromseite wie in dem Serie-60-Fall ein stärker werdender Ablösewirbel aus. Auf der Außenseite, welche in diesem Fall die Backbordseite ist, herrscht im unteren Bereich fast ungestörte Zuströmung. Im oberen Bereich bildet sich am Rumpf ein weiteres Ablösegebiet, das sich erst bei Driftwinkeln größer als  $10^\circ$  auflöst.

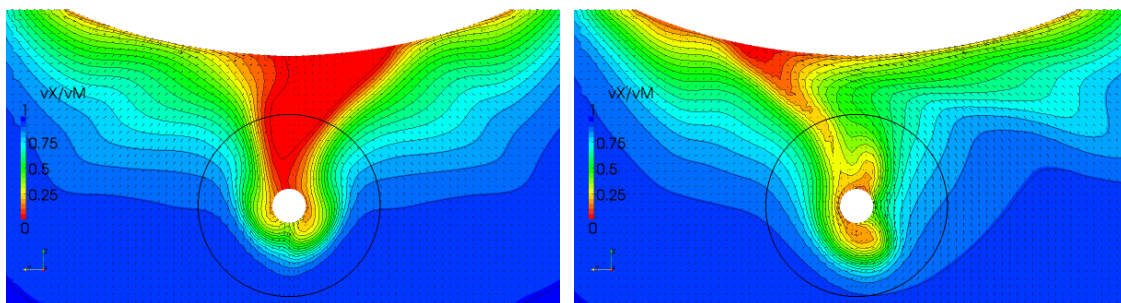


Abbildung 48: Nomineller berechneter Nachstrom für Schiff 1,  $\lambda=29$ ,  $\beta=0^\circ$  (links) und  $\beta=2,5^\circ$  (rechts)

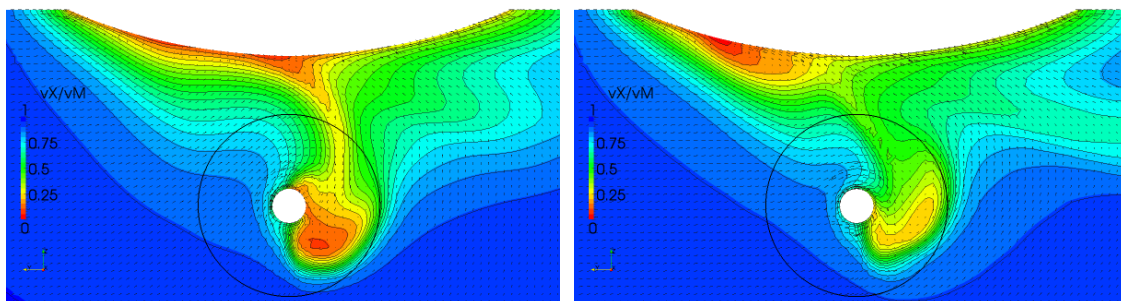


Abbildung 49: Nomineller berechneter Nachstrom für Schiff 1,  $\lambda=29$ ,  $\beta=5^\circ$  (links) und  $\beta=7,5^\circ$  (rechts)

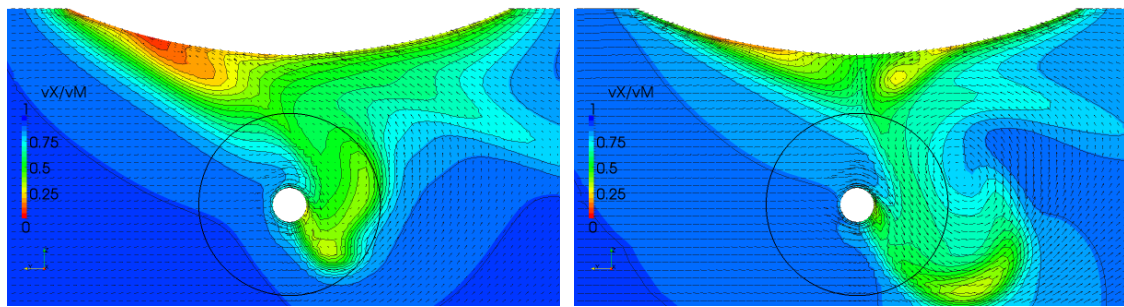


Abbildung 50: Nomineller berechneter Nachstrom für Schiff 1,  $\lambda=29$ ,  $\beta=10^\circ$  (links) und  $\beta=20^\circ$  (rechts)

Die Abbildungen 51 bis 53 zeigen den nominellen Nachstrom für dieselben Driftwinkel für die Großausführungsberechnung. Die Wirbelstruktur und die Charakteristik der Grenzschicht sind vergleichbar. Die Stärke der Strömungsverzögerung im Wirbelkern fällt aber deutlich geringer aus.

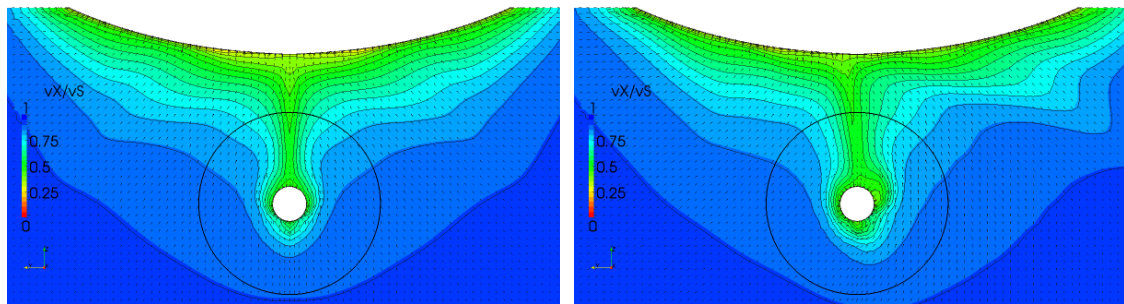


Abbildung 51: Nomineller berechneter Nachstrom für Schiff 1, Großausführung,  $\beta=0^\circ$  (links) und  $\beta=2,5^\circ$  (rechts)

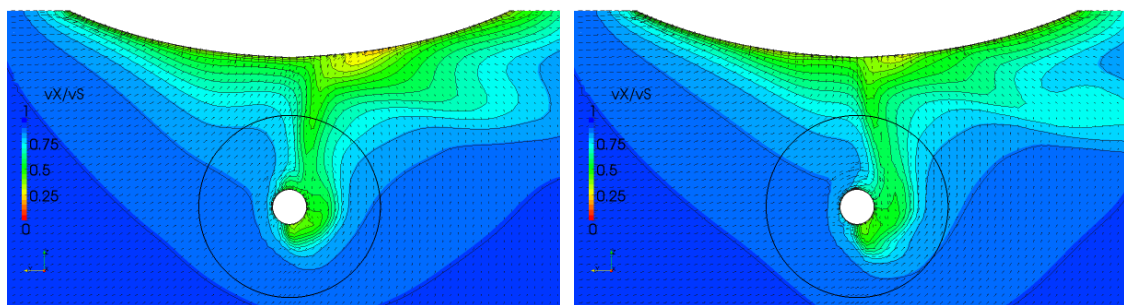


Abbildung 52: Nomineller berechneter Nachstrom für Schiff 1, Großausführung,  $\beta=5^\circ$  (links) und  $\beta=7,5^\circ$  (rechts)

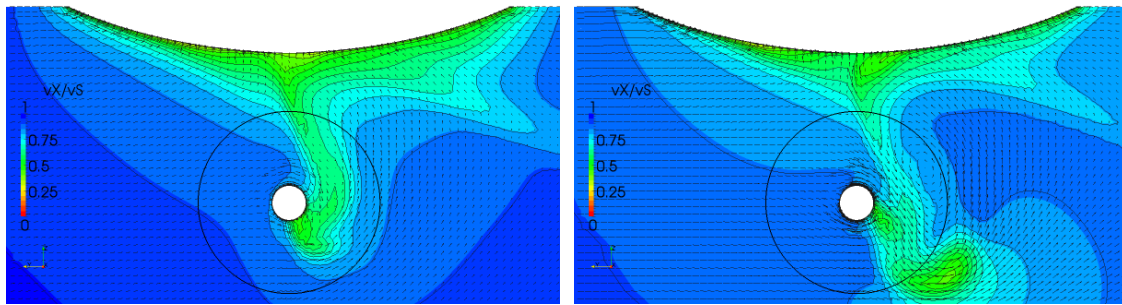


Abbildung 53: Nomineller berechneter Nachstrom für Schiff 1, Großausführung,  $\beta=10^\circ$  (links) und  $\beta=20^\circ$  (rechts)

Abbildung 54 zeigt die Auswertung der mittleren Geschwindigkeiten der berechneten Nachströme für das Modell und das Schiff in Abhängigkeit von der Starrkörperquer- geschwindigkeit. Der Vergleich der axialen Nachstromziffern zeigt, dass diese in der Groß- ausführung deutlich kleiner sind, und dass im Modell ein deutlicherer Abfall zu größeren Driftwinkeln hin festzustellen ist. Dass der axiale Nachstrom für die Großausführung nahe- zu konstant bleibt, ist durch den weniger ausgeprägten Wirbelkern und die nur geringe Ab- nahme der Starrkörpergeschwindigkeit zu erklären. Bei konstanter Bahngeschwindigkeit beträgt die Geschwindigkeit in Schiffs längsrichtung bei einem Driftwinkel von  $\beta=20^\circ$  immer noch  $w_x=1-\cos(20^\circ)=0,06$ . Die Tendenz der tangentialen Nachstromziffer ist im Modell und in der Großausführung gleich, da der Wirbel sich auf derselben Bahn be- wegt, auch wenn die Größenordnung abweicht. Festzustellen ist, dass die Quer- und die Vertikalgeschwindigkeit sowie der tangentiale Nachstrom weit weniger von der Reynolds- zahl abhängig sind als der axiale Nachstrom.

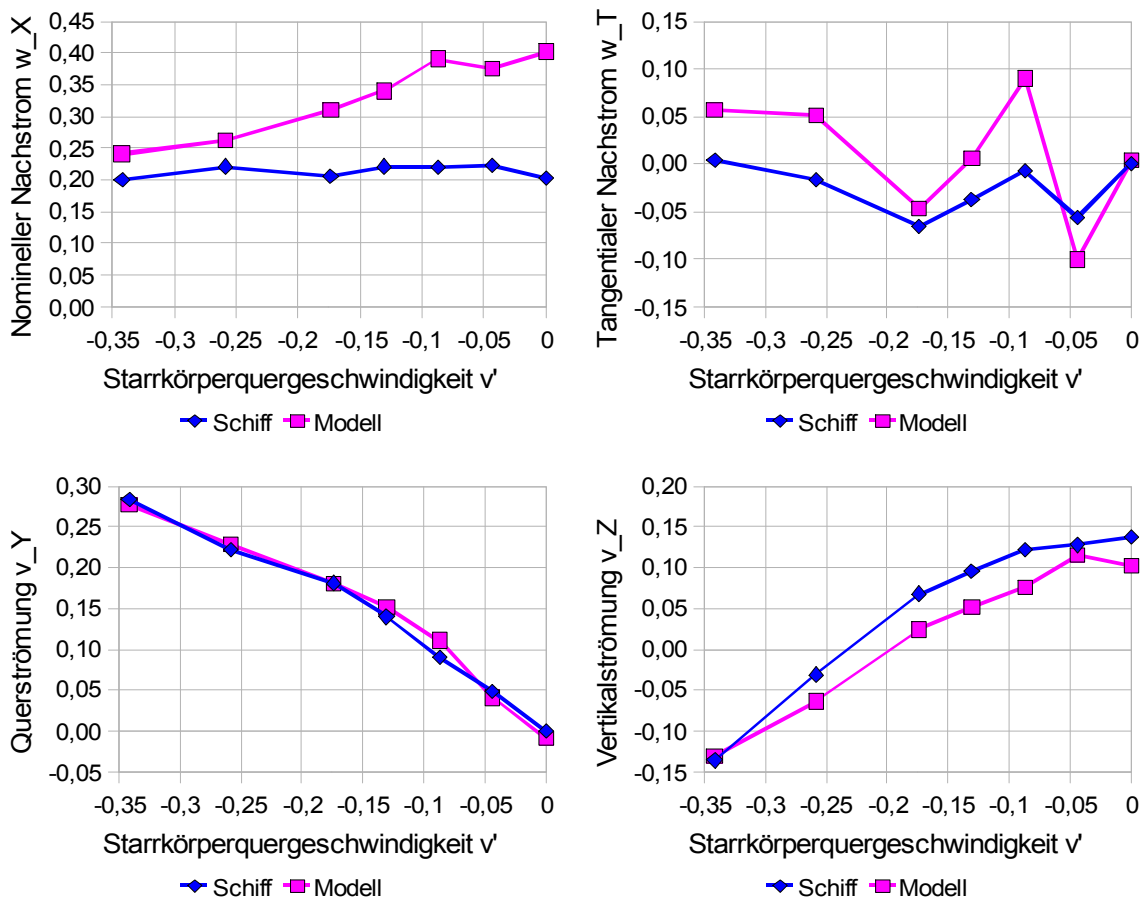


Abbildung 54: Mittlere Geschwindigkeiten für den Modellmaßstab  $\lambda=29$  und die Großausführung für Schiff 1

Die Querströmung betreffend lassen sich zwei Punkte festhalten: Erstens wird die Strömung im Mittel nur sehr schwach abgelenkt: Bis  $10^\circ$  entspricht die Querströmung in etwa der Starrkörpergeschwindigkeit. Dies ist sicherlich auf den großen Abstand zwischen Propeller und Rumpf zurückzuführen. Zweitens ist das Ergebnis für die Modell- und Großausführung nahezu identisch. Somit ist es gerechtfertigt, die Querströmung vom Modell auf die Großausführung zu übernehmen.

### ***Nomineller Nachstrom für unterschiedliche Driftwinkel und Drehraten in der Konfiguration 1***

Die Berechnung des nominellen Nachstroms wird in Konfiguration 1 zusätzlich zu den Driftwinkeln auch für unterschiedliche Drehraten durchgeführt. Abbildungen 55 bis 58 zeigen die Auswertung der nominellen Nachstromfelder. Bis auf den tangentialen Nachstrom sind alle Abhängigkeiten spiegelsymmetrisch. Durch den Propellerdrehsinn ist die Entwicklung des tangentialen Nachstroms punktsymmetrisch zur Nulllage. Für den nominellen Nachstrom gibt es für die Starrkörpergeschwindigkeiten nahe 0 eine große Abhängigkeit vom Driftwinkel. Die Verläufe des tangentialen Nachstroms ohne und mit Drehung unterscheiden sich deutlich voneinander. Für die Quer- und Vertikalströmung ist diese Abhän-

gigkeit nicht zu beobachten. Dies stellt einen deutlichen Unterschied zum Modell von Kose (vgl. Kapitel 6.3.2) dar, das am Serie-60-Rumpf entwickelt wurde. Auch ist bei großen Quergeschwindigkeiten fast keine Ablenkung der Strömung durch den Rumpf festzustellen.

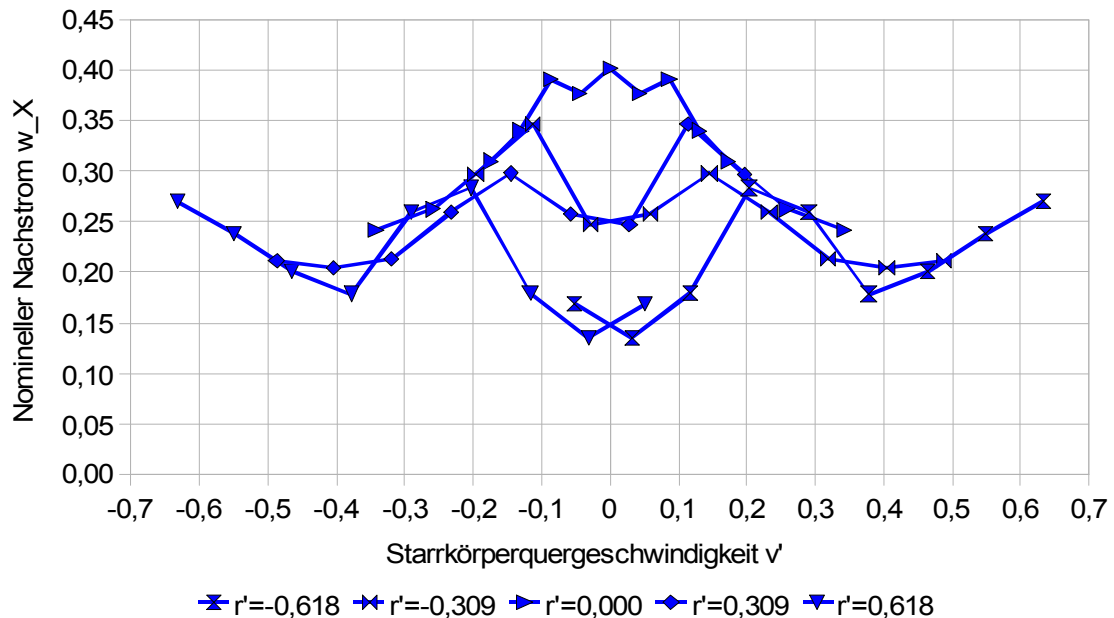


Abbildung 55: Axialer Nachstrom für Schiff 1 für unterschiedliche Drehraten abhängig von der Starrkörperquergeschwindigkeit ( $\lambda = 29$ )

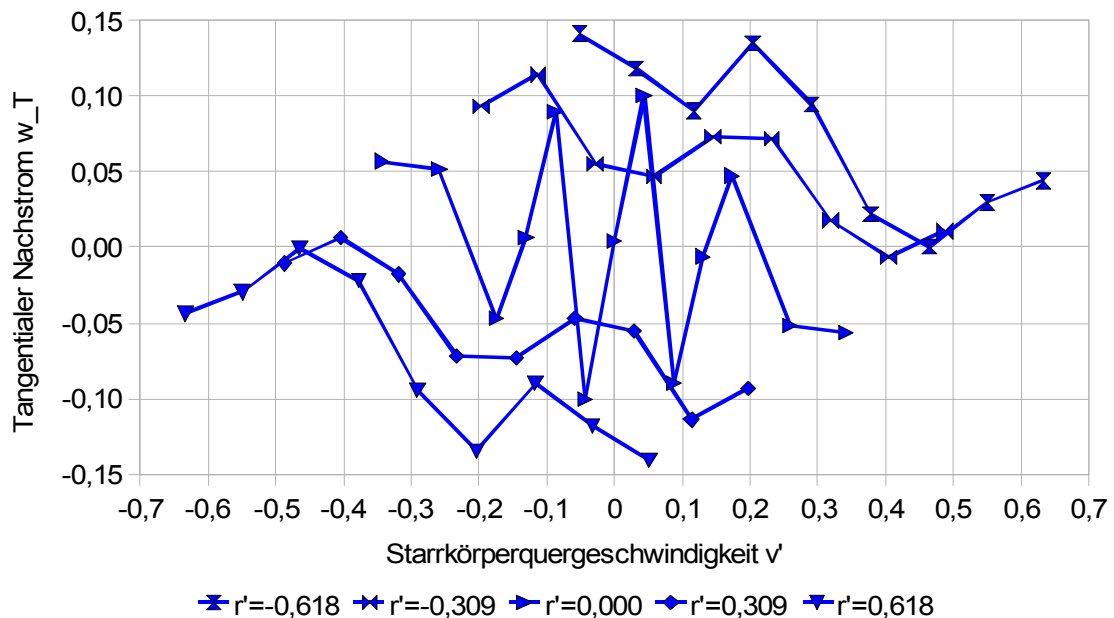


Abbildung 56: Tangentialer Nachstrom für Schiff 1 für unterschiedliche Drehraten abhängig von der Starrkörperquergeschwindigkeit ( $\lambda = 29$ )

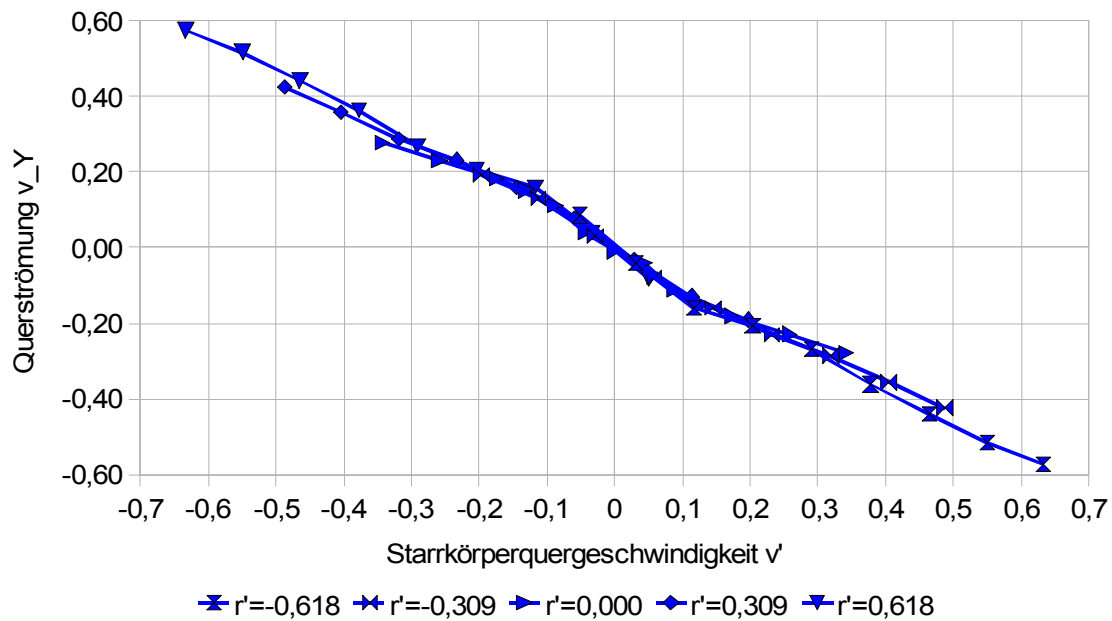


Abbildung 57: Querströmung für Schiff 1 für unterschiedliche Drehraten abhängig von der Starrkörperquergeschwindigkeit ( $\lambda = 29$ )

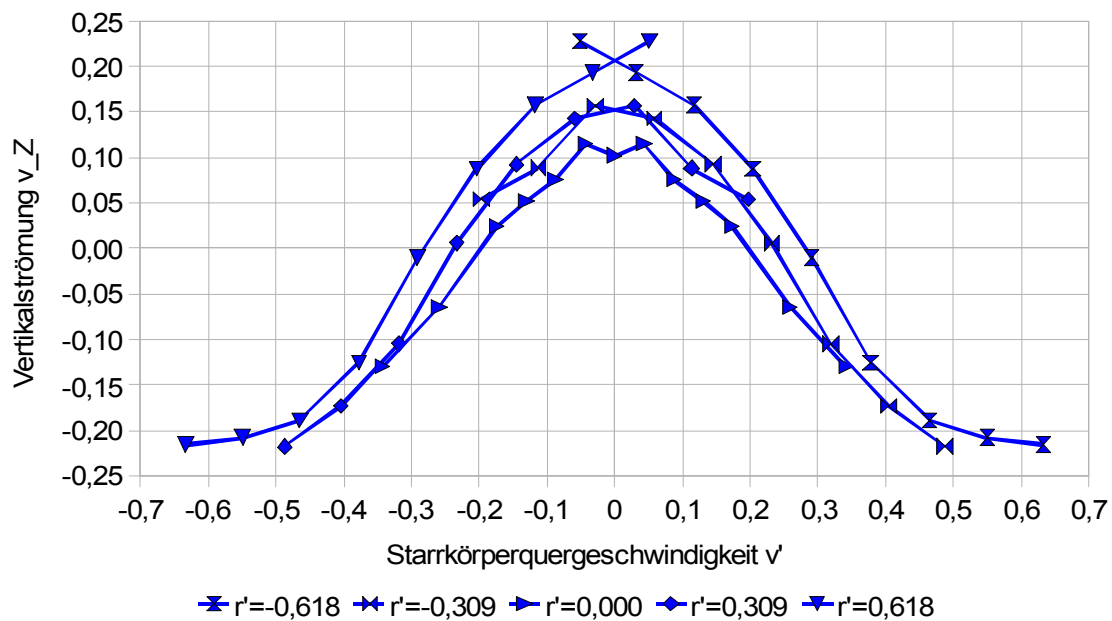


Abbildung 58: Vertikalströmung für Schiff 1 für unterschiedliche Drehraten abhängig von der Starrkörperquergeschwindigkeit ( $\lambda = 29$ )

### 7.3.3 Ergebnisse der Berechnungen der effektiven Nachstromziffer

Im Rahmen des Verbundforschungsvorhabens ROLL-S sind Manövrierversuche durchgeführt worden, die einen Vergleich von berechneten und gemessenen effektiven Nachstromziffern erlauben. Die Berechnung erfolgt mit dem in Kapitel 5.3 beschriebenen Verfahren.

Abbildung 59 zeigt die Entwicklung der effektiven Nachstromziffer abhängig von der Starrkörperquergeschwindigkeit für unterschiedliche Drehraten. Durch den Propellerdreh-sinn fällt das Bild sehr asymmetrisch aus. Die gleichen Unterschiede, die beim tangentialen Nachstrom zwischen den Bewegungen mit und ohne Drehung zu beobachten sind, zeigen sich auch in der effektiven Nachstromziffer.

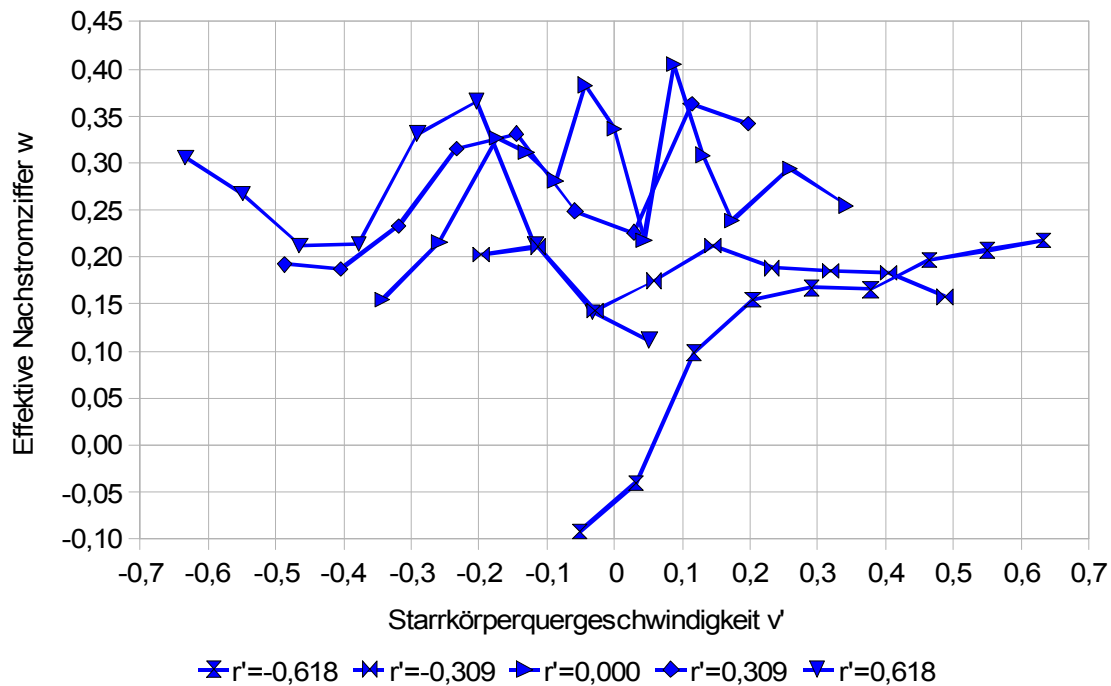


Abbildung 59: Berechnete effektive Nachstromziffer für Schiff 1 für unterschiedliche Drehraten abhängig von der Starrkörperquergeschwindigkeit ( $\lambda = 29$ )

Abbildung 60 zeigt den Vergleich zwischen den berechneten und gemessenen effektiven Nachstromziffern. Für die Geradeausfahrt ist die Übereinstimmung der berechneten und gemessenen Werte sehr gut. Die Tendenz wird auch richtig abgebildet. Bei den Driftwinkeln von  $\beta = -5^\circ$  und  $\beta = 5^\circ$  kommt es zu deutlichen Abweichungen<sup>27</sup>. Die Ursache hierfür ist sicherlich in dem sehr starken lokalen Ablösewirbel an der Unterseite des Skegs zu finden. Dies zeigt erneut die Sensibilität der effektiven Nachstromziffer für geringe Abweichungen der Strömungsverhältnisse. Für die anderen Driftwinkel ist die Übereinstimmung hingegen gut.

<sup>27</sup> Dies entspricht einer normierten Starrkörperquergeschwindigkeit von  $v' = \pm 0,09$

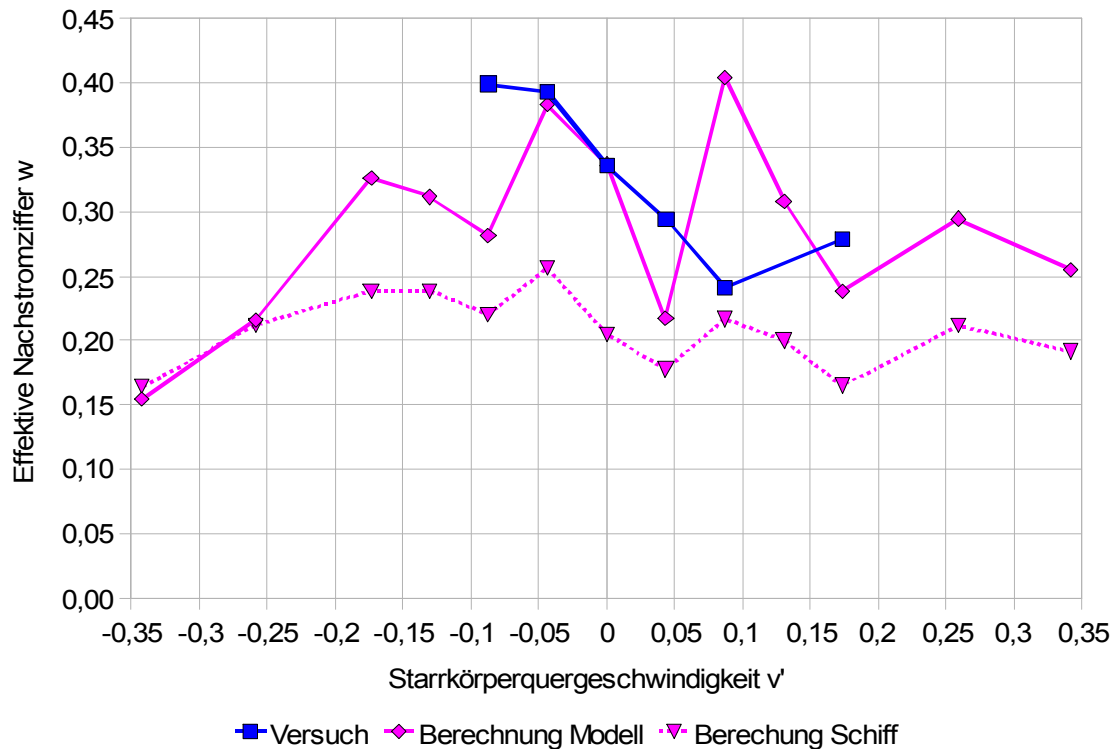


Abbildung 60: Gemessene und berechnete effektive Nachstromziffer für Schiff 1

Für die Großausführung fällt die Abhängigkeit vom Driftwinkel deutlich geringer aus. Dies deckt sich mit den Ergebnissen der nominellen Nachstromauswertung.

## 7.4 Schiff 2

Das nächste Schiff ist eine RoRo-Fähre mit zwei Propellern, die über eine konventionelle Wellenanlage angetrieben werden. Das Schiff wurde ausgewählt, weil zum einen Ergebnisse von Modellversuchen aus dem ROLL-S Vorhaben (vgl. Pereira 2002) verwendet werden konnten. Zum anderen liegen die Ergebnisse der Manövrierversuche der Probefahrten einer Serie von Schiffen dieses Typs vor, die zur Validierung der Manövierberechnungen herangezogen werden können.

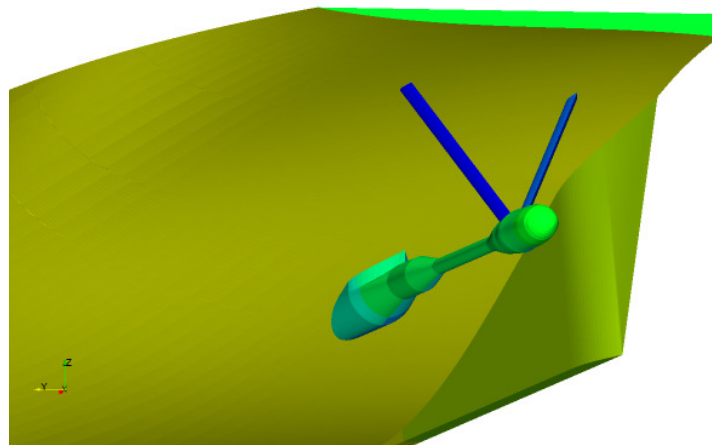
### 7.4.1 Beschreibung des Modells

Die Hauptabmessungen des Schiffes sind in Tabelle 10 dargestellt.

|                                   |         |
|-----------------------------------|---------|
| Länge zwischen den Loten $L_{PP}$ | 182,39m |
| Breite auf Spanten B              | 26,00m  |
| Entwurfstiefgang $T_D$            | 5,70m   |
| Völligkeitskoeffizient $c_B$ ca.  | 0,57    |
| Tragfähigkeit $\Delta$ ca.        | 16000t  |
| Propellerdurchmesser $D_{Prop}$   | 5,00m   |
| Entwurfsgeschwindigkeit $v_D$     | 21,5kn  |

*Tabelle 10: Hauptdaten von Schiff 2*

Bei den Propellern handelt es sich bei diesem Schiff um Verstellpropeller mit vier Flügeln. Die Nachstromberechnungen erfolgen in diesem Fall nur für eine Konfiguration, die der Untersuchung aus dem ROLL-S Vorhaben entspricht. Das Modell hat einen Maßstab von  $\lambda=21,4$ . Abbildung 61 zeigt die Hinterschiffsgeometrie mit der Wellenleitung und den Bockarmen.



*Abbildung 61: Hinterschiffsgeometrie von Schiff 2 mit Wellenleitung und Bockarmen*

#### **7.4.2 Ergebnisse der Berechnung des nominellen Nachstroms**

Die Auswertung des nominellen Nachstroms erfolgt in zwei Schritten: Im ersten Schritt wird das Nachstromfeld in der Geradeausfahrt im Entwurfspunkt betrachtet. Im zweiten Schritt erfolgt eine qualitative Betrachtung und quantitative Auswertung in Dreh- und Driftfahrt.

##### ***Ergebnisse für den Entwurfspunkt***

Im Rahmen der Projektierung des Schiffes ist der nominelle Nachstrom aufgemessen worden. In Abbildung 62 sind der gemessene und der berechnete nominelle Nachstrom dargestellt.

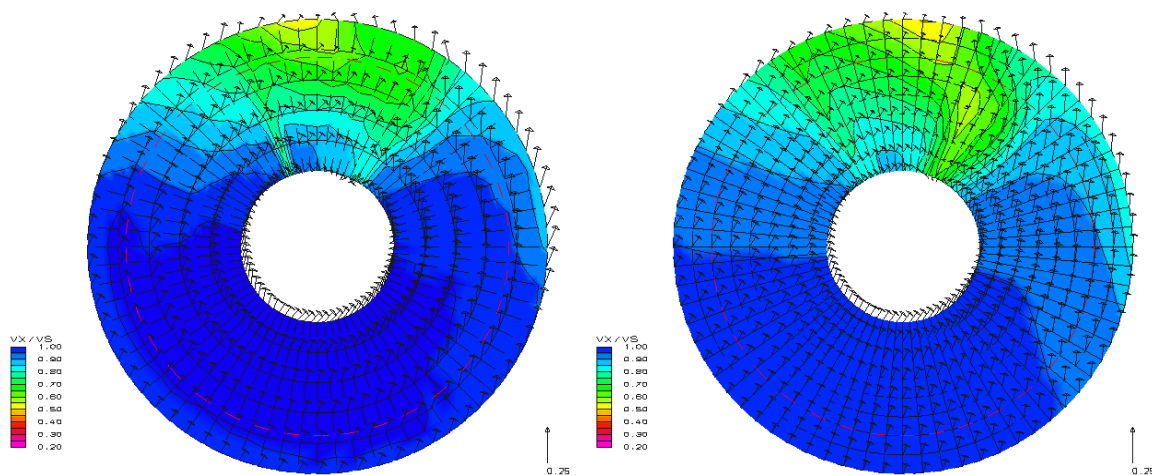


Abbildung 62: Nomineller gemessener (links) und berechneter (rechts) Nachstrom von Schiff 2

Die qualitative und quantitative Übereinstimmung der Berechnungen und Messungen ist sehr gut. Die absolute Dicke der Grenzschicht wird in der CFD-Berechnung etwas überzeichnet. Die Charakteristik des Nachstromfelds zeigt hingegen eine große Übereinstimmung, die sich auch in der Auswertung der nominellen Nachströme zeigt, die in Tabelle 11 dargestellt ist.

| Größe         | Messung | Berechnung |
|---------------|---------|------------|
| $w_x$         | 0,078   | 0,108      |
| $w_T$         | -0,009  | -0,014     |
| $v_y$         | 0,028   | 0,032      |
| $v_z$         | 0,087   | 0,087      |
| Nachstromgüte | 0,680   | 0,697      |

Tabelle 11: Quantitativer Vergleich des gemessenen und berechneten Nachstroms von Schiff 2

### **Ergebnisse nominellen Nachstromberechnungen in Drift und Drehung**

Für verschiedene Driftwinkel von  $\beta=0^\circ$  bis  $\beta=20^\circ$  und Drehraten von  $r'=-0,595$  bis  $r'=0,595$  werden Nachstromberechnungen durchgeführt. In den Abbildungen 63 bis 67 sind die Strömungsfelder in der Propellerebene für die Driftwinkel  $\beta=0^\circ$ ,  $2,5^\circ$ ,  $5^\circ$ ,  $10^\circ$  und  $20^\circ$  gezeigt. In der Geradeausfahrt ist der Nachstrom durch den Schatten der Bockarme, der Wellenleitung und des Totholzes geprägt. Für einen Driftwinkel von  $\beta=2,5^\circ$  sind die Unterschiede zwischen der Innenseite – in diesem Fall der Steuerbordseite – und der Außenseite sehr gering. Mit zunehmendem Driftwinkel nimmt die Grenzschichtdicke auf der Außenseite ab. Die Strömung auf der Innenseite ist durch den Ablösewirbel vom Totholz geprägt. Außerdem wird die Strömung vom Totholz derart abgelenkt, dass fast keine Querströmung mehr vorliegt. Die Unterschiede zwischen der Innen- und Außenseite zeigen sich auch im Vergleich der mittleren Geschwindigkeiten.

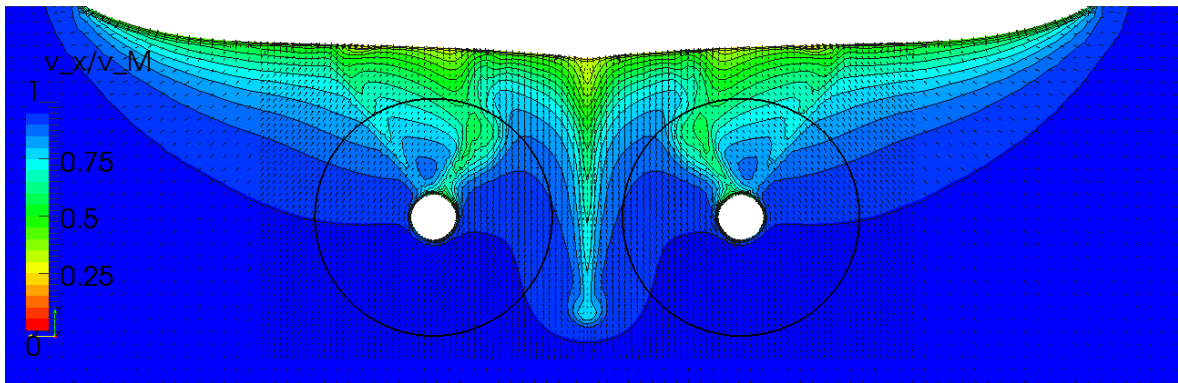


Abbildung 63: Berechnetes nominelles Nachstromfeld für  $\beta=0^\circ$  von Schiff 2

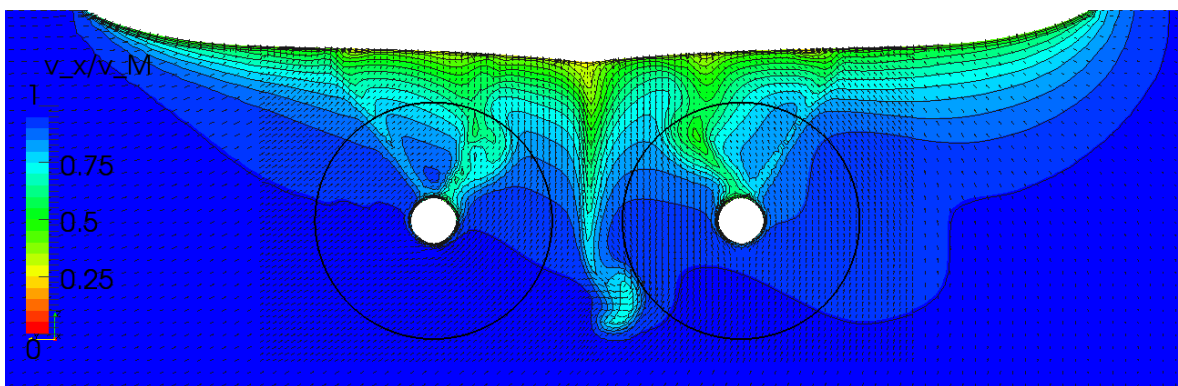


Abbildung 64: Berechnetes nominelles Nachstromfeld für  $\beta=2,5^\circ$  von Schiff 2

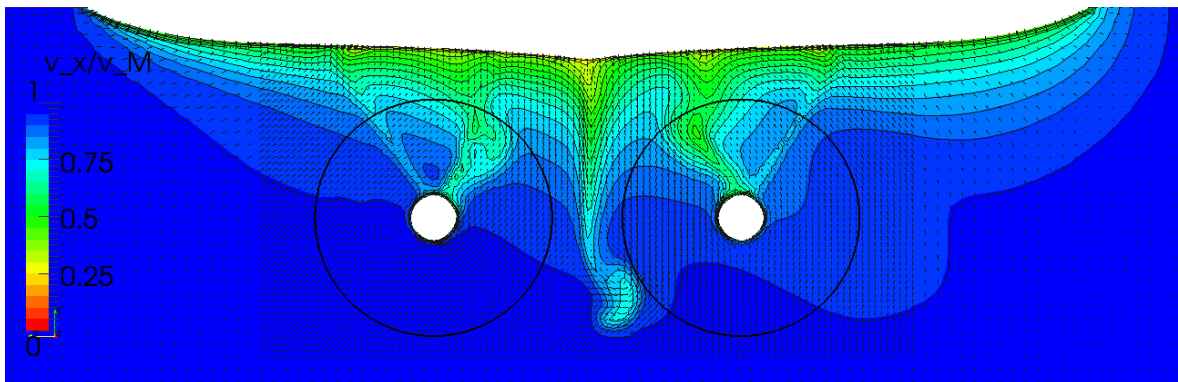


Abbildung 65: Berechnetes nominelles Nachstromfeld für  $\beta=5^\circ$  von Schiff 2

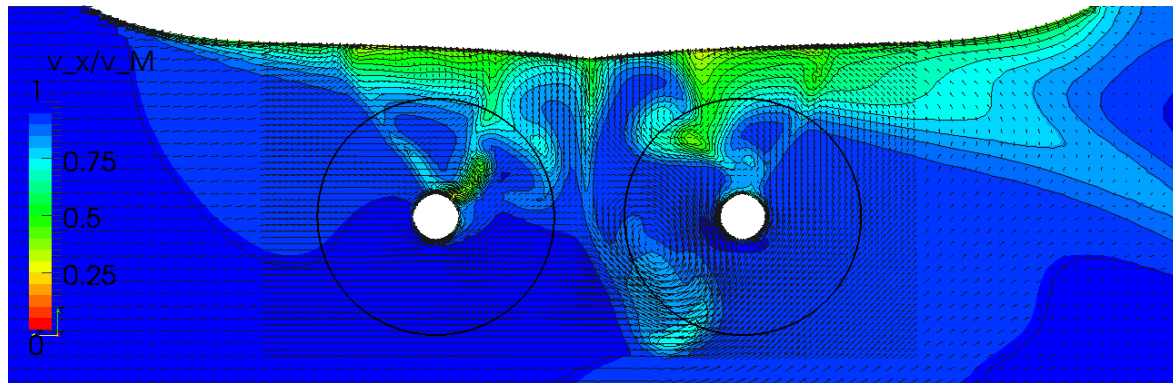


Abbildung 66: Berechnetes nominelles Nachstromfeld für  $\beta=10^\circ$  von Schiff 2

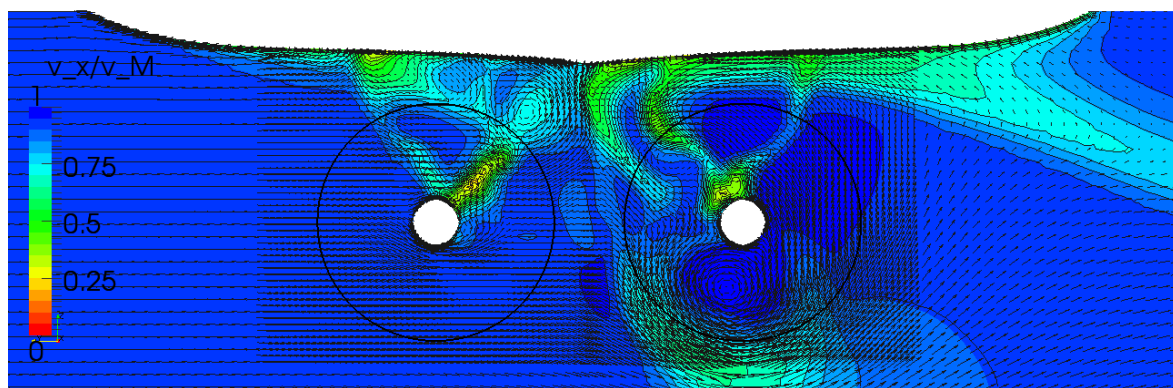


Abbildung 67: Berechnetes nominelles Nachstromfeld für  $\beta=20^\circ$  von Schiff 2

In den Abbildungen 68 bis 71 sind die mittleren Geschwindigkeiten aus den nominellen Nachströmen dargestellt. Die grünen Kurven sind jeweils für den Steuerbord und die roten für den Backbordpropeller. Für den axialen Nachstrom (Abbildung 68) sind zwei wesentliche Aspekte hervorzuheben. Zum einen ist die Änderung des axialen Nachstroms bei großen Drehraten und Driftwinkeln, das heißt  $|v'| > 0,3$ , deutlich größer als die Änderung der axialen Starrkörpergeschwindigkeit. Zum anderen führt die Überlagerung großer Drehraten mit dazu nicht passenden Driftwinkeln, das heißt  $r' \gg 0$  und  $\beta \ll 0$  bzw.  $r' \ll 0$  und  $\beta \gg 0$  zu einer deutlichen Veränderung des Nachstrom. Letztere Zustände treten am manövrierenden Schiff auf, wenn es aus einer Drehbewegung in die Gegenrichtung gedreht wird wie zum Beispiel beim Williamson-Turn.

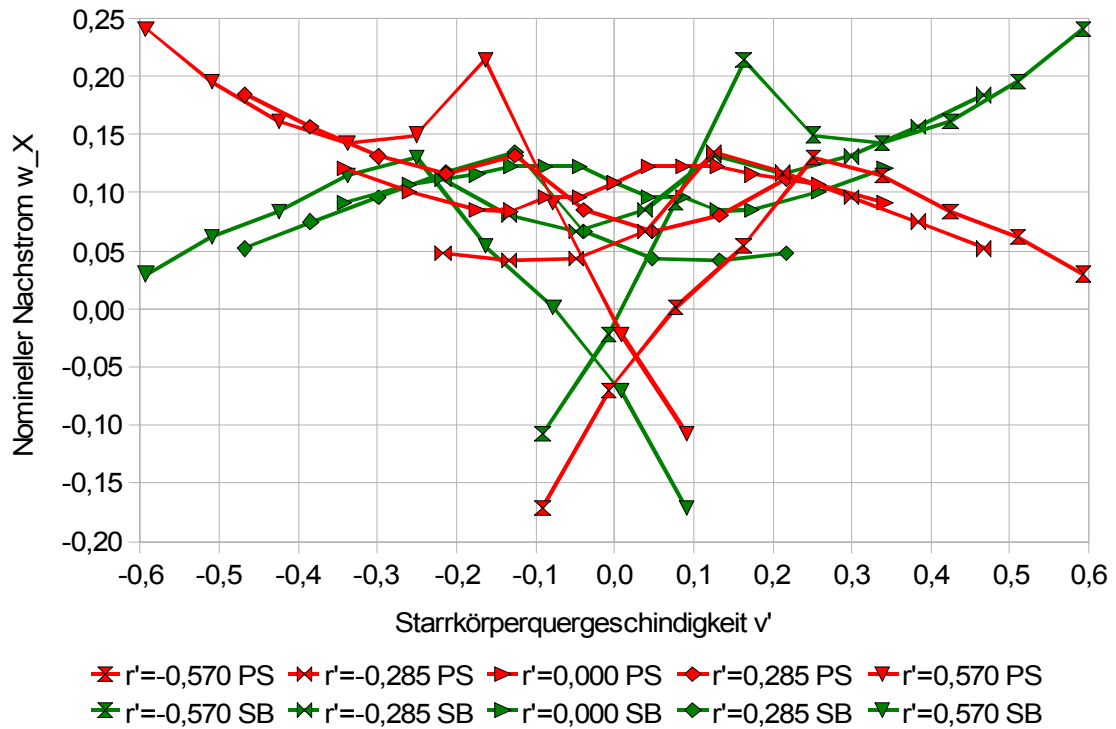


Abbildung 68: Nomineller Nachstrom von Schiff 2 abhängig von der Drehrate und der Starrkörperquergeschwindigkeit

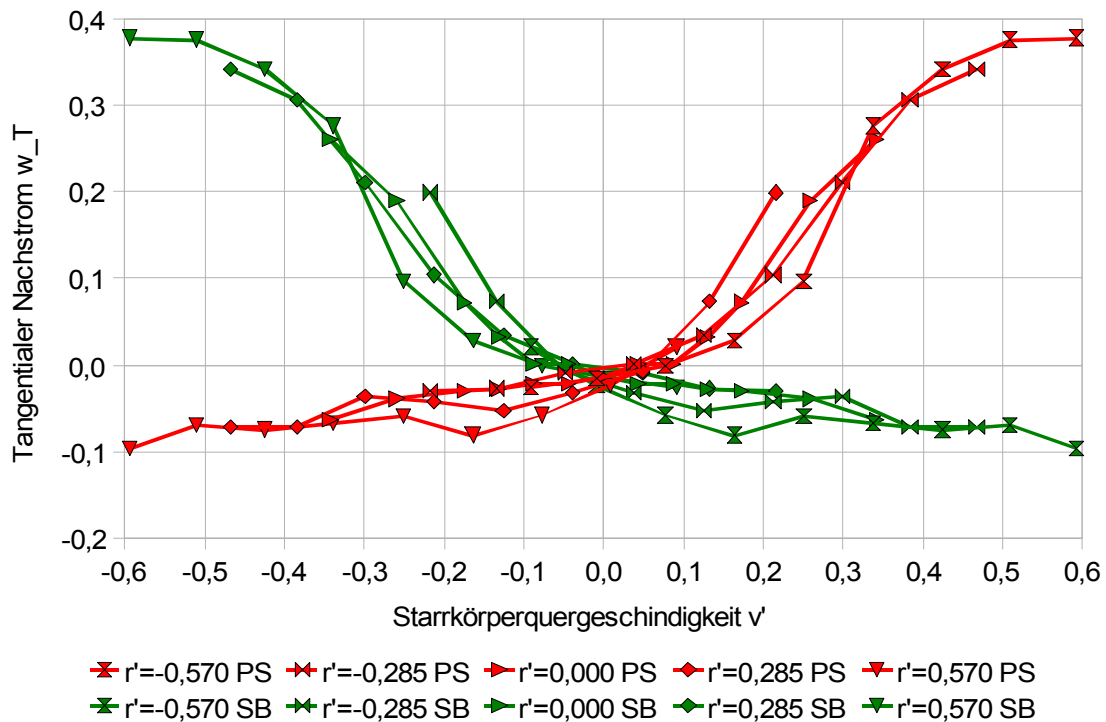


Abbildung 69: Tangentialer Nachstrom von Schiff 2 abhängig von der Drehrate und der Starrkörperquergeschwindigkeit

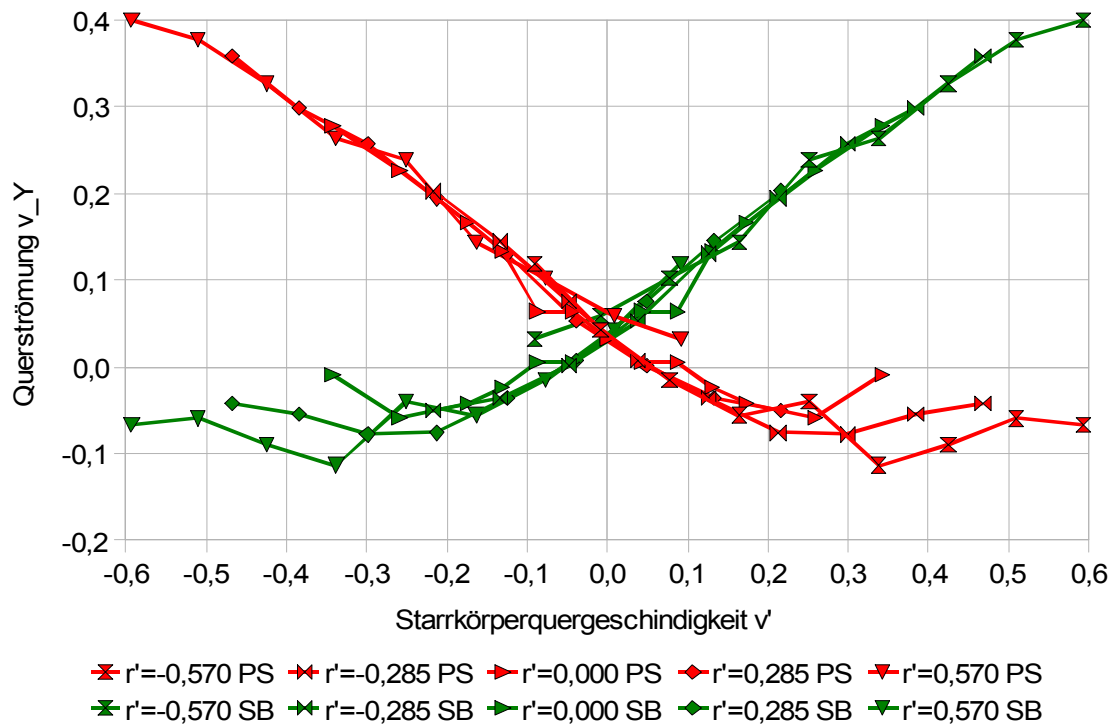


Abbildung 70: Querströmung im Nachstrom von Schiff 2 abhängig von der Drehrate und der Starrkörperquergeschwindigkeit

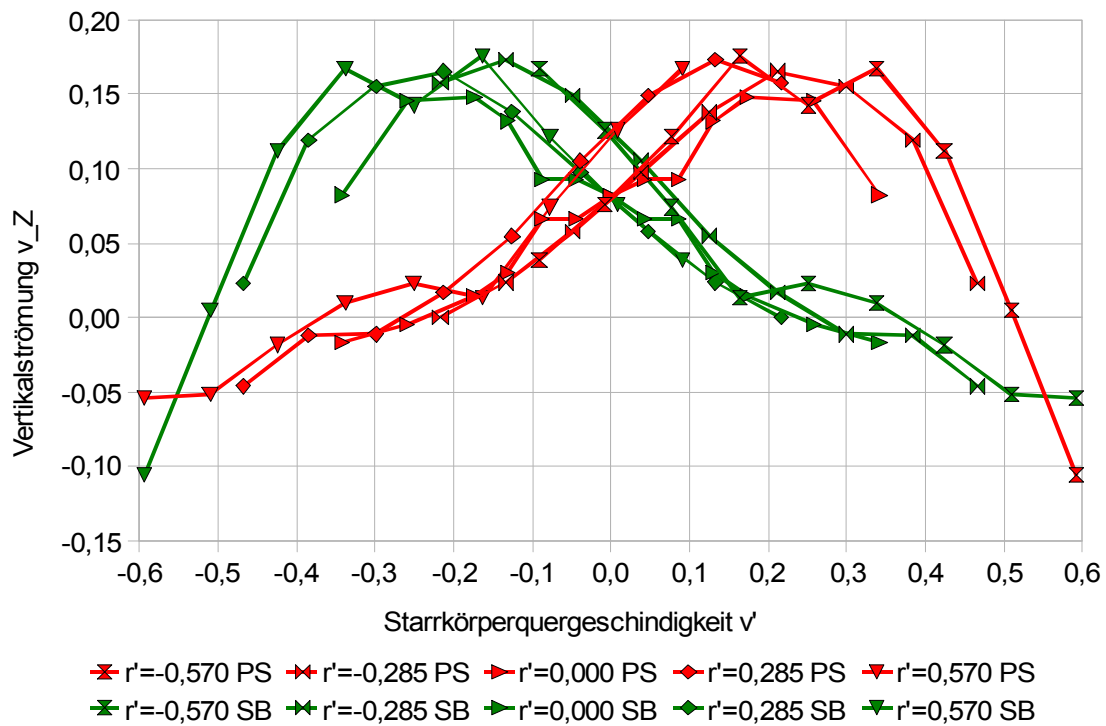


Abbildung 71: Vertikalströmung im Nachstrom von Schiff 2 abhängig von der Drehrate und der Starrkörperquergeschwindigkeit

Im tangentialen Nachstrom (Abbildung 69) zeigt sich für große Driftwinkel und Drehraten auf der jeweils innen liegenden Seite der Ablösewirbel vom Totholz. Die Querströmung (Abbildung 70) ist auf der Außenseite geprägt durch die Starrkörpergeschwindigkeit. Bei sehr hohen Quergeschwindigkeiten kommt es zur Strömungsablösung an der Wellenleitung. Dies verursacht eine leichte Reduzierung der Querströmung. Auf der Innenseite hingegen ist nahezu keine Querströmung zu beobachten. Das Wirken des Ablösewirbels auf der Innenseite zeigt sich auch in der Vertikalgeschwindigkeit (Abbildung 71).

### 7.4.3 Ergebnisse der Berechnung der effektiven Nachstromziffer

Im Rahmen des ROLL-S Vorhabens sind für Schiff 2 Modelluntersuchungen am CPMC der HSVA in unterschiedlichen Driftbedingungen aufgenommen worden. Die Messung erfolgte nur auf der Steuerbordseite, die auch in diesem Fall die innere war. Gemessen wurde unter anderem der Propellerschub. Mit der bekannten Drehzahl und der ebenfalls gemessenen Freifahrtkurve lässt sich somit auch für die Driftfahrt die effektive Nachstromziffer bestimmen. Aus den berechneten nominellen Nachströmen wird mit dem in Kapitel 5.3 beschriebenen Ansatz für einen konstanten Schub die effektive Nachstromziffer bestimmt. Diese ist in Abbildung 72 über der Starrkörperquergeschwindigkeit aufgetragen.

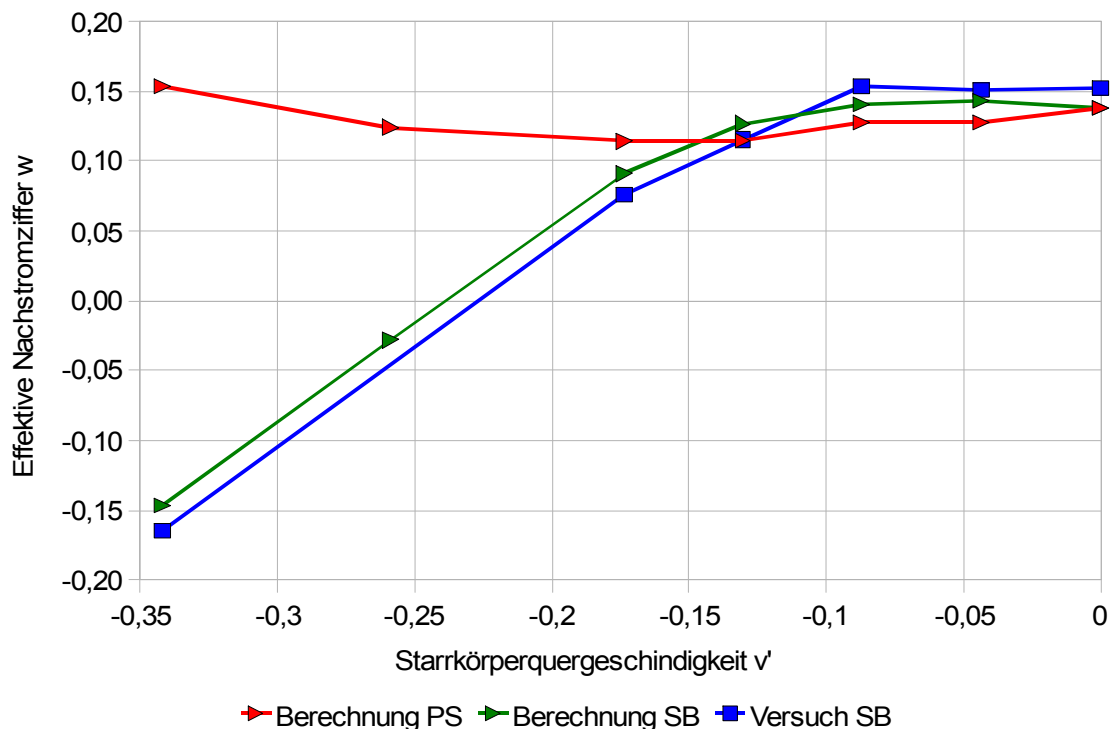


Abbildung 72: Berechnete und gemessene effektive Nachstromziffer in Driftfahrt von Schiff 2

Die qualitative und quantitative Übereinstimmung zwischen gemessenen und berechneten Werten für den inneren Propeller ist sehr gut. Die Tatsache, dass die effektive Nachstromziffer in homogener Schräganströmung nahezu identisch bleibt, kann aus anderen Versu-

chen bestätigt werden (vgl. Meyne/ Nolte 1969). Die negative effektive Nachstromziffer ist nicht auf eine Erhöhung der axialen Geschwindigkeit zurückzuführen, sondern der Anstieg des tangentialen Nachstroms führt zu einer Entlastung des Propellers und damit zu einem Abfall der effektiven Nachstromziffer. Abbildung 73 zeigt die effektive Nachstromziffer für alle untersuchten Drehraten und Driftwinkel.

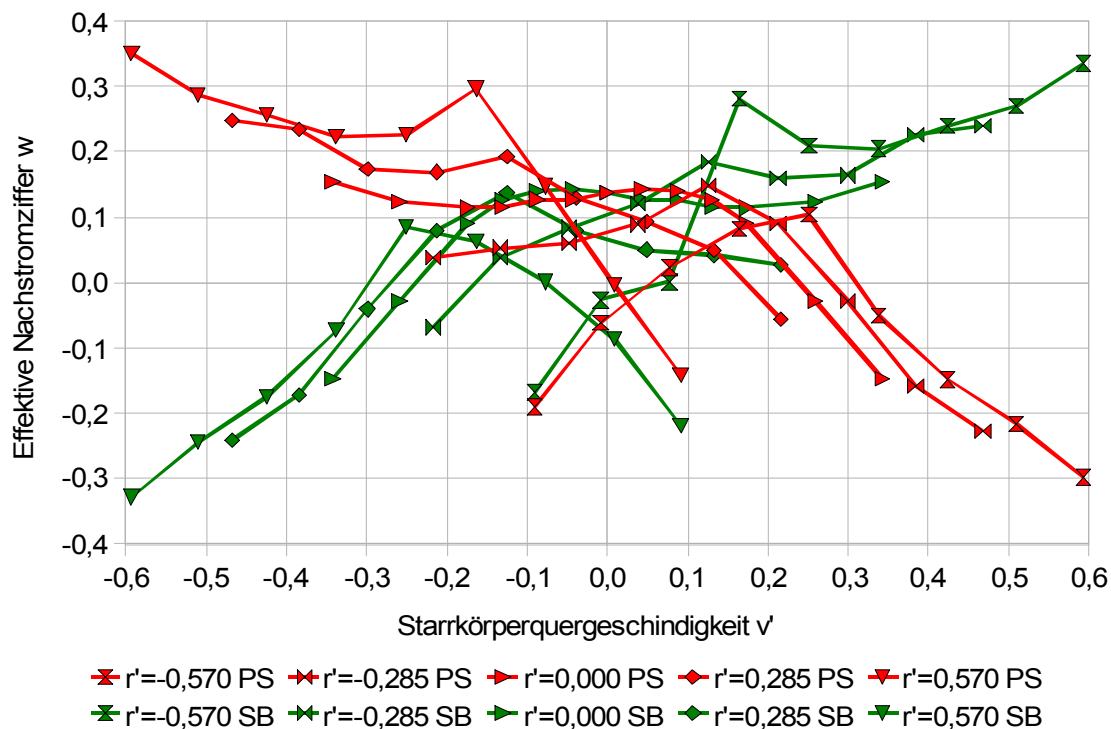


Abbildung 73: Berechnete effektive Nachstromziffer von Schiff 2 in Dreh- und Driftfahrt

Bei großen Driftwinkeln und Drehraten, d.h.  $|v'| \gg 0$ , verstärkt sich der bei der reinen Driftfahrt beobachtete Abfall der effektiven Nachstromziffer auf der Innenseite. Auf der Außenseite kommt es zu einem Anstieg der effektiven Nachstromziffer, der auf den steigenden axialen Nachstrom zurückzuführen ist. Der Abfall der axialen Nachstromziffer in der Gegenbewegung zeigt sich ebenfalls in der effektiven Nachstromziffer.

Die niedrigen effektiven Nachstromziffern auf der Innenseite schon bei geringen Driftwinkeln und Drehraten deuten eine Entlastung des Propellers beim Andrehen des Schiffes an. Dieser Effekt konnte während der Drehkreismanöver auf den Werftprobefahrten beobachtet werden. Bisher konnte dies in den Simulationen allerdings nicht nachvollzogen werden. Aus der Auswertung der nominellen und effektiven Nachströme werden deshalb Korrekturkurven für die Manövriersimulation erstellt. Die Ergebnisse der Manövriersimulation unter Verwendung dieser Korrekturkurven werden im Abschnitt 7.4.4 erläutert.

Der in Kapitel 5.3 beschriebene Ansatz ermöglicht es mit denselben Eingangsdaten die effektive Nachstromziffer bei geänderten Propellerdrehsinn zu ermitteln. Am Schiff 2 schla-

gen die Propeller oben nach innen. Abbildung 74 zeigt die berechneten effektiven Nachstromziffern für den Fall, dass die Propeller oben nach außen schlagen würden.

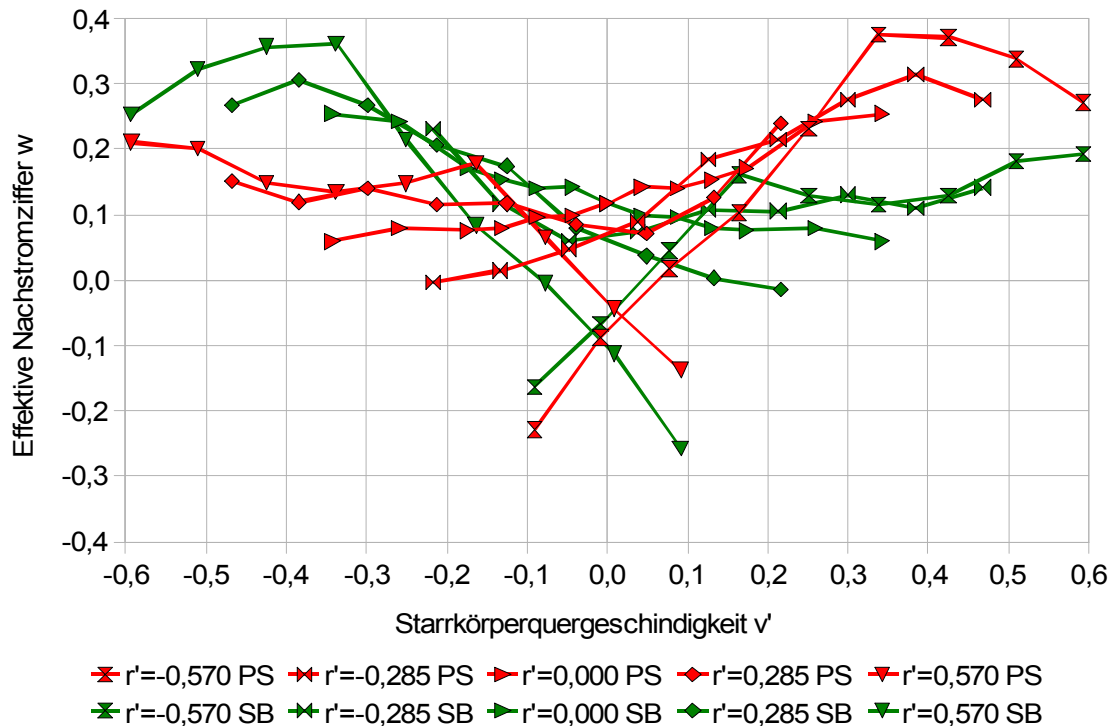


Abbildung 74: Berechnete effektive Nachstromziffer von Schiff 2 in Dreh- und Driftfahrt mit **oben nach außen schlagenden Propellern**

Im Unterschied zu Abbildung 73 ist festzustellen, dass der innen liegenden Propeller nicht entlastet sondern belastet wird. Die Belastung des äußeren Propellers hingegen müsste etwas geringer ausfallen.

#### 7.4.4 Ergebnisse der Manövriersimulation

Aus den berechneten Abhängigkeiten vom Nachstrom werden Korrekturkurven für den Cross-Flow sowie die effektive Nachstromziffer bestimmt, so wie in Kapitel 6.3 skizziert. Mit diesen Korrekturkurven werden vergleichend zu der bisherigen Implementierung Manövrierberechnungen durchgeführt und zwar für einen Backborddrehkreis sowie für ein 20/20-Zick-Zack-Manöver (vgl. IMO 1993). Das Drehkreismanöver beginnt mit voller Schiffsgeschwindigkeit in Geradeausfahrt. Da das Schiff mit Wellengeneratoren ausgerüstet ist, regelt die Automation die Steigung der Verstellpropeller immer so, dass die Motoren mit konstanter Drehzahl laufen können.

##### **Drehkreis**

Abbildung 75 zeigt die Bewegungsbahn des Schiffes nach der bisherigen Implementierung. Das Manöver startet am Punkt 0,0 mit dem Beginn des Ruderlegens. Zunächst dreht das Schiff aus der Geradeausfahrt durch die von den Rudern erzeugte Querkraft in eine Drift-

bewegung. Die Driftbewegung erzwingt eine Querkraft am Rumpf, die der Ruderkraft entgegenarbeitet. Durch die unterschiedlichen Kraftangriffspunkte der Querkräfte am Rumpf und am Ruder entsteht ein Moment, das das Schiff in den Drehkreis dreht. Durch die sich ändernden Längskräfte am Rumpf und am Ruder kommt es zu einer Erhöhung des Widerstands und somit zu einem Abfall der Fahrtgeschwindigkeit. Der Fortschrittsweg und der taktische Durchmesser werden etwas zu groß prognostiziert. Der Mittelwert der ausgewerteten Probefahrtsversuche liegt für beide Werte bei ca. 570m. Außerdem ist festzuhalten, dass der Geschwindigkeitsabfall deutlich geringer ausfällt. Auf der Probefahrt betrug die Bahngeschwindigkeit nach 90° Kursänderung lediglich 12,5kn und im stationären Drehkreis 9,5kn. Die Simulation gibt eine Geschwindigkeit von 17,5kn bzw. 12,7kn an. Ab dem Punkt, an dem das Propellermoment das maximale Nennmoment übersteigt, wird die Propellersteigung zurück geregelt. Der innere Propeller erfährt hierbei eine stärkere Reduzierung als der äußere. Dies entspricht qualitativ dem Ergebnis der Probefahrten. Allerdings fiel die Reduzierung mit 82% innen und 70% außen auf der Probefahrt deutlicher aus.

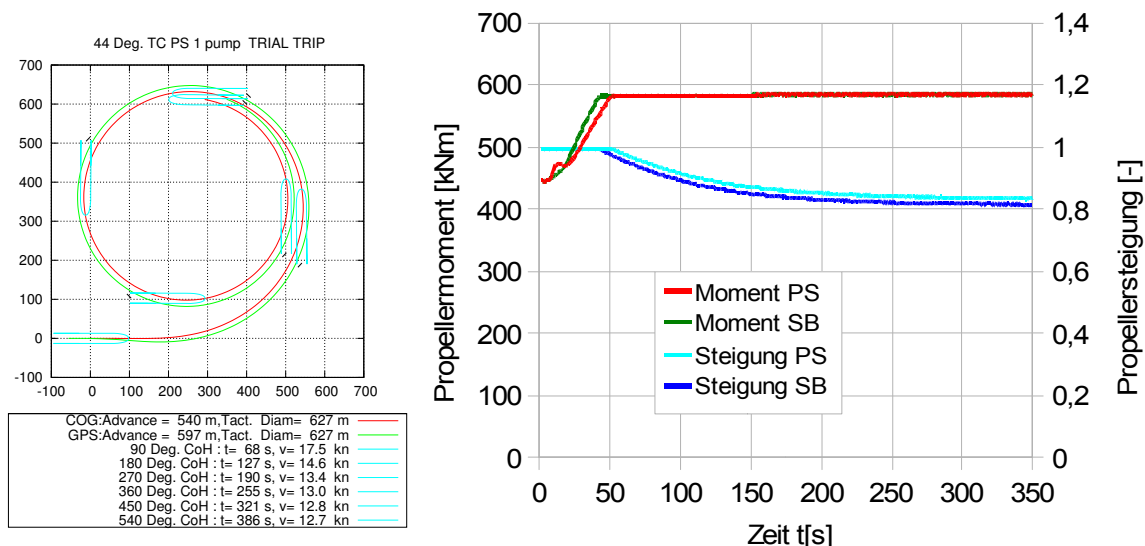


Abbildung 75: Bahnverlauf (links) und Propulsionskurven (rechts) aus der Manövriersimulation nach der **ursprünglichen** Implementierung von Schiff 2

Abbildung 76 zeigt die Bahnkurve sowie die Propulsionskurven für die Simulation mit den angepassten Korrekturkurven. Die Drehkreisparameter werden etwas besser prognostiziert als mit der ursprünglichen Konfiguration. Die Geschwindigkeit im stationären Drehkreis wird annähernd richtig wieder gegeben, auch wenn der Geschwindigkeitsabfall zu Beginn des Manövers nicht so deutlich ausfällt. Die Propulsionskurven zeigen für den inneren Propeller einen deutlichen Abfall des Moments und Schub zu Beginn des Manövers, wie dies auf den Probefahrten auch festgestellt werden konnte. Dies zeigt sich auch bei den Messungen, die im Rahmen des AiF-Vorhabens „Einfluss instationärer Betriebszustände auf die Lagerung von Propellerwellen“ durchgeführt wurden (vgl. Gurr 2006). Allerdings fällt der Abfall hier etwas geringer aus, da das Schiff mit reduzierter Ausgangssteigung fuhr. Das

Steigungssignal im stationären Drehkreis mit 86% für den inneren und 74% für den äußeren Propeller wird annähernd richtig reproduziert.

Die Abweichungen der Geschwindigkeiten zu Beginn des Drehkreises sind eventuell auf nicht korrekte Längswiderstandsbeiwerte zurückzuführen. Der Abfall des Moments am inneren Propeller beim Andrehen ist zum einen dadurch zu erklären, dass das Verhalten des Maschinenreglers nicht richtig wiedergegeben wird. Zum anderen kann es zu Abweichungen kommen, wenn in Manöversituationen, in denen sich die Dynamik schnell ändert, die Zuströmung nicht vollständig durch stationäre Zustände abgebildet werden kann. Zur Überprüfung dieser Hypothese werden im Folgenden berechnete und gemessene Zick-Zack-Manöver verglichen.

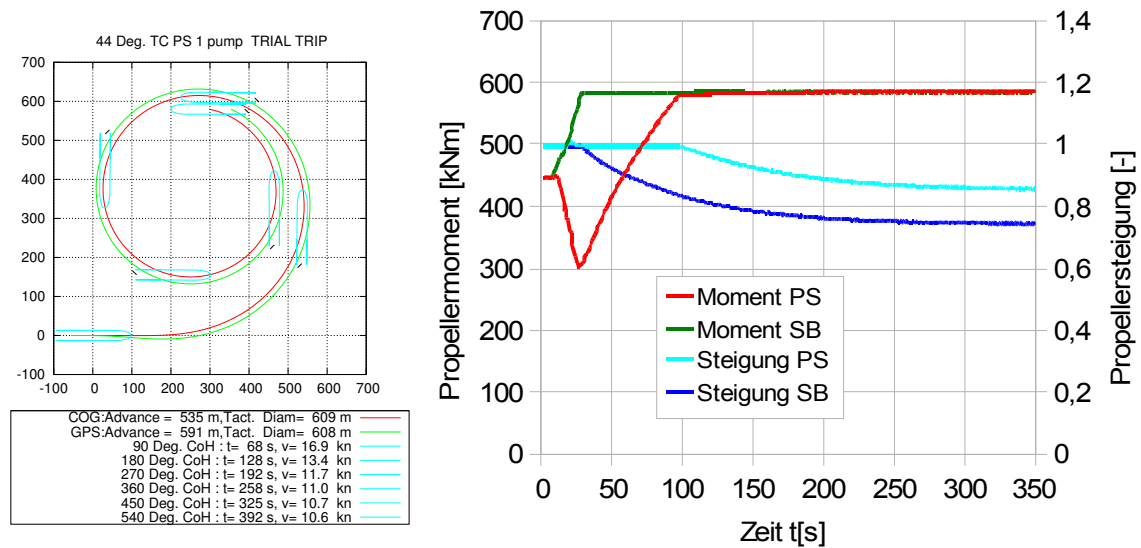


Abbildung 76: Bahnverlauf (links) und Propulsionskurven (rechts) aus der Manövriersimulation mit der **neuen** Implementierung von Schiff 2

### Zick-Zack-Manöver

Das Zick-Zack-Manöver wurde mit Ruder- und Entscheidungswinkeln von  $20^\circ$  gefahren. Das Manöver begann mit einer Drehung nach Backbord. Die Startgeschwindigkeit bei Manöverbeginn betrug 21,1kn. In Abbildung 77 ist der gemessene Drehmomenten- und Propellersteigungsverlauf für das Zick-Zack-Manöver dargestellt. Mit dem Andrehen des Schiffes fällt das Moment des inneren Propellers an Backbordseite auf ca. die Hälfte des Ausgangsmomentes. Das Moment des äußeren Propellers steigt hingegen auf den eineinhalbfachen Wert an.

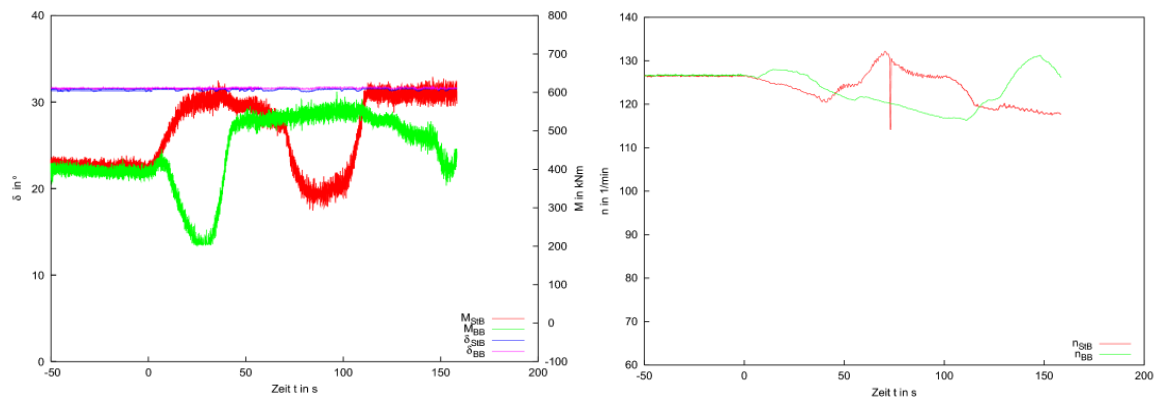


Abbildung 77: Gemessener Drehmomenten- und Steigungsverlauf (links) sowie Verlauf der Drehzahl (rechts) für das Zick-Zack-Manöver (aus Gurr 2006)

Abbildung 78 zeigt die berechneten Verläufe nach der bisherigen und der neuen Implementierung. Der Drehmomentenverlauf beim Andrehen sowohl auf der Innen-, als auch der Außenseite wird im Groben richtig wiedergegeben, auch wenn der Anstieg auf der Außenseite etwas geringer als in der Messung ausfällt. Diese Tendenzen konnten mit der bisherigen Implementierung nicht abgebildet werden. Nach ca. 35s gibt es einen Drehzahleinbruch mit einem folgenden Rückgang der Propellersteigung. Ein Abfall der Drehzahl kann in der Messung zwar auch beobachtet werden, nur ist die Veränderung des Steigungssignals wesentlich geringer. Trotzdem kann festgestellt werden, dass mit der neuen Implementierung eine wesentliche Verbesserung des Manövriermodells erreicht werden konnte.

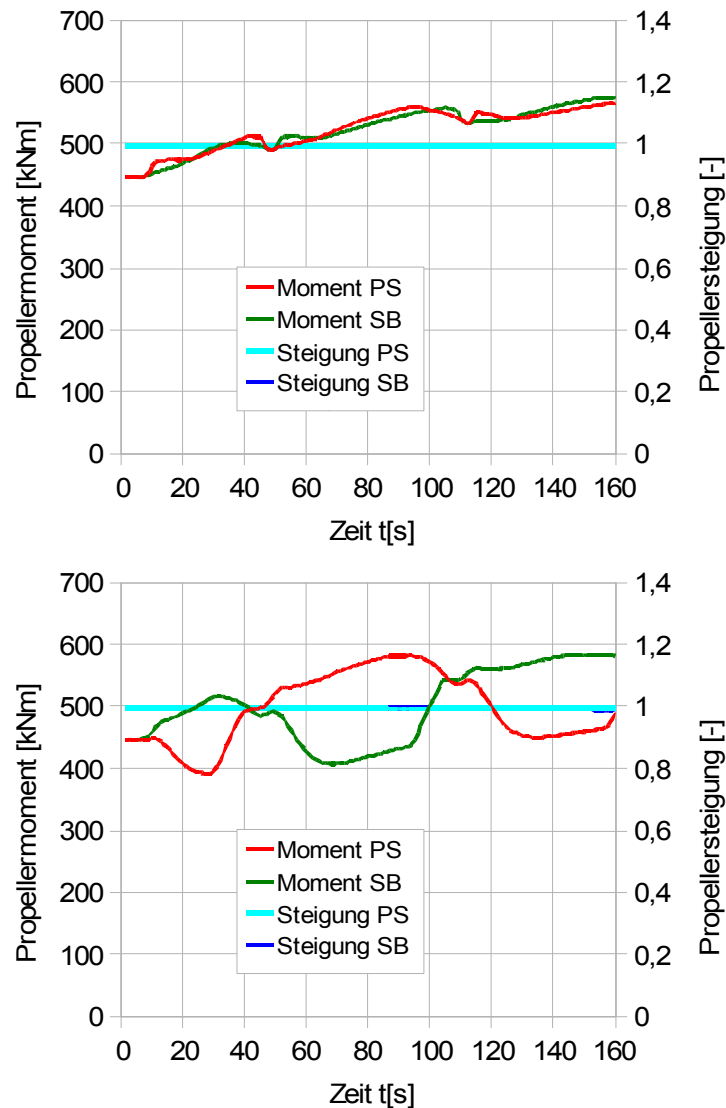


Abbildung 78: Berechneter Drehmomenten- und Steigungsverlauf für das Zick-Zack-Manöver mit der bisherigen (oben) und der angepassten Implementierung (unten)

### **Drehkreis mit geändertem Propellerdrehsinn**

Mit den in Kapitel 7.4.3 zusätzlich für die oben nach außen schlagenden Propeller ermittelten Korrekturen für die effektive Nachstromziffer wird ebenfalls eine Manövriersimulation für den Backbord Drehkreis durchgeführt. Abbildung 79 zeigt den Bahnverlauf sowie die Propulsionskurven aus der Simulation. Drei wesentliche Unterschiede sind im Vergleich zur Originalkonfiguration festzustellen: Erstens fällt der Drehkreis mit einem taktischen Durchmesser von 680m wesentlich größer aus. Zweitens ist die Geschwindigkeitsreduktion in der Simulation wesentlich geringer. Und drittens wird nicht der innere sondern der äußere Propeller entlastet. Durch die höhere Geschwindigkeit fällt die Reduzierung der Propellersteigung insgesamt geringer aus.

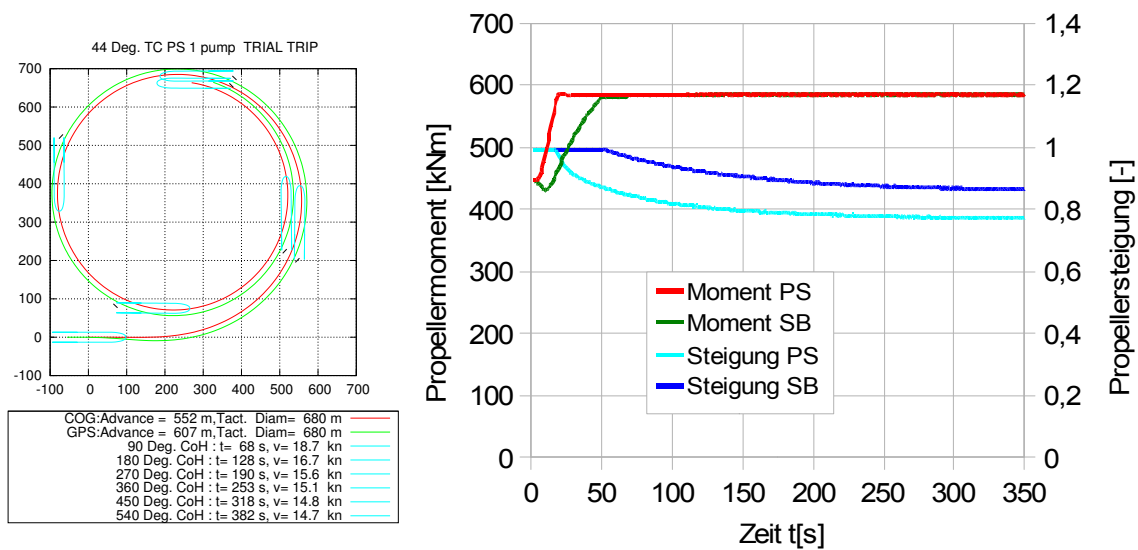


Abbildung 79: Bahnverlauf (links) und Propulsionskurven (rechts) aus der Manövriersimulation mit **oben nach außen schlagenden Propellern** von Schiff 2

Das Ergebnis der Manövriersimulation kann für dieses Schiff nicht geprüft werden. Es sind aber andere Zweipropellerschiffe bekannt, bei denen im Drehkreis der innere Propeller weniger stark belastet wird als der äußere. Dieses Ergebnis ist insofern nicht unplausibel.

## 7.5 Schiff 3

Um zu überprüfen, welchen Einfluss eine Veränderung der Geometrie auf die Abhängigkeit des Nachstroms von Manövrierzuständen hat, wird ein zweites Zweipropellerschiff hinzugezogen. Hierzu wird der Entwurf für ein relativ völliges Fährschiff untersucht. Es unterscheidet sich zudem zu Schiff 2 durch eine geänderte Anhangskonfiguration sowie durch ein wesentlich längeres Totholz. Für diesen Entwurf der Flensburger Schiffbaugesellschaft wurden während der Entwicklung umfangreiche CFD-Berechnungen durchgeführt (vgl. Haack/ Vorhölter 2009).

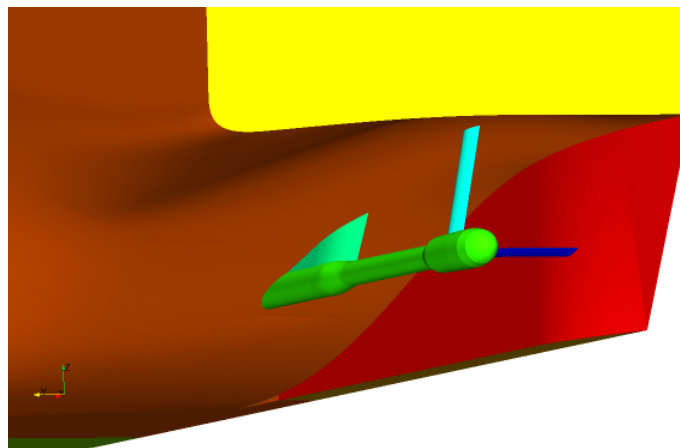
### 7.5.1 Beschreibung des Modells

Das Schiff hat die in Tabelle 12 dargestellten Hauptabmessungen. Für die Entwurfsgeschwindigkeit und -länge ist der Blockkoeffizient ungewöhnlich hoch. Die Messungen und Berechnungen in Modellgröße erfolgten mit einem Maßstab von  $\lambda = 18,404$ .

|                                   |         |
|-----------------------------------|---------|
| Länge zwischen den Loten $L_{PP}$ | 132,93m |
| Breite auf Spanten B              | 25,00m  |
| Entwurfstiefgang $T_D$            | 5,20m   |
| Völligkeitskoeffizient $c_B$ ca.  | 0,6     |
| Tragfähigkeit $\Delta$ ca.        | 11000t  |
| Propellerdurchmesser $D_{Prop}$   | 4,30m   |
| Entwurfsgeschwindigkeit $v_D$     | 21,0kn  |

*Tabelle 12: Hauptdaten von Schiff 3*

Abbildung 80 zeigt eine Ansicht des Hinterschiffes mit der Wellenleitung, den Bockarmen und dem Totholz. Gegenüber Schiff 2 ist das Totholz wesentlich länger, das Ende ist bis zum Rumpfende geführt worden. Die Bockarme sind nicht V-Förmig ausgerichtet wie bei Schiff 2, sondern in einer L-Anordnung. Das Schiff hat einen wesentlich kleineren Kimmradius als Schiff 2.



*Abbildung 80: Hinterschiffsansicht von Schiff 3 mit Wellenleitung und Bockarmen*

### 7.5.2 Ergebnisse der Berechnungen für den nominellen Nachstrom

Zunächst wird der Nachstrom für die Geradeausfahrt im Entwurfspunkt betrachtet, bevor im zweiten Schritt eine qualitative und quantitative Auswertung in Manövrierzuständen erfolgt.

#### *Nomineller Nachstrom in Geradeausfahrt*

Abbildung 81 zeigt den gemessenen und berechneten nominellen Nachstrom für die stationäre Geradeausfahrt. Sowohl die Charakteristik des Nachstroms als auch die Dicke der Grenzschicht wird durch die Berechnung sehr gut reproduziert. Die Reduzierung der Strömungsgeschwindigkeit im Propellertunnel am oberen Rand des Nachstroms wird durch die Berechnung etwas unterschätzt. Dies beeinträchtigt die Auswertung des Nachstroms aber kaum, da das Gebiet deutlich außerhalb des Propellerkreises liegt.

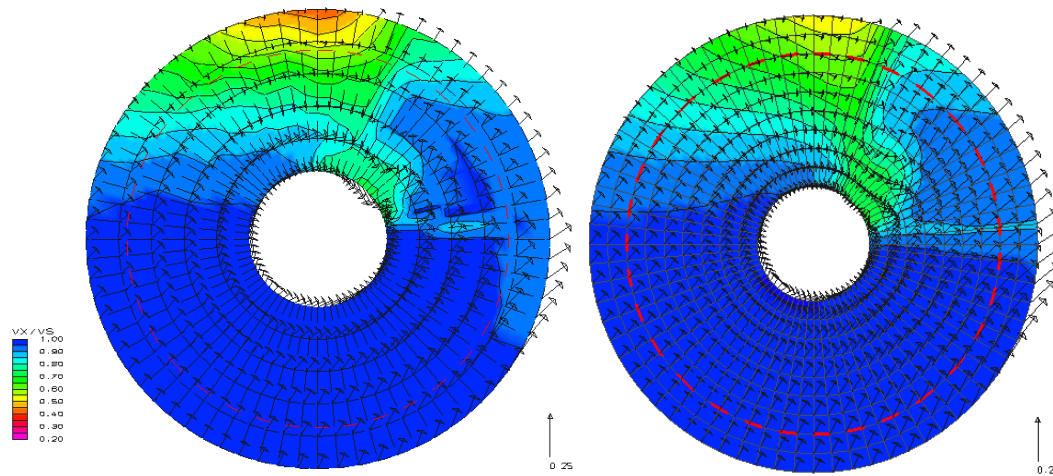


Abbildung 81: Gemessener (links) und berechneter (rechts) nomineller Nachstrom von Schiff 3

Die sehr gute Übereinstimmung zwischen Messung und Berechnung zeigt sich auch in der quantitativen Auswertung der Nachstromfelder, die in Tabelle 13 gezeigt ist. Da der nominelle Nachstrom nur bis zum Propellerradius ausgewertet wird, wird die nominelle Nachstromziffer sehr gut wiedergegeben. Die im gemessenen Nachstrom dichter liegenden Iso-tachen im Bereich der zwölf Uhr Stellung führen zu einer leicht niedrigeren Nachstromgüte.

| Größe         | Messung | Berechnung |
|---------------|---------|------------|
| $w_X$         | 0,086   | 0,086      |
| $w_T$         | -0,004  | -0,002     |
| $v_Y$         | -0,056  | -0,064     |
| $v_Z$         | 0,054   | 0,064      |
| Nachstromgüte | 0,690   | 0,719      |

Tabelle 13: Quantitativer Vergleich des gemessenen und berechneten Nachstroms von Schiff 3

#### **Nomineller Nachstrom in Drift- und Drehfahrt**

Für Driftwinkel von  $\beta = -20^\circ$  bis  $\beta = 20^\circ$  und Drehraten von  $r' = 0$  bis  $r' = 0,644$  wird das nominelle Nachstromfeld berechnet. Die Abbildungen 82 bis 84 zeigen das Nachstromfeld in der Propellerebene für die Driftwinkel  $\beta = 0^\circ$ ,  $\beta = 10^\circ$  und  $\beta = 20^\circ$ .

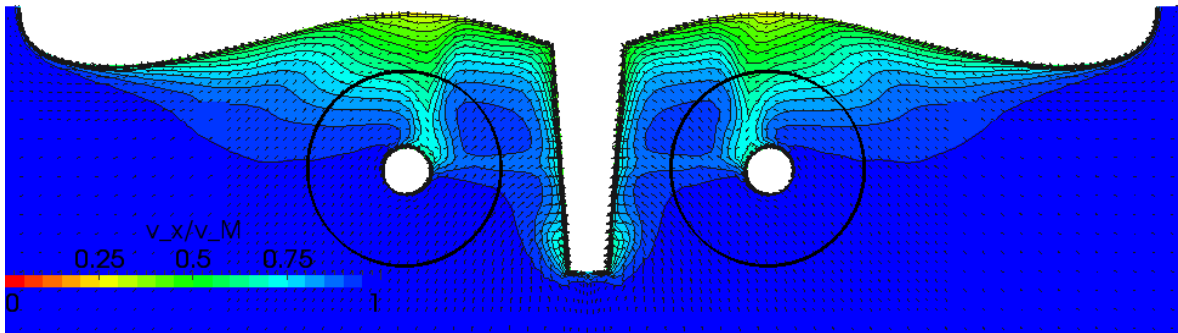


Abbildung 82: Nomineller Nachstrom für einen Driftwinkel von  $\beta=0^\circ$  von Schiff 3

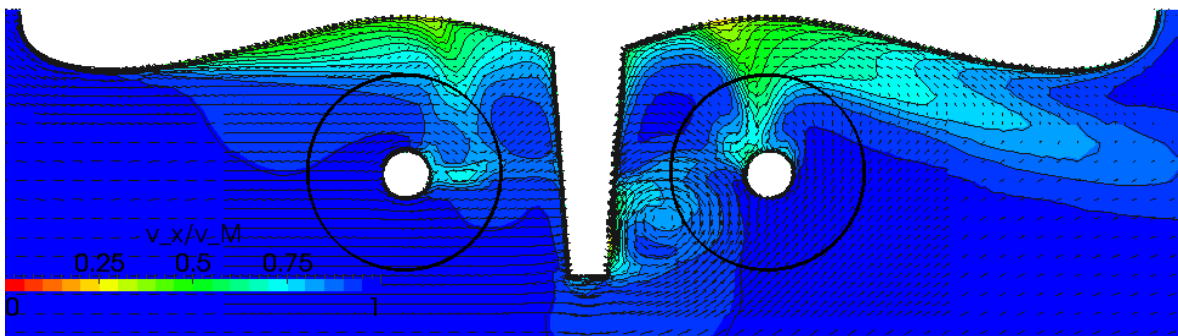


Abbildung 83: Nomineller Nachstrom für einen Driftwinkel von  $\beta=10^\circ$  von Schiff 3

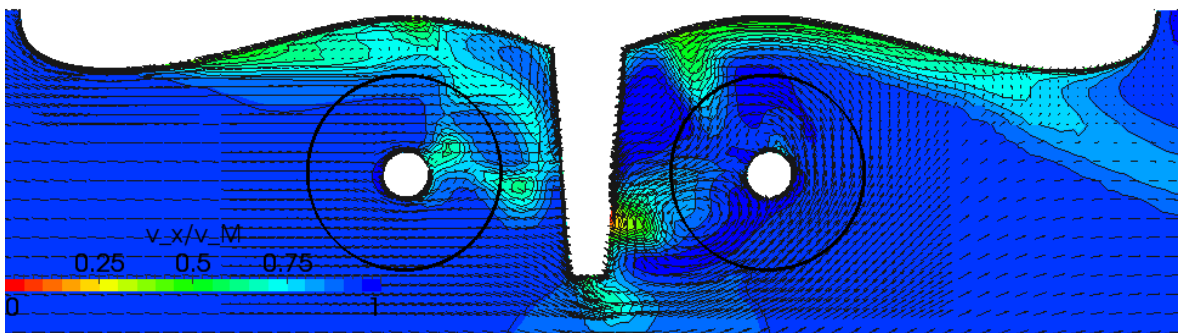


Abbildung 84: Nomineller Nachstrom für einen Driftwinkel von  $\beta=20^\circ$  von Schiff 3

Abbildungen 85 bis 88 zeigen die quantitative Auswertung der nominellen Nachstromfelder. Beim axialen Nachstrom (Abbildung 85) stellt sich qualitativ dasselbe Bild ein wie bei Schiff 2. Der Abfall der Nachstromziffer in der Gegenbewegung fällt aber wesentlich deutlicher aus. Die Übereinstimmung zwischen den Verläufen des tangentialen Nachstroms (Abbildung 86) zwischen Schiff 2 und Schiff 3 ist ebenfalls sehr groß. Auf der Außenseite ist der tangentialer Nachstrom vom Betrag her etwas kleiner. Durch das längere Totholz wird die Querströmung (Abbildung 87) auf der Innenseite vollständig unterbunden. Auf der Außenseite stellt sich dasselbe Bild ein wie bei Schiff 2. Die Berechnungen für große negative Driftwinkel in Drehbewegung zeigen ein stark transientes Verhalten, was die Ausreißer für die Werte erklären kann. Durch das verlängerte Totholz verändert sich die Verti-

kalströmung (Abbildung 88) am deutlichsten. Hierbei ist auch die Größenordnung der Strömung zu beachten.

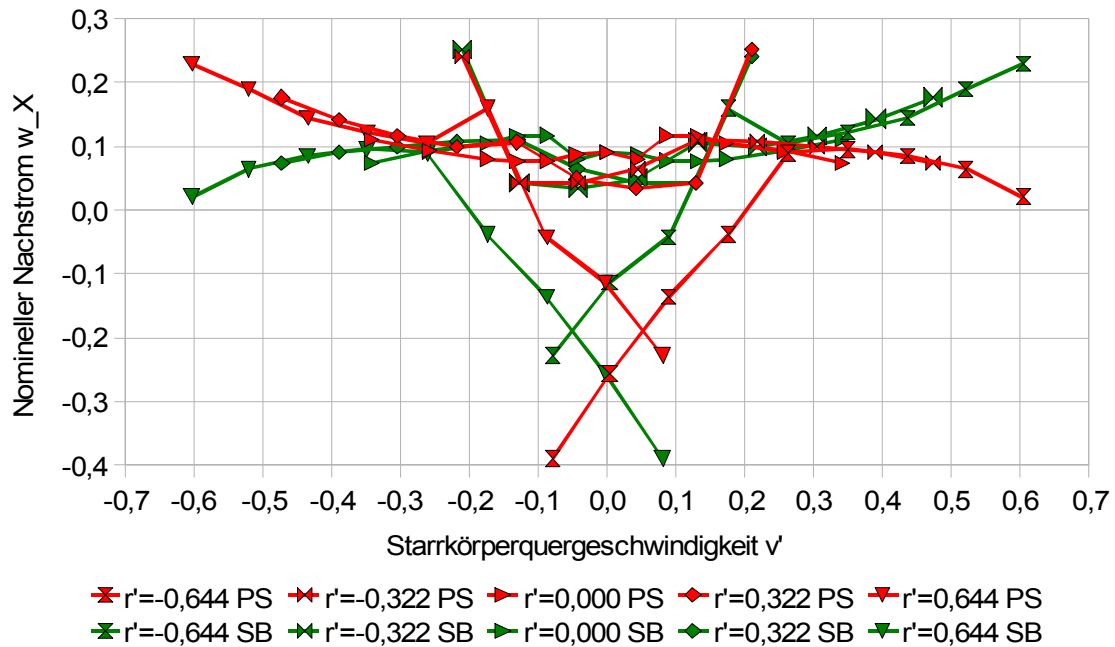


Abbildung 85: Axialer Nachstrom von Schiff 3 in Dreh- und Driftfahrt

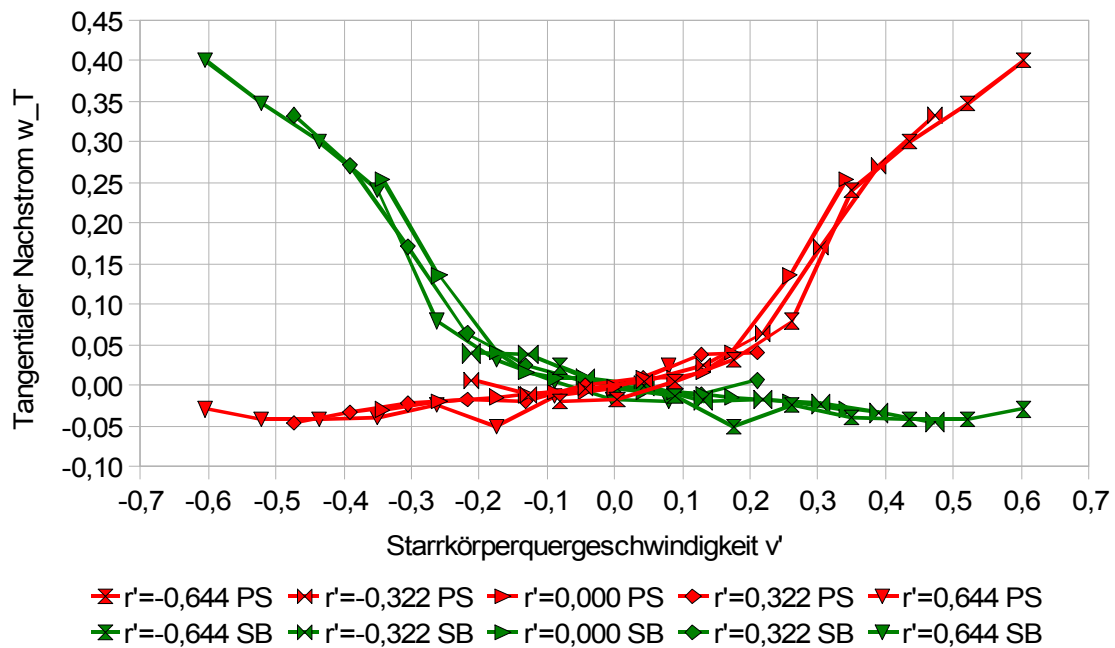


Abbildung 86: Tangentialer Nachstrom von Schiff 3 in Dreh- und Driftfahrt

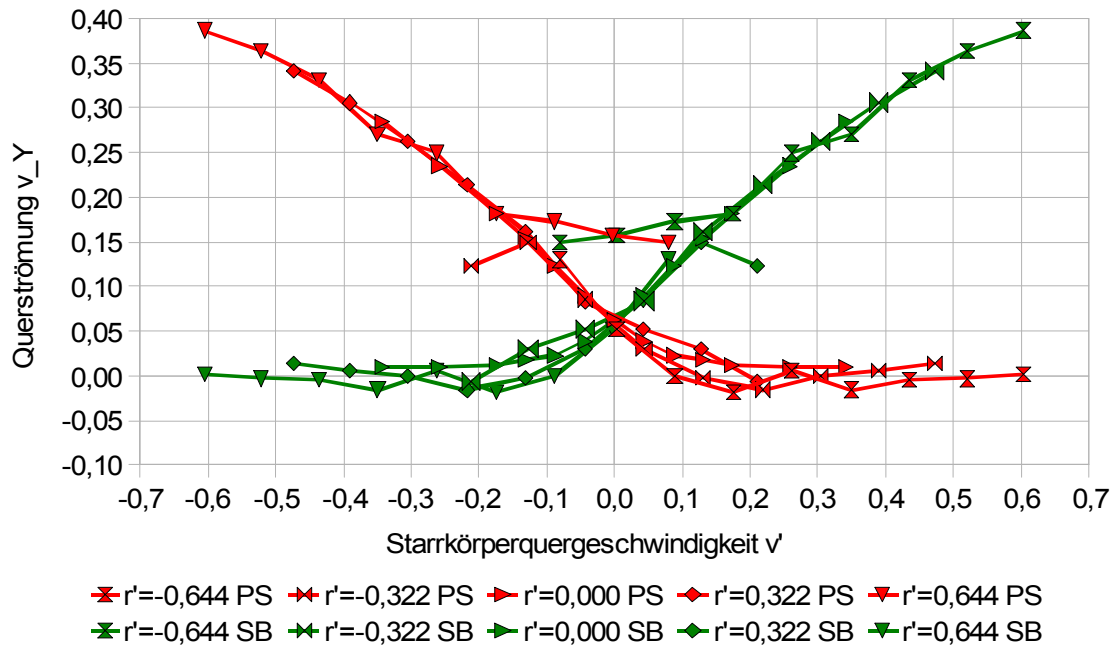


Abbildung 87: Querströmung im Nachstrom von Schiff 3 in Dreh- und Driftfahrt

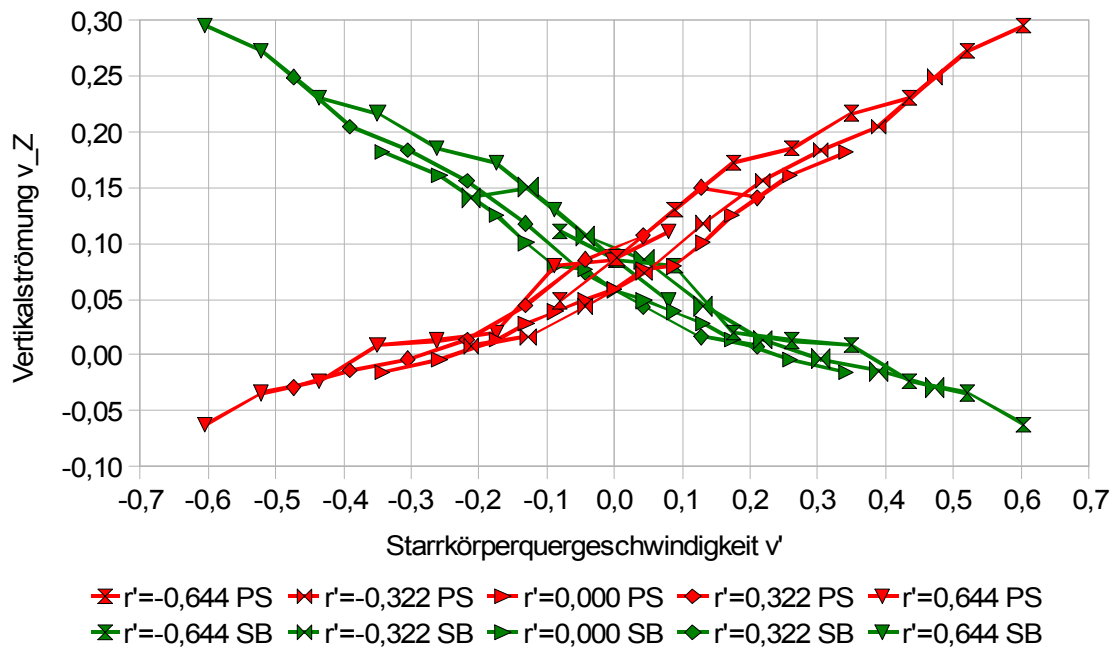


Abbildung 88: Vertikalströmung im Nachstrom von Schiff 3 in Dreh- und Driftfahrt

### 7.5.3 Ergebnisse der Berechnung der effektiven Nachstromziffer

Nach dem in Kapitel 5.3 beschriebenen Ansatz wird mit den berechneten nominellen Nachströmen die effektive Nachstromziffer bestimmt. Abbildung 89 zeigt den Verlauf der effektiven Nachstromziffer für die unterschiedlichen Drehraten abhängig von der Starrkörperquergeschwindigkeit  $v'$ .

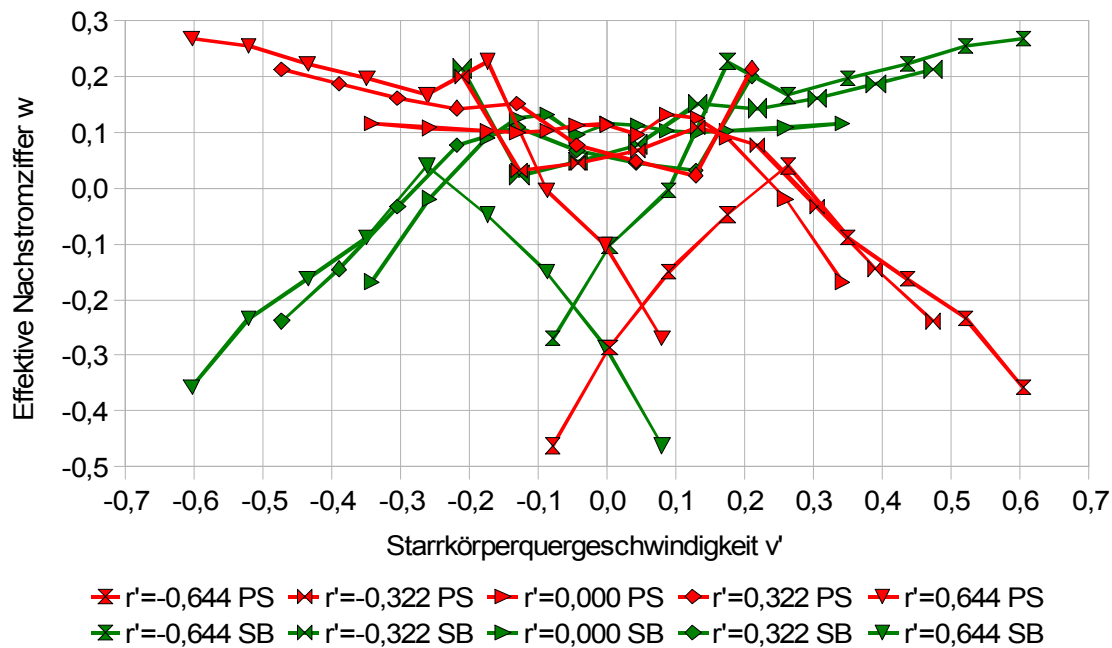


Abbildung 89: Effektive Nachstromziffer von Schiff 3 in Dreh- und Driftfahrt

Im Vergleich zu Schiff 2 ist für große Driftwinkel und Drehraten die Abhängigkeit von der Drehrate geringer. In der Gegenbewegung kommt es zu einem wesentlich deutlicheren Abfall der effektiven Nachstromziffer.

#### 7.5.4 Ergebnisse der Manövriersimulation

Für Schiff 3 kann keine Manövriersimulation durchgeführt werden, da die Propulsions- und Maschinenanlage nicht konstruiert worden ist. Um zu überprüfen, ob die gegenüber Schiff 2 geänderte Anhangskonfiguration einen Einfluss auf das Manövrierverhalten haben wird, wird die Manövriersimulation von Schiff 2 mit den Korrekturkurven, die für das Schiff 3 ermittelt wurden, durchgeführt.

##### **Drehkreis**

Abbildung 90 zeigt die Bahnkurve für den Backborddrehkreis zusammen mit dem Diagramm der Propellerbelastung. Durch die angepassten Korrekturen zeigen sich nur sehr geringe Unterschiede im Vergleich zum selben Manöver bei Schiff 2. Der Drehkreisdurchmesser wird mit ca. 590m zu 610m etwas kleiner prognostiziert als mit den Korrekturen, die für Schiff 2 berechnet wurden. Auch fällt die Endgeschwindigkeit mit 9,9kn zu 10,6kn etwas geringer aus. Der Momenten- und Steigungsverlauf zeigt jedoch ein nahezu identisches Bild.

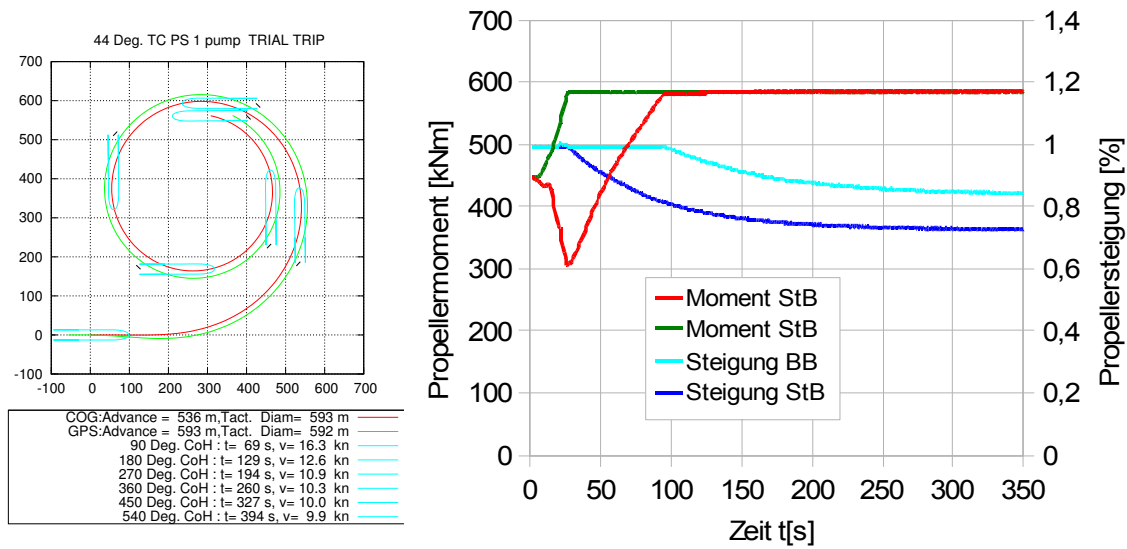


Abbildung 90: Bahnverlauf (links) und Propulsionskurven (rechts) aus der Manövriersimulation von Schiff 2 mit der Korrektur von Schiff 3

**Zick-Zack-Manöver**

Die Berechnung eines 20/20-Zick-Zack-Manövers zeigt, dass die Änderung des Nachstroms kaum Einfluss auf die Bahn des Schiffes hat. Abbildung 91 zeigt die berechnete Bahn im Zick-Zack-Manöver mit den Korrekturen von Schiff 2 (links) sowie von Schiff 3 (rechts). Damit ist es für diesen Fall durchaus zulässig, zur Beurteilung der Manövrierfähigkeit die Korrekturen von einem anderen Zweischauber zu übernehmen.

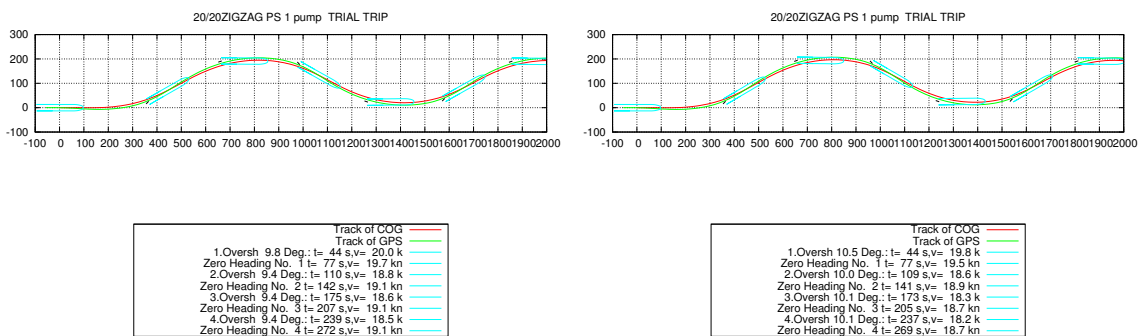


Abbildung 91: Bahnverlauf im Zick-Zack-Manöver mit den Korrekturen von Schiff 2 (links) und Schiff 3 (rechts)

Abbildung 92 zeigt das berechnete Propellermoment. Hier zeigen sich insbesondere zu den Zeitpunkten, zu denen das Schiff in die Gegenbewegung geht, deutliche Unterschiede im Vergleich zur Simulation mit den Korrekturen für Schiff 2 (vgl. Abbildung 78). Das heißt, dass bei der Auslegung und Ausrichtung von Propellerwellenlagern nach realen Betriebsbedingungen diese Unterschiede auf jeden Fall zu berücksichtigen wären.

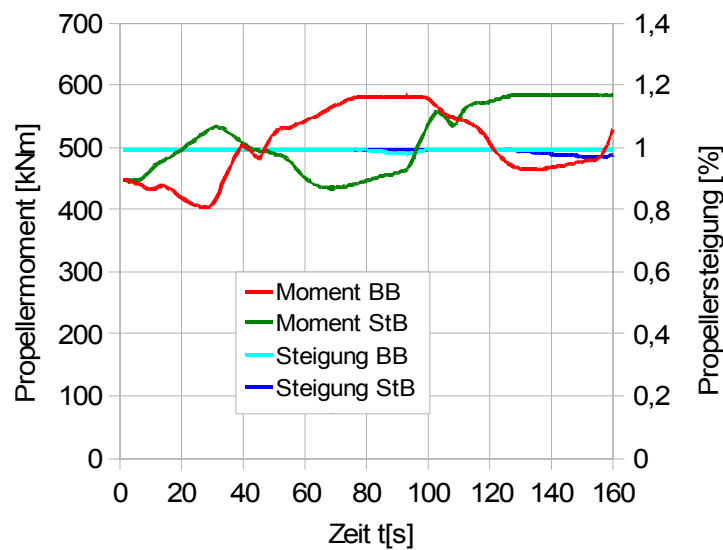


Abbildung 92: Propellermomente im Zick-Zack-Manöver mit den Korrekturen von Schiff 3

## 7.6 Schiff 4

Beim letzten Schiff handelt es sich um ein schlankes Einpropellerschiff. Das Schiff wurde im Rahmen des Off-Design-Vorhabens (vgl. Stoye et al. 2008) untersucht. Im Rahmen des Forschungsvorhabens wurden unter anderem umfangreiche Modellmessungen in Driftsituationen durchgeführt. Die Modellmessungen wurden ergänzt durch eine Langzeiterfassung der Leistungsparameter an der Großausführung. Das Ziel des Vorhabens war es, den Entwurf des Schiffes, des Ruders und des Propellers an die realen Betriebsbedingungen anzupassen und nicht auf einen fiktiven Entwurfspunkt hin auszulegen.

### 7.6.1 Beschreibung des Modells

Die Hauptdaten von Schiff 4 sind in Tabelle 14 dargestellt. Im Vergleich zur C-Box fällt die Völligkeit wesentlich geringer aus. Anders als bei der C-Box wird dieses Schiff durch einen vierflügeligen Verstellpropeller angetrieben.

|                                   |         |
|-----------------------------------|---------|
| Länge zwischen den Loten $L_{PP}$ | 174,22m |
| Breite auf Spanten B              | 26,20m  |
| Entwurfstiefgang $T_D$            | 7,05m   |
| Völligkeitskoeffizient $c_B$ ca.  | 0,59    |
| Tragfähigkeit $\Delta$ ca.        | 19500t  |
| Propellerdurchmesser $D_{Prop}$   | 5,80m   |
| Entwurfsgeschwindigkeit $v_D$     | 19,0kn  |

Tabelle 14: Hauptdaten von Schiff 4

Im Unterschied zur C-Box verfügt Schiff 4 über einen Bugwulst. Das Hinterschiff ist ebenfalls durch einen Knick zwischen dem Mittelskeg und dem Boden geprägt. Insgesamt fal-

len die Linien durch die geringere Völligkeit ( $c_B=0,59$  im Vergleich zu  $c_B=0,74$ ) deutlich schlanker aus. Damit ist auch mit einem geringeren Risiko für eine Ablösung zu rechnen. Abbildung 93 zeigt eine Ansicht des Hinterschiffes von Schiff 4.

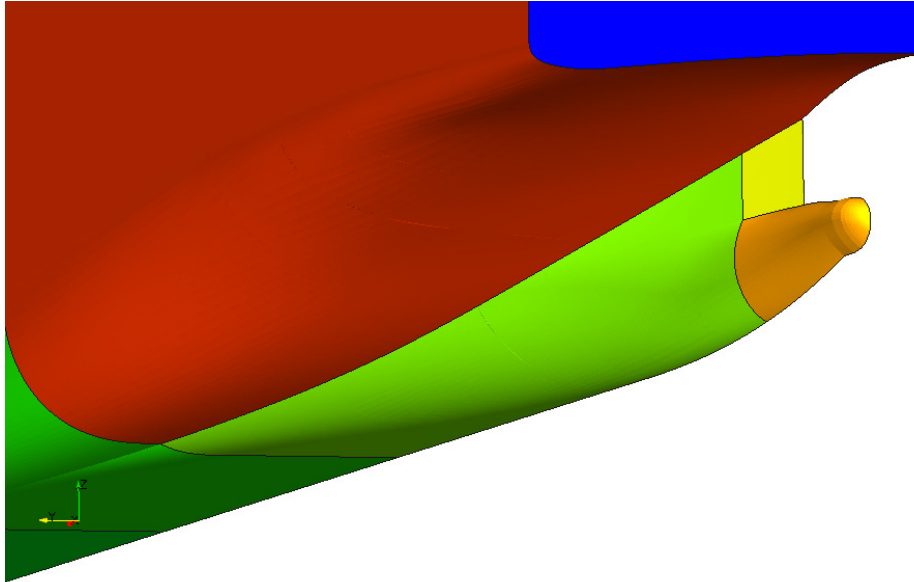


Abbildung 93: Hinterschiff von Schiff 4

Die Berechnungen für Schiff 4 werden in zwei verschiedenen Konfigurationen – einmal mit einer reduzierten Geschwindigkeit (Konfiguration 1) und einmal mit der Entwurfsgeschwindigkeit (Konfiguration 2) – durchgeführt. Die reduzierte Geschwindigkeit entspricht der Modellkonfiguration aus den Off-Design-Versuchen. Für die erste Konfiguration werden nur Berechnungen für das driftende Modell durchgeführt. Für die Konfiguration 2 wird auch das drehende Modell betrachtet. Aus den Ergebnissen der Konfiguration 2 werden Korrekturkurven für die Manövriersimulation bestimmt.

| Konfiguration                     | 1        | 2        |
|-----------------------------------|----------|----------|
| Schiffsgeschwindigkeit $v_s$ [kn] | 16,000   | 19,000   |
| Maßstab [-]                       | 24,829   | 24,829   |
| Modellgeschwindigkeit [m/s]       | 1,652    | 1,962    |
| Reynoldszahl [-]                  | 1,02E+07 | 1,21E+07 |

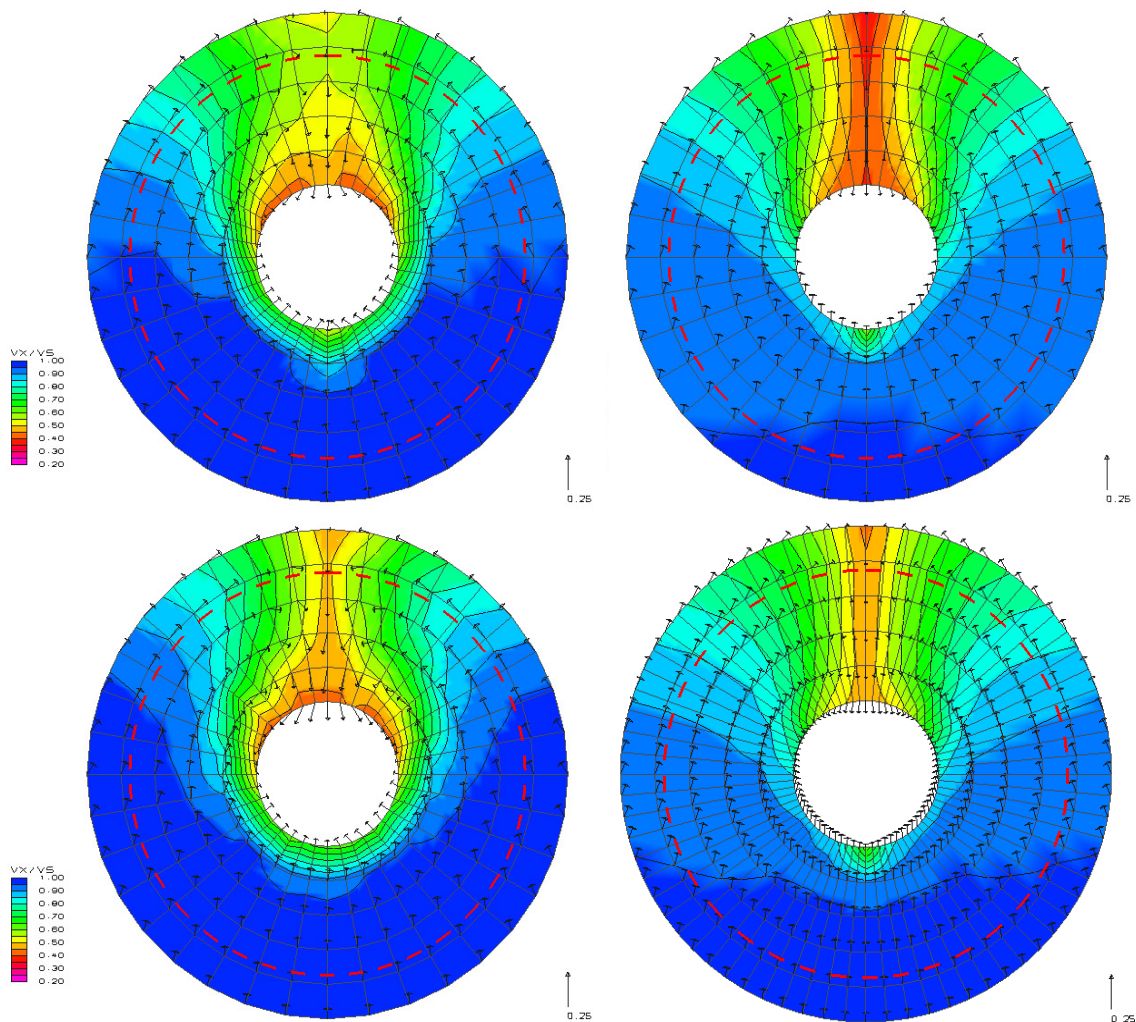
Tabelle 15: Berechnungskonfigurationen für Schiff 4

### 7.6.2 Ergebnisse der Berechnung des nominellen Nachstroms

Die Auswertung des nominellen Nachstroms erfolgt zunächst für die stationäre Geradeausfahrt. Im Anschluss werden die Berechnungsergebnisse für das driftende Schiff aus beiden Konfigurationen mit den Ergebnissen aus den Modellversuchen verglichen. Als letztes erfolgt die Auswertung am drehenden und driftenden Schiff für die Geradeausfahrt.

### ***Nomineller Nachstrom in der Geradeausfahrt***

Abbildung 94 zeigt den gemessenen und berechneten nominellen Nachstrom in der stationären Geradeausfahrt für die Konfigurationen 1 und 2. Links ist jeweils der gemessene, rechts der berechnete Nachstrom dargestellt. Der Vergleich zwischen Messung und Berechnung zeigt, dass in der Berechnung für die kleinere Geschwindigkeit der Nachstrom unmittelbar hinter dem Skeg in der zwölf Uhr Position deutlicher ausgeprägt ist. Hier sind leichte Ablösungseffekte zu beobachten, die in der Messung so nicht auftreten. Der qualitative Vergleich zwischen den beiden Geschwindigkeiten zeigt, dass bis auf die Ausprägung der Ablösung hinter dem Skeg die Abhängigkeit von der Geschwindigkeit relativ gering ist. Dies zeigt einmal mehr, dass bei moderaten Geschwindigkeitsänderungen der normierte nominelle Nachstrom übernommen werden kann.



*Abbildung 94: Nomineller Nachstrom für die Geradeausfahrt von Schiff 4, oben 16kn unten 19kn, links gemessen und recht berechnet*

Tabelle 15 zeigt die quantitative Auswertung der vier Nachströme. Hervorzuheben ist, dass für beide Konfigurationen der integrale Nachstrom in der Berechnung leicht unterschätzt

wird. Dies ist insbesondere für die erste Konfiguration bemerkenswert, bei der in der Berechnung ein deutlicherer Verzögerungsbereich hinter dem Skeg zu beobachten ist.

| Wert          | Konfiguration 1 |            | Konfiguration 2 |            |
|---------------|-----------------|------------|-----------------|------------|
|               | Messung         | Berechnung | Messung         | Berechnung |
| $w_x$         | 0,200           | 0,188      | 0,193           | 0,178      |
| $w_T$         | 0,004           | 2,32E-007  | -0,008          | -3,48E-008 |
| $v_y$         | 0,004           | 5,73E-009  | 0,002           | 1,67E-007  |
| $v_z$         | 0,051           | 0,061      | 0,050           | 0,062      |
| Nachstromgüte | 0,728           | 0,667      | 0,690           | 0,682      |

Tabelle 16: Quantitativer Vergleich der gemessenen und berechneten Nachströme für die Geradeaufahrt von Schiff 4

### Nomineller Nachstrom in Driftfahrt

Im Rahmen des Off-Design-Vorhabens ist das Nachstromfeld von Schiff 4 auch in Driftfahrt vermessen worden. Die Abbildungen 95 bis 98 zeigen jeweils links den gemessenen und rechts den nominellen Nachstrom für die Driftwinkel  $\beta=2^\circ$ ,  $4^\circ$ ,  $6^\circ$  und  $10^\circ$ . Wie in den vorangegangenen Fällen wird die Entwicklung der Charakteristik des Nachstromfeldes durch die Berechnung richtig wiedergegeben. Der Wirbel, der sich an der Unterkante des Mittelskegs entwickelt, ist auch in diesem Beispiel weniger deutlich ausgeprägt.

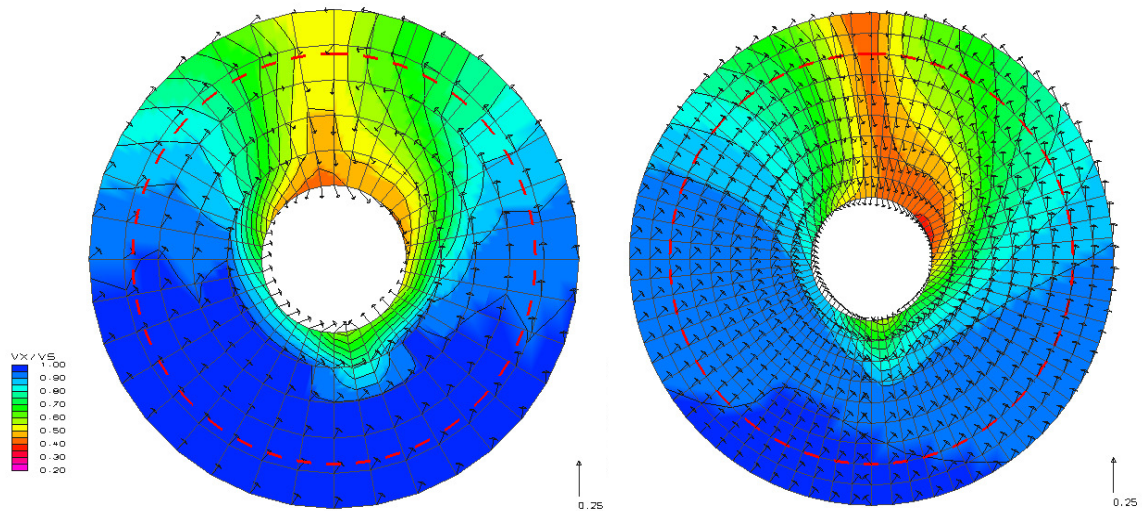


Abbildung 95: Nomineller gemessener (links) und berechneter (rechts) Nachstrom von Schiff 4 für einen Driftwinkel von  $\beta=2^\circ$

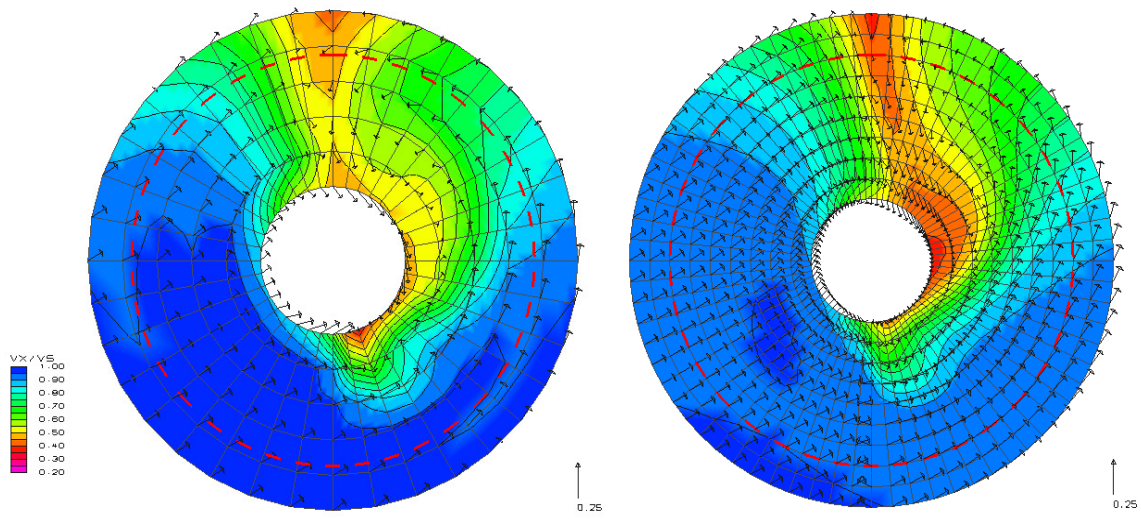


Abbildung 96: Nomineller gemessener (links) und berechneter (rechts) Nachstrom von Schiff 4 für einen Driftwinkel von  $\beta=4^\circ$

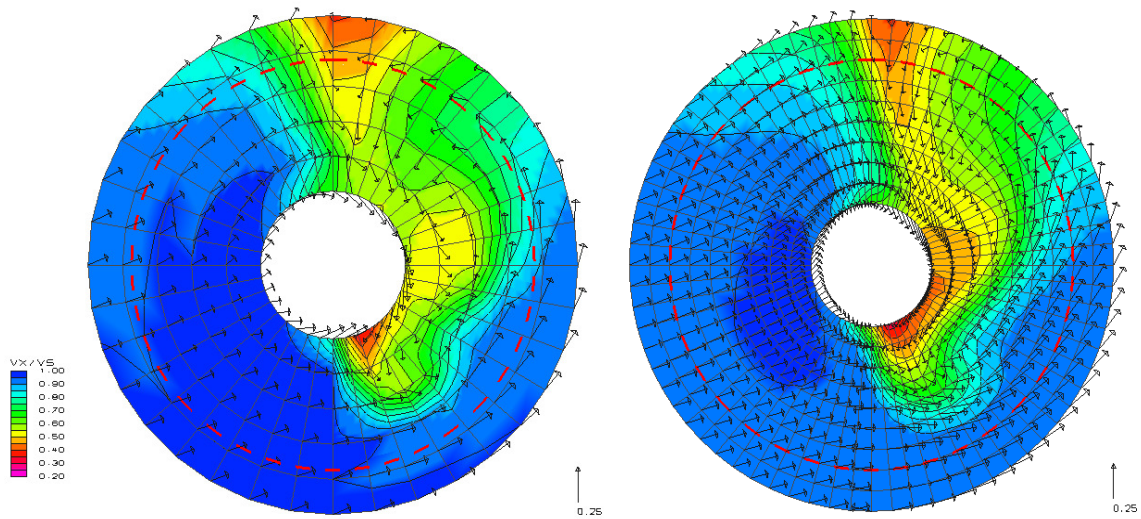


Abbildung 97: Nomineller gemessener (links) und berechneter (rechts) Nachstrom von Schiff 4 für einen Driftwinkel von  $\beta=6^\circ$

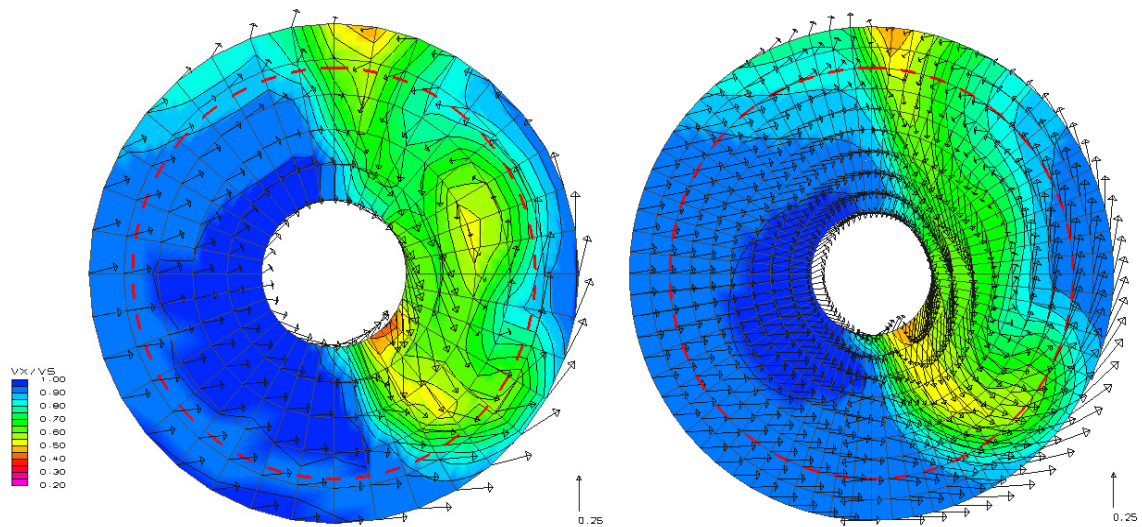


Abbildung 98: Nomineller gemessener (links) und berechneter (rechts) Nachstrom von Schiff 4 für einen Driftwinkel von  $\beta=10^\circ$

Abbildung 99 zeigt die quantitative Auswertung der gemessenen und berechneten nominalen Nachstromfelder für beide Geschwindigkeiten. Die Übereinstimmung zwischen den Verläufen ist so hoch, dass eine Übertragung von der einen auf die andere Geschwindigkeit zulässig ist.

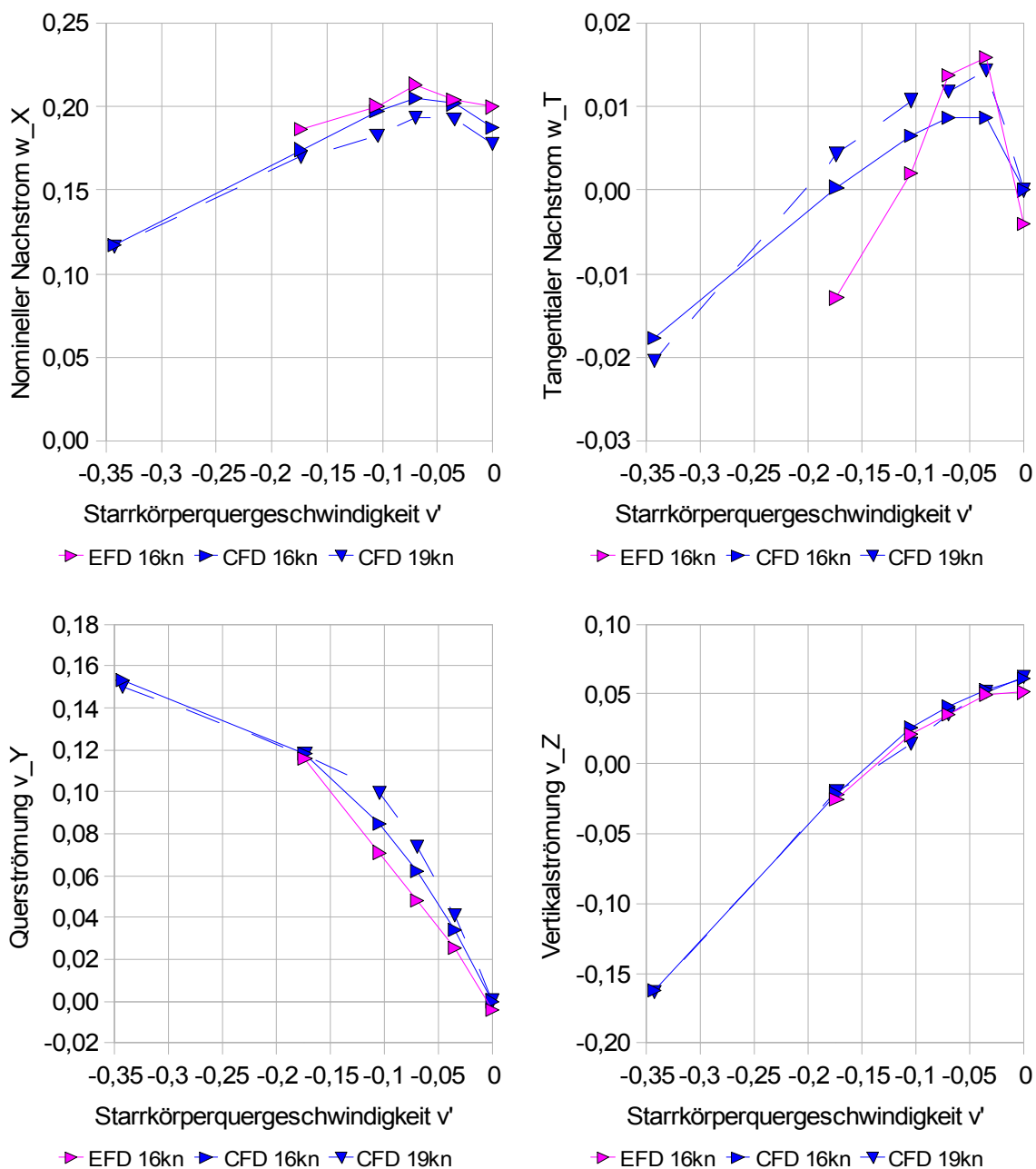


Abbildung 99: Quantitative Auswertung des nominellen Nachstroms in Driftfahrt von Schiff 4

### **Nomineller Nachstrom in Drift- und Drehfahrt**

Der Vergleich zwischen den nominellen Nachströmen für beide Geschwindigkeiten hat gezeigt, dass eine Übertragung auf eine ähnliche Geschwindigkeit zulässig ist. Deshalb wird der Nachstrom für die Drehfahrt nur für die höhere Geschwindigkeit betrachtet. Abbildungen 100 bis 103 zeigen die quantitative Auswertung der berechneten Nachstromfelder für die Geschwindigkeit von 19kn. Wie bei Schiff 2 gibt es auch in diesem Fall eine deutlichere Abhängigkeit der Nachstromgrößen von den Drehrate für den axialen und tangentialen Nachstrom. Die Quer- und Vertikalströmung sind im Wesentlichen nur abhängig von der Starrkörpergeschwindigkeit. Bemerkenswert ist die stark nichtlineare Abhängigkeit der

Querströmung. Dies stellt einen deutlichen Unterschied zur C-Box dar. Anders als bei der C-Box ist für große Starrkörperquergeschwindigkeiten auch keine voll entwickelte Querströmung zu beobachten.

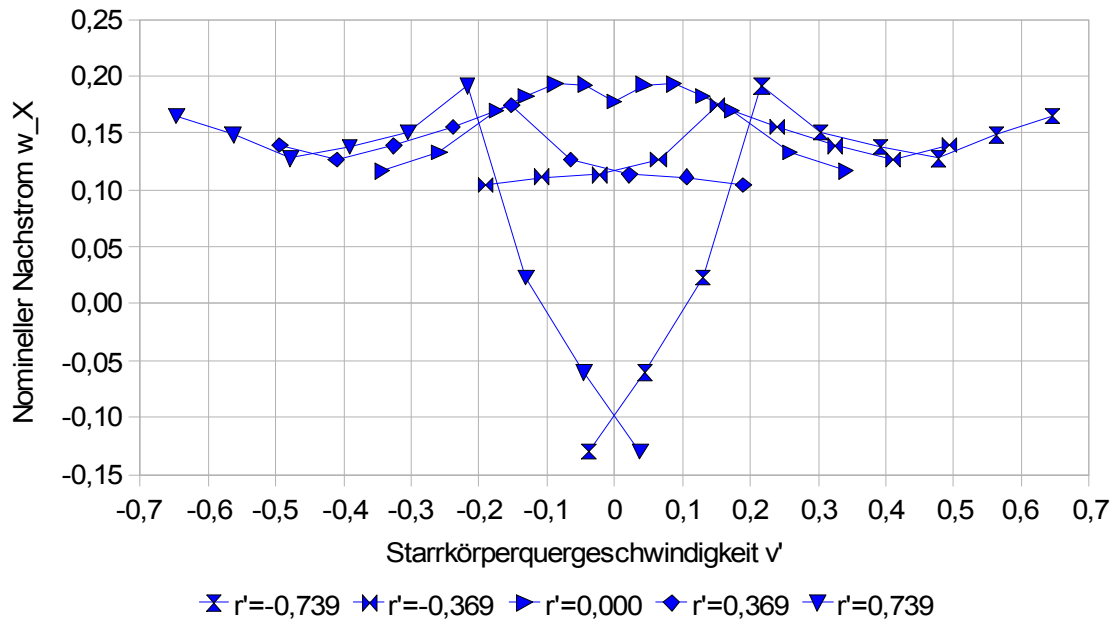


Abbildung 100: Axialer Nachstrom von Schiff 4 für unterschiedliche Drehraten abhängig von der Starrkörperquergeschwindigkeit

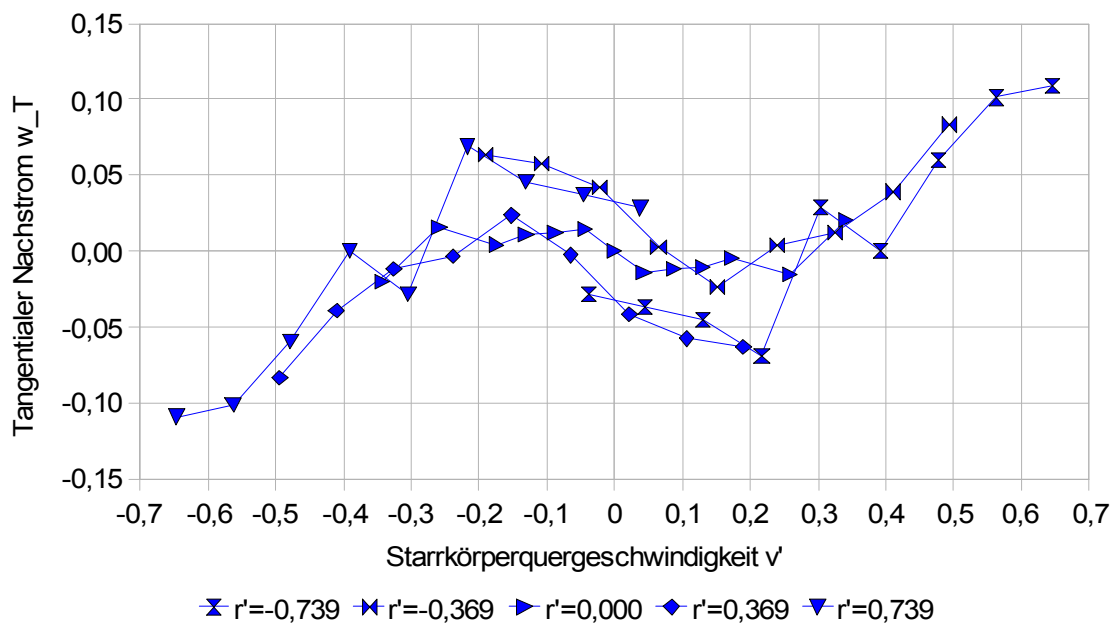


Abbildung 101: Tangentialer Nachstrom von Schiff 4 für unterschiedliche Drehraten abhängig von der Starrkörperquergeschwindigkeit

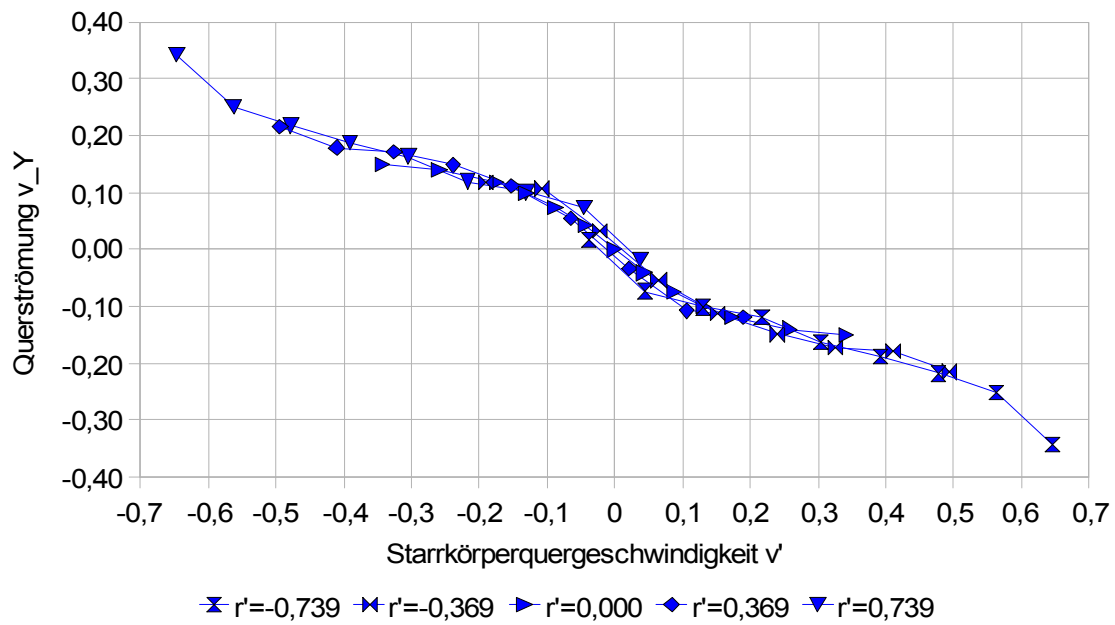


Abbildung 102: Querströmung von Schiff 4 für unterschiedliche Drehraten abhängig von der Starrkörperquergeschwindigkeit

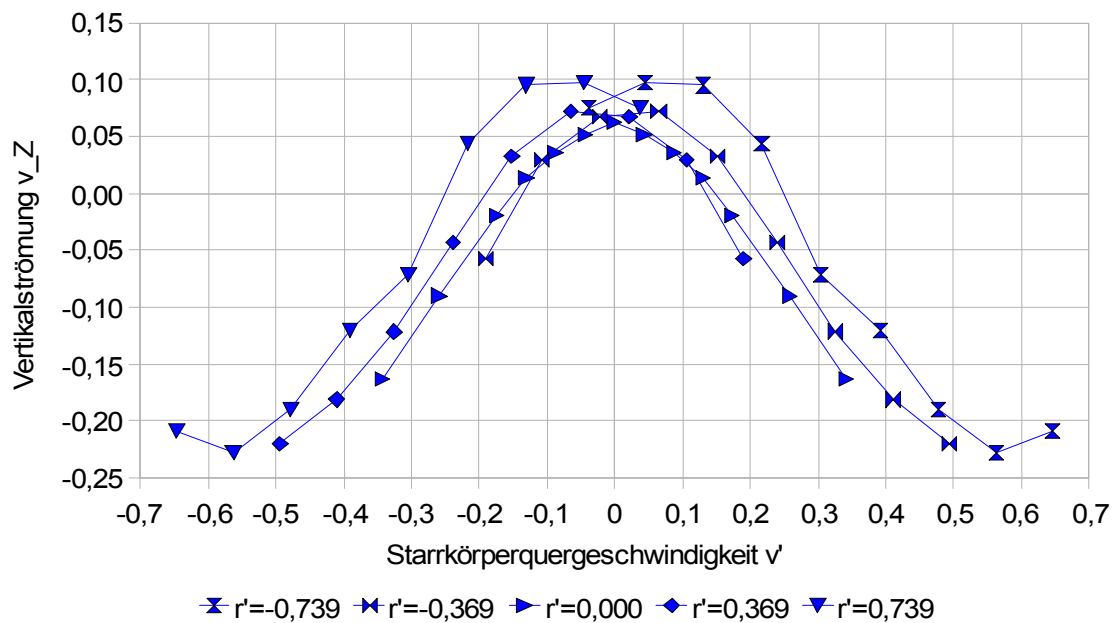


Abbildung 103: Vertikalströmung von Schiff 4 für unterschiedliche Drehraten abhängig von der Starrkörperquergeschwindigkeit

### 7.6.3 Ergebnisse der Berechnung der effektiven Nachstromziffer

Wie bei den vorhergehenden Beispielen wird auch in diesem Fall die effektive Nachstromziffer berechnet. Die Daten aus dem Off-Design-Vorhaben lassen zumindest für das driftende Modell einen Vergleich zwischen der Messung am Modell und der Berechnung zu. Dieser ist in Abbildung 104 gezeigt.

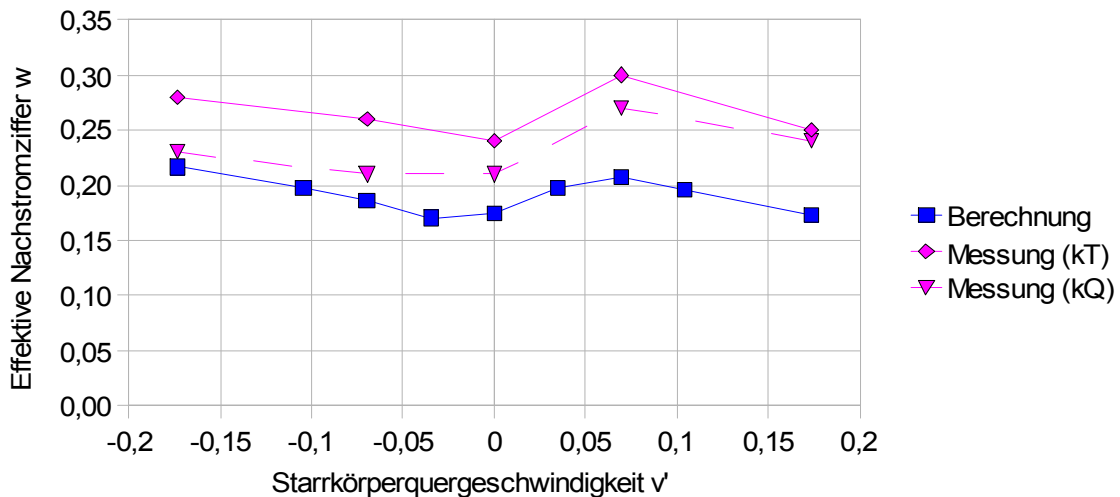


Abbildung 104: Gemessene und berechnete effektive Nachstromziffer für unterschiedliche Driftwinkel von Schiff 4

Die Ergebnisse der Messung und der Berechnung fallen sehr unterschiedlich aus, obwohl die Abhängigkeit von der Driftbewegung in beiden Fällen gleich ist. Zwei Punkte sind besonders hervorzuheben. Erstens ist die berechnete effektive Nachstromziffer kleiner als die nominelle, was bei anderen Einpropellerschiffen (so auch bei dem Serie-60-Rumpf und Schiff 1), beobachtet werden kann. In der Messung ist die effektive Nachstromziffer aber größer als die nominelle. Zweitens hat die nach der Momentenidentität bestimmte effektive Nachstromziffer deutlich andere Werte als die nach der Schubidentität ermittelte. Dies ist für sich alleine nicht ungewöhnlich. Bemerkenswert ist hier aber, dass der qualitative Verlauf hier auch deutlich unterschiedlich ist. Eine Erklärung für den ersten Aspekt, und zwar sowohl was die Abweichung an sich, als auch die im Vergleich zur nominellen größere effektive Nachstromziffer betrifft, gibt es bislang nicht. Der zweite Aspekt unterstreicht einmal mehr, dass die effektive Nachstromziffer deutlich mehr beinhaltet als eine Änderung der Zustromgeschwindigkeit.

Abbildung 105 zeigt die effektive Nachstromziffer für die Driftfahrt nach Konfiguration 1 normiert mit dem jeweiligen Wert für die Geradeausfahrt. Die auf diese Weise berechnete Korrektur für die Driftwinkelabhängigkeit zeigt eine sehr gute Übereinstimmung. Damit ist sichergestellt, dass die aus den berechneten Nachströmen bestimmten Korrekturen des effektiven Nachstroms für die Manövriersimulation verwendet werden können.

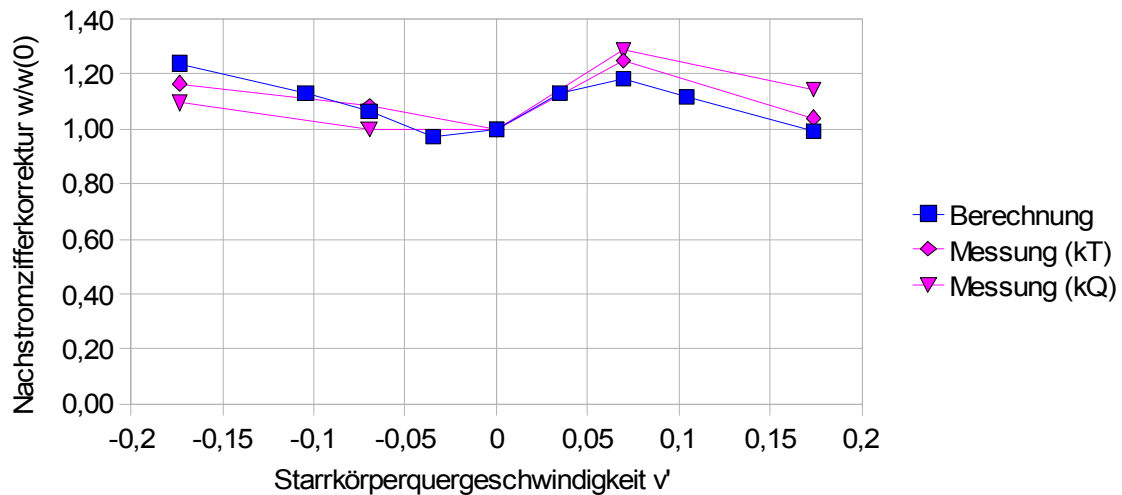


Abbildung 105: Korrektur der gemessenen und berechneten effektiven Nachstromziffern für unterschiedliche Driftwinkel von Schiff 4

Abbildung 106 zeigt die effektive Nachstromziffer von Schiff 4 für unterschiedliche Drehraten abhängig vom Driftwinkel. Für die kleineren Drehraten fällt die Abhängigkeit der effektiven Nachstromziffer im Vergleich zu Schiff 1 deutlich geringer aus. Des Weiteren ist im Vergleich zu Schiff 1 der Einfluss der Drehrichtung festzustellen.

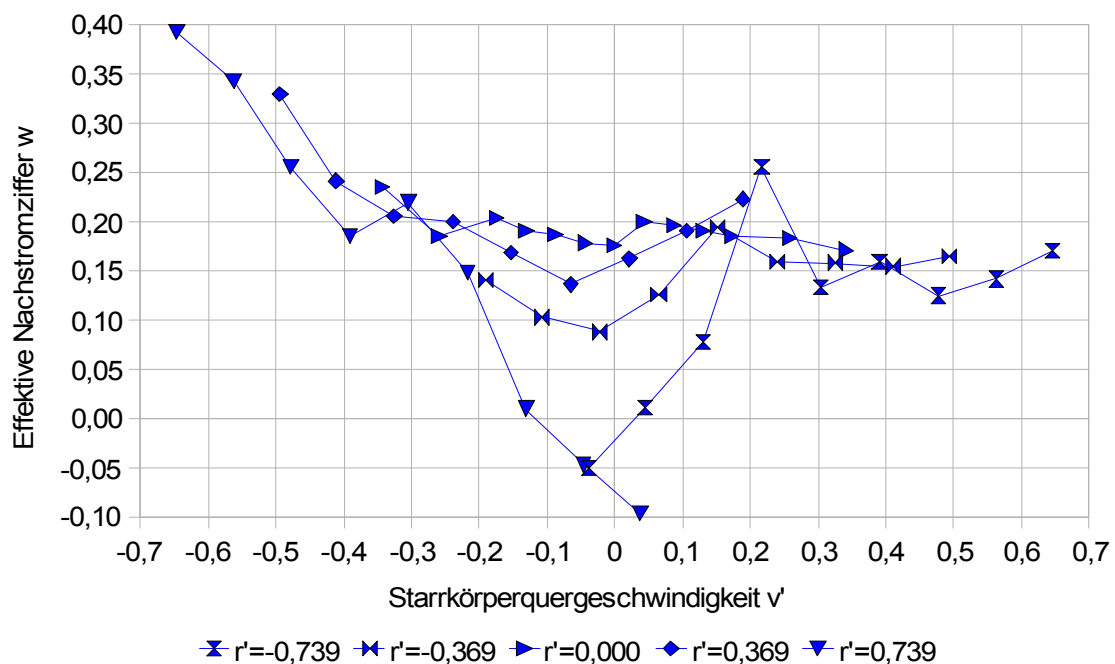


Abbildung 106: Effektive Nachstromziffer abhängig von der Drehrate und dem Driftwinkel von Schiff 4



## 8 Zusammenfassung und Ausblick

Inhalt dieser Arbeit ist der Nachstrom am manövrierenden Schiff. Ausschlaggebend für die Bearbeitung dieses Themas war die Tatsache, dass bisherige Betrachtungen des Nachstroms fast ausschließlich für die Geradeausfahrt im Entwurfspunkt erfolgten. Dies hatte zur Folge, dass es zu Fehlern in Manövriersimulationen kam. Zum anderen kam es unter anderem durch die Nichtbeachtung der Änderung des Nachstroms am manövrierenden Schiff und den damit einhergehenden wechselnden Propellerkräften zu Schäden an falsch konstruierten Propellern, Rudern und Propellerwellenlagern. Durch die Entwicklung von hoch spezialisierten Schiffen, die an komplexe Aufgaben und besondere Anforderungen angepasst werden und die sich immer mehr von den Standardschiffstypen der Vergangenheit unterscheiden, ist die Notwendigkeit für eine schiffsspezifische Betrachtung des Nachstroms am manövrierenden Schiff gewachsen. Um diesem Bedarf zu begegnen, wurden für die vorgestellte Arbeit zwei Aufgaben formuliert: Zum einen sollte ein Weg gefunden werden, mit dem sowohl der nominelle als auch der effektive Nachstrom im Rahmen der Entwurfstätigkeit für ein manövrierendes Schiff bestimmt und analysiert werden kann. Dabei sollte insbesondere auf die Anwendbarkeit im industriellen Projektentwurf geachtet werden. Zum anderen sollten die Erkenntnisse, die aus der Betrachtung des Nachstroms gewonnen wurden, zur Verbesserung einer Manövriersimulation eingesetzt werden.

Zur Lösung der gestellten Aufgaben erfolgte zunächst eine Betrachtung der strömungsmechanischen Effekte, die zur Entstehung des nominellen und effektiven Nachstroms führen. Aus dieser Betrachtung wurden die Erkenntnisse gewonnen, dass die Entstehung des nominellen Nachstroms im Wesentlichen durch viskose Effekte im Wasser und die Form des Schiffes bestimmt wird. Als hauptsächliche Wechselwirkung zwischen dem Propeller und seinem Zustrom bei der Entstehung des effektiven Nachstroms wurde im Rahmen der bei der Propulsionsprognose üblichen Annahmen die Kontraktion des Nachstromfeldes identifiziert. Es wurde festgestellt, dass die effektive Nachstromziffer ein Maß für die Änderung der Propellerwirkung hinter dem Schiff im Vergleich zum Zustand in der Freifahrt ist, und nur eingeschränkt als ein Maß für die Änderung der Zustromgeschwindigkeit gesehen werden kann.

Als beste Möglichkeit zur Bestimmung des nominellen Nachstroms für viele unterschiedliche Manövrierzustände und Schiffskonfigurationen wurden die Verfahren der numerischen Strömungsmechanik mit dem RANSE-Ansatz ermittelt. Um die Verfahren auch im Entwurfsumfeld gut einsetzen zu können, wurde eine Prozesskette aufgebaut, die durch eine enge Anbindung an eine Schiffsentwurfsumgebung gekennzeichnet ist und so die Untersuchung vieler Schiffsvarianten in unterschiedlichen Zuständen in kurzer Zeit ermöglicht. Zur Vermeidung aufwändiger Berechnungen und Messungen zur Propulsion wurde ein mehrschrittiges Verfahren zur Bestimmung der effektiven Nachstromziffer entwickelt. Um die Nachstromabhängigkeiten in der Schiffsmanöversimulation berücksichtigen zu können, wurde vorgeschlagen, Korrekturen für die Querströmung (zur korrekten Bestimmung des

Ruderanstellwinkels) und für die effektive Nachstromziffer (zur korrekten Bestimmung des Propellerschubes und der Strahlggeschwindigkeit) zu verwenden. Die Korrekturen werden dazu vor der Simulation durch die Auswertung von Berechnungen diskreter Dreh- und Driftzustände bestimmt.

Die vorgestellten Verfahrensweisen wurden auf unterschiedliche Schiffe angewendet. Die Ergebnisse von fünf Schiffen, und zwar von drei Einpropeller- und zwei Zweipropellerschiffen, wurden in dieser Arbeit vorgestellt. Die Auswertung der Ergebnisse und der Vergleich mit Modellversuchsergebnissen und Großausführungsmessungen haben gezeigt, dass die wesentlichen Effekte im Nachstrom und insbesondere die Änderungen am manövrierenden Schiff durch die vorgeschlagenen Verfahren erfasst und abgebildet werden. Die Querströmung in der Propellerebene konnte in allen Fällen sehr gut reproduziert werden. Dies trifft ebenso auf die Änderung der effektiven Nachstromziffer zu. Die absoluten Werte waren bis auf einen Fall ebenfalls zufriedenstellend. Die Abweichungen sind sowohl durch Ungenauigkeiten bei der Berechnung des nominellen Nachstroms, insbesondere bei der Entstehung von Wirbeln, und bei der Berechnung der Propellerwirkung in stark inhomogener Zuströmung zu erklären.

Es konnte gezeigt werden, dass Maßstabsänderungen einen wesentlich größeren Einfluss auf die Ergebnisse haben als leichte Änderungen der Schiffsgeschwindigkeit. Die Übertragbarkeit von Ergebnissen von Untersuchungen mit großen Modellmaßstäben auf die Großausführung musste damit erneut in Frage gestellt werden, wobei Zweipropellerschiffe unkritischer als Einpropellerschiffe sind. Die Betrachtung der Zweipropellerschiffe hat ferner gezeigt, dass eine Übertragung von Ergebnissen von Einpropellerschiffen auf Zweipropellerschiffe mit Mittelskeg ausgeschlossen werden muss. Eine Übertragbarkeit zwischen Zweipropellerschiffen mit gleicher Propulsionsanordnung ist eher gegeben als zwischen selbst geometrisch ähnlichen Einpropellerschiffen. Der Vergleich von berechneten Manöverkennwerten und Propellermomentverläufen in Drehkreis- und Zick-Zack-Manövern mit Großausführungsmessungen hat gezeigt, dass die Manövriersimulation entscheidend verbessert werden konnte.

In Zukunft ist durch die Entwicklung der RANSE-Verfahren, insbesondere der Verbesserung der Turbulenzmodellierung sowie durch die Einführung von Wirbelverstärkungsverfahren, eine noch bessere numerische Prognose des Nachstromfelds zu erwarten. Durch die Verwendung von anderen Propellerberechnungsverfahren, die die Richtungsentwicklung des Propellerstrahls berücksichtigen, sollte bei der Berechnung der effektiven Nachstromziffer eine Verbesserung zu erzielen sein. Durch die Betrachtung von mehr unterschiedlichen Schiffen sollten die Erkenntnisse zur Entstehung und Entwicklung des Nachstroms am manövrierenden Schiff vertieft werden. Hierbei sollten in Zukunft auch dynamischen Zustände berücksichtigt werden.

## Literaturverzeichnis

- Abels, W. (2006): Zuverlässige Prognose propellererregter Druckschwankungen auf die Außenhaut mittels Korrelation direkter Berechnung. TUHH Schriftenreihe Schiffbau. Nr. 636. Hamburg.
- Abkowitz, M. (1969): *Stability and Motion Control of Ocean Vehicles*. The M.I.T. Press. Cambridge, Massachusetts.
- Agdrup, K./ Stern, F. (Hg.) (2009): *SIMMAN 2008 - Workshop Proceedings*. FORCE Technology. Kopenhagen.
- Ansys (2007): *Documentation for Ansys ICEM CFD/AI\*Environment 11.0 SP1*.
- Balay et al. (2008): *PETSc Users Manual, Rev. 3.0.0*.
- Bertram, V. (2000): *Practical ship hydrodynamics*. Butterworth Heinemann. Oxford.
- Blendermann, W. (1996): *Wind Loading of Ships- Collected Data from Wind Tunnel Tests in Uniform Flow*. Schriftenreihe Schiffbau. Nr. 574. Hamburg.
- Brix, J. (Hrsg.) (1993): *Manoeuvring Technical Manual*. Seehafen Verlag. Hamburg.
- Bühr, W./ Keil, H./Krüger, S. (1989): *Rechnereinsatz im Projekt*. Jahrbuch der Schiffbau Technischen Gesellschaft. Nr. 82. S. 352 ff.
- Carrica, P./ Stern, F. (2008): *DES Simulations of KVLCC1 in Turn and ZigZag Maneuvers with Moving Propeller and Rudder*. Proc. SIMMAN Workshop 2008. Kopenhagen. S. F10-F15.
- CD-adapco (2009): *User Guide, STAR-CCM+ Version 4.04.011*.
- Cura Hochbaum, A. (1994): *Ein Finite-Volumen-Verfahren zur Berechnung turbulenter Schiffsumströmungen*. Schriftenreihe Schiffbau. Nr. 540. Hamburg.
- Day, W.G./ Reed, A.M./ Hurwitz, R.B. (1980): *Full-Scale Propeller Disk Wake Survey and Boundary Layer Velocity Profile Measurements on the 154-Foot Ship R/V Athena*. David W. Taylor Naval Ship Research and Development Center. Nr. SPD-0833-01. Bethesda, Maryland.
- Fagerjord O. (1978): *Experience from Stern Wake Measurements during Sea Trial*. Norwegian Maritime Research. Nr. 2. S. 37-43.
- Fahrbach, M. (2004): *Bewertung der Güte von Nachstromfeldern*. Diplomarbeit. Technische Universität Hamburg-Harburg.
- Ferziger, J.H./ Peric, M. (2002): *Computational Methods for Fluid Dynamics*. Springer. Berlin Heidelberg New York.
- Franke, M./ Rung, T./ Thiele, F. (2005): *Advanced Turbulence Modelling in Aerodynamic Flow Solvers*. Notes on Numerical Fluid Mechanics and Multidisciplinary Design. Nr. 89. S. 225-240.
- Gersten, K. (1992): *Einführung in die Strömungsmechanik*. Vieweg. Braunschweig.
- Goldstein, S. (1929): *On the Vortex Theory of Screw Propellers*. Proc. of the Royal Society of London. Nr. 123.792. S. 440-465.

- Greitsch, L./ Eljardt, G. (2009): Simulation of Lifetime Operating Conditions as Input Parameters for CFD Calculations and Design Evaluation. 12th Numerical Towing Tank Symposium. Cortona.
- Gurr, C./ Rulfs, H. (2006): Schlussbericht des AiF-Vorhabens 13500/IV: Einfluss instationärer Betriebszustände auf die Lagerung von Propellerwellen. Hamburg. Unveröffentlicht. Einzusehen bei TUHH-M6.
- Gurr, C./ Rulfs, H. (2008): Influence of transient operating conditions on propeller shaft bearings. J. Marine Eng. Tech.. Nr. 2008.12. S. 3-11.
- Haack, T. (2006): Simulation des Manövrierverhaltens von Schiffen unter besondere Berücksichtigung der Antriebsanlage. Schriftenreihe Schiffbau. Nr. 637. Hamburg.
- Haack, T./ Vorhölder, H. (2009): Design of a 142m RoRo-Vessel. Int. Marine Design Conference 2009. Trondheim. S. 163-172.
- Hafermann (2007): The new RANSE Code FreSCo for Ship Applications. Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft. Nr. 101. S. 103-109.
- Hafermann, D./ Chao, K. (2009): Propulsion Improving Devices (PIDs) and CFD Applications. Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft. Nr. 103. S. .
- Harvald, Sv. Aa. (1983): Resistance and Propulsion of Ships. A Wiley-Interscience Publication. New York.
- Harvald, Sv. Aa./Hee, J. M. (1978): Wake Distributions. Mitteilungen der Versuchsanstalt für Wasserbau und Schiffbau. Nr. 54. S. 221.
- HSVA (1999a): Report N 002-99, 3-D-Wake Measurement for a Ro-Ro-Vessel (Draught: 5.70m). Hamburg. Unveröffentlicht. Einzusehen bei TUHH-M6.
- HSVA (1999b): Report N 003-99, 3-D-Wake Measurement for a Ro-Ro-Vessel (Draught: 7.40m). Hamburg. Unveröffentlicht. Einzusehen bei TUHH-M6.
- HSVA (2009a): Bericht N017-09. 3-D Nachstrommessungen Projekt: Off-Design. Hamburg. Unveröffentlicht. Einzusehen bei TUHH-M6.
- HSVA (2009b): Bericht WP 110/09. Hamburg. Unveröffentlicht. Einzusehen bei TUHH-M6.
- IMO (1993): Resolution A.751(18): Interim Standarts for Ship Manoeuvrability. London.
- Isay, W.-H. (1964): Propellertheorie. Springer. Berlin.
- Isay, W.-H. (1970): Moderne Probleme der Propellertheorie. Springer-Verlag. Berlin Heidelberg New York.
- ITTC (2002): Testing and Extrapolation Methods Propulsion, Performance Propulsion Test. International Towing Tank Conference - Recommended Procedures and Guidelines. Nr.7.5-02-03-01.1.
- ITTC (2008a): Captive Model Test Procedure. International Towing Tank Conference - Recommended Procedures and Guidelines. Nr.7.5-02-06-02.
- ITTC (2008b): 1978 ITTC Performance Prediction Method. International Towing Tank Conference. Nr.7.5-02-03-01.4.

- Kim, J./ Fu, T. C./ Bugalski, T./ Hinatsu, M./ Felice, F. Di (2008): The Specialist Committee on Wake Fields. Proceedings of the 25th ITTC - Volume II. Fukuoka. S. 535-560.
- Kose, K. (1982): On a new mathematical model of maneuvering motions of a ship and its applications. International Shipbuilding Progress. Nr. 29. S. 205 ff..
- Krüger, S. (1998): Manövriersimulation auf der Basis von Großausführungsmessungen. Jahrbuch der Schiffbau Technischen Gesellschaft. Nr. 92. S. 541-551.
- Krüger, S. (2000): Design Loads for Rudders from First Principle Investigations. COMPIT'2000. Postdam. S. 255 ff..
- Krüger, S. (2005): Schiffspropeller. Vorlesungsskript. Technische Universität Hamburg-Harburg.
- Krüger, S./ Manzke, M./ Rung, T./ Vorhölter, H. (2009): Introduction of RANS-CFD into the Initial Design Process. 8th International Conference on Computer and IT Applications in the Maritime Industries. Budapest. S. 551-563.
- Krüger, S./ Urban, A. (2000): Abschätzung der Manövriereigenschaften von Azimuth-Antrieben in der Projektphase. Handbuch der Werften. Nr. 25. S. 147-160.
- Kuiper, G./ Grimm, M./ McNeice, B./ Noble, D./ Krikke, M. (2002): Propeller Inflow at Full Scale During a Manoeuvre. 24th Symp. on Naval Hydrodynamics. Fukuoka. S. .
- Kurimo, R./ Bystöm, L. (2003): Manoeuvring with PODS: Model Tests and Sea Trials of M/S Costa Atlantica. 8th International Marine Design Conference. Athen. S. 163-177.
- Kux, J./ Niemeier, Th./ Stöhrmann, H. (1982): LDV-Nachstrommessungen auf der "Sydney Express". Schriftenreihe Schiffbau. Nr. 424. Hamburg.
- Larsson, L./ Stern, F./ Bertram, V. (Hrsg.) (2000): Gothenburg 2000 - A Workshop on Numerical Ship Hydrodynamics. Chalmers University of Technology. Göteborg, Sweden.
- Le Touze (Hrsg.) (2009): Proceedings of the 4th SPHERIC workshop. ECN. Nantes, Frankreich.
- Longo, J./ Stern, F. (2002): Effects of drift angle on model ship flow. Experiments in Fluids. Nr. 32. S. 558-569.
- Lübcke, L./ Abdel-Maksoud, M. (2002): Berechnung des Nachstromfeldes der Großausführung. Jahrbuch der Schiffbau Technischen Gesellschaft. Nr. 96. S. 441 ff.
- Marioth, R. (2010): Untersuchung der Großausführungsmessfahrten am Forschungsschiff Meteor mit RANSE-CFD-Verfahren. Studienarbeit. Technische Universität Hamburg-Harburg. Hamburg.
- Marzi, J. (2009): Introducing FreSCo. The New RANS Solver for Maritime Applications.. News Wave of Hamburg Ship Model Basin. Nr. 2009/1. S. 8-9.
- Menter, F. R. (1994): Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications. AIAA-Journal. Nr. 32.8. S. 1598-1605.
- Meyne, K./ Nolte, A. (1969): Experimentelle Untersuchungen der hydrodynamischen Kräfte und Momente an einem Flügel eines Schiffspropellers bei schräger Anströmung. Schiff und Hafen. Nr. 21.5. S. 359 ff.

- Molland, A.F./ Turnock, S.R. (2002): Flow Straightening Effects on a Ship Rudder due to Upstream Propeller and Hull. *Int. Shipbuilding Progress*. Nr. 49.3. S. 195-214.
- Numecca International (2009): User Manual, Hexpress v2.9.
- Oledal, M. (1997): Application of vortex generators in ship propulsion system design. In: *Marine Technology II, 2nd Int. Conf. on Marine Technology*. Computational Mechanics Publications. Southampton.
- Oltmann, P. (1974): Schrägschleppversuche mit einem Schiffsmodell der Serie 60. *Schriftenreihe Schiffbau*. Nr. 307. Hamburg.
- Oltmann, P. (1976): Nachstrommessung mit einem Schiffsmodell der Serie 60. *Schriftenreihe Schiffbau*. Nr. 340. Hamburg.
- OpenCFD (2009): OpenFOAM 1.6 User Guide. <http://www.opencfd.co.uk/openfoam/doc/user.html>. Eingesehen am 07.01.2010.
- Pereira, R. (2002): Numerische Simulation von Kentervorgängen im Seegang. *MTG Marinetchnik*. Hamburg.
- Prandtl, L. (1904): Über Flüssigkeitsbewegung bei sehr kleiner Reibung. *Verhandlungen des 3. Internationalen Mathematiker-Kongresses in Heidelberg*. Heidelberg. S. 484 ff.
- Prohaska, C./ van Lammeren, W. (1937): Mitstrommessung an Schiffsmodellen. *Schiffbau*. Nr. 38.16. S. 257-263.
- Rogers, B. (Hrsg.) (2010): *Proceedings of 5th International SPHERIC SPH Workshop*. The University of Manchester. Manchester, UK.
- Rung, T./ Wöckner, K./ Manzke, M./ Brunswig, J./ Stück, A./ Ulrich, C. (2009): Challenges and Perspectives for Maritime CFD-Applications. *Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft*. Nr. 103. im Druck.
- Saunders, Harold E. (1957): *Hydrodynamics in Ship Design*. SNAME. New York.
- Schade, H./ Kunz, E. (1980): *Strömungslehre*. Walter de Gruyter. Berlin New York.
- Schuster, S/ Grothues-Spork, H./ Thieme, H./ Schwanecke, H./ Wiegardt, K. (1968): METEOR-Meßfahrten 1967. *Jahrbuch der Schiffbau Technischen Gesellschaft*. Nr. 62. S. 159-204.
- Schwanecke, H./ Pylkkänen, J./ Andersson, G. (1969): Ergebnisse der Strömungsmessungen im Propellerbereich F.S. "Meteor". *Hamburgische Schiffbau-Versuchsanstalt GmbH*. Nr. 30/69. Hamburg.
- Söding, H. (1984): Bewertung der Manövrieeigenschaften im Entwurfsstadium. *Jahrbuch der Schiffbau Technischen Gesellschaft*. Nr. 78. S. 179-204.
- Söding, H. (1998): Limits of Potential Theory in Rudder Flow Predictions. *Ship Technology Research*. Nr.45.3.
- Söding, H. (1999): *Das Wellenwiderstands-Programmsystem KELVIN*. Institut für Schiffbau. Hamburg.
- Squillacote, A. (2008): *The ParaView Guide*. 3rd edition. Kiteware Inc.. Clifton Park, NY.

- Steden, M./ Hundemer, J./ Müller, S./ Abdel-Maksoud, M. (2007): Geometrische Parametrisierung und Untersuchung der Umströmung von aus Mehrkomponenten bestehenden Schiffsantrieben. Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft. Nr. 101. S. 354-363.
- Steinhoff, J. (1994): Vorticity Confinement: A new technique for Computing Vortex Dominated Flows. In: Frontiers of Computational Fluid Dynamics. John Wiley and Sons.. Chichester.
- Steinwand, S./ Cura Hochbaum, A. (2008): SIMMAN 2008 Workshop - Vorstellung der Ergebnisse. Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft. Nr. 102. S. 45-51.
- Stoye, S./ Philip, O./ Lücke, T./ Krüger, S. (2008): Gemeinsamer Leitantrag Verbundprojekt Off-Design - Entwicklung von hydrodynamischen Berechnungsmethoden für Off-Design Zustände. Hamburg. Unveröffentlicht. Einzusehen bei TUHH-M6.
- Streckwall, H. (1997): Description of a Vortex Lattice Method for Propellers in Steady and Non Steady Flow. Hamburgische Schiffbau-Versuchsanstalt GmbH. Nr. 18/97. Hamburg.
- Streckwall, H./ Lücke, T. (2003): Simulation von Propulsionsversuchen mittels viskoser Berechnungen zur Ergänzung der herkömmlichen Versuchsauswertung. Forschungszentrum des deutschen Schiffbaus e.V.. Nr. 299/2003. Hamburg.
- Svennberg, S.U. (2000): A Test of Turbulence Models for Steady Flows around Ships. In: Gothenburg 2000 - A Workshop on Numerical Ship Hydrodynamics. Chalmers University of Technology. Göteborg, Sweden.
- Toda, Y./ Stern, F./ Longo, J. (1992): Mean-Flow Measurements in the Boundary Layer and Wake and Wave Field of a Series 60  $C_b=0.6$  Ship Model - Part 1: Froude Numbers 0.16 and 0.316. Journal of Ship Research. Nr. 36.4. S. 360-377.
- Toda, Y./ Stern, F./ Tanaka, I./ Patel, V.C. (1990): Mean-Flow Measurements in the Boundary Layer and Wake of a Series 60  $C_B=0.6$  Model Ship With and Without Propeller. Journal of Ship Research. Nr. 34.4. S. 225-252.
- Todd, F.H. (1963): Methodical experiments with models of single-screw merchant ships. David Taylor Model Basin Report. Nr. 1712. Washington D.C..
- Wilcox, D.C. (1993): Turbulence modeling for CFD. DCW Industries. La Canada, California.