

659 | September 2011

SCHRIFTENREIHE SCHIFFBAU

Lars Greitsch

**Entwicklung eines Entwurfsverfahrens für
Schiffsrunder auf der Basis statistischer
Betriebsprofile**

TUHH

Technische Universität Hamburg-Harburg

**Entwicklung eines Entwurfsverfahrens
für Schiffsruder
auf der Basis statistischer Betriebsprofile**

Vom Promotionsausschuss der
Technischen Universität Hamburg-Harburg
zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte

Dissertation

von

Dipl.-Ing. Lars Greitsch

aus Dortmund

2011

**Entwicklung eines Entwurfsverfahrens für Schiffsrunder auf der Basis
statistischer Betriebsprofile:**

Lars Greitsch, 2011

Vorsitzender des Promotionsverfahrens:

Prof. Dr.-Ing. Thomas Rung

Gutachter der Dissertation:

1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Stefan Krüger
2. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Moustafa Abdel-Maksoud
3. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Thomas Rung
4. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. Alexander Düster

Tag der mündlichen Prüfung:

14. Juli 2011

© Schriftenreihe Schiffbau der
Technischen Universität Hamburg-Harburg
Schwarzenbergstrasse 95c
D-21073 Hamburg

ISBN 978-3-89220-659-0

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Entwerfen von Schiffen und Schiffssicherheit der Technischen Universität Hamburg-Harburg.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Stefan Krüger für die wissenschaftliche Betreuung der Arbeit und dem anregenden Austausch zur Problemstellung.

Weiterhin möchte ich mich hiermit bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Mustafa Abdel-Maksoud für die Erstellung des Gutachtens danken. Für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission und seine Tätigkeit als Gutachter danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Thomas Rung. Ebenfalls für die Begutachtung der Arbeit bedanke ich mich hiermit bei Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Alexander Düster.

Insbesondere für die Zeit am Institut für Entwerfen von Schiffen und Schiffssicherheit gilt mein Dank den Kollegen für die guten Gespräche und den regen Austausch. Erwähnen möchte ich hier besonders meinen Bürokollegen Dr.-Ing. Clemens Koechert für die gute Ausgewogenheit zwischen konzentrierter Zusammenarbeit und auflockernden Gesprächen.

Meinen Eltern danke ich für die Unterstützung auf meinem Weg und das große Verständnis während der vergangenen Zeit.

Meiner lieben Frau Judith möchte ich hier besonders danken, da sie mir in der Zeit der Arbeit mit viel Geduld und Unterstützung geholfen hat, das nötige Durchhaltevermögen zu bewahren.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	6
1.1	Hintergrund	6
1.2	Stand der Wissenschaft und Technik	10
1.3	Zielsetzung	15
2	Theoretische Grundlagen	18
2.1	Statistische Verfahren	18
2.1.1	Deskriptive Statistik	18
2.1.2	Klassierung	19
2.1.3	Korrelationsanalyse	21
2.2	Profiltheorie	23
2.2.1	Geometrie des Profils	23
2.2.2	Profiltheorie in Potentialströmung	24
2.2.3	Theorie der kleinen Störungen	26
2.3	Die Hydrodynamik des Tragflügels	32
2.3.1	Das Wirbelmodell des Tragflügels	32
2.3.2	Berechnung der Tragflügelumströmung	34
2.4	Ruderkraftberechnung	38
2.4.1	Direktes Paneelverfahren	38
2.4.2	Berücksichtigung des Propellerstrahls	40
2.4.3	Beispielrechnung	42
2.5	Kavitation	44
2.5.1	Kavitation am Tragflügel	45
2.5.2	Kavitationsarten	47
2.5.3	Kavitationsgrenzkurven	50

3	Hydrodynamik des Schiffsruders	52
3.1	Rudergeometrie	52
3.2	Das Manövrierorgan Ruder	55
3.3	Das Ruder im Propellernachstrom	56
3.4	Ruderkavitation	61
4	Das Ruder im Betriebsprofil	67
4.1	Großausführungsbeobachtungen	67
4.2	Betriebsprofilsimulation	72
4.2.1	Beschreibung der Methode	72
4.2.2	Validierung der Betriebsprofilsimulation	79
4.3	Prognose der Kavitationseintrittshäufigkeit	85
4.3.1	Kavitationsprognose Ro-Ro-Fähre	87
4.3.2	Kavitationsprognose 5.500TEU-Containerschiff	89
4.3.3	Der Effekt von Geometrieänderungen	90
4.4	Berechnung der Kavitationsgrenzkurven	91
5	Der Ruderentwurf	94
5.1	Der geschlossene Ruderentwurfsprozess	95
5.2	Übertragung der Anströmverhältnisse auf die 2D-Ruderhöhenprofile	97
5.2.1	Die Methode der Druckäquivalenz	97
5.2.2	Ruderaanströmwinkel	100
5.2.3	Die Übertragung des Betriebsprofils auf den Ruderentwurf	102
5.3	Die Formoptimierung der Ruderprofile	103
5.4	Ergebnisse	105
6	Zusammenfassung	107
	Formelzeichen und Symbole	112
	Literaturverzeichnis	113
	Abbildungsverzeichnis	120
	Tabellenverzeichnis	121

1 Einleitung

1.1 Hintergrund

Moderne Schiffsentwürfe sind beständig steigenden Anforderungen ausgesetzt. Zwangsläufig erhöht sich der Bedarf an zeitsparenden Werkzeugen für die frühe Entwurfsphase. Parallel zu den Anforderungen steigen auch die Ansprüche an die Prognosegenauigkeit des Entwurfsprozesses. Aber gerade eine solche höhere Prognosesicherheit ist nur durch eine gewissenhafte Einbeziehung der späteren Einsatzbedingungen des Schiffes möglich.

Der traditionelle Entwurfsansatz mit einer Fokussierung auf einen definierten Entwurfszustand wird den aktuellen Ansprüchen nicht mehr gerecht. Beispielsweise werden im Bereich des Fährverkehrs mit relativ kurzen Routen in stark frequentierten Verkehrsräumen die tatsächlich auftretenden Fahrprofile durch diesen traditionellen Entwurfsansatz nur unzulänglich erfasst.

Speziell für die Entwurfsaufgabe „Ruder“ bedeutet dies eine immer größer werdende Herausforderung. Auf der einen Seite gibt es die berechtigten, ohnehin schon breiten, und funktionsbedingt sich widersprechenden Anforderungen, die durch die IMO-Empfehlungen gegeben sind (Kursstabilität versus Drehfreudigkeit). Auf der anderen Seite stehen, aufgrund der Forderung nach höheren Geschwindigkeiten und Propulsionswirkungsgraden, die Aufgaben der Minimierung von Kavitationsrisiken und der Entwurf von propellerstrahlangepassten komplexeren Ruderformen. Zu diesem Zweck müssen die Ruderhöhenprofile gemäß der zu erwartenden Geschwindigkeitsvektoren im Propellerstrahl der Strömung entgegen geneigt werden. Doch gerade die Umströmung des Ruders im Propellerstrahl ist den sich ändernden Betriebszuständen direkt ausgeliefert. Es ist daher davon auszugehen, dass die durch den Entwurfsfall vorgegebenen und dem Ruderentwurf zugrunde liegenden Randbedingungen somit das Kollektiv an realen Umströmungszuständen nicht mehr in Gänze hinreichend repräsentieren. Die so abgeleiteten Anströmwinkel

der Ruderhöhenschnitte führen unter Umständen zu einer Ruderform, die während des Schiffsbetriebs nicht ohne Kavitationsprobleme funktioniert.

Das in der vorliegenden Arbeit untersuchte Schiff, eine RoRo-Fähre mit Einsatzgebiet in der Nordsee und nördliche Ostsee zeigt, dass Fahrten in Seegebieten mit häufigen schweren Wetterlagen oder Verkehrsreglementierungen häufig zu Abweichungen von der angenommenen Entwurfsgeschwindigkeit führen. Abbildung 1.1 zeigt die gemessene Häufigkeitsverteilung der Schiffsgeschwindigkeiten, wobei die dem Schiffsentwurf zu Grunde liegende Entwurfsgeschwindigkeit bei 23 *kn* lag [Greitsch (2008)].

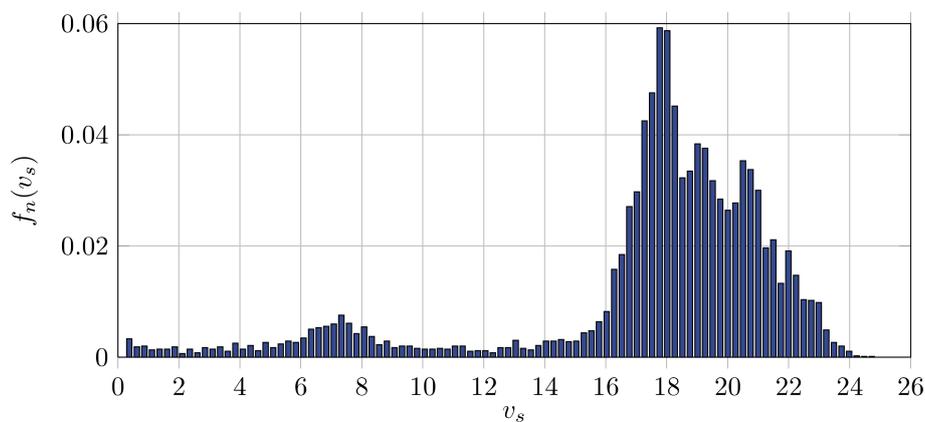


Abbildung 1.1 Häufigkeitsverteilung Schiffsgeschwindigkeit

Mit der Komplexität der Entwurfsvorgabe steigt aber unmittelbar die Anforderung an die Möglichkeiten der Erfassung von Entwurfsrandbedingungen. Ein Beispiel hierfür sind die an die Strömungszustände im Propellerstrahl angepassten Skelettlinien der Ruderprofile: Liegt die definierte Entwurfsgeschwindigkeit nicht auf gleichem Niveau wie der Erwartungswert der im Betrieb des Schiffes auftretenden Geschwindigkeiten, so verfehlt der zusätzliche Entwurfsaufwand seinen Zweck. Im ungünstigen Fall führt er weiter weg von einer optimalen Entwurfsvariante.

Das Institut für Entwerfen von Schiffen und Schiffssicherheit der Technischen Universität Hamburg-Harburg besitzt innerhalb der Zusammenarbeit mit der Flensburger Schiffbau-gesellschaft mbH Zugriff auf Schiffsdaten, um an Hand eines konkreten Beispiels die Diskrepanz zwischen definiertem Entwurfspunkt und den sich im tatsächlichen Schiffsbetrieb einstellenden Zuständen zu untersuchen. Im Rahmen des durch die Europäische

Union geförderten Forschungsvorhabens ADOPT wurden umfangreiche Langzeitmessungen an Bord einer RoRo-Fähre durchgeführt, um den tatsächlichen Betrieb des Schiffes aus- und bewerten zu können.

Im Falle des untersuchten Schiffes wichen die tatsächlich auftretenden Betriebszustände deutlich vom definierten Entwurfszustand ab. Die Notwendigkeit einer näheren Untersuchung hinsichtlich Ruderkavitation wurde im Rahmen von Dockungen deutlich. Eine wichtige Voraussetzung zur Untersuchung des Zusammenhangs zwischen dem Abweichen des Betriebsprofils vom Entwurfszustand und den Kavitationserscheinungen ist die Simulation der Betriebsprofile und die direkte Übertragung auf die hydrodynamische Ruderberechnung. Die Integration dieser Werkzeuge in einen geschlossenen Ruderentwurfsprozess schließt sich logisch an.



Abbildung 1.2 Farbabtrag am Schiffsruder

Abbildung 1.2 zeigt das Ruder des untersuchten Schiffes bei Dockung. Erkennbar ist der signifikante Farbabtrag sowohl oberhalb als auch unterhalb der Propellerwelle auf der Backbord-Seite. Bei dem ausgeführten links drehenden Propeller zeugen die Kavitationserscheinungen unterhalb der Propellerwelle von Eintrittskantenneigungen, die nicht zum Erwartungswert der Betriebszustände passen. Bei den Untersuchungen im Kavi-

tationstunnel für den Entwurfszustand hatte sich das Ruder jedoch als kavitationsfrei erwiesen.

Gegenstand dieser Dissertation ist daher die Entwicklung eines neuen Ruderentwurfsprozesses. Ausgangspunkt ist die Simulation der Betriebsparameter und die Validierung mit Großausführungsbeobachtungen. Die so berechneten Betriebsprofile dienen als Eingangswerte für den modifizierten Ruderentwurf.

Für die Entwicklung des Entwurfsprozesses ist die korrekte Übertragung von Betriebsprofilen auf die Ruderberechnung der erste Schritt. In Folge wird eine Evaluierung gegebener Entwurfsvarianten auf Basis zu erwartender Belastungen möglich. Die daraus ableitbaren gemittelten Belastungszustände in dem avisierten Betrieb des Schiffes dienen als neue Entwurfsrandbedingungen für den betriebsprofilangepassten, fertigungsgerechten Detailentwurf.

Detailaspekte des Entwurfes können somit besser an zu erwartende auftretende Betriebszustände angepasst werden. Darüber hinaus wird die Wirksamkeit verschiedener Entwurfsänderungen quantifizierbar. Um zu einem geschlossenen Ruderentwurfsprozess zu gelangen, bedarf es schließlich einer Rückführung der Änderungen in die Rudernachrechnung mit damit verbundener erneuter Evaluierung. Die Treffsicherheit des Entwurfsziels steigt so deutlich.

1.2 Stand der Wissenschaft und Technik

Dem Ruder als sicherheitsrelevantes Manövrierorgan wird im Bereich des Schiffsentwurfs hinsichtlich der Festigkeitsanforderungen schon lange ein besonderes Maß an Aufmerksamkeit geschenkt. Die Auslegung des Ruders hinsichtlich konstruktiver und festigkeitsrelevanter Gesichtspunkte ist in den Klassebauvorschriften reglementiert. Ruderschäden, insbesondere der Verlust des Ruders, sind besonders kritisch, da diese Schäden in schwerem Wetter zum Totalverlust des Schiffes führen können.

Lenkt man jedoch den Blick auf die hydrodynamischen Belange des Ruders, so ergibt sich ein davon abweichendes Bild: Während man dem Propeller in Belangen der hydrodynamischen Auslegung seit jeher große Aufmerksamkeit widmet, ist der Entwurf und die strömungstechnische Feingestaltung der Rudergeometrien lediglich punktuell behandelt worden. Obwohl das Ruder, wie beschrieben, sicherheitsrelevant ist und es darüber hinaus im Propellerstrahl untergebracht ist. In Bezug auf Kavitationserscheinungen wird es somit nicht nur mit den Folgen der Eigenkavitation konfrontiert, also der Kavitation als Folge der eigenen strömungstechnischen Wirkung, sondern auch mit den Folgen der durch den Propeller hervorgerufenen Fremdkavitation.

Frühe Bestrebungen das Entwurfsproblem zu systematisieren, werden bereits 1955 am Institut für Schiffbau in Hamburg unternommen. Hierbei ist besonders Thieme zu erwähnen, der zu jener Zeit versuchte, die Vielfalt der Ruderentwurfsprobleme abzubilden und Zusammenhänge zwischen diesen Teilproblemen aufzudecken [*Thieme (1955)*]. Hier zeigt sich allerdings ein Manko des damaligen Stands der Wissenschaft: Die Betrachtung der Druckverhältnisse am Profil erfolgt nur auf Basis des ebenen Problems, also der gedachten unendlichen Spannweite des Tragflügels.

Neben Aspekten wie Ruderfläche, Balancierung und Anordnung im Propellerstrahl steht in der Forschung der Sechziger Jahre besonders die zweckmäßige Wahl der Ruderprofile im Fokus [*Kwik (1962)*, *Thieme (1962)*]. Die Darstellung der bereits erarbeiteten Profilsystematik (siehe beispielhaft Abbildung 1.3), der Ergebnisse zahlreicher Windkanaluntersuchungen sowie die Gegenüberstellung von Ruderwirksamkeit und zusätzlichem Schleppwiderstand für die einzelnen Profilformen wird ergänzt durch die Betrachtung von Möglichkeiten der nachträglichen Beeinflussung des Ruderverhaltens durch Änderung des Profilquerschnitts (z.B. Anbringen eines Staukeils). Hierbei sind auch Windkanaluntersuchungen am Institut für Schiffbau zu erwähnen, die dazu dienen, die hydrodynamische

Wirksamkeit verschiedener Ruder- und Profilvarianten zu vergleichen [Thiemann (1962)]. Diese Untersuchungen erfolgten allerdings ohne die Berücksichtigung des Einflusses des Propellers.

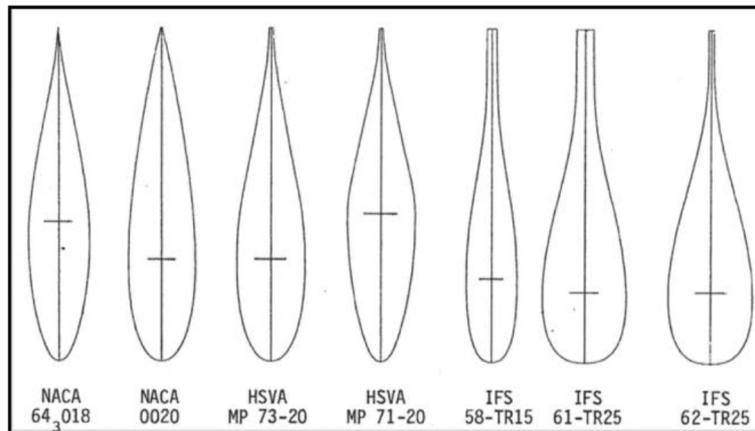


Abbildung 1.3 Profilformen aus Brix (1993)

Im Rahmen der intensiven Forschungsaktivität am Forschungsschiff Meteor werden die Aspekte Rudereffizienz und Manövrierverhalten vertieft. Die Untersuchungen beinhalten umfangreiche Modell- und Großausführungsmessungen [Suhrbier (1965), Suhrbier (1966)]. Neben der Realisierung eines Pleuger-Aktiv-Ruders ist hier die systematische Analyse des Ruders im Manöver hervor zu heben.

Später werden Untersuchungen an einem Ruder hinsichtlich des Problems der Kavitation an der Rudersohle auf Grund des entstehenden Randwirbels unternommen [Brix et al. (1971)]. Die Variation der Form der Rudersohle bei ansonsten gleicher Rudergeometrie und Profildfamilie führt anhand von systematischen Versuchen im Kavitationskanal und daraus abgeleiteten Kavitationsgrenzkurven zu Gestaltungsempfehlungen.

Im Kontext der aufkommenden Halbschweberuder in der 1980er Jahren dienen Mollands experimentelle Untersuchungen im Windkanal als direkte Unterstützung in Entwurfsfragen [Molland (1977), Molland (1980)].

Es zeigt sich in den Folgejahren, dass das Konzept des Halbschweberuders in Anwendung an schnellen Schiffen vermehrt zu Kavitationsproblemen führt. Bei einer Serie von Containerschiffen mit einer Entwurfsgeschwindigkeit von $26kn$, die zu einem Teil auf der

Flender Werft, zum anderen Teil mit leichten Veränderungen bei Blohm und Voss gebaut wurden, werden in einem Zeitraum von sechs Jahren intensive Beobachtungen bezüglich Kavitationserosion unternommen. Eine systematische Aufarbeitung dieser Beobachtung gegliedert nach Auftretensort am Ruder und Entwicklung von Dockung zu Dockung weist deutliche Unterschiede zwischen den beiden Teilserien auf [Kappel (1982)]. Dadurch wird deutlich, dass auch Detailänderungen am Entwurf signifikante Unterschiede bezüglich der Kavitationsneigung hervor rufen können.



Abbildung 1.4 Erosionserscheinungen an Containerschiffsrudern

Es schließt sich der erste Versuch an, den Kavitationsproblemen an Rudern systematisch zu begegnen. Den auftretenden Erosionserscheinungen werden Verursacher zugeordnet. Betrachtungen zum Drall des Propellerstrahls schließen sich an und damit zu den Zuström winkeln der entsprechenden Höhenschnitte sowie zum Kavitationsverhalten des Propellers. Darüber hinaus werden lokale Probleme, die aus der Detailgestaltung des Ruders resultieren, diskutiert. Dies sind beispielsweise Aspekte der Ausgestaltung der Spalte und Übergänge sowie der Gestaltung der Rudersohle. Es folgen konstruktive Empfehlungen zur Lösung des Problems. Neben globaleren Änderungen wie etwa einer Doppelruderanordnung wird das propellerstrahlangepasste Ruder als mögliche Lösungsstrategie genannt.

Ein Jahrzehnt später zeigen sich bei der Analyse der SUPERFAST-Fähren der Flender Werft und der Howaldtswerke Deutsche Werft ähnliche Muster. Auch hier gibt es leichte konstruktive Unterschiede zwischen den Rudern der beiden Werften. Die Ruder zeigen bei Dockung sowohl im Bereich einer ausgeführten Aufdickung der Profile zur Unterbringung des Ruderschaftes als auch an der Vorderkante die Folgen erosiver Kavitation. Im Rahmen von Untersuchungen an der Technischen Universität Hamburg-Harburg werden diese Schadensfälle nachgerechnet und Empfehlungen für konstruktive Veränderungen vorgenommen [Krüger (2002)]. Hierbei kommt ein an der TU entwickeltes Panelverfahren für Ruderberechnungen zum Einsatz, das um ein Traglinienmodell des Propellers erweitert worden ist.

Dieses Panelverfahren findet bereits im Vorfeld Anwendung. Zur realistischeren Ermittlung von Entwurfslasten des Ruders werden bei der Flensburger Schiffbaugesellschaft mbH hydrodynamische Berechnungen mit einer anschließenden Analyse nach der Finiten Elemente Methode kombiniert [Krüger (2000)]. Die Erarbeitung des damaligen FE-Modells erfolgte in Zusammenarbeit mit dem Germanischen Lloyd. Verglichen mit Messungen zeigen die Ergebnisse gute Übereinstimmung.

Im gleichen Zeitraum entsteht basierend auf ähnlichen Panelrechnungen ein Konzept eines Vollscheuberuders mit propellerstrahlangepassten Rudervorkanten. Entwicklungsziel ist es, den Auftrieb bei größer werdenden Ruderwinkeln länger aufrecht halten zu können [Krüger (2001a)]. In diesem Zusammenhang werden im Vorfeld intensive Untersuchungen an der FH Kiel durchgeführt [Wolf (1997)]. Die positive Wirkung eines twistierten Ruders auf den Höchstauftriebswinkel wird in Versuchen und Rechnungen nachgewiesen. Die twistierten Ruder werden im selben Jahr an Neubauten der FSG eingesetzt. Dabei erfolgt die Ruderauslegung mit dem oben genannten Panelverfahren [Krüger (2001b)].

Mit einer Kombination aus einem Wirbelgitterverfahren für die Berechnung der Propellerumströmung, einem Panelverfahren zur Modellierung der Rudergeometrie sowie einem Eulerverfahren zur Abbildung des koppelnden Strömungsgebietes berechnet Kinnas 2003 die Kavitationsverteilung am Ruder unter Berücksichtigung des Einflusses des Nachstromfeldes. Die Ergebnisse zeigen im Vergleich mit bei Versuchen angefertigten Skizzen gute Übereinstimmung [Kinnas et al. (2003)]. Die Eignung des Ansatz zur Abbildung der Verhältnisse an POD-Antrieben wird ebenfalls nachgewiesen.

Ebenfalls mit einer Kombination aus einem Wirbelgitterverfahren für die Propeller-

diskretisierung und einem Paneelverfahren zur Berücksichtigung der Rudergeometrie ergibt sich die Umströmung eines Halbschweberuders. Als Kavitationskriterium gilt hier die Dampfdruckunterschreitung. Aus den Geschwindigkeitskomponenten kurz vor der Eintrittskante werden Zuströmwinkel für das Ruder abgeleitet [Han et al. (2001)].

Die Weiterentwicklung der viskosen Finite-Volumen-Verfahren führt auch zu Anwendungen in der Ruderberechnung. Im Rahmen einer Dissertation [Chau (1997)] werden sowohl Profile auf 2D-Schnitten als auch dreidimensionale Rudergeometrien mit rechteckigen und trapezförmigen Seitenrissen in freier Anströmung berechnet. Die benutzten Gitter sind blockstrukturiert aufgebaut. Die Untersuchungen konzentrieren sich auf die numerische Erfassung der Effekte von Seitenverhältnis, Reynolds-Zahl sowie der Profildicken und der Profilform.

Als Ergänzung zu dieser Arbeit werden im gleichen Jahr weitere Ruderberechnungen mit dem RANSE-Verfahren durchgeführt [Moctar (1997)]. Die Betrachtung ist hier auf höhere Reynolds-Zahlen, realistischere Berücksichtigung der endlichen Dicke der Hinterkante sowie die Erfassung der Effekte des Propellerstrahls als Ruderzustrom erweitert. Die Berücksichtigung des Propellerstrahls erfolgt hier als Randbedingung am Zustromrand. Die Geschwindigkeitsverteilung im Propellerstrahl wurde vorher nach Söding errechnet, dargestellt in [Brix (1993)].

In einem Beispiel für die Anwendung von propellerstrahlangepassten Ruderprofilen bei einem Halbschweberuder wird zwischen angepassten Wölbungsverteilungen und geneigten Rudervorderkanten unterschieden. Die Ermittlung der Zuströmverhältnisse erfolgt hier für den Entwurfspunkt im Modellversuch. Der direkte Vergleich zwischen der angepassten Wölbung und der geneigten Vorderkante zeigt, dass der kavitationsfreie Ruderwinkelbereich im Fall der geneigten Vorderkante größer ist [Huhtala (2006)].

Es zeigt sich, dass die Entwicklung kavitationsarmer Ruder die Aufmerksamkeit der Entwickler gefunden hat. Die Untersuchungen konzentrieren sich jedoch zumeist auf die Verbesserung der angewendeten Berechnungsverfahren ohne den Blick auf die auftretenden Betriebsbedingungen zu lenken. Die verbesserte Berücksichtigung von Details wie etwa die Ruderrückinduktion oder die Spaltströmung beim Halbschweberuder verbessern den Entwurf eines propellerstrahlangepassten Ruders jedoch unter Umständen in geringerem Maße als die Berücksichtigung der Bandbreite der auftretenden Betriebssituationen.

1.3 Zielsetzung

Ziel dieser Arbeit ist es, ein geschlossenes Ruderentwurfsverfahren zu entwickeln, welches insbesondere die im realen Schiffsbetrieb zu erwartenden Zustände berücksichtigt. Das Ergebnis soll eine den im Propellerstrahl auftretenden Strömungszuständen angepasste Rudergeometrie zur Verminderung der Kavitationsneigung des Ruders sein.

Voraussetzung dafür ist die Ermittlung der tatsächlichen Bedingungen für den entsprechenden Schiffsentwurf im Hinblick auf das spätere Einsatzszenario. Dieses Szenario soll dabei alle relevanten Einflussgrößen auf den Ruderentwurf abbilden. Hierzu ist eine Simulation des Manövrierverhaltens nötig, welche in der Lage ist, sowohl den Kurshaltebedarf in Abhängigkeit von Propulsions- und Beladungszustand, als auch das Niveau der erzeugten Querkraft des Ruders in Abhängigkeit von Ruderwinkel und Propulsionszustand zu ermitteln. Die so ermittelten Zustände fließen dann wieder zurück in die Betrachtung der Ruderumströmung und können an Hand von vormals definierten Entwurfskriterien analysiert werden.

Insgesamt sollen dazu sowohl das Manövrierverhalten unter realistischen Umgebungsbedingungen wie auch die unterschiedlichen Propulsionszustände in Abhängigkeit von Ladungsverteilung, Wetter und Betriebsanforderungen Berücksichtigung finden. Die Bereitstellung der erforderlichen Daten für diese Manövriersimulation soll jeweils mit direkten Berechnungen erfolgen. Gleichzeitig soll das Einhalten der üblichen Manövriestandards zu jeder Zeit Voraussetzung für eine gültige Entwurfsvariante sein.

Prioritäre Zielstellung ist die weitest mögliche Vermeidung von Ruderkavitation im Schiffsbetrieb. Da diese Anforderung zum Teil mit den Manövriieranforderungen konkurriert, muss der Entwurf immer im Gesamtkontext gesehen werden. Das heißt im Wesentlichen, dass der Entwerfer die Vorteile der Änderungen in akzeptabler Zeit evaluieren können muss. Konkret muss gewährleistet sein, dass eine Formoptimierung hinsichtlich eines verbesserten Kavitationsverhaltens in einem gegebenen Ruderwinkelkollektiv nicht zu einer Ruderversion führt, die unangemessen größere Stützruderwinkel erfordert. Denn das würde schließlich wieder zu einem schlechteren Kavitationsverhalten führen.

Die bisherige Vorgehensweise der Überprüfung der Kavitationsgefährdung des Schiffsruders im Modellversuch kann den gestellten Anforderungen nicht gerecht werden. Der Einfluss der Maßstabeffekte auf den Propellerstrahl führt bei der Großausführung zu abweichenden Strömungszuständen am Ruder. Ein im Kavitationskanal als in einem be-

stimmten Ruderwinkelbereich als kavitationsfrei eingeschätztes Ruder kann im späteren Betrieb nämlich durchaus Probleme aufweisen (vgl. dazu Abbildung 1.2).

Gesucht wird also ein modifiziertes Ruderentwurfsverfahren. Dieses soll auf der einen Seite eine Evaluierungsmethode bereit stellen, die das gesamte Einsatzprofil des Ruders sowohl qualitativ als auch quantitativ abbildet. Auf der anderen Seite soll das Verfahren aber auch eine Formoptimierungsmethode bieten, die eine Anpassung der Geometrie der Ruderhöhenschnitte auf Basis der aus dem Einsatzprofil abgeleiteten Strömungsverhältnisse im Propellerstrahl ermöglicht. Darüber hinaus soll die neue Entwurfsmethode in den alltäglichen Projektierungs- und Entwurfsalltag einzubinden sein. Schnelle Rechenzyklen sind daher Voraussetzung für die erfolgreiche Nutzbarmachung. Aus diesem Grund wird die Aufgabe mit potentialtheoretischen Verfahren gelöst, die sowohl zu schnellen Berechnungsergebnissen führen als auch die für den Ruderentwurf relevanten Haupteffekte der Ruderumströmung im Maßstab der Großausführung bei den dann sehr großen Reynolds-Zahlen gut abbilden. Ablösungseffekte können durch ein solches Verfahren nicht abgebildet werden. Diese sind aber im Bereich der zu betrachteten Ruderwinkel nicht zu erwarten.

Die Evaluierungsmethode basiert auf einem validierten dreidimensionalen Paneelverfahren, welches dergestalt erweitert werden muss, dass die Vielzahl von Propulsionszuständen erfasst und deren Wirkung in Form einer Verteilung der Auftretenshäufigkeit auf der Rudergeometrie dargestellt werden kann. Resultierend aus dieser Ruderberechnung dienen die gemittelten Druckverteilungen als Eingangswerte für die Formoptimierung. Somit ist eine Optimierung auf den Erwartungswert der Auftretenshäufigkeit der einzelnen Strömungssituationen gewährleistet.

Die Formoptimierungsmethode selbst basiert auf der Profiltheorie. Diese erlaubt effektive und hydrodynamisch wirkungsvolle Veränderungen der Geometrien der einzelnen Ruderhöhenschnitte im Sinne einer Anpassung an die Strömungsverhältnisse im Propellerstrahl. Die Unterschiede in der hydrodynamischen Betrachtung zwischen der Profiltheorie, bei der eine unendliche Spannweite und eine vorherrschende globale Anströmung angenommen wird, und der dreidimensionalen Betrachtung, bei der die Umströmung der Kanten berücksichtigt und von einer Geschwindigkeitsverteilung entlang des Profils ausgegangen wird, müssen durch eine neue Methode ausgeräumt werden, um eine korrekte Übertragung der Ergebnisse von Betriebsprofilsimulation zur Formoptimierung zu gewährleisten. Diese neue Methode soll auf Basis einer postulierten Ähnlichkeit der Druckverhältnisse

am Profil für jeden betrachteten Höhengchnitt des Ruders einen äquivalenten Strömungszustand ermitteln, der durch einen einzigen Anströmwinkel und eine globale Geschwindigkeit definiert ist.

Die Formoptimierung der einzelnen Höhengschnitte des Ruders zielt hier direkt auf die Konstruktion und Fertigung der Rudergeometrie ab. Da die Fertigung der Schiffsrunder auf Basis von diskreten Baurippen erfolgt, ist lediglich die Definition dieser Profilformen relevant. Eine freie Formoptimierung der dreidimensionalen Geometrie würde später in ihrer Beschreibung wieder auf das Baurippenraster reduziert werden.

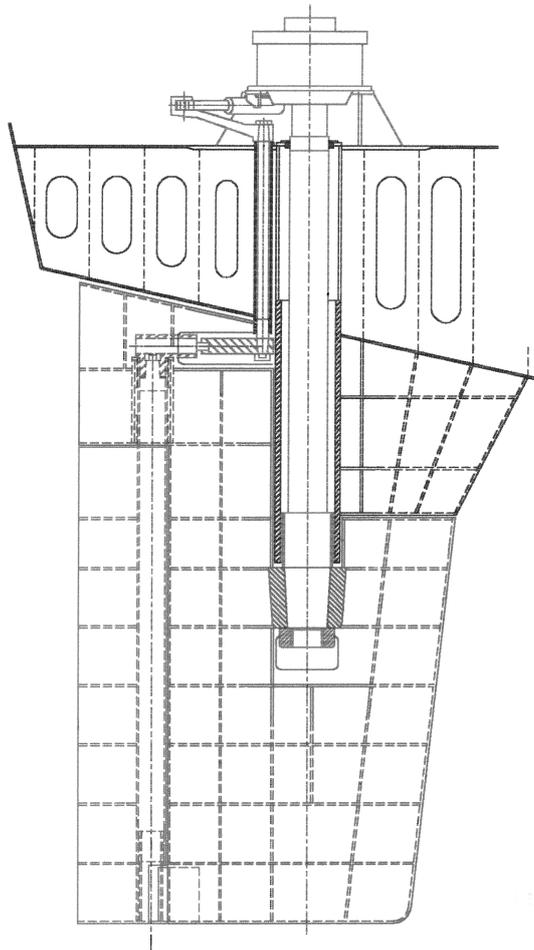


Abbildung 1.5 Ruderzeichnung mit Baurippen

2 Theoretische Grundlagen

Im Folgenden soll zunächst ein Überblick über die zur Lösung der gestellten Aufgabe benötigten Methoden und Grundlagen gegeben werden. Es sind dies Themen der statistischen Verfahren, der Profiltheorie, der Tragflügelhydrodynamik sowie der Kavitation.

2.1 Statistische Verfahren

Bei der Betrachtung von Betriebsprofilen steht die Beschreibung der auftretenden Zustände im Vordergrund. Hierzu bieten sich vorrangig die Möglichkeiten der deskriptiven Statistik an. So können große, unübersichtliche Datenmengen grafisch verständlich dargestellt und somit bestimmte Charakteristika der klassierten Daten herausgestellt werden. Ferner bedarf es einer Korrelationsanalyse der Daten, um entscheiden zu können, ob zwei betrachtete Merkmale (z.B. Ruderwinkel und Schiffsgeschwindigkeit) statistisch als unabhängig voneinander angesehen werden können oder nicht.

2.1.1 Deskriptive Statistik

Ausgehend von der Urliste, die n -Beobachtungswerte x_i der Datenreihe in der ursprünglichen Reihenfolge enthält, resultiert aus dem Ordnen der Beobachtungswerte $x_1^*, x_2^*, \dots, x_n^*$ die Rangliste [Bankhofer und Vogel (2008)]. Aus dieser Rangliste kann dann eine primäre Häufigkeitstabelle entstehen, die für alle der in der Datenreihe auftretenden Ausprägungen a_i die Anzahl der Beobachtungswerte angibt, die der jeweiligen Ausprägung entsprechen. Man spricht dann von der absoluten Häufigkeit $h(a_j) = h_j$ der Ausprägung a_j . Im Gegensatz zur absoluten Häufigkeit erhält man die relative Häufigkeit $f(a_j) = f_j$ der k Ausprägungen durch den Bezug auf die Gesamtanzahl n der Beobachtungswerte:

$$f(a_j) = \frac{h(a_j)}{n} \quad (2.1)$$

Im Gegensatz zu den absoluten Häufigkeiten, welche die Werte zwischen 0 und n annehmen können, liegen die Werte für die relativen Häufigkeiten zwischen 0 und 1 und werden oft in Prozent angegeben.

Eine solche Häufigkeitstabelle kann außerdem durch die Summenhäufigkeiten ergänzt werden. Es sind dies die absoluten oder relativen kumulativen Häufigkeiten H_j oder F_j , die durch sukzessives Addieren der jeweiligen Häufigkeiten entstehen:

$$H_j = \sum_{i=1}^j h_i \quad \text{und} \quad F_j = \sum_{i=1}^j f_i \quad (2.2)$$

Stellt man die so gewonnenen Verteilungen im Diagramm dar, so ergeben sich für relative und kumulative relative Häufigkeit beispielhaft die in Abbildung 2.1 gezeigten Verläufe.

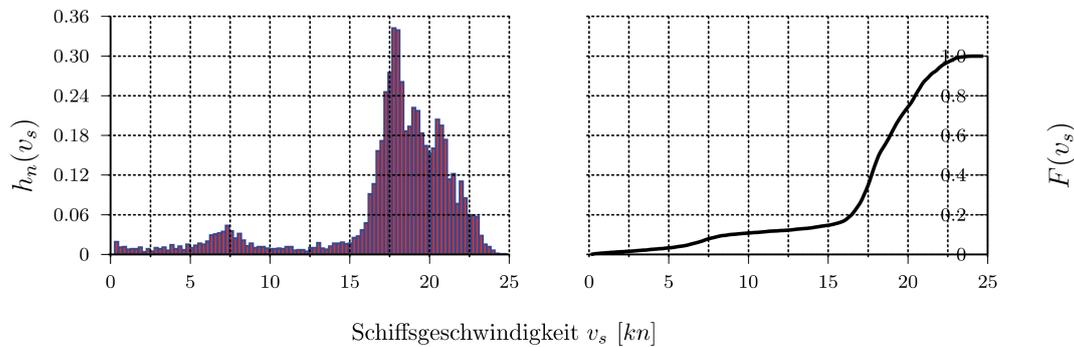


Abbildung 2.1 Histogramm und kumulative Häufigkeit

Neben der primären Häufigkeitstabelle nutzt man die sekundäre Häufigkeitstabelle vor allem, wenn man bei der Darstellung der Datenreihe das Verteilungsgesetz sichtbar machen möchte. Den Einfluss des Zufalls lässt man durch Verdichten des Informationsgehaltes in den Hintergrund treten, man klassiert die Daten.

2.1.2 Klassierung

Ein gängiges Verfahren bei der Darstellung und Auswertung von Messdaten ist die Klassierung. Ziel ist hier die Aufteilung der n Beobachtungswerte der Datenreihe auf m Klassen. Ausgehend von der Rangliste ordnet man die Beobachtungswerte den definierten Klassen zu. Es stehen dann die Klassen K_i stellvertretend für die Ausprägungen. Um

aus den metrischen Daten nach der Klassenbildung empirische Kennwerte ermitteln zu können, setzt man die jeweilige Klassenmitte \tilde{a}_i als gemeinsamen Wert für die i -te Klasse [Bankhofer und Vogel (2008)]. Weiter gehende Berechnungen behandeln die Klassenmitte so, als lägen alle Beobachtungswerte exakt auf der Klassenmitte. Gemäß des Gesetzes der großen Zahlen entstehen bei umfangreichen Datenreihen lediglich vernachlässigbar kleine Fehler [Blendermann (1999)]. Die Darstellung der so erhaltenen sekundären Häufigkeitstabelle der klassierten Daten erfolgt dann in einem Histogramm (siehe: Abbildung 2.1). Die für die sekundäre Häufigkeitstabelle verwendeten Symbole sind denen der primären Häufigkeitstabelle gleich. Die Darstellung der Daten kann hier ebenfalls sowohl absolut als relativ und jeweils ebenso kumulativ erfolgen.

Bei der Klassierung kann die Wahl der Klassenbreite und damit die Wahl der Anzahl der Klassen m entscheidenden Einfluss auf das Ergebnis haben. Beispielhaft ist anhand der ermittelten Beobachtungswerte für die auftretenden Schiffsgeschwindigkeiten v_s in Abbildung 2.2 der Einfluss der Klassenbreite auf die Verteilungen gezeigt. Die aus der Anströmung des Ruders im Propellerstrahl resultierende Asymmetrie der Ruderwinkelverteilung wird durch die Anzahl der Klassen stark beeinflusst.

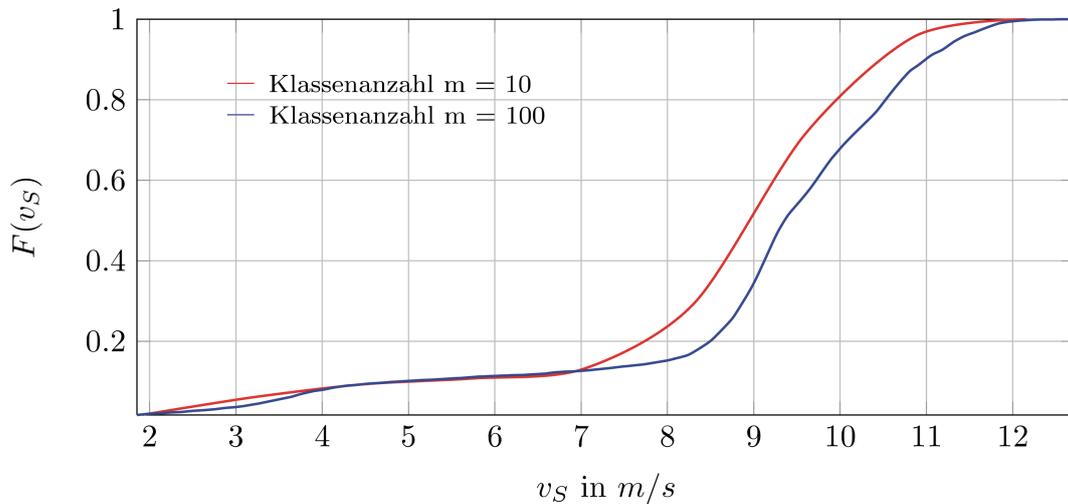


Abbildung 2.2 Klassierte Daten mit verschiedener Anzahl von Klassen

Bei der Wahl der Klassenanzahl gilt es, die gewünschte Informationsverdichtung dem unvermeidlichen Informationsverlust gegenüberzustellen und einen geeigneten Kompromiss zu finden. Es gibt aber keine klare Gesetzmäßigkeit zwischen Umfang der Datenreihe n

und zu wählender Klassenanzahl m . Es haben sich lediglich Empfehlungen durchgesetzt: Nach *Bankhofer und Vogel (2008)* liegt die zu wählende Klassenanzahl m bei einer Datenreihe mit mehr als 1000 Beobachtungswerten bei 10 bis 20 Klassen. Mit einer ebenfalls angegebenen Faustregel lässt sich die geeignete Klassenanzahl m für einen gegebenen Beobachtungsumfang n ausgeben:

$$m \approx 1 + 1,4 \cdot \ln(n) \quad (2.3)$$

Meistens bildet man äquidistante Klassen, deren Klassenbreite sich schlicht aus Gesamtintervall und Klassenanzahl ergibt. Empfehlenswert sind hier geschlossene Intervalle an den Rändern, um offene Flügelklassen zu vermeiden, deren Darstellung und Berücksichtigung in Berechnungen nicht möglich sind.

2.1.3 Korrelationsanalyse

Soll der Grad des Zusammenhangs zwischen zwei Merkmalen oder Messgrößen bewertet werden, so ist dies in Form eines Korrelationskoeffizienten möglich. Allgemein gibt der Koeffizient r_{xy} den Grad der linearen Abhängigkeit zwischen den beiden Merkmalen an und kann gemäß seiner Definition Werte zwischen 1 und -1 annehmen. Diese Grenzwerte stehen für einen vollständigen positiven bzw. negativen linearen Zusammenhang. Im Falle eines Koeffizienten mit dem Wert 0 besteht keine lineare Abhängigkeit zwischen den beiden Merkmalen.

Es haben sich in der Statistik verschiedene Berechnungsverfahren zur Ermittlung des Korrelationskoeffizienten durchgesetzt [*Bankhofer und Vogel (2008)*]. In der vorliegenden Arbeit wird lediglich auf das Verfahren nach Kendall im Folgenden kurz eingegangen.

Der Kendall'sche Korrelationskoeffizient

Im Gegensatz zum Rangkorrelationskoeffizient nach Spearman nutzt man bei Kendall nicht die numerische Differenz der Ränge, sondern lediglich deren relative Anordnung [*Schulze (2007)*]. Die Werte müssen also nicht in Ränge umgerechnet werden. Zur Berechnung des Korrelationskoeffizienten nach Kendall vergleicht man jedes Wertepaar (x_i, y_i) mit jedem anderen Wertepaar (x_j, y_j) . Die Auswertung des Vergleichs kann dabei drei verschiedene Ergebnisse aufweisen:

Proversion	wenn	$x_i > x_j$	und	$y_i > y_j$
	oder	$x_i < x_j$	und	$y_i < y_j$
Inversion	wenn	$x_i > x_j$	und	$y_i < y_j$
	oder	$x_i < x_j$	und	$y_i > y_j$
Bindung	wenn	$x_i = x_j$	und/oder	$y_i = y_j$

Die Anzahl der Proversionen P , Inversionen I sowie Bindungen T_x in x und Bindungen T_y in y führen gemäß Gleichung 2.4 zum gesuchten Korrelationskoeffizienten τ .

$$\tau = \frac{P - I}{\sqrt{\left(\frac{1}{2} \cdot n \cdot (n - 1) - T_x\right) \cdot \left(\frac{1}{2} \cdot n \cdot (n - 1) - T_y\right)}} \quad (2.4)$$

Der Sonderfall, dass keine Bindungen vorliegen, führt zur vereinfachten Berechnung:

$$\tau = \frac{P - I}{\frac{1}{2} \cdot n \cdot (n - 1)} \quad (2.5)$$

Der Korrelationskoeffizient nach Kendall gilt ebenfalls als sehr robust und unempfindlich gegen Ausreißer. Mit seiner Hilfe werden außerdem auch monotone nichtlineare Zusammenhänge offenbar.

2.2 Profiltheorie

Die Profiltheorie behandelt das ebene Problem der Umströmung eines Tragflügelprofils. Hierbei wird der Sonderfall eines Tragflügels mit unendlicher Spannweite berücksichtigt. Bei gleicher Profilgeometrie entlang der Spannweite (hier y -Richtung) herrschen somit in allen Schnitten $y = \text{const.}$ gleiche Strömungsverhältnisse. Das Umströmungsproblem ist dann nur noch von zwei Koordinaten abhängig [Hummel (2003)]. Da die hydrodynamischen Problemstellungen im Schiffbau zumeist durch große Reynolds-Zahlen Re gekennzeichnet sind, können die potentialtheoretischen Verfahren für diese Umströmungsprobleme angewendet werden. Eingeschränkt wird die Nutzbarkeit bei Strömungssituationen nahe des Höchstauftriebs, bei denen Strömungsablösung droht. Die auf die Profilmströmung angewendeten potentialtheoretischen Singularitätenverfahren arbeiten sehr schnell und eignen sich somit auch für Entwurfs- und Optimierungsaufgaben.

2.2.1 Geometrie des Profils

Das Profil ist zu verstehen als Schnitt des Tragflügels entlang der Anströmrichtung. Die Profilkontur setzt sich als Überlagerung aus einer Dickenverteilung $Y_D(x)$ und einer Wölbungsverteilung $Y_S(x)$ zusammen (siehe: Abbildung 2.3). Die gedachte Verbindungslinie vom vordersten zum hintersten Punkt entlang der x -Achse bezeichnet man als Sehne. Deren Länge ist die Profiltiefe l .

Ferner bezeichnet man den größten Durchmesser der in der Profilkontur einbeschriebenen Kreise als maximale Profildicke $Y_{D,max}$ [Schlichting und Truckenbrodt (1959)]. Die x -Koordinate des Kreismittelpunktes ist der sogenannte Ort der maximalen Dicke $x(Y_{D,max})$ oder auch Dickenrücklage. Analog dazu sind die maximale Wölbungshöhe $Y_{S,max}$ und deren x -Koordinate $x(Y_{S,max})$ benannt.

Die im Unterschallbereich eingesetzten aero- und hydrodynamischen Profile sind an der Vorderkante, also der der Strömung zugewandten Kante, abgerundet. An der Hinterkante laufen sie dann allerdings spitz zusammen. Der Radius des durch die Profilverkante gehenden Innenkreises wird als Nasenradius r_N eingeführt [Hummel (2003)].

Üblicherweise werden die geometrischen Merkmale des Profils auf die Sehnenlänge l bezogen. So ergeben sich die relativen Größen wie z.B. die relative Wölbung Y_S/l und die relative Dicke Y_D/l . Das Profil erstreckt sich dann zwischen den Koordinaten 0 und 1.

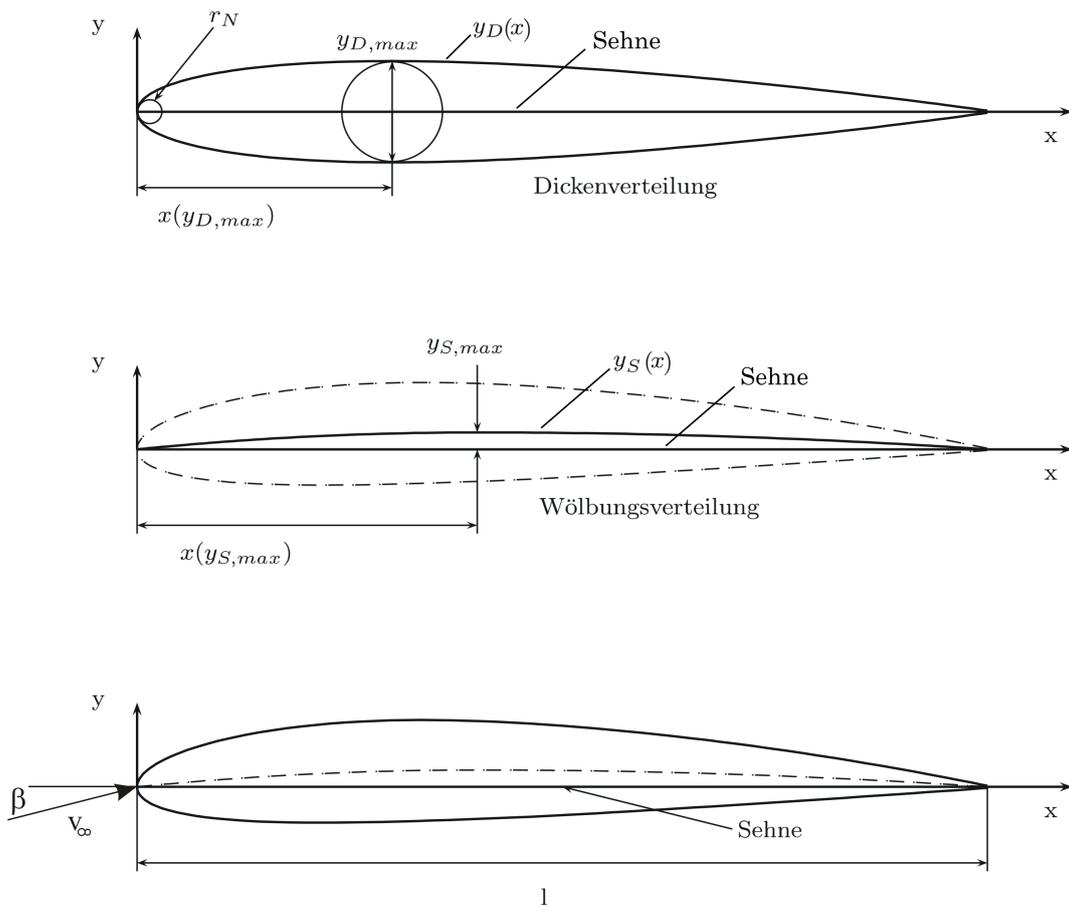


Abbildung 2.3 Profilgeometrie aus Wölbungsverteilung und Dickenverteilung

Das Profil wird mit der globalen Anströmgeschwindigkeit v_∞ unter dem Anstellwinkel β gegenüber der Richtung der Profilhne angeströmt. Die Vorzeichendefinition des Anstellwinkels erfolgt so, dass bei einem gewölbten Profil der Nullauftriebswinkel, also derjenige Anstellwinkel, bei dem die integralen Druckwerte von Druck- und Saugseite gleich groß sind, ein negatives Vorzeichen erhält.

2.2.2 Profiltheorie in Potentialströmung

Allgemein ist das Potenzial die Fähigkeit eines konservativen Kraftfeldes, Arbeit zu verrichten. Es beschreibt damit die Wirkung des Feldes auf Massen (oder Ladungen). Betrachtet man nun eine beliebige Kurve \overline{OAP} innerhalb der strömenden Flüssigkeit, so

ergibt sich das Geschwindigkeitspotential Φ als Integral der Tangentialkomponente der Geschwindigkeit entlang dieser Kurve [Abbot und Doenhoff (1959)].

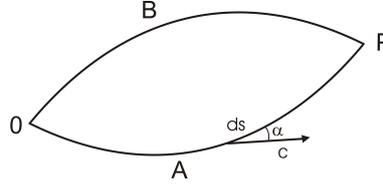


Abbildung 2.4 Definition des Geschwindigkeitspotentials

Hierbei sei c_{loc} die resultierende Geschwindigkeit in einem beliebigen Punkt auf der Kurve und α_{loc} der Winkel zwischen der Geschwindigkeitsrichtung der Tangente der Kurve im Punkt der Betrachtung auf dem Element ds :

$$\Phi = \int_{OAP} c_{loc} \cdot \cos(\alpha_{loc}) \cdot ds \quad (2.6)$$

Betrachtet man nun zusätzlich eine zweite Kurve \overline{OBP} und errechnet wiederum das Geschwindigkeitspotential, so wird sich im Normalfall ein sich unterscheidender Wert für Φ ergeben. Fasst man die beiden Kurven zu einer geschlossenen Kurve \overline{OAPBO} , so ergibt sich als Differenz der beiden Potentiale die Zirkulation um die geschlossene Kurve [Glauert (1929)]:

$$\Gamma = \Phi_{OAP} - \Phi_{OBP} \quad (2.7)$$

Man betrachtet die ungestörte, drehungsfreie Parallelströmung v_∞ weit entfernt vom Profil. Die Profilmströmung ist daher auch drehungsfrei, die Potentialgleichung lässt sich für den ebenen Fall formulieren als:

$$\nabla^2 \Phi = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2} = \Phi_{xx} + \Phi_{yy} = 0 \quad (2.8)$$

Im Rahmen der potentialtheoretischen Betrachtung ergeben sich die Randbedingungen:

- in weiter Entfernung: $x \rightarrow \pm\infty, y \rightarrow \pm\infty: \varphi_x = \varphi_y = 0$
- auf der Kontur $Y_K(x)$: Kontur ist kinematische Strömungsbedingung

Diese Randbedingungen lassen unendlich viele Lösungen der Potentialgleichung zu. Eine zusätzliche Randbedingung, die Kutta'sche Abflussbedingung, also die Forderung, dass die Strömung an der Hinterkante glatt abströmt, lässt dann allerdings nur noch eine eindeutige Lösung der Gleichung zu.

2.2.3 Theorie der kleinen Störungen

Zur Berechnung der Umströmung des Profils bieten sich die potentialtheoretischen Verfahren an. Diese bilden die Haupteffekte des Strömungsvorganges im Bereich der sogenannten gesunden Umströmung, also der Umströmung ohne Ablöseeffekte, sicher ab. Zur Vereinfachung der zu lösenden Gleichungen sei die Strömung stationär ($\partial/\partial t = 0$), reibungslos ($\nu = 0$), inkompressibel ($\rho = \text{const.}$) und rotationsfrei.

Nach der Theorie der kleinen Störungen behandelt man die Strömung um das angestellte Skelett und die Strömung um den nicht angestellten Tropfen getrennt voneinander. Im Rahmen dieser Singularitätenverfahren betrachtet man Tragflügelprofile allgemein mit folgenden Beschränkungen:

- Relative Dicke $Y_D/l \leq 12\%$
- Relative Wölbung $Y_S/l \leq 10\%$
- Kleine Anstellwinkel $\cos\beta \approx 1 \quad \sin\beta \approx \beta$

Profilgeometrien innerhalb dieser Grenzen stören die Anströmung nur wenig. Man kann daher das Geschwindigkeitspotential Φ in zwei Anteile zerlegen. Es sind dies das Potential der ungestörten Parallelströmung $v_\infty \cdot x$ sowie das Störpotential φ :

$$\Phi(x, y) = v_\infty \cdot x + \varphi(x, y) \quad (2.9)$$

Führt man die aus dem Störpotential φ resultierenden Störgeschwindigkeiten u_K und w in x - und z -Richtung ein, so ergibt sich die kinematische Strömungsbedingung für kleine Störungen $u_K \ll v_\infty$ zu [Schlichting und Truckenbrodt (1959)]:

$$\frac{dY_K}{dx} = \frac{w_K}{v_\infty} \quad (2.10)$$

Für das geneigte Profil wird damit die vereinfachte kinematische Strömungsbedingung:

$$\frac{dY_K}{dx} - \beta = \frac{w_K}{v_\infty} \quad (2.11)$$

Um Skelett- und Dickenverteilung getrennt behandeln zu können, zerlegt man die Profilkontur $Y_K(x)$ in die zwei Anteile $Y_S(x)$ (Anteil des Skeletts) und $Y_D(x)$ (Anteil der Dickenverteilung):

$$Y_K(x) = Y_S(x) \pm Y_D(x) \quad (2.12)$$

Es lassen sich nun wie oben bereits erwähnt, folgende zwei Teilprobleme zusammen mit den jeweiligen Anteilen der Störgeschwindigkeit formulieren:

1. Das Auftriebsproblem: Für das angestellte Skelett $Y_S(x)$ gilt:

$$\beta - \frac{dY_S}{dx} = -\frac{w_S}{v_\infty} \quad (2.13)$$

Lösung: Überlagerung der ungestörten Parallelströmung durch eine Belegung mit Potentialwirbeln im Rahmen der Skeletttheorie.

2. Das Dickenproblem: Für den nicht angestellten Tropfen $Y_D(x)$ gilt:

$$\frac{dY_D}{dx} = -\frac{w_D}{v_\infty} \quad (2.14)$$

Lösung: Überlagerung der ungestörten Parallelströmung mit einer Quell-Senken-Belegung im Rahmen der Tropfentheorie.

Skeletttheorie

Zur Modellierung der Umströmung des Skeletts muss nun ein Zusammenhang hergestellt werden zwischen der Geometrie, also der Skelettlinie $Y_S(x)$, der Anströmung als Kombination aus Richtung β und Geschwindigkeit v_∞ und der Zirkulation Γ , die durch eine Verteilung von Potentialwirbeln als Folge der Wirbeldichte $k(\xi)$ jeweils an der induzierenden Stelle ξ erzeugt wird:

$$d\Gamma = k(\xi)d\xi \quad (2.15)$$

Die Wirbeldichtenverteilung $k(\xi)$ wird hierbei als Vereinfachung im Rahmen der Theorie kleiner Störungen auf der Sehne angeordnet (siehe Abbildung 2.5).

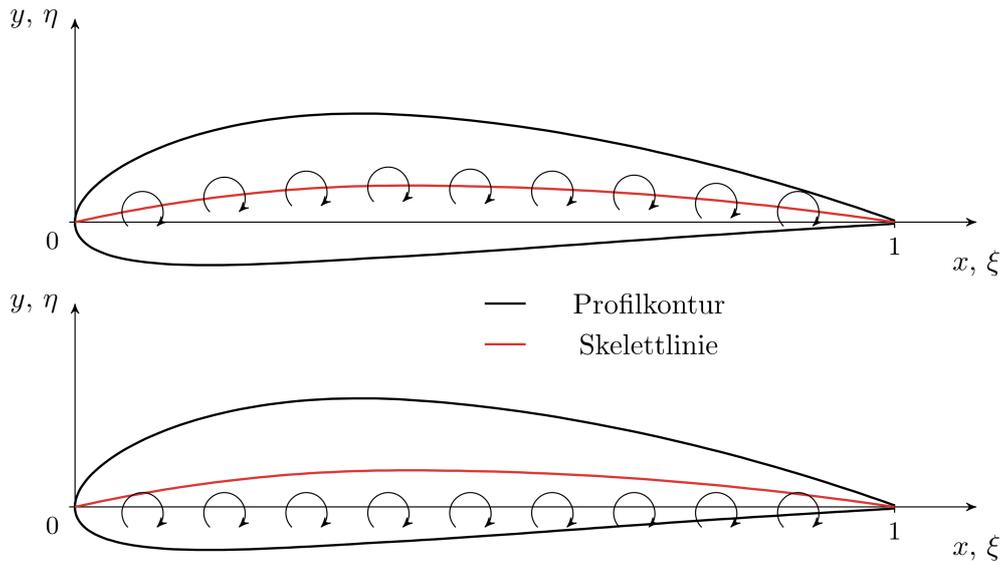


Abbildung 2.5 Wirbelbelegung

Zur Berechnung des Geschwindigkeitsfeldes dieser Wirbelbelegung ergibt sich nach dem Biot-Savart'schen Gesetz die Störgeschwindigkeit an der Stelle x , dem sogenannten Aufpunkt zu [Schlichting und Truckenbrodt (1959)]:

$$w = -\frac{1}{2\pi} \int_0^l \frac{k(\xi)d\xi}{x - \xi} \quad (2.16)$$

Ebenfalls entsprechend der Annahme der kleinen Störungen kann die Störgeschwindigkeit, die für Punkte auf der Sehne gilt, gleich der gesuchten Störgeschwindigkeit auf der Kontur gesetzt werden [Glauert (1929)]. Die kinematische Strömungsbedingung, als Grundgleichung der Skeletttheorie, wird dann zu:

$$\beta - \frac{dY_S}{dx} = \frac{1}{2\pi v_\infty} \int_l^0 \frac{k(\xi)d\xi}{x - \xi} \quad (2.17)$$

Nach dem Lösungsansatz von Birnbaum-Ackermann und Glauert wählt man mit der Koordinatentransformation $x = l/2(1 + \cos(\varphi))$ für die Wirbeldichtenverteilung den Fourschen Reihensatz [Schlichting und Truckenbrodt (1959) und Glauert (1929)]:

$$k(\varphi) = 2v_\infty \left(A_0 \tan \frac{\varphi}{2} + \sum_{n=1}^N A_n \sin n\varphi \right) \quad (2.18)$$

Mit diesem Lösungsansatz wird die Grundgleichung der Skeletttheorie zu:

$$\beta - \frac{dY_S}{dx} = A_0 + \sum_{n=1}^N A_n \cos n\varphi \quad (2.19)$$

Für ein gegebenes Skelett lassen sich dann die Koeffizienten der Zirkulationsverteilung durch Fourier-Analyse ermitteln [*Schlichting und Truckenbrodt (1959)*]:

$$A_0 = \beta - \frac{1}{\pi} \int_{\pi}^0 \frac{dz^{(s)}}{dx} d\varphi \quad (2.20)$$

$$A_n = -\frac{2}{\pi} \int_{\pi}^0 \frac{dz^{(s)}}{dx} \cos n\varphi d\varphi \quad (2.21)$$

Mit dem verwendeten Fourier-Ansatz können mit hinreichend vielen Gliedern A_n beliebige Wirbeldichtenverteilungen $k(\xi)$ abgebildet werden. Der Ansatz erfüllt automatisch (gliedweise) die Abflussbedingung nach Kutta. Es gilt an der Hinterkante:

$$k(0) = 0 \quad (2.22)$$

Die Vorderkante wird dagegen im allgemeinen Fall mit unendlicher Geschwindigkeit umströmt. Die Wirbeldichte ist hier ebenfalls unendlich. Nur im Fall des sogenannten stoßfreien Eintritts wird die Vorderkante des Profils nicht umströmt. Der Term A_0 wird in diesem Fall 0. Für Werte des Terms $A_0 > 0$ liegt der Staupunkt auf der Unterseite des Skeletts, bei $A_0 < 0$ auf der Oberseite [*Hummel (2003)*].

In Anwendung der Theorie ergeben sich jetzt zwei Hauptaufgaben: Bei der Nachrechnung der Profilmströmung sucht man die Koeffizienten, die sich aus Profilkontur und Anstellwinkel ergeben. Für den Profilentwurf sind Konturform und Anstellwinkel für gegebene Fourier-Koeffizienten Ziel der Berechnung.

Tropfentheorie

Zur Berechnung des Einflusses der symmetrischen Dickenverteilung $Y_D(x)$, also des Profiltropfens, wird in Analogie zur Wirbelbelegung des Skeletts die ungestörte Parallelströmung mit einer Quell-Senken-Verteilung $q(\xi)$ der Profilhöhle überlagert (siehe Abbildung 2.6).

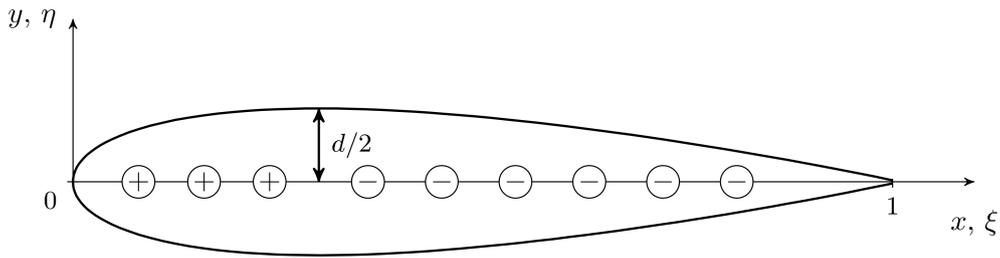


Abbildung 2.6 Quell-Senken-Belegung

Um eine geschlossene Dickenkontur abzubilden, müssen sich Quellen und Senken über der Sehnenlänge wieder ausgleichen (Schließungsbedingung):

$$\int_0^l q(\xi) d\xi = 0 \quad (2.23)$$

Damit ist auch die Forderung nach verschwindender Störgeschwindigkeit im Unendlichen erfüllt. Die vollständige kinematische Strömungsbedingung auf der Kontur mit den induzierten Störgeschwindigkeiten lautet dann [Schlichting und Truckenbrodt (1959)]:

$$\frac{dY_D}{dx} = -\frac{w_D}{v_\infty + u_K} \quad (2.24)$$

Gesucht ist die Geschwindigkeitsverteilung auf der Profilkontur. Die Geschwindigkeitskomponenten stellen sich wie in Abbildung 2.7 gezeigt dar. Dabei sind u_K und w die auf der Kontur induzierten Störgeschwindigkeiten.

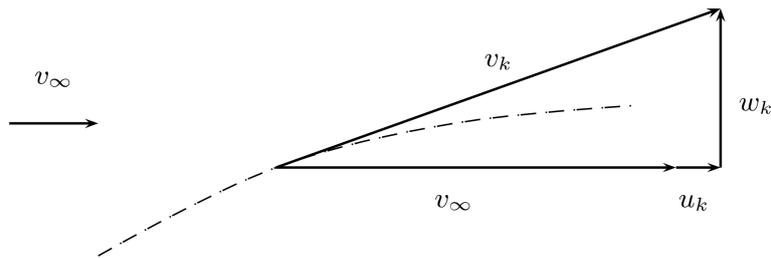


Abbildung 2.7 Geschwindigkeiten auf Profilkontur

Mit der resultierenden Geschwindigkeitsverteilung $v_k = \sqrt{(v_\infty + u_k)^2 + w_k^2}$ und der Vereinfachung im Rahmen der Theorie kleiner Störungen gilt jedoch, wie oben dargestellt,

dass $u_K \ll v_\infty$ ist. Damit gilt, außer in der Umgebung des Staupunktes, näherungsweise:

$$\frac{dY_D}{dx} = \frac{w_k}{v_\infty} \quad (2.25)$$

Darüberhinaus kann im Rahmen der Theorie kleiner Störungen die Quell-Senken-Verteilung näherungsweise auf der Sehne angeordnet werden. Da die Sehne Mittellinie des Tropfens ist, gilt:

$$w_k(x) = w_s(x) = \pm \frac{1}{2}q(x) \quad (2.26)$$

Für die Tropfenoberseite folgt daraus:

$$\frac{dY_D}{dx} = \frac{q(x)}{2 \cdot v_\infty} \quad (2.27)$$

Für die bekannte Profilkontur $Y_D(x)$ ist also nun die Quell-Senken-Belegung bekannt. Aus der Geschwindigkeitsverteilung (siehe auch Abb. 2.7) und den zwei Näherungen, dass $u_K \approx u_s$ und dass $w_k \ll v_\infty + u_k$ ergibt sich:

$$v_k = v_\infty + u_s \quad (2.28)$$

Die zweite der oben genannten Näherungen gilt aber nicht an der Vorderkante, was die Einführung des Riegelfaktors nötig macht:

$$\kappa = \sqrt{1 + \left(\frac{dY_D}{dx}\right)^2} \quad (2.29)$$

Mit den Bedingungen an der Vorderkante $v_k(0) = 0$ und $u_0 = -v_\infty$ wird die Geschwindigkeitsverteilung auf der Kontur dann zu:

$$\frac{v_k}{v_\infty} = \frac{1}{\kappa} \left(1 + \frac{u_s}{v_\infty}\right) \quad (2.30)$$

Die induzierte Geschwindigkeit auf der Sehne errechnet sich zu:

$$u_s(x) = \frac{1}{2\pi} \int_0^l q(\xi) \frac{d\xi}{x - \xi} \quad (2.31)$$

Zusammen mit der kinematischen Strömungsbedingung aus Gleichung 2.27 und Geschwindigkeitsverteilung nach Riegels führt dann zur Grundgleichung der Tropfentheorie [Hummel (2003)]:

$$\frac{v_k}{v_\infty} = \frac{1}{\kappa} \left(1 + \frac{1}{\pi} \int_0^l \frac{dY_D}{d\xi} \frac{d\xi}{x - \xi}\right) \quad (2.32)$$

2.3 Die Hydrodynamik des Tragflügels

Die Übertragung der profiltheoretischen Betrachtungen aus Kapitel 2.2 auf ausgeführte Beispiele führt zum Tragflügel endlicher Spannweite, bei dem das Verhältnis von Dicke sowohl zur Profiltiefe als auch zur Spannweite klein ist. Die Geometrie des Tragflügels wird maßgeblich durch den Grundriss, also Spannweite, Profiltiefe und Zuspitzung, sowie durch das Flügelprofil und dessen Neigung beschrieben. Hierbei versteht man unter der Zuspitzung λ das Verhältnis zwischen kleinster und größter Profiltiefe l :

$$\lambda = \frac{l_a}{l_i} \quad (2.33)$$

Eine wichtige Kenngröße des Tragflügels ist das Verhältnis aus dem Quadrat der Spannweite b und der Flügelfläche S , das sogenannte Seitenverhältnis bzw. die Streckung Λ [*Schlichting und Truckenbrodt (1959)*]:

$$\Lambda = \frac{b^2}{S} \quad (2.34)$$

Betrachtet man ausgeführte Tragflügel, so zeigt sich, dass mit steigender Streckung bei ansonsten gleicher Geometrie und Umströmung die Auftriebswirkung des Flügels ebenso steigt. Diese Tendenz erklärt sich auch mit Hilfe der Modellbildung mit Potentialwirbeln.

2.3.1 Das Wirbelmodell des Tragflügels

Nach dem Helmholtz'schen Wirbelsatz können Wirbelfäden im Strömungsfeld nicht enden. Sie müssen entweder in sich geschlossen sein oder im Unendlichen enden. Das führt bei der Übertragung des Wirbelansatzes auf den Tragflügel mit endlicher Spannweite zu einem System gebundener und freier Wirbelfäden. Im ersten Ansatz soll die Wirbelstärke entlang der Spannweite als konstant betrachtet werden. Damit kann die Auftriebswirkung des Tragflügels mit einem gebundenen Wirbel Γ zusammengefasst werden:

$$\Gamma = \int_0^l k(x') dx' \quad (2.35)$$

Dieser Wirbel wird üblicherweise auf der $l/4$ -Linie des Tragflügels angeordnet. Der $l/4$ -Punkt des Profils entspricht nämlich dem Schwerpunkt der 1. Birnbaumschen Normalverteilung. Vergleiche dieses einfachen, dem Theorem von Pistoletti folgenden Ansatzes mit

der exakten Lösung zeigen im Rahmen der Modellbildung einer parallelen Anströmung gute Übereinstimmung.

Da der Wirbel am Ende des Tragflügels nicht enden kann, muss er sich in der freien Strömung fortsetzen und bis ins Unendliche verlaufen. Diese freien Wirbel an den Tragflügelenden ergeben zusammen mit dem gebundenen Wirbel das Hufeisenwirbelmodell des Tragflügels. Die Zirkulation fällt am Ende des Tragflügels auf null ab und ändert sich bis zu diesem Wert entlang der Spannweite. Ein ebenes Wirbelmodell, welches die Verhältnisse an einem Tragflügel endlicher Spannweite berücksichtigt, erhält man, indem man die Auftriebswirkung durch mehrere Einzelwirbel zusammensetzt, die in Laufrichtung der Profiltiefe angeordnet sind. Die Stärken der Einzelwirbel sind entlang der Spannweite nicht mehr konstant. Um den Helmholtz'schen Satz weiterhin zu erfüllen, führen diese Änderungen in der Wirbelstärke zu einem abgehenden freien Wirbel in Strömungsrichtung. Die Summe aller abgehenden freien Wirbel führt zu einer ablaufenden Wirbelschicht, die im Unendlichen endet (siehe Abbildung 2.8).

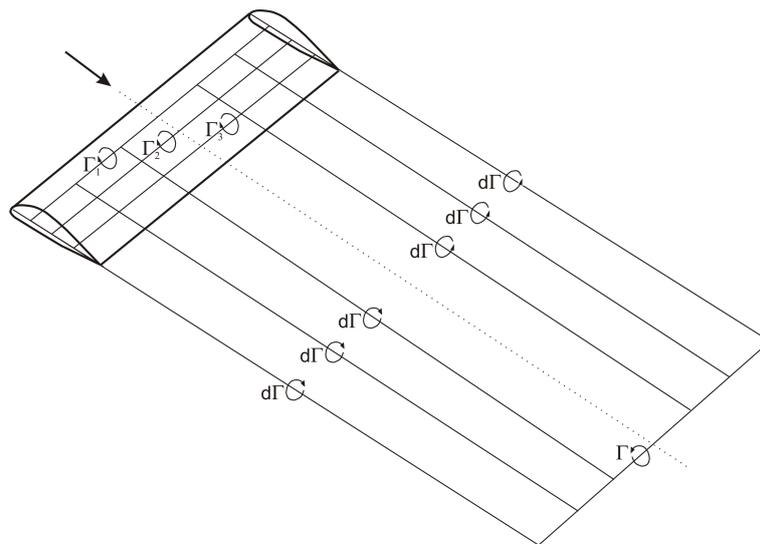


Abbildung 2.8 Erweitertes Wirbelmodell des Tragflügels

Das ebene Wirbelmodell für den Tragflügel endlicher Spannweite führt zu der bekannten Zirkulationsverteilung in Spannweitenrichtung mit abnehmenden Werten für Γ in Richtung umströmter Körperkante.

Der Flügel in gekrümmter Strömung

Die vereinfachte Annahme einer Parallelströmung entspricht allerdings nicht den Verhältnissen in der Realität, denn der Flügel an sich induziert eine Krümmung der Strömung. Dies führt zu einer Anströmwinkelverteilung $\alpha'(x)$ längs der Profiltiefe l . Zerlegt man nun wiederum die Einzelwirkungen am Profil, wird deutlich, dass die ebene Platte in einer solchen gekrümmten Strömung näherungsweise gleiches Verhalten zeigt, wie das gekrümmte Skelett in Parallelströmung [*Schlichting und Truckenbrodt (1959)*]. Aus den Überlegungen der Profiltheorie zum Auftrieb ergibt sich dann ein mittlerer Anströmwinkel $\bar{\alpha}$, der in Parallelströmung den gleichen Auftrieb am Profil erzeugt wie die veränderliche Anströmwinkelverteilung:

$$\bar{\alpha} = \frac{1}{\pi} \int_0^{\pi} \alpha'(\varphi)(1 + \cos\varphi)d\varphi \quad (2.36)$$

Für die Annahme einer konstanten Anströmwinkelverteilung ergeben sich somit wieder die Verhältnisse der angestellten ebenen Platte.

2.3.2 Berechnung der Tragflügelumströmung

Zur Berechnung der dreidimensionalen Tragflügelumströmung haben sich verschiedene Berechnungsmethoden entwickelt.

Traglinientheorie

Die der Traglinientheorie zu Grunde liegenden Modellvorstellung berücksichtigt den Tragflügel in Form eines geraden, tragenden Wirbels. Dabei wird der Veränderung der Zirkulation $\Gamma(z)$ entlang der Spannweite in Form von an der Austrittskante abgehenden freien Wirbeln Rechnung getragen. Die Integro-Differentialgleichung der Traglinientheorie nach Prandtl lautet dann [*Schlichting und Truckenbrodt (1969)*]:

$$\alpha(z) = \frac{2\Gamma(z)}{v_{\infty}l(z)c_{a,\infty}} + \frac{1}{4\pi v_{\infty}} \int_{-b/2}^{b/2} \frac{d\Gamma}{dz_l} \frac{dz_l}{z - z_l} \quad (2.37)$$

Ist die Anstellwinkelverteilung $\alpha(z)$, der Auftriebsanstieg des Profils im ebenen Fall $c_{a,\infty}$ sowie die Flügelgeometrie als Flügeltiefenverteilung $l(z)$ bekannt, so lässt sich auf die

Zirkulationsverteilung $\Gamma(z)$ schließen. Aus der so berechneten Zirkulationsverteilung $\Gamma(z)$ ergibt sich dann die Auftriebskraft und der induzierte Widerstand des Tragflügels.

Gültigkeit hat die Traglinientheorie bei der Berechnung von Tragflügeln mit großer Flügelstreckung Λ , deren Kontur nahe des Rechtecks ist. Die Flügeltheorie erfasst hierbei nur Umströmungen von Profilformen mit kleinen relativen Wölbungs- und Dickenwerten unter kleinen Anstellwinkeln (vergleiche Profiltheorie in Kapitel 2.2). Um einen etwaigen Aufrollvorgang der Wirbelschleppe des Flügels vernachlässigen zu können, müssen die von der Wirbelschleppe induzierten Geschwindigkeiten klein sein gegenüber der Anströmgeschwindigkeit. Zu erfüllende Randbedingungen für die Berechnung sind die Undurchlässigkeitsbedingung der Tragflügeloberfläche sowie die Kutta'sche Abflussbedingung [Kornev (2008)].

Tragflächentheorie

Um auch die Umströmung von Flügelformen mit kleineren Seitenverhältnissen und Pfeilung (Propeller: Skew) zu berücksichtigen, hat sich auf Basis der Traglinientheorie die Tragflächentheorie entwickelt. Die Modellierung der tragenden Wirbel erfolgt hier flächenhaft. Diese Modellvorstellung ergibt sich in Analogie zur kontinuierlichen Wirbelbelegung über die Profiltiefe im Rahmen der Skeletttheorie (siehe Kapitel 2.2.3). Daraus folgt die Zirkulation für ein Flächenelement mit der Spannweite dz und der Tiefe dx [Schlichting und Truckenbrodt (1969)]:

$$d\Gamma(x, z) = k(x, z)dx \quad (2.38)$$

Für den Elementarflügel der Spannweite dz ergibt sich dann die Zirkulation

$$\Gamma(z) = \int_{x_v(z)}^{x_h(z)} k(x, z)dx \quad (2.39)$$

Eine Möglichkeit der Berücksichtigung dieser Modellvorstellung in der Berechnung der Gesamtzirkulation ist durch die Integralgleichung der Zirkulation im Rahmen der erweiterten Traglinientheorie nach Weissinger [Schlichting und Truckenbrodt (1969)]:

$$v_{\infty}\alpha(z) = \frac{1}{4\pi} \lim_{\epsilon \rightarrow \infty} \left[\frac{4}{\epsilon} \Gamma(z) - \oint_{-s}^s \frac{\Gamma(z')}{(z-z')^2} \left(1 + \frac{x_p - x'_l}{\sqrt{(x_p - x'_l)^2 + (z - z')^2}} \right) dz' \right] \quad (2.40)$$

Hierbei liegt $x'_l = x_l(z')$ auf der Einviertelpunkt-Linie. Die Aufpunkte x_p sind dagegen auf der Dreiviertelpunkt-Linie angenommen. Die Anstellwinkel $\alpha(z)$ sind dabei gegen die Nullauftriebsrichtung gemessen. Mit ϵ ist der Verwindungswinkel gekennzeichnet.

Als numerische Lösung der Integralgleichung der Tragflächentheorie hat sich das Wirbelgitterverfahren durchgesetzt. Die Wirbelschicht wird durch ein Raster von diskreten Wirbel abgebildet. Sind in Richtung der Spannweite m Querwirbel und in Profiltiefenrichtung n Querwirbel angeordnet, so ergeben sich $m \cdot n$ Querwirbel mit der Zirkulationsverteilung $\Gamma(x,z)$. Diese können entweder auf der Skelettlinienfläche oder auf einer der Basisflächen angeordnet sein. Die Undurchlässigkeitsbedingung soll in den Aufpunkten erfüllt sein, die sich im Zentrum jeden Wirbelabschnitts befinden [Kornev (2009)].

Wirbelgitterverfahren haben sich im Bereich der Berechnung der Propellerumströmung bewährt und etabliert. Sie zeigen eine sehr gute Eignung, die Umströmung der im Vergleich sehr dünnen Propellerprofile abzubilden. Die verfahrensbedingten Abweichungen von der exakten Lösung sind somit vernachlässigbar gering.

Die grundsätzlichen Vereinfachungen in der Modellbildung beschränken aber weiterhin die Anwendbarkeit. So wird die Lösung an der Ein- und Austrittskante ungenau, was gerade im Falle der Eintrittskantenbereich die Kavitationsvorhersage erschwert. Größere Profildicken führen darüber hinaus aus dem Gültigkeitsbereich dieser Methoden heraus. Somit eignen sich eher Paneelverfahren für die Berechnung von Umströmungen dickerer Profile, wie z.B. bei Rudern und Costa-Propulsionsbirnen.

Paneelmethode

Um die Einschränkung der voranbeschriebenen Methoden zu überwinden, bieten sich die Paneelmethoden zur Berechnung von Tragflügelumströmungen durch. Es werden hier sowohl größere Profildicken besser abgebildet als auch die Druckverhältnisse an der Eintrittskante in für Kavitationsprognosen geeignetem Maße getroffen.

Basierend auf der Potentialtheorie, also unter Vernachlässigung der Reibung, unterscheidet man zwischen potentialbasierten (direkten) Methoden und geschwindigkeitsbasierten

(indirekten) Methoden. Bei den direkten Methoden ist das Potential direkt gesucht, woraus dann die Geschwindigkeiten abgeleitet werden, bei den indirekten Methoden errechnet man die Quell- und Dipolstärke und daraus die Geschwindigkeiten [Söding (1999)], [Kornev (2009)].

Basis der mathematischen Formulierung des Problems ist die Laplace'sche Gleichung für das Potential der gestörten Strömung φ in Analogie zum ebenen Fall (Gleichung 2.8):

$$\Delta\varphi = \frac{\partial^2\varphi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2\varphi}{\partial y^2} + \frac{\partial^2\varphi}{\partial z^2} = 0 \quad (2.41)$$

Der umströmte Tragflügel wird durch die Beschreibung der Oberfläche S berücksichtigt. Hier gilt die Undurchlässigkeitsbedingung. Weit ab des Körpers klingt die Störung ab. Zur Erfüllung der Kutta'schen Abflussbedingung wird eine Nachstromfläche S_w als unendlich dünne freie Strömungsgrenze modelliert. Für den Bereich der gesunden Profilmströmung muss eine Umströmung der Hinterkante vermieden werden. An der Austrittskante gilt daher für den lokalen Druck p_{lokal} :

$$p_{\text{Saugseite}} - p_{\text{Druckseite}} = 0 \quad (2.42)$$

Die zu lösende Aufgabe besteht nun darin für jeden beliebigen Punkt $p(x, y, z)$ im Strömungsgebiet die Wirkung der Strömungsgrenze S , beispielhaft repräsentiert durch den Punkt $q(x, y, z)$ zu berechnen (siehe Abbildung 2.9)

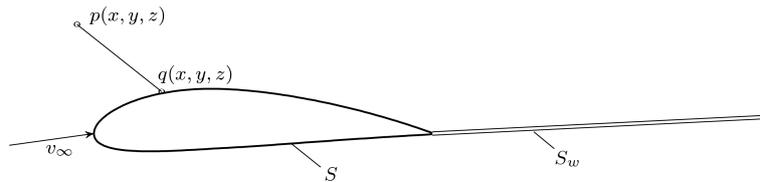


Abbildung 2.9 Paneelmethode

Nach Green kann die Lösung wie folgt formuliert werden:

$$\varphi(p) = -\frac{1}{4\pi} \int_{S+S_w} \left[\frac{\sigma(q)}{r_{pq}} - \mu(q)\vec{n}_q \nabla \left(\frac{1}{r_{pq}} \right) \right] dS \quad (2.43)$$

Hierbei berücksichtigt das erste Glied die Quellschicht und das zweite Glied die Dipol-schicht. Der Abstand zwischen den betrachteten Punkten ist dabei:

$$r_{pq} = \sqrt{(x - x_l)^2 + (y - y_l)^2 + (z - z_l)^2} \quad (2.44)$$

Dadurch ist die Laplace'sche Gleichung (siehe Gleichung 2.41) erfüllt und die Strömungs-störung klingt weit ab von den Flächen S und S_w ab [Kornev (2009)]. Auf das für die Berechnungen im Rahmen dieser Arbeit verwendete direkte Paneelverfahren wird in Kapitel 2.4 detaillierter eingegangen.

2.4 Ruderkraftberechnung

Die Berechnungen der Ruderkraft und der aus der Druckverteilung auf dem Ruderblatt abgeleiteten Kavitationsverteilung, erfolgen mit einem potentialtheoretischen Paneelverfahren. Der Einsatz im Variantenentwurf gibt die Nutzung dieses schnellen Verfahrens vor. Validierungen zeigen, dass die Haupteinflussgrößen damit zufriedenstellend getroffen werden. Vergleiche der Berechnungen mit Modellversuchen [Schiller (2009)] und im Rahmen der Manövriersimulation [Abels und Greitsch (2008)] zeigen gute Übereinstimmung.

2.4.1 Direktes Paneelverfahren

Die zur Berechnung der Druckverteilung auf dem Ruderblatt und der daraus abzuleitenden Ruderkräfte verwendete Methode basiert auf einem Paneelverfahren nach Söding. Hierbei werden die Körperoberflächen durch drei- oder viereckige Paneele diskretisiert. Viereckige Paneele sind wiederum geteilt in zwei ebene Dreiecke. Das Strömungspotential Φ wird hier als konstant auf jedem Paneel gesetzt. Bei den aus zwei dreieckigen Paneelen zusammengesetzten viereckigen Paneelen haben beide Teildreiecke das gleiche Strömungspotential Φ .

Im Nachlauf des Ruders ergibt sich im potentialtheoretischen Modell eine Nachlauffläche, bei deren Durchtritt Φ unstetig und damit nicht differenzierbar ist. Zur Lösung des numerischen Problems wird eine paneelierte Fläche als Nachlauffläche vorgegeben, welche den Strömungsraum stromabwärts auftrennt. Die Bedingung der Druckgleichheit

auf beiden Seiten der Nachlaufläche gibt sie als Stromfläche vor. Die doppelte Berücksichtigung der Nachlaufläche in der Integralgleichung führt zu einer gültigen Lösung. Die Nachlaufläche wird hier mit einer Länge, die der 20fachen Profillänge entspricht, angesetzt. Bei gelegtem Ruder wird die Nachlaufläche gemäß der Winkelhalbierenden zwischen Anströmrichtung und Richtung der Körpermittellinie gedreht.

Das Grundprinzip des Verfahrens folgt dem Konzept der direkten Quell-Senken-Dipol-Methode. Hierbei ist im Gegensatz zu den indirekten Methoden das Strömungspotential Φ die unbekannt Funktion [Söding (1997)]. Im Falle der auftriebserzeugenden Strömungen gelten die direkten Methoden bei gleicher Diskretisierungstiefe als genauer als die indirekten Methoden. Der direkte Ansatz geht auf den 2. Greenschen Satz zurück:

$$\int_{\Omega} [f \Delta g - g \Delta f] d\Omega = \int_S [f \nabla g - g \nabla f] \vec{n} dS \quad (2.45)$$

Hierbei bezeichnet Ω das Raumgebiet und S dessen Rand. Der aus dem Raum herauszeigende Normalenvektor auf dem Rand S wird mit \vec{n} identifiziert, f und g sind genügend oft differenzierbare Funktionen des Ortsvektors \vec{x} .

Der Wandeffekt durch den Schiffsrumpf wird als Spiegelungseffekt berücksichtigt. Damit ist der Zunahme der Auftriebswirkung durch die verhinderte Kantenumströmung Rechnung getragen. Der Zwischenraum zwischen beweglichem Teil des Ruders und Skeg wird in der Rechnung als Spalt erfasst.

Die Berücksichtigung des Propellerstrahls bedarf einer Korrektur, da die im Modell nicht berücksichtigte Strahlablenkung durch das Ruder, die Ruderkräfte unrealistisch vergrößern würde. Zur Vermeidung dieser Kraftüberhöhung wird der ungestörte Propellerstrahl an der Breitenkoordinate der einzelnen Paneelpunkte des ungelegten Ruders ausgewertet. Damit erfolgt indirekt die Berücksichtigung des abgelenkten Strahls. Darüber hinaus wird die Geschwindigkeit im Propellerstrahl mit dem Faktor

$$\left(\frac{U_A}{U_{slip}} \right)^{\left(\frac{2}{2+d/l_m} \right)^8} \quad (2.46)$$

mit

$$d = \frac{\pi}{8} \cdot D_{Prop} \quad (2.47)$$

abgemindert. Hierbei bedeutet U_A die Anströmgeschwindigkeit ausserhalb des Propellerstrahls, U_{slip} die über den Strahlquerschnitt gemittelte Geschwindigkeit. Die Propellergeometrie geht mit dem Propellerdurchmesser D_{Prop} und der mittleren Profillänge l_m ein [Brix (1993)].

2.4.2 Berücksichtigung des Propellerstrahls

Die Geschwindigkeitsverhältnisse im Propellerstrahl werden ausgehend von der geforderten Propellerbelastung für den zu betrachtenden Betriebspunkt mit Hilfe eines Traglinienverfahrens berechnet. Dabei errechnet sich die Zirkulationsverteilung auf dem Propellerflügel nach [Isay (1964)] wie folgt:

$$\Gamma(r) = \frac{\omega \cdot r \cdot \tan \delta_0 - U_A}{\frac{2}{c_L} \cdot \frac{1}{l \cos \delta_0} + \frac{N}{4\pi r \kappa} \left(\tan \delta_0 + \frac{r}{k_0} \right)} \quad (2.48)$$

Eingehende Größen sind die Anströmgeschwindigkeit des Propellers U_A , die Drehgeschwindigkeit des Propellers ω , der Nullauftriebswinkel δ_0 , der Gradient des Auftriebsbeiwertes c_L und die Profiltiefe l des Profils des Radienschnittes r sowie die Steigung der freien Wirbel k_0 :

$$k_0 = r \frac{U_A + u}{\omega r + v} = r \tan \beta_i \quad (2.49)$$

Da die Axial- und Tangentialgeschwindigkeiten u und v und damit der induzierte Steigungswinkel β_i zunächst nicht bekannt sind, wird die Zirkulationsverteilung nach Gleichung (2.48) mit den Startwerten $u=0$ und $v=0$ iterativ gelöst [Isay (1964)].

Unter Anwendung der Goldstein-Faktoren κ ergibt sich die Geschwindigkeitsverteilung in der Propellerebene für den Propeller mit endlicher Flügelzahl N . Die Abminderungsfaktoren nach Goldstein berücksichtigen die Reduzierung der Zirkulation um die einzelnen Propellerflügel auf Grund der gegenseitigen Beeinflussung gegenüber dem theoretischen Fall mit unendlicher Flügelzahl. Die Faktoren bestimmen in Abhängigkeit von Flügelzahl N , der induzierten Fortschrittsziffer λ_i und des Radienverhältnisses r/R den Wert für die tangential Komponente der induzierten Geschwindigkeit. Dadurch kann die Berechnung der Geschwindigkeitsverteilung ausgehend von dem numerisch einfachen Fall der unendlichen Flügelzahl auf die realen Verhältnisse überführt werden. Nähere Ausführungen und

numerische Lösungen für die Goldstein-Faktoren finden sich in [Isay (1964)] und [Lerbs (1955a)].

Die Geschwindigkeitsverteilung im Propellerstrahl als Überlagerung der induzierten Axialgeschwindigkeiten $u_q(x, r)$ und der induzierten Tangentialgeschwindigkeit $v_q(x, r)$ ergeben sich nach dem Biot-Savartschem Gesetz:

$$u_q(x, r) = \frac{1}{4\pi} \sum_{n=0}^{Z-1} \int_{s=R_h}^R \frac{d\Gamma(s)}{ds} \int_{\psi=0}^{\infty} \frac{(r \cos(\theta - \theta_0 - \frac{2\pi n}{Z} - \psi) - s)s d\psi ds}{[(-x - x_p - k_0\psi)^2 + r^2 + s^2 - 2 r s \cos(\theta - \theta_0 - \frac{2\pi n}{Z} - \psi)]^{\frac{3}{2}}} \quad (2.50)$$

$$v_q(x, r) = \frac{1}{4\pi} \sum_{n=0}^{Z-1} \int_{s=R_h}^R \frac{d\Gamma(s)}{ds} \int_{\psi=0}^{\infty} \frac{(s \cos(\theta - \theta_0 - \frac{2\pi n}{Z} - \psi) - r - s \psi \sin(\theta - \theta_0 - \frac{2\pi n}{Z} - \psi))k_0 d\psi ds}{[(-x - x_p - k_0\psi)^2 + r^2 + s^2 - 2 r s \cos(\theta - \theta_0 - \frac{2\pi n}{Z} - \psi)]^{\frac{3}{2}}} \quad (2.51)$$

Dabei ist R der Propellerradius, R_h der Radius der Propellernabe sowie θ der Umlaufwinkel des Propellers mit der Ausgangslage θ_0 . ψ und s sind Integrationsvariablen.

In den Anwendungsfällen, in denen zur Berücksichtigung des Propellerstrahls die Umfangsmittel der Geschwindigkeiten ausreichen, können zur Bestimmung der Geschwindigkeitsverläufe stromabwärts auch vereinfacht die Induktionsfunktionen nach Lerbs verwendet werden. Für die axiale Geschwindigkeitsverteilung ergibt sich demnach mit der axialen Induktionsfunktion $1 + g_a$ der folgende Zusammenhang [Lerbs (1955b)] :

$$u_{q,x} = u_{q,x=0} \cdot (1 + g_a(x/D, r/R_a)) \quad (2.52)$$

Auf die Induktionsfunktionen kann tabelliert zugegriffen werden, was die Berechnung der Geschwindigkeitsverhältnisse deutlich vereinfacht. Ein Beispiel der Berechnung der Lerbschen Induktionsfaktoren findet sich in Haack (2006) . In gleicher Weise können die tangentialen Geschwindigkeitsverteilung stromabwärts ermittelt werden. Für eine Berechnung des Ruders im Propellerstrahl sind damit bei geringen Rechenzeiten gute Übereinstimmungen mit Messungen zu erzielen.

2.4.3 Beispielrechnung

Die Umströmung des Tragflügels ist im Anstellwinkelbereich unterhalb des Grenzanstellwinkels mit üblichen potentialtheoretischen Verfahren sehr gut erfassbar. Der Vergleich von Berechnungen mit dem in der vorliegenden Arbeit verwendeten Paneelverfahren und Messungen der charakteristischen Beiwerte für ein Schiffsruder im Propellerstrahl zeigt ausreichend gute Übereinstimmung [Schiller (2009)]. Berechnet wurden die Ruderfrei-fahrten im Propellerstrahl für mehrere Rudergeometrien. Beispielhaft zeigt Abbildung 2.10 die Werte für ein Vollschrubber mit rechteckigem Grundriss, einer Streckung von $\Lambda = 0,83$ und IfS 58 TR 15 Profilen mit einer maximalen Dicke von 15% der Profil-länge.

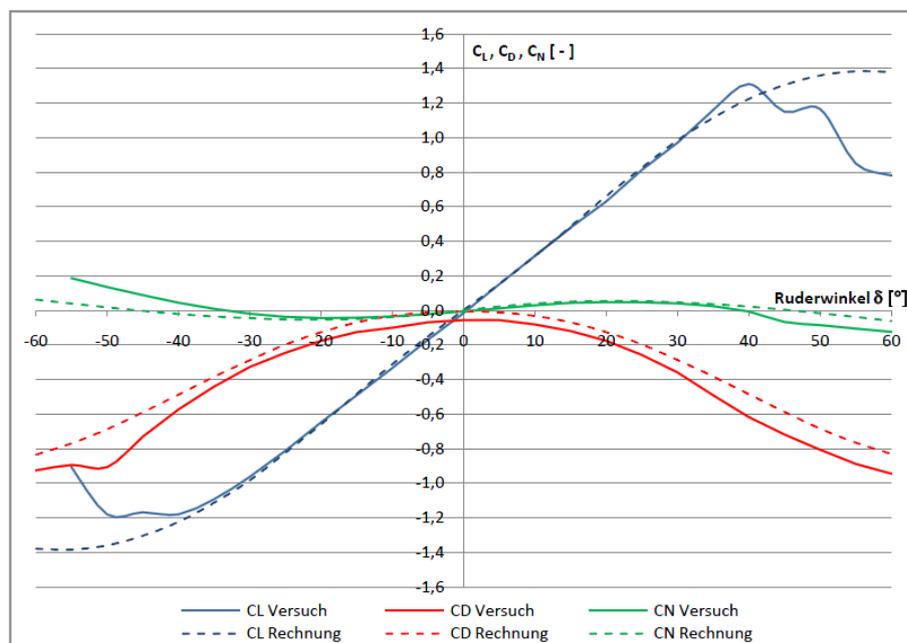


Abbildung 2.10 Vergleich Rechnung und Messung

Propeller- und Rudergeometrie sowie die Abstände zu Propeller und nachempfundener Schiffsaußenhaut sind gemäß der Versuchsbedingungen gewählt. Die Zuströmbedingungen in der Rechnung entsprechen mit einem Fortschrittsgrad von $J = 0,64$ und einem Schubbelastungsgrad $c_{th} = 0,60$ denen des Versuches. Der Abstand zwischen Ruderschaft und Propeller in Schiffslängsrichtung für die aufgezeigte Variante beträgt $S_A = 0,75 \cdot D$.

Die Kurven zeigen für Auftriebsbeiwert c_L , Widerstandsbeiwert c_D und Momentenbeiwert c_N den Vergleich von Rechnung und Messung für einen Ruderfreifahrtversuch im Propellerstrahl. Die Beiwerte ergeben sich als Bezug auf Staudruck mit der mittleren Strahlgeschwindigkeit $U_{slip}=v_A \cdot \sqrt{1+c_{th}}$ und der Ruderfläche A_R , beziehungsweise Ruderfläche und Hebelarm c_m :

$$c_L = \frac{L}{\frac{\rho}{2} \cdot U_{slip} \cdot A_R} \quad (2.53)$$

$$c_D = \frac{D}{\frac{\rho}{2} \cdot U_{slip} \cdot A_R} \quad (2.54)$$

$$c_N = \frac{N}{\frac{\rho}{2} \cdot U_{slip} \cdot A_R \cdot c_m} \quad (2.55)$$

Im Anströmwinkelbereich zwischen -25° und $+25^\circ$ zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung. Die konstante Differenz für den Widerstandsbeiwert begründet sich in einem nicht erfassten Reibungswiderstand in den Rechnungen aufgrund der potentialtheoretischen Modellbildung. Die Werte für Auftrieb und Rudermoment werden aber auch mit diesen Einschränkungen sehr gut abgebildet. Bei der Tragflügelströmung mit Auftrieb überwiegen die wirbelbasierten Effekte. Die viskosen, mit diesen Verfahren nicht direkt ermittelbaren Effekte treten in den Hintergrund. Die Abweichungen zwischen Messwerten und Rechenergebnissen liegen im Bereich von 1 bis 2%.

Verlässt man den Bereich der gesunden Profilmströmung durch Erhöhung der Anstellwinkel, so steigt die Gefährdung durch Ablösung der Strömung. Für diese Strömungssituationen bedürfen die bekannten Berechnungsverfahren einer Modellerweiterung zur Erfassung der Vorgänge in der Grenzschicht der Profilmströmung. Auf die speziellen Probleme der Ruderumströmung wird in Kapitel 3 ergänzend eingegangen.

2.5 Kavitation

Im Bereich der maritimen Hydrodynamik ist die Vermeidung der Kavitation ein wichtiges Thema. Unter Kavitation versteht man allgemein die Bildung von mit Wasserdampf gefüllten Hohlräumen in der Strömung. Das Aufreißen des Fluidgefüges kann nur durch Überwindung der Zugspannung zwischen den Moleküle auftreten. Dies wird insbesondere durch Fremdkörper, sogenannte Kavitationskeime, erst möglich bzw. begünstigt. Bei den schiffbaulichen Problemstellungen spricht man von Kavitation bei strömungsbedingter Unterschreitung des Dampfdruckes. Diese Kavitationskategorie nennt man auch Strömungskavitation. Hier wird der temperaturabhängige Dampfdruck des Wassers als Grenze zwischen flüssiger Phase und Dampfphase angesetzt. Experimente zeigen aber, dass in der Praxis Kavitationserscheinungen erst bei etwas unter dem Dampfdruck liegenden lokalen Drücken auftreten [Rao (1961)].

Wandern die in den Gebieten tiefen Druckes entstandenen Kavitationsblasen in Strömungsgebiete, in denen der lokale Druck wieder über dem Dampfdruck liegt, so brechen die Blasen zusammen. Dieser oftmals wandnahe Zusammenbruch der Kavitationsblase geschieht in sehr kurzer Zeit. Die Folge sind hohe Druckspitzen, die zur Materialschädigung an der Bauteiloberfläche führen können [Pfleiderer und Petermann (1991)]. Es kommt zu Erosionserscheinungen auf der Bauteiloberfläche.

In Analogie zum dimensionslosen Druckbeiwert c_p hat sich zur Berücksichtigung der Kavitation die Kavitationszahl σ durchgesetzt. Die Darstellung von Kavitationserscheinungen erfolgt daher üblicherweise in Abhängigkeit von σ_0 . Sie ergibt sich als Kavitationszahl der Anströmung als dimensionslose Differenz zwischen Umgebungsdruck und Dampfdruck bezogen auf den Staudruck:

$$\sigma_0 = \frac{p_\infty - p_v}{\frac{\rho}{2} \cdot v_\infty^2} \quad (2.56)$$

Für die lokalen Druckverhältnisse lässt sich analog die lokale Kavitationszahl σ_{loc} angeben. Sie nimmt auf den lokalen Druck Bezug:

$$\sigma_{loc} = \frac{p_{loc} - p_v}{\frac{\rho}{2} \cdot v_\infty^2} \quad (2.57)$$

2.5.1 Kavitation am Tragflügel

Die aus der Umströmung des Tragflügelprofils resultierende Druckverteilung wird, wie bereits in Kapitel 2.2 erläutert, maßgeblich durch den Anstellwinkel und die Form des Skeletts beeinflusst. In diesem Kapitel sollen lediglich grundlegende Zusammenhänge zwischen Tragflügelgeometrie und Kavitation aufgezeigt werden. Auf die Besonderheiten der Kavitation am Schiffsrudder und den Möglichkeiten, diese im Ruderentwurf zu berücksichtigen, wird ausführlich in Kapitel 3.4 eingegangen.

Zur Beurteilung der Umströmungssituation des Profils hinsichtlich Kavitationsgefährdung ist der minimale Druckwert, in relativer Darstellung der minimale Druckbeiwert $c_{p,min}$, entscheidend. Abbildung 2.11 zeigt die Druckverteilungen $c_p(x)$ auf einer Profilkontur NACA0008 bei unterschiedlichen Anstellwinkeln. Es entsteht mit größerem Anstellwinkel (roter Verlauf) eine ausgeprägte Unterdruckspitze mit steilem positivem Druckgradienten hinter der Stelle des Druckminimums.

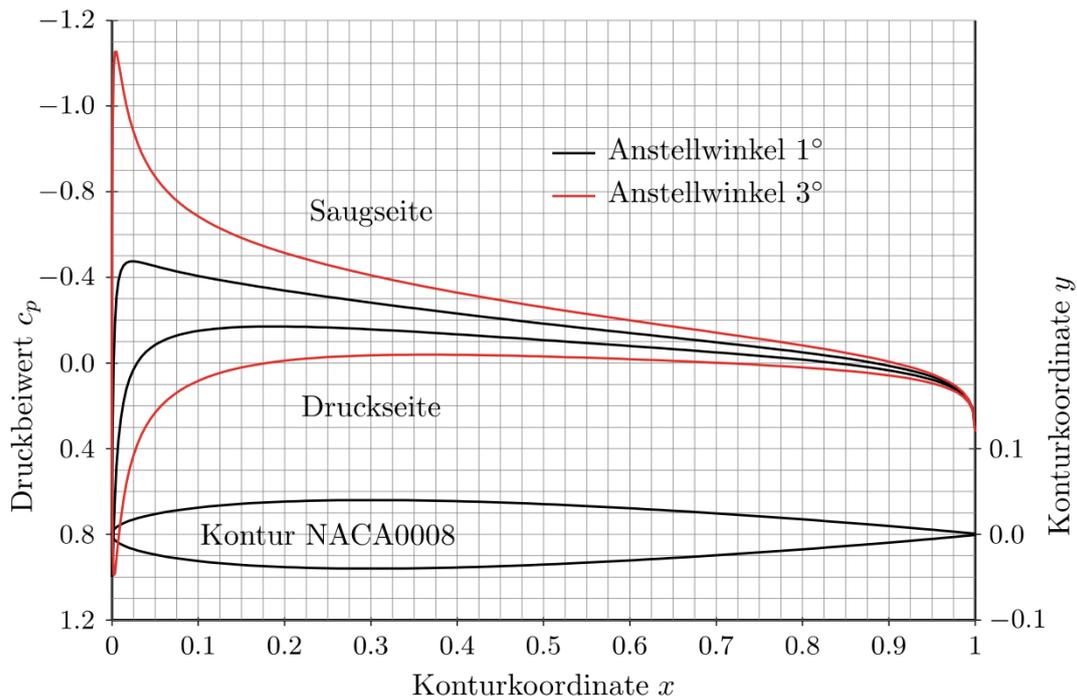


Abbildung 2.11 Druckverteilung am Profil NACA 0008

Die Beeinflussung von Ort und Größe des Druckminimums ist die Zielstellung beim Entwurf kavitationsarmer Profile. Die aus der Beschleunigung der Umströmung resultierenden negativen Druckgradienten und damit verbundenen kavitationsanfälligen Bereiche können im Falle größerer Anstellwinkel und/oder kleiner Nasenradien auf Grund starker Kantenumströmungen im Eintrittskantenbereich auftreten.

Profile mit großer maximaler Dicke zeigen aber auch bei nicht angestelltem Profil einen ausgeprägten Bereich geringer Drücke. Abbildung 2.12 zeigt die Druckverteilung auf zwei nicht angestellte Profile unterschiedlicher maximaler Dicke.

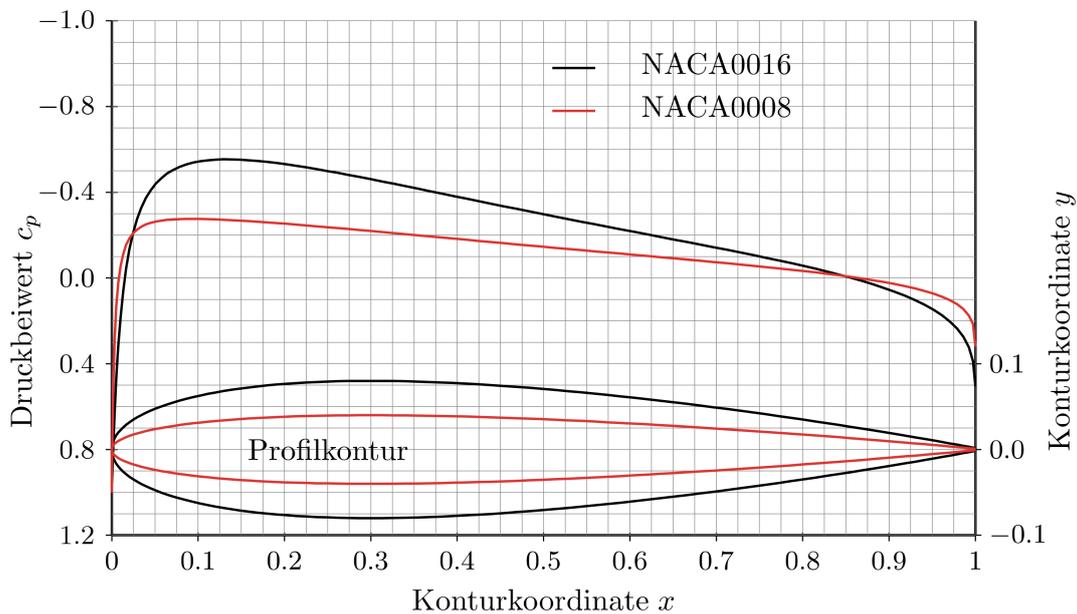


Abbildung 2.12 Druckverteilung am Profil für verschiedene Profildicken

Der Bereich geringer Drücke findet sich hier weiter stromabwärts auf dem Profil und hat eine größere Ausdehnung in Profilrichtung. Im Falle einer Dampfdruckunterschreitung führt dies dazu, dass die die Kavitation erzeugenden Druckverhältnisse über einen weiteren Bereich in Strömungsrichtung aufrecht erhalten bleiben. Die geringen positiven Druckgradienten hinter der Stelle des Druckminimums führen darüber hinaus zu einer diffusen Trennung der Druckgebiete oberhalb und unterhalb des Dampfdrucks.

2.5.2 Kavitationsarten

Abhängig von Kavitationszahl und Lage des lokalen Unterdruckgebietes ergibt sich jeweils eine unterschiedliche Ausprägung der Kavitation. Abbildung 2.13 zeigt auf der linken Bildhälfte ein NACA0015 Profil bei einer Anströmgeschwindigkeit von 8 m/s und einer Kavitationszahl von 1.96 unter einem Anstellwinkel von $8,36^\circ$. Die rechte Bildhälfte zeigt typische Blasen kavitation.



Abbildung 2.13 Kavitationsarten (Quelle: www.fluidlab.naoe.t.u-tokyo.ac.jp)

Gemäß der Ausprägung hat sich die Unterscheidung in verschiedene Kavitationsarten etabliert:

Schichtkavitation Der Begriff Schichtkavitation hat sich für die Kavitationserscheinungen durchgesetzt, die beim Modellversuch mit bloßem Auge als Schicht erkennbar sind. Der Einsatz von Hochgeschwindigkeitsaufnahmen hat gezeigt, dass diese vermeintlichen Schichten aus Blasen bestehen. Die Grenzen der Begrifflichkeit Schichtkavitation sind dadurch aber nicht beeinflusst. Üblicherweise tritt Schichtkavitation an scharfen Kanten oder aber bei Tragflügelumströmungen unter großen Anstellwinkeln auf. Abbildung 2.13 zeigt auf der linken Bildseite eine ausgeprägte Schichtkavitation mit wolkigen Ausläufern. Die entsprechende Druckverteilung auf dem Profil zeigt eine der Abbildung 2.11 entsprechende Charakteristik. Im Modellversuchswesen werden darüber hinaus unterschiedliche Ausprägungen der Schichtkavitation unterschieden. Dabei ist die Frage, inwieweit die Kavitationsschicht zeitlich stabil ist, für die Beurteilung, ob es zu Kavitationserosion kommen kann, entscheidend. Daher haben sich die Abstufungen stabile Schichtkavitation,

zeitweise instabile Schichtkavitation sowie instabile oder fluktuierende Schichtkavitation durchgesetzt.

Blasen kavitation Unter Blasen kavitation versteht man die Situationen, in denen relativ große Kavitationsblasen entstehen. Blasen kavitation tritt bei Flügelumströmung mit mäßigen Druckgradienten, also kleinen Anstellwinkeln, auf. Druckverhältnisse am Profil, die diese Kavitationsart hervorrufen haben eine Charakteristik ähnlich der in Abbildung 2.12 gezeigten Druckverteilungen. Fallen die Kavitationsblasen stromabwärts in ausreichend großem Abstand von der Körperoberfläche zusammen, ist die Erosionsgefahr gering.

Wolken kavitation Der Begriff Wolken kavitation findet bei Gebieten, die aus vielen kleinen Kavitationsblasen bestehen, Verwendung. Die Abgrenzung zu Schicht- und Blasen kavitation ist aber nicht scharf. Die Wolken kavitation kann auch als instationäre Form der Schichtkavitation bezeichnet werden. Dadurch ist auch mit erhöhter Erosionsgefahr zu rechnen.

Wirbel kavitation Eine Sonderform, die nur in ausgeprägten Wirbelgebieten auftritt, nennt man Wirbel kavitation (Beispiel: Spitzenwirbel des umströmten Propellers). Hierbei ist im Hinblick auf die Einschätzung der Gefahr von Kavitationserosion ebenso die Unterteilung in stabile und instabile Wirbel kavitation von Bedeutung. Aus der Propellerumströmung resultierende Wirbel kavitation kann sowohl zu Erosionserscheinungen an der Flügelspitze des Propellers als auch auf der Oberfläche von im Propellerstrahl angebrachten Rudern führen

Generell besteht bei allen Kavitationsarten für nahe Körperwände Erosionsgefahr beim Zusammenfall der Kavitationsblasen. In der technischen Ausführung hängt die resultierende Erosionsgefährdung von der Strömungsstruktur stromabwärts ab. Schwimmen die Kavitationsgebiete von der Körperfläche weg, so sinkt die Gefährdung, verbleiben die Kavitationsblasen beim Eintritt in druckhöhere Gebiete nahe der Körperoberfläche, so steigt die Gefährdung.

Die Schädigung des Materials resultiert aus der punktuellen Belastung der Oberfläche durch den konzentrierten Strahl infolge der Implosion der Kavitationsblase. Maßgebend für die Schädigungsintensität dieses Jets ist der relative Abstand L/R_0 von der Blase mit dem Anfangsradius R_0 zur Oberfläche in der Entfernung L . Der Strahl entwickelt sich dabei immer auf der der Wand abgewandten Seite und durchdringt die Blase zur

Wand hin [Isay (1989)]. Die so entstehenden Druckspitzen erreichen Größenordnungen von mehreren 100MPa und wirken auf die Oberfläche erosiv. Die zeitliche Häufung der implodierenden Kavitationsblasen und die Stärke der entstehenden Druckspitzen lassen sich als hydrodynamische Kavitationsintensität zusammenfassen.

Liegt diese Kavitationsintensität oberhalb des Kavitationswiderstandes des Werkstoffs der Bauteiloberfläche, so kommt es zu Erosion. Das Verhältnis zwischen Kavitationsintensität und Kavitationswiderstand wird als Erosionsrate bezeichnet. Je höher die Kavitationsintensität im Vergleich zum Kavitationswiderstand, also je höher die Erosionsrate, desto kürzer ist die Einwirkdauer der Kavitation, in der schon eine Schädigung des Werkstoffs auftritt [Bachert (2004)].

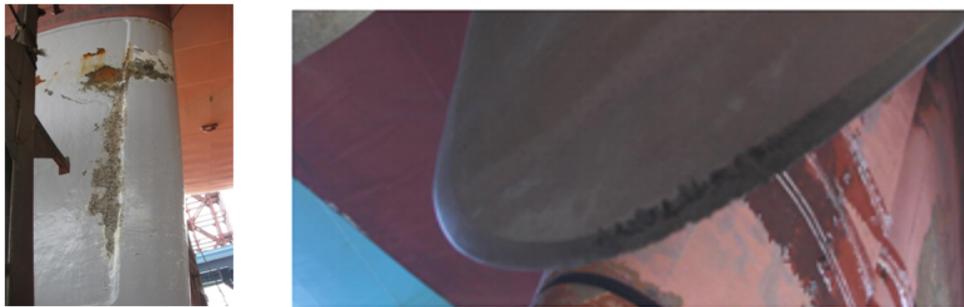


Abbildung 2.14 Erosionsarten

Abbildung 2.14 zeigt typische Erosionserscheinungen an Ruder und Propeller. In der linken Bildhälfte sind sowohl Schädigungen der Farbschicht durch Eintrittskantenkavitation (senkrechte Erosionsstelle) als auch durch den propellerinduzierten Spitzenwirbel (waagerechte Erosionsstelle) zu erkennen. Die rechte Bildhälfte zeigt eine typische, durch den Spitzenwirbel hervor gerufene Erosionsstelle an der Propellerspitze.

Der praktische Entwurf kavitationsarmer Tragflügel konzentriert sich aber in erster Linie auf die Vermeidung der Dampfdruckunterschreitung, da dieses Entwurfskriterium auch in der Einphasenbetrachtung der Strömung anwendbar ist. Hierbei ist die Kavitationscharakteristik des Tragflügels im gesamten Betrieb von Interesse, also bei wechselnden Strömungsbedingungen, da eine etwaige Schädigung auch nur im Integral aller Betriebs- und damit Kavitationszustände zu quantifizieren ist.

2.5.3 Kavitationsgrenzkurven

Zur Darstellung der Neigung einer Tragflügelströmung zur Kavitation im Betriebsbereich werden üblicherweise Kavitationsgrenzkurven verwendet. Hier ist die Zielstellung, den Arbeitsbereich des Profils herauszustellen, in dem das Profil kavitationsfrei umströmt wird. Der Arbeitsbereich wird im Fall der Profillumströmung durch den Anstellwinkel charakterisiert. Für die betrachteten Punkte im Arbeitsbereich werden aus den Druckverteilungen $c_p(x)$ die minimalen Druckbeiwerte ermittelt und als Grenzkurve im Kavitationsdiagramm dargestellt. Aufgrund ihrer eimerförmigen Kontur spricht man auch von den sogenannten Kavitationsbuckets.

Abbildung 2.15 zeigt schematisch die Kavitationsgrenzkurve für ein gewölbtes Profil. Es ist die aus der Wölbung des Profils resultierende Asymmetrie der Kurven erkennbar.

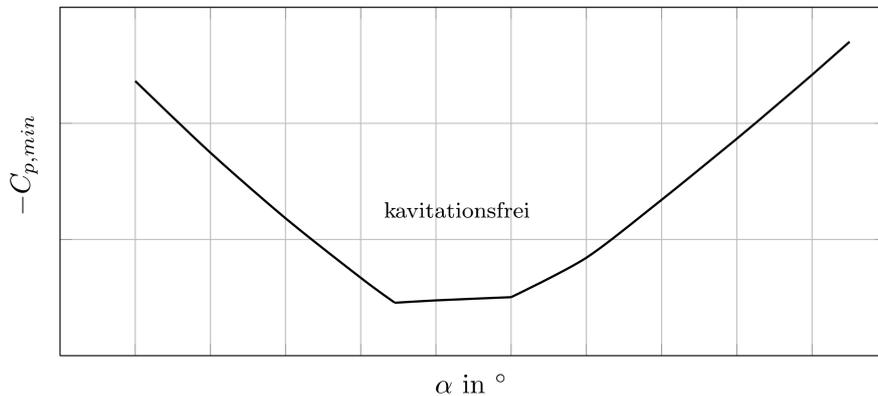


Abbildung 2.15 Kavitationsgrenzkurve

Entsprechend der Einordnung unter 2.5.2 ergeben sich daraus für die einzelnen Bereiche des Diagramms die zugehörigen erwarteten Kavitationsarten. Neben den beiden Verläufen der Druckminima für Entwurfssaug- und Entwurfsdruckseite entsprechend positiver oder negativer Anstellwinkel, in dessen Bereich die Kavitation an der Profilverdickung zu erwarten ist, ergibt sich für den Bereich in der Umgebung der stoßfreien Anströmung eine Abflachung des Verlaufs. Hier kommt es entsprechend den oben aufgezeigten Druckverläufen zu Kavitation stromabwärts auf der Profilkontur. Der von der Kavitationsgrenzkurve eingeschlossene Bereich stellt den kavitationsfreien Betriebsbereich des Profils dar.

Entscheidend für das Auftreten von Kavitation ist die im betrachteten Betriebspunkt herrschende globale Kavitationszahl σ_0 . Ist diese betragsmäßig größer als der Betrag des minimalen Druckbeiwerts, so arbeitet das Profil kavitationsfrei. Die Kavitationszahl für den Arbeitspunkt liegt dann innerhalb der Grenzkurven. Neben diesen allgemeinen Betrachtungen zur Profil- und Tragflügelkavitation wird auf die speziellen Probleme der Ruderlavitation in Kapitel 3.4 näher eingegangen.

Das Auftreten von Kavitation hängt von den Zustömungsbedingungen, also von Anstellwinkel und Zuströmgeschwindigkeit, sowie der statischen Druckverhältnisse, der Tauchung, ab. Die Zuströmbedingungen am Schiffsruder schwanken in besonderem Maße auf Grund der Position im Propellerstrahl. Die Vorgehensweise der versuchschaften Überprüfung des Kavitationsverhaltens des Ruders in einem Umströmungszustandes im Kavitationskanal wird dem späteren Betrieb oft nicht gerecht (siehe auch Abbildung 1.2). Zur Erfassung aller relevanten Zuströmbedingungen eignen sich daher Simulationsmethoden, die die verschiedenen Betriebsbedingungen berücksichtigen können. Nachdem in Kapitel 3 näher auf die hydrodynamischen Besonderheiten des Schiffsruders eingegangen wird, zeigt Kapitel 4 die Möglichkeiten solcher Berechnungswerkzeuge auf.

3 Hydrodynamik des Schiffsruders

Neben den theoretischen Überlegungen zum Tragflügel soll im Folgenden auf spezielle Besonderheiten der Hydrodynamik des Schiffsruders eingegangen werden. Dazu soll zunächst das Betriebsumfeld beschrieben werden. Hierzu ist ein Blick auf die Leistungsanforderungen als Manövrierorgan notwendig. Da Ruder zumeist im Propellerstrahl untergebracht sind, ergeben sich zusätzlich zu den bereits in Kapitel 2.3 für den Tragflügel endlicher Spannweite beschriebenen Einschränkungen weitere Besonderheiten. Daraus folgen für das Schiffsruder typische Kavitationsprobleme. Die Berechnung der Ruderumströmung muss daher diese besonderen Randbedingungen in Betracht ziehen. Zunächst soll aber die geometrische Beschreibung eines Schiffsruders erläutert werden.

3.1 Rudergeometrie

Hinsichtlich der geometrischen Beschreibung des Ruders hat sich eine klare Unterteilung in definierte Höhenschnitte durchgesetzt. Jedem Höhenschnitt ist eine Profilkontur zugeordnet. Die Höhenkoordinate läuft von der Basis aus positiv nach oben. Diese sogenannten Baurippen (siehe Abbildung 3.1) geben somit in Summe die Form der Ruderoberfläche vor.

Dadurch ist die Schnittstelle zwischen dem hydrodynamischen Ruderentwurf und der Konstruktion über die geometrische Definition der Baurippen zu realisieren. Die Variation der Profilgeometrie der einzelnen Höhenschnitte ist maßgeblich durch die Vorgabe des Ruderschaftes limitiert. Gemäß der kinematischen Auslegungslasten ergibt sich eine Mindestabmessung des Ruderschaftes, der geometrisch innerhalb der hydrodynamisch günstigen Rudergeometrie untergebracht werden muss. Ein nachträgliches Ausformen der Profile im Bereich des Ruderschaftes verschlechtert die hydrodynamischen Eigenschaften erheblich und erhöht die Kavitationsneigung in diesem Bereich.

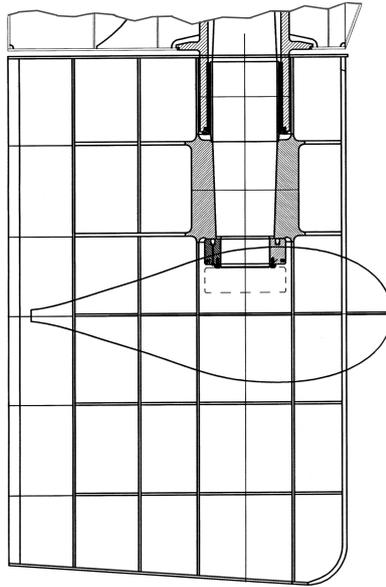


Abbildung 3.1 Seitenriss eines Schiffsruders

Als propulsionsverbessernde Maßnahme bei schnellen Schiffen haben sich auf Höhe der Propellerwelle Propulsionsbirnen nach dem Prinzip von Costa etabliert (Abbildung 3.1). Dabei zielt die Aufgabe der Costa-Birne auf eine Energierückgewinnung aus dem Nabenwirbel. Im ausgeführten Fall der propellerstrahlangepassten Ruder erfüllt die Propulsionsbirne darüber hinaus die Aufgabe, die auf Mitte der Ruderhöhe entgegengesetzt geneigten Ruderprofile geometrisch wieder zusammen zu führen. Dadurch werden scharfe Kanten, die sich durch den Sprung in der Geometrie ergeben würden, vermieden. Unter hydrodynamischen Gesichtspunkten führt dies zu einer Senkung der Kavitationsneigung in diesem Bereich des Ruders.

Zur Beeinflussung der vertikalen Auftriebsverteilung auf dem Ruderblatt kann eine Pfeilung des Ruderumrisses dienen. Bei Rudern mit einem trapezförmigen Umriss und kleineren Profillängen an der Rudersohle zeigt sich eine Verschiebung des Auftriebsschwerpunktes zu oberen Ruderhöhenchnitten. Allerdings erhöht sich dabei auch der neutrale Ruderwinkel.

Ruderprofile

Für den Einsatz am Schiffsruder haben sich mehrere Profilformen etabliert. Dabei sind heute eingesetzte Profildfamilien:

- NACA 4-ziffrig
- NACA 16
- NACA 63, 63°, 64, 64A, 65
- HSVA MP 71
- HSVA MP 73

Betrachtet man die Kavitationsneigung der Profile so zeigen sie sehr unterschiedliche Charakteristiken. Untersuchungen aus *Brix (1993)* zeigen die in Abbildung 3.2 dargestellten Verläufe der Druckminima $c_{p,min}$ auf der Saugseite über dem Auftrieb c_L aufgetragen.

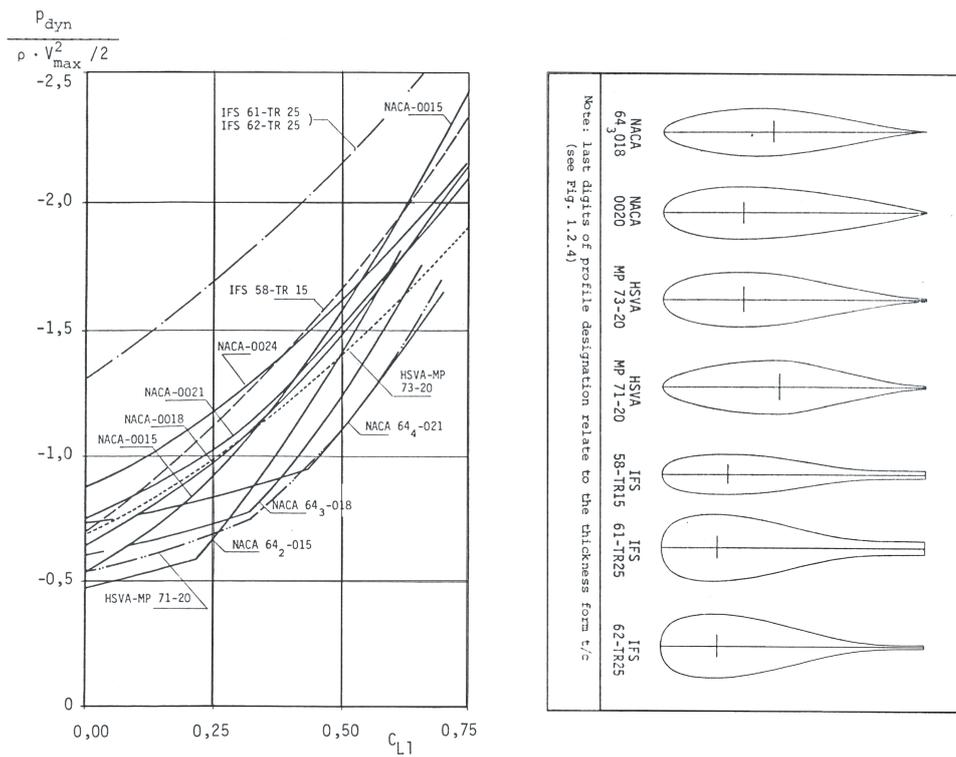


Abbildung 3.2 Kavitationsgrenzkurven für verschiedene Ruderprofile

Quelle: *[Brix (1993)]*

Es zeigen sich hier deutliche Unterschiede der Bereichs des kavitationsfreien Betriebs. Beispielsweise fallen die heute nicht mehr verwendeten IFS 61 Profile durch einen mit Abstand kleineren kavitationsfreien Betriebsbereich auf. Vergleicht man gleiche Profilformen, beispielsweise die NACA 64 Familie, so wird der Einfluss der Profildicke deutlich. Bei größerer Dicke wird der kavitationsfreie Bereich weiter, die untere Grenze wandert aber zu betragsmäßig größeren $c_{p,min}$ -Werten. Diese Tendenz bedeutet unter Kavitationsgesichtspunkten weniger Vorderkantenkavitation, jedoch größere Kavitationsneigung auf der Profilmittte. Die Untersuchung zeigt, dass schon zu Beginn der Entwurfsüberlegungen zum Schiffsruder die Profilfrage entscheidend zum Kavitationsverhalten des Ruders beitragen kann.

3.2 Das Manövrierorgan Ruder

Das Ruder ist neben dem Hauptantrieb das Bauteil, das den größten Einfluss auf das Manövrierverhalten hat. Die Leistungsanforderungen an das Ruder sind klar formuliert. Die IMO-Empfehlungen weisen eindeutig verschiedene Manöver aus, welche innerhalb der geforderten Grenzwerte absolviert werden müssen. Betrachtet man das Manövrieren aus der Sicht des Ruders, so sind basierend auf diesen Empfehlungen für einen gelungenen Entwurf folgende Manöver ausschlaggebend:

Zick-Zack-Manöver Zum Nachweis der erforderlichen Kursstabilität ist der bei diesen Manövern gemessene Überschwingwinkel das Maß für den Aufwand, das Schiff auf Kurs zu halten bzw. es auf Kurs zu bringen.

Drehkreismanöver Als Maß für die Drehfähigkeit des Schiffes wird ein Manöver mit Hartruderlage gefahren und die Ausbreitung des gefahrenen Kreises gemessen. Ausschlaggebend sind der zurückgelegte Längsweg bis das Schiff 90° Kursänderung vollzogen hat und der taktische Durchmesser, welcher sich als Querabstand von anfänglichem Kurs und der Position nach 180° Kursänderung ergibt.

Ruderlegezeit Zur Überprüfung der Dimensionierung der Rudermaschine wird die benötigte Zeit gemessen, um das Ruder von 35° auf 30° Gegenlage zu bringen.

Williamson-Turn Dieses sogenannte Mann-über-Bord-Manöver hat das Ziel, das Schiff in seinem eigenen Kielwasser auf Gegenkurs zu bringen. Somit enthält es alle vorangegangenen Teildisziplinen des Manövrierens.

Es wird deutlich, dass sich die Leistungsanforderungen in zwei grundlegenden Forderungen nach Drehfreudigkeit und Kurshaltevermögen einteilen lassen. Betrachtet man das Zusammenspiel zwischen Schiff und Ruder aus Entwurfssicht, so konkurrieren diese beiden Leistungsmerkmale deutlich.

Das Ruder eines Schiffes erzeugt nach dem Tragflügelprinzip eine Querkraft, die zu einem Moment um die Hochachse führt. Die resultierenden Verhältnisse am Ruder sind jedoch nur in der Gesamtbetrachtung aller am Schiff angreifenden Kräfte zu klären. Da ein Schiff durch den Einfluss externer Kräfte ständig von seinem Kurs abgelenkt wird, sind entsprechende Korrekturen notwendig, um den Sollkurs einzuhalten. Will man die Zustände am Ruder erfassen, so ist zunächst die zum Kurshalten erforderliche Ruderkraft und damit der erforderliche mittlere Ruderwinkel zu berechnen. Dieser hat Einfluss auf die benötigte Antriebsleistung und damit auf den Ruderzustrom.

Die gesuchte Ruderkraft ist fester Bestandteil eines Kraftmodells, das erfolgreich für die Manöversimulation genutzt wird. Hier werden aus den ermittelten Kraftkomponenten Beschleunigungen errechnet, die durch Integration die jeweiligen Geschwindigkeiten und Ortskoordinaten des Schiffes liefern. Dieses Kraftmodell wird innerhalb des entwickelten Ruderentwurfsverfahren sowohl zur Überprüfung der Ruderentwurfsvarianten anhand oben genannter Manövrieranforderungen als auch zur Berechnung der Gleichgewichtsbedingung innerhalb der Betriebsprofilsimulation verwendet. Das Modell wird in Kapitel 4.2.1 näher erläutert.

3.3 Das Ruder im Propellernachstrom

Zur Verstärkung der Ruderwirkung im Manöver, gerade bei geringen Schiffsgeschwindigkeiten, ist das Ruder üblicherweise im Propellerstrahl angebracht. Diese für den praktischen Schiffsbetrieb vorteilhafte Anordnung führt zu gesteigerten Anforderungen beim Entwurf des Ruders. Zunächst ergibt sich daraus die Schwierigkeit, die Verhältnisse im Propellerstrahl zu erfassen. Die gängigen Verfahren zur Berechnung der Propellerumströmung lassen sich aber um die Berechnung dieser zusätzlichen Informationen erweitern. Hier steht aus Sicht des Ruders die Erfassung der Geschwindigkeitsvektoren im Propellerstrahl im Vordergrund.

Einfluss des Propellers auf die Ruderumströmung

Die Geschwindigkeitsverhältnisse im Propellerstrahl sind geprägt durch eine axiale Beschleunigung des vorbeiströmenden Wasser auf der einen Seite und einem induzierten Drall auf der anderen Seite. Aus Sicht des Ruders ergeben sich daraus höhere Anströmgeschwindigkeiten als in der freien Strömung und auch im Fall eines nicht angestellten Ruders treten signifikante Anströmwinkel auf. Der Strahl hat oberhalb und unterhalb der Propellerwelle entgegengesetzt gerichtete Umfangsgeschwindigkeiten. Das führt zu einer unterschiedlichen Anströmung der oberen und unteren Ruderhälfte. Darüber hinaus sind sowohl die Anströmgeschwindigkeiten als auch die Anströmwinkel entlang der Höhenkoordinate des Ruders nicht konstant. Bedingt durch die radiale Zirkulationsverteilung des Propellers ergeben sich unterschiedliche Verteilungen von Strahlgeschwindigkeit und Drall. Eine typische Verteilung des Geschwindigkeitskomponenten ist in Abbildung 3.3 dargestellt.

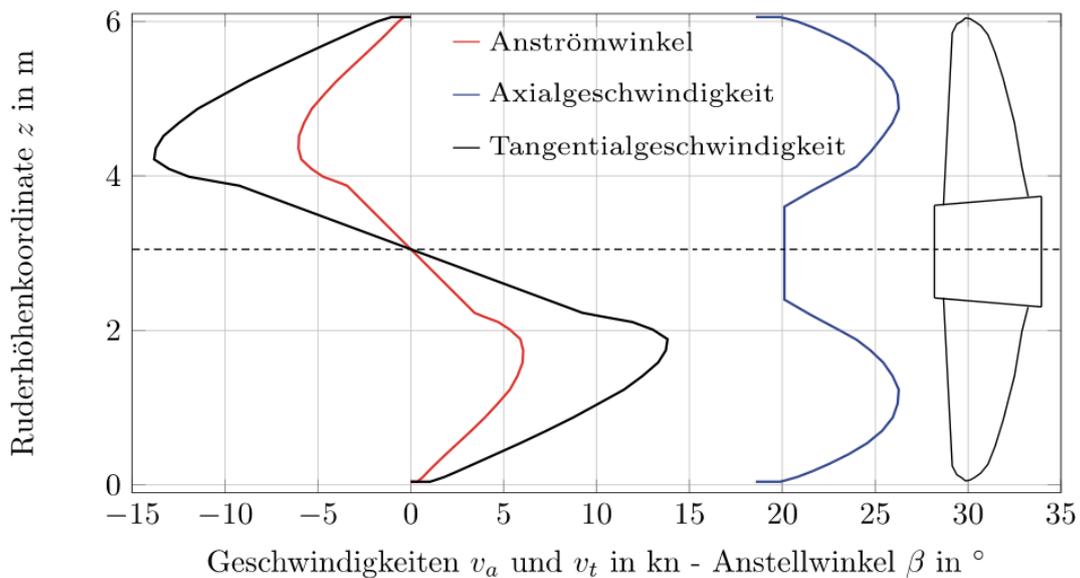


Abbildung 3.3 Geschwindigkeitsverhältnisse im Propellerstrahl

Es ist zu erkennen, dass die axialen Geschwindigkeiten ihr Maximum circa auf Höhe des Radienschnittes $R/r = 0,7$ haben. Hier befindet sich auslegungsbedingt auch die höchste Zirkulation des Propellers, insbesondere bei spitzenentlasteten Propellern mit

Flügelrücklage.

Der Propellerstrahl entwickelt seine höchste mittlere Strahlgeschwindigkeit in einem bestimmten Abstand stromabwärts des Propellers (theoretisch: weit stromabwärts). Dies resultiert aus der Beschleunigung des Propellerstrahls aufgrund der durch das freie Wirbelsystem induzierten Geschwindigkeiten. Bedingt durch diese Geschwindigkeitszunahme kontrahiert der Propellerstrahl stromabwärts. Sind also überströmte Anteile der Ruderfläche auszuwerten, so muss diese Strahlkontraktion mit berücksichtigt werden. In der realen Flüssigkeit erfährt der Propellerstrahl nach der beschriebenen Kontraktion aufgrund von Wechselwirkungen an der Strahlgrenzen weiter stromabwärts eine Aufweitung [Kornev (2009)]. Daraus resultiert ein Maximum der Strahlgeschwindigkeit stromabwärts in einem von der Schubbelastung des Propellers abhängigen Abstand von der Propellerkreisebene.

Die Strömungsverhältnisse am Ruder sind maßgeblich vom Belastungszustand des Propellers abhängig. Für die Vergleichbarkeit verschiedener Propeller hat sich der Schubbelastungsgrad c_{th} etabliert:

$$c_{th} = \frac{T}{\frac{\rho}{2} \cdot v_A^2 \cdot A_0} = \frac{8 \cdot k_T}{\pi \cdot J^2} \quad (3.1)$$

Hierbei wird der erzeugte Schub des Propellers T in Relation zur Anströmgeschwindigkeit v_A und der Propellerkreisfläche A_0 gesetzt. Dadurch werden die Belastungszustände verschiedener Propeller bei verschiedenen Betriebspunkte besser vergleichbar.

Beim Entwurf eines propellerstrahlangepassten Ruders mit twistierten Rudervorderkanten stellen die resultierenden Anströmwinkel für die einzelnen Ruderhöhenchnitte die Eingangsparameter für die Bestimmung der Neigung der Vorderkante dar. Es existieren hier mehrere Möglichkeiten zur Bestimmung dieser Winkel. In Kapitel 5.2 wird neben dem klassischen Traglinienverfahren auch eine neue Methode auf Basis der Druckäquivalenz zur weiteren Nutzung innerhalb des Ruderentwurfsverfahren vorgestellt.

Strömungsverhältnisse am Ruderhöhschnitt

Die übliche Rudergeometrie ist sehr einfach über die Form der einzelnen Höhschnitte beschreibbar. In Parallelströmung ergäbe sich für die Berechnung der Strömungsverhältnisse die in Kapitel 2.3 dargestellte Aufgabe. Da die Umströmung des Ruders jedoch durch die komplexen Verhältnisse im Propellerstrahl geprägt ist, muss die korrekte Übertragung dieser Randbedingungen auf den Entwurf der Profilformen gewährleistet sein.

Eine Voraussetzung für die Übertragbarkeit der Ergebnisse aus der ebenen Profilstömung auf den räumlichen Fall ist, dass die zu betrachtenden Schnitte entlang der Stromlinien verlaufen. Zur Überprüfung dieser Voraussetzung können Farbanstrichversuche herangezogen werden, die üblicherweise durchgeführt werden, um Ablösestellen an der Außenhaut zu finden. Bei diesen Versuchen wird der zu untersuchende Bereich zunächst mit einer zähen, wasserfesten Farbe flächendeckend bestrichen. Das später vorbeiströmende Wasser hinterlässt in der Farbe Spuren entlang der konturnahen Stromlinien.



Abbildung 3.4 Farbanstrichversuche, Ruder ohne Costa-Birne

Die Aufnahmen in Abbildung 3.4 und 3.5 zeigen, dass die Stromlinien auf der Ruderaußenhaut etwa entlang der parallelen Höhschnitte verlaufen. Lediglich in einem schmalen Bereich nahe der Rudersohle sowie auf der Propulsionsbirne (Abb. 3.5) ergibt sich aufgrund der Kantenumströmung eine leichte Vertikalkomponente.



Abbildung 3.5 Farbanstrichversuche, Ruder mit Costa-Birne

Gerade im Bereich der höheren axialen Geschwindigkeiten, also im Bereich der Propeller-radienschnitte zwischen $r/R = 0,3$ und $r/R = 0,8$, ergeben sich waagrecht verlaufende Stromlinien. Diese Bereiche des Ruders sind allerdings gerade die durch Ruderkavitation gefährdeten Bereiche. Sie stehen beim Entwurf von propellerstrahlangepassten Rudern im Vordergrund. Im Bereich der oberen und unteren Ruderanten, also im Bereich der Strahlgrenzen und im Nachlauf der Propellernabe lassen sich deutlich drallbehaftete Trajekturen vermuten. Tatsächlich aber führen die geringeren, resultierenden Strömungsgeschwindigkeiten zu einer geringeren Kavitationsgefährdung und damit ebenso zu einem geringeren Modifikationsbedarf in diesen Regionen.

Insgesamt hat sich im Hinblick auf die konstruktive Beschreibung des Ruders die hydrodynamische Betrachtung des zweidimensionalen Profils als Kontur diskreter Baurippen bewährt. Die Übertragung bekannter Eigenschaften von standardisierten, hydrodynamischen Profilen auf den Ruderentwurf wird so ermöglicht. Hierbei muss allerdings die Übertragbarkeit gewährleistet sein (siehe Kapitel 5.2).

3.4 Ruderkavitation

In Ergänzung zu den allgemeinen Ausführungen zum Thema der Kavitation im Kapitel 2.5 wird nun detaillierter auf die das Schiffsruder betreffenden Probleme der Kavitation eingegangen. Das im Propellerstrahl angebrachte Schiffsruder ist hierbei im Wesentlichen zwei Problemen unterworfen: Den in den letzten Jahren gestiegenen Propellerstrahlbelastungen und den gestiegenen Schiffsgeschwindigkeiten. Als kritischer Grenzwert hat sich früh eine Schiffsgeschwindigkeit über $22kn$ und eine Propellerstrahlbelastung von über $700kW/m^2$ erwiesen [Kracht (1987)]. Oberhalb dieser Werte ist bei klassischen Rudergeometrien mit Erosionsschäden bedingt durch Kavitation zu rechnen. Dadurch entsteht die Forderung nach propellerstrahlangepassten Ruderformen. Heutige Schiffsentwürfe weisen zum Teil deutlich höhere Propellerstrahlbelastungen auf. Das im Rahmen dieser Arbeit untersuchte Schiff weist eine Propellerstrahlbelastung von ca. $550kW/m^2$ auf (siehe Kapitel 4.1).

Das Ruder ist in zweierlei Hinsicht einer Kavitationsgefahr ausgesetzt: Aus Gründen der Manövrierfähigkeit liegen die Schiffsruder im Propellerstrahl. Sie liegen somit im Kavitationsschatten des Propellers. Beispielsweise trifft ein ausgebildeter Spitzen- oder Nabenwirbel des Propellers ungehindert auf die Ruderfläche. Auf der anderen Seite ist das Ruder durch Eigenkavitation gefährdet. Die im Vergleich zur Schiffsgeschwindigkeit entsprechend höheren Geschwindigkeiten im Propellerstrahl treffen auf eine durch Festigkeitsgesichtspunkte des Ruderschaftes vorgegebene Dimensionierung der Ruderprofile. Dieser Umstand führt zur Gefahr der Kavitationsentstehung im Bereich der maximalen Dicke der Profile (siehe Kapitel 2.5).

Nachdem die Einwirkungen des Propellerstrahls konfigurationsbedingt durch Änderungen des Propellerentwurfes minimiert werden können, gibt es in der Formgestaltung des Ruders Möglichkeiten der Verminderung der Neigung zur Eigenkavitation. Systematische Untersuchungen [Kappel (1982)] anhand einer Serie von neun nahezu baugleichen Containerschiffen haben gezeigt, dass bereits geringe Änderungen des Ruderentwurfes einen signifikanten Einfluss auf die Kavitationsneigung haben. Das Untersuchungsmaterial bezieht sich auf insgesamt 24 Monate, in denen vier Dockungen der Schiffe durchgeführt wurden. Zur besseren Analyse wurde die Rudergeometrie in Erosionszonen und die Erosionserscheinung nach Einwirktiefe in vier Gruppen unterteilt. Dabei befindet sich auch in der Zone auf der unteren Hälfte des Ruderblattes - mittig zwischen Ruderspalt und

Rudersohle - ein ausgebildetes Erosionsgebiet. Dieses unterscheidet sich in der Einwirk-tiefe zwischen den verbauten Entwurfsvarianten deutlich, die Ursache hierfür kann nur in der unterschiedlichen Wahl der Profile gesucht werden.

Aber auch eine sorgfältige Profilauswahl bleibt nur so lange erfolgreich, wie nicht durch konstruktive Randbedingungen, etwa dem Durchmesser des Ruderschaftes, geometrisch von der ursprünglichen Profilform abgewichen wird. Neuere Berechnungen zeigen, dass eine Aufdickung des Ruders das hydrodynamische Verhalten der Profile signifikant ändert [Krüger (2002)]. Das Kavitationsverhalten ist dann nicht mehr mit den ursprünglichen Kennwerten der Profile vergleichbar und die Profilschnitte neigen zur Kavitation an der Stelle der größten Dicke.

Man unterscheidet verschiedene Kavitationserscheinungen am Ruder. Gemäß ihrer Auf-tretensstelle und Ausprägung sind sie unterschiedlich kritisch zu bewerten. Tabelle 3.1 gibt einen Überblick.

	Auftretensstelle	Kavitationsart	Entwurfsmodifikation
A	Rudervorkante, obere Ruderhälfte	Spitzenwirbelkavitation	Propellerentwurf
B	Rudervorkante, untere Ruderhälfte	Spitzenwirbelkavitation	Propellerentwurf Ruderdimensionierung
C	Rudervorkante	Schichtkavitation	Vorderkantentwistierung
D	Ruderblatt	Blasen kavitation	Ruderdimensionierung
E	Rudersohle	Kanten kavitation	Rudersohlenverrundung
F	Ruderspalt	Spalt kavitation	Rudertyp, Staukeile

Tabelle 3.1 Kavitationserscheinungen am Ruder

Einfluss der Profilgeometrie

Die Profilgeometrie hat großen Einfluss auf das Kavitationsverhalten des Ruders. Selbst kleine Änderung der Geometrieparameter der Ruderhöhen-schnitte beeinflussen die Druck-vertei-lung und damit die Kavitationsgefährdung. Abbildung 3.6 zeigt exemplarisch ver-schieden gestaltete Profile und deren Kavitationsgefährdung für eine bestimmte Kavita-tionszahl. So beeinflussen schon kleine Konturänderungen die Druckverteilung bei glei-

cher maximaler Dicke der Profile, jedoch unterschiedlichem Ort der maximalen Dicke.

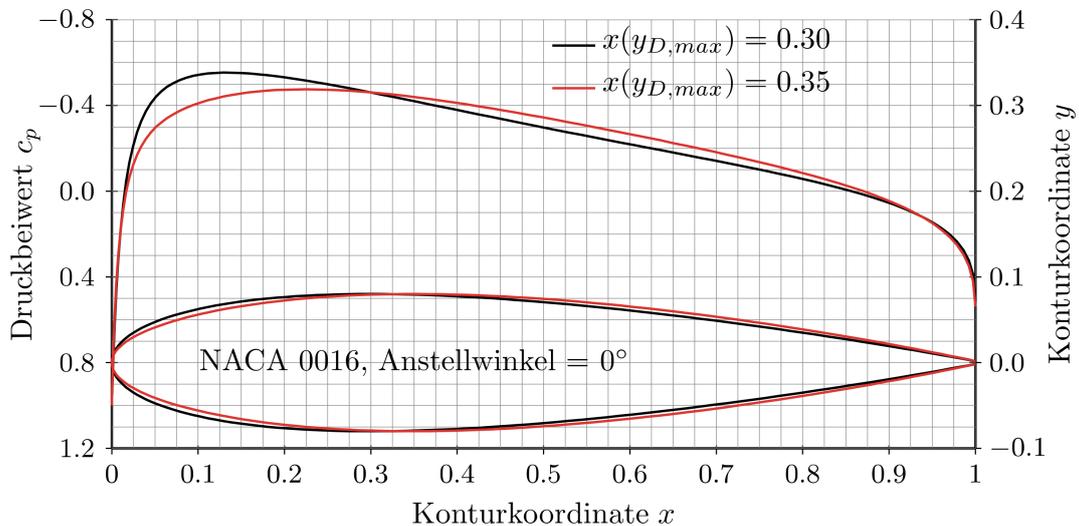


Abbildung 3.6 Kavitationsgefährdung abhängig von $x(Y_{D,max})$

Bei Anströmung des ungewölbten Profils unter einem Anstellwinkel α treten im Bereich der Profilverderrkante hohe Strömungsgeschwindigkeiten auf. Diese resultieren in einer scharfen Unterdruckspitze nahe der Proflnase. Liegen die Drücke in diesem Bereich unter dem Dampfdruck des umgebenden Fluids, so kommt es zu Kavitation.

Auf diese typische Form der Profilkavitation lässt sich durch Änderung der Profilgeometrie reagieren. Es haben sich in Aero- und Hydrodynamik zahlreiche, den jeweiligen Einsatzgebieten angepasste Profilmfamilien herausgestellt. Auf typische für Schiffsruder ausgeführte Profilformen wurde bereits in Kapitel 3.1 eingegangen.

Bewegt man sich innerhalb einer einzigen Profilmfamilie, so sind die Einflussmöglichkeiten beschränkter. Gemäß der in Kapitel 2.2.1 dargestellten Systematik bleibt für das ungewölbte Profil neben der bereits diskutierten Änderung von maximaler Dicke und des Ortes der maximalen Dicke noch die Änderung des Nasenradius.

Die Vergrößerung des Nasenradius gilt bei dünnen Profilen (beispielsweise Propellerprofilen) als geeignete Maßnahme, um die Umströmung der Vorderkante unempfindlicher gegenüber Anstellwinkelschwankungen zu machen. Für die Umströmung eines symmetrischen Profils bei kleinen Anstellwinkel ergeben sich durch einen größeren Nasenradius

keine günstigeren Druckverteilungen. Abbildung 3.7 zeigt beispielhaft die Druckverteilung auf zwei Profilen mit unterschiedlichen Nasenradien bei gleicher maximaler Dicke.

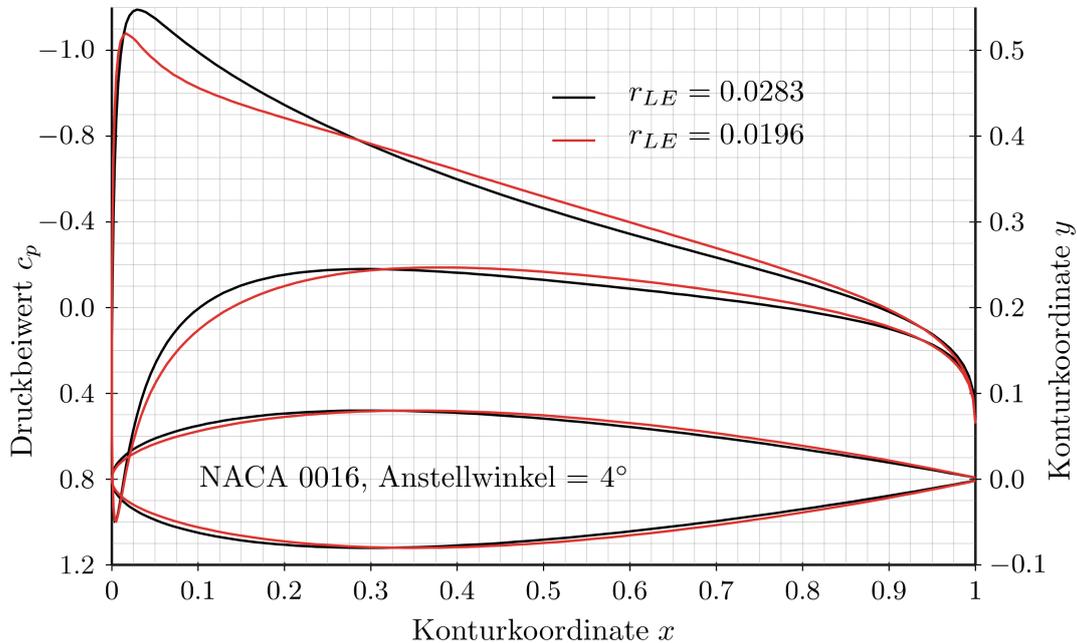
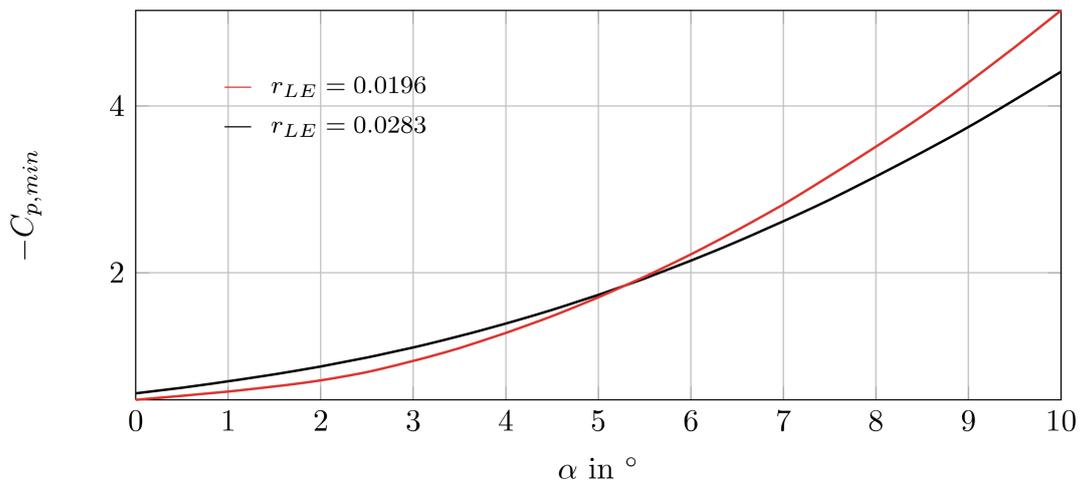


Abbildung 3.7 Kavitationsgefährdung abhängig von Nasenradius

Es ist zwar zu erkennen, dass die Änderung des Nasenradius einen positiven Einfluss auf den Druckgradienten auf beiden Seiten der Unterdruckspitze hat, das Niveau des Unterdrucks aber wird weiter abgesenkt. Die resultierende Kavitationsgefährdung würde im ausgeführten Fall steigen. Die dargestellten Verläufe zeigen die Druckverteilungen für einen Anstellwinkel von 4° . Der aus den Druckverteilungen resultierende Druckwiderstand ist im Fall des größeren Nasenradius mit $c_D = -0,00163$ etwas kleiner als im Falle des kleineren Nasenradius mit $c_D = -0,00184$.

Betrachtet man die beiden Profile in einem Anstellwinkelbereich, so ändern sich die Verhältnisse mit größer werdenden Anstellwinkeln. Abbildung 3.8 zeigt die Verläufe der minimalen Druckbeiwerte für die beiden Profile mit unterschiedlichen Nasenradien in dem Anstellwinkelbereich zwischen 0° und 10° Anstellwinkel. Es wird für dieses Beispiel deutlich, dass die Vergrößerung des Nasenradius erst für Anstellwinkel oberhalb von 5° zu gemäßigteren Unterdruckspitzen führt. Bei kleineren Anstellwinkeln zeigt das Profil mit kleinerem Nasenradius geringfügig kleinere $c_{p,min}$ -Werte.

Abbildung 3.8 $c_{p,min}$ abhängig von Nasenradius

Generell steht bei der Wahl der Kontur eines symmetrischen Profils die Reduzierung des Druckminimums an der Vorderkante der Reduzierung des Druckminimums resultierend aus der maximalen Dicke entgegen. Eine signifikante Reduzierung der Unterdruckspitze an der Profilverkante kann jedoch durch Wölbung des Profils erzielt werden, ohne dass es im Bereich der maximalen Dicke zu stärkeren Druckminima kommt. Das gilt allerdings nur solange die Profildicke hier auf Grund des erforderlichen Ruderschaftsdurchmessers nicht erhöht werden muss.

Da die Wölbung des Profils zum Auftrieb beiträgt, können die Druckverhältnisse am einzelnen Profil aber nicht direkt verglichen werden. Abbildung 3.9 zeigt die Druckverteilungen verschiedener Profile bei einem Anstellwinkel von 4° . Im direkten Vergleich zeigt das gewölbte Profil NACA 2416 einen dementsprechend höheren Auftrieb als dessen Ausgangsprofil NACA 0016. Betrachtet man einen Tragflügel, bei dem in radialer Richtung alle Schnitte eine Anströmrichtung mit gleichem Vorzeichen erfahren, so ergibt sich durch den Auftriebsanteil aus der Wölbung die gleiche Auftriebskraft bei kleinerem Anstellwinkel, und damit auch gemäßigtere Druckminima an der Profilverkante.

Auf die hydrodynamische Problemstellung des Schiffsruders im Propellerstrahl lässt sich diese Vorgehensweise nicht ohne weiteres übertragen, da sich oberhalb und unterhalb der Propellerwelle aufgrund der Tangentialgeschwindigkeiten im Strahl verschiedene Vorzeichen der Anströmung ergeben. Der Auftriebsgewinn durch die Profilverwölbung hebt sich zwischen oberer und unterer Ruderhälfte etwa auf. Der Gesamtauftrieb und damit die

Gesamtquerkraft beider Ruderhälften zeigt dieselbe Abhängigkeit vom Anstellwinkel, bzw. des Ruderwinkels, wie das Ruder mit ungewölbten Profilen. Vergleichsrechnungen [Abels und Greitsch (2008)] und Modellversuche [Wolf (1997)] bestätigen dies. Dadurch verbleiben die Druckverteilungen für die gewölbten Profile als große Differenzen zwischen Saug- und Druckseite und führen weiterhin zu betragsmäßigen hohen Druckminima.

Vor dem Hintergrund der etwa stoßfreien Anströmung (siehe Kapitel 2.2.3) ist daher eine für Rudergeometrien geeignete Wölbung dergestalt zu wählen, dass die Neigung der Skelettlinie des Profils in Richtung der Anströmung lediglich an der Vorderkante aufgebracht wird. Der restliche Verlauf der Skelettlinie sollte, wie beim ungewölbtem Profil mit der Sehne des Profiltropfens zusammenfallen. Abbildung 3.9 zeigt, als mit NACA 0016TWIST gekennzeichnet, ein solches Profil und die zugehörige Druckverteilung.

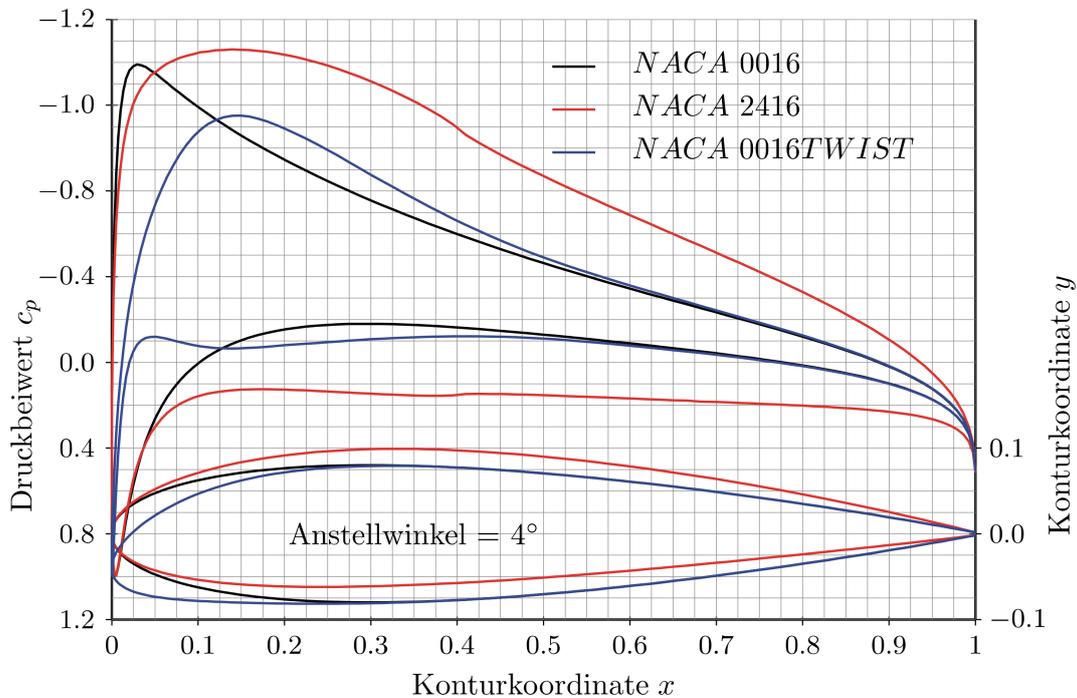


Abbildung 3.9 Kavitationsgefährdung abhängig von Wölbung

Die Druckverteilung zeigt ein betragsmäßig niedrigeres Unterdruckniveau bei nahezu gleichem Auftrieb im Vergleich zum ungewölbtem Profil NACA 0016, was eine deutliche Senkung der Kavitationsneigung des Profils zur Folge hat.

4 Das Ruder im Betriebsprofil

Als Basis des erweiterten Entwurfsverfahren für Schiffsruder wird das Betriebsprofil des Schiffes, insbesondere der Propulsionskennwerte, in Form von statistischen Verteilungen abgebildet. Die Behandlung der Daten in Form von Häufigkeitsverteilungen ermöglicht eine direkte Berechnung der Antwortverteilungen des Gesamtsystems Schiff auf die äußeren Einwirkungen. Hier stehen die Verteilungen der geforderten Geschwindigkeiten und Ladefälle, sowie die Verteilungen der Umwelteinflüsse, also Wind und Seegang, im Vordergrund. Der Zugriff auf die Umweltdaten in statistischer Form ist gegeben, die Daten zur Formulierung der Transportaufgabe müssen aus Vergleichsfällen (Flotte) ermittelt und angepasst werden. Zur Überprüfung der Eignung der entsprechenden Daten für die Weiterverarbeitung wird die in Kapitel 4.1 vorgestellte Korrelationsanalyse durchgeführt.

Die als Eingangsparameter für die Ruderberechnungen benötigten Propulsionskennwerte werden als Systemantworten mit Hilfe einer Kombination aus Monte-Carlo-Methode und Manövriersimulation berechnet. Das eingesetzte Verfahren wird in Kapitel 4.2 näher vorgestellt. Zur Validierung der die Propulsionszustände charakterisierenden Eingangsparameter wurden Großausführungsbeobachtungen ausgewertet (siehe Kapitel 4.1).

4.1 Großausführungsbeobachtungen

Will man die Betriebseigenschaften des Ruders insgesamt verbessern, so muss der Entwurf zwangsläufig auf die späteren Betriebszustände angepasst werden. Die herkömmliche Konzentration auf einen Entwurfspunkt kann gerade in Bezug auf Schiffstypen mit einem hohen Anteil an wechselnden Betriebsbedingungen als nicht ausreichend gewertet werden. Eine Analyse des Fahrprofils ist dabei die sinnvollste, aber auch zugleich die aufwändigste Möglichkeit, die verschiedenen Belastungszustände und die zugehörigen Auftretenshäufigkeiten zu bestimmen. Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Route einer

RoRo-Fähre ausgewertet. Das untersuchte Schiff ist in der Nordsee und der nördlichen Ostsee eingesetzt. Abbildung 4.1 gibt einen Überblick über den Streckenverlauf.



Abbildung 4.1 Route der untersuchten Fähre

Einen Überblick über die Hauptdaten des betreffenden Schiffes gibt Tabelle 4.1. Das Schiff ist mit einer Einwellenanlage und einem Verstellpropeller konzipiert, der von einer langsamlaufenden Zweittakthauptmaschine angetrieben wird. Das Ruder ist als Twist-Flow-Ruder mit propellerstrahlangepassten Profilen und einer Costa-Propulsionsbirne entworfen.

Länge	190	[m]
Breite	26,5	[m]
Tiefgang	7,4	[m]
Entwurfsgeschwindigkeit	22,5	[kn]
Propellerdurchmesser	6,1	[m]
Leistung (MCR)/(NCR, BF0)	18063/15700	[kW]
Propellerstrahlbelastung	537	[kW/m ²]

Tabelle 4.1 Hauptdaten RoRo-Fähre

Ziel der Messungen war es, die für eine Validierung der Simulation des Betriebsprofils notwendigen Daten zu erfassen. Die an Bord aufgenommenen Daten umfassten die in Tabelle 4.2 dargestellten Betriebsparameter für einen Zeitraum von 11 Monaten.

Messgröße	Symbol	Einheit
Schiffsgeschwindigkeit	v_s	[m/s]
Steuerkurs	TH	[°]
Schiffskurs über Grund	TC	[°]
Ruderwinkel	δ	[°]
Propellerdrehzahl	n_{prop}	[%]
Propellersteigung	P_{prop}	[%]

Tabelle 4.2 Erfasste Messdaten

Die Daten wurden an Bord des Schiffes mit einer Abtastrate von 1 Sekunde aufgenommen. Zur Reduktion der Datenmenge basieren die nachfolgenden Untersuchungen auf gemittelten Daten, die jeweils eine halbe Stunde Betrieb repräsentieren. Die Abbildungen 4.2 und 4.3 zeigen die relativen und kumulativen Häufigkeiten der Messungen beispielhaft für die Schiffsgeschwindigkeit und den Ruderwinkel.

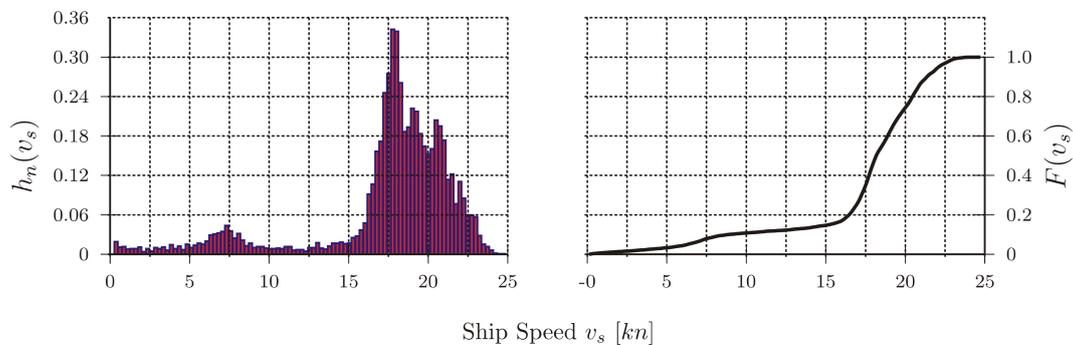


Abbildung 4.2 Relative und kumulative Häufigkeit der Schiffsgeschwindigkeit

Das Fahrprofil in Form der Geschwindigkeitsverteilungen zeigt eine große Bandbreite an gefahrenen Geschwindigkeiten. Der Erwartungswert der Häufigkeit der Geschwindigkeiten ist deutlich unterhalb der Entwurfsgeschwindigkeit von $22,5kn$ zu erkennen. Bei circa $7,5kn$ ergibt sich eine lokale Häufung der Geschwindigkeit als Folge einer ausgeprägten

Revierfahrt. Die Ruderwinkel (Abbildung 4.3) zeigen einen leichten erwartungsgemäß asymmetrischen Verlauf mit Werten zwischen 10° und -10° Ruderwinkel.

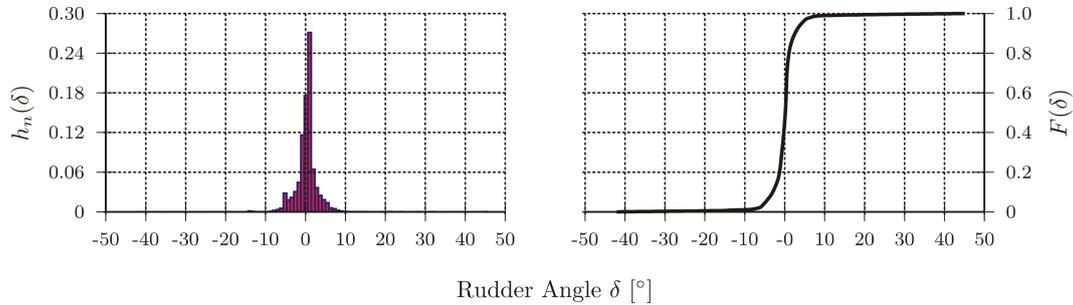


Abbildung 4.3 Relative und kumulative Häufigkeit des Ruderwinkels

Neben diesen fortwährend gemessenen Daten wurden einmal pro Fahrtbeginn die Beladungszustände aufgezeichnet. So liegen überdies die Werte für Tiefgänge am vorderen und hinteren Lot vor, die für die spätere Berücksichtigung der Schwimmelage notwendig sind (siehe Abbildung 4.4). Der Entwurfstiefgang war mit $6,95m$ spezifiziert.

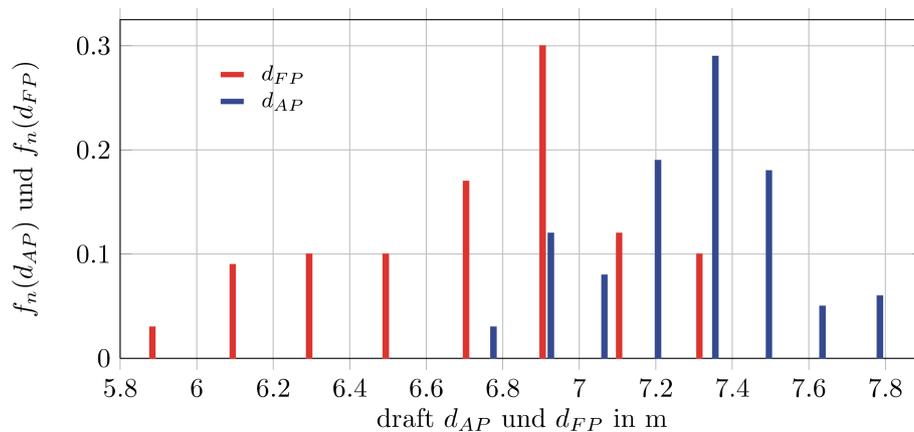


Abbildung 4.4 Relative Häufigkeit der Schwimmelage

Zur vollständigen Simulation der Betriebsbedingungen sind darüber hinaus statistische Verteilungen der Umweltverhältnisse notwendig. Diese können aus Wetteraufzeichnungen für das entsprechende Seegebiet oder durch Bordbeobachtungen der fahrenden Flotte

gewonnen werden. Die Aufbereitung der Daten als Eingangsparameter für die Simulation des Betriebsprofils ist in *Greitsch et al. (2009)* und *Eljardt et al. (2009)* ausgeführt.

Korrelationsanalyse der Messungen

Zur Überprüfung der Gültigkeit des Vorgehens einer unabhängigen Betrachtung von Eingangsgrößen der Simulation, wie etwa Schwimmlage und Schiffsgeschwindigkeit, wird eine Korrelationsrechnung durchgeführt. Als Maß für eine lineare Abhängigkeit dient hier der Kendall'sche Korrelationskoeffizient τ (siehe Kapitel 2.1.3). Hierbei bedeuten kleine Korrelationsfaktoren nahe 0 geringen Zusammenhang zwischen den Merkmalen. Korrelationsfaktoren nahe 1 bedeuten dagegen einen hohen Zusammenhang zwischen den Merkmalen. Die Routen- bzw. wetterabhängigen Größen korrelieren demnach laut Tabelle 4.3 wenig miteinander. Zur Veranschaulichung ist der Korrelationskoeffizient von Schiffsgeschwindigkeit und Drehzahl ebenfalls dargestellt. Der Wert des Korrelationskoeffizienten nahe 1 zeigt die erwartungsgemäße starke Abhängigkeit der beiden Merkmale.

Merkmal X	Merkmal Y	Korrelationskoeffizient τ
Schiffsgeschwindigkeit	Steuerkurs	-0,15
Steuerkurs	Windgeschwindigkeit	-0,12
Windgeschwindigkeit	Windrichtung	-0,11
Schiffsgeschwindigkeit	Ruderwinkel	-0,11
Schiffsgeschwindigkeit	Drehzahl	0,97

Tabelle 4.3 Korrelationskoeffizienten

4.2 Betriebsprofilsimulation

4.2.1 Beschreibung der Methode

Die in dem Schiffsentwurfssystem E4 eingebundene Simulationsmethode MonteProp basiert auf der ebenfalls in E4 vorhandenen Manövrierbibliothek (siehe hierzu: [Söding (1984)], [Krüger und Haack (2004)], [Haack und Krüger (2004)]). Den schematischen Aufbau dieser Methode zeigt Abbildung 4.5. Den Kern der Manövriersimulation stellt ein Kraftmodell dar, dem vorausberechnete Kennfelder der beteiligten Manövrierkräfte zur Verfügung gestellt werden. Diese Aufteilung der Kraftkomponenten ermöglicht die direkte Berechnung der einzelnen Einflüsse und damit auch deren Änderungen im Sinne einer Entwurfsmodifikation. Bei Manövriersimulationen, die auf Bewegungskoeffizienten basieren, ergeben sich diese differenzierten Möglichkeiten nicht.

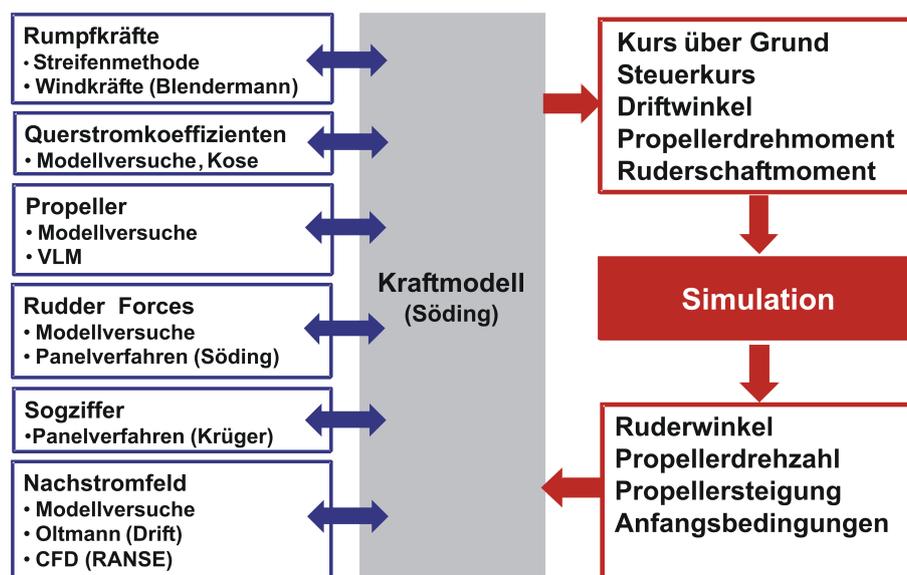


Abbildung 4.5 Manövrieralgorithmus

Die Simulation der Manövriersituationen erfolgt anhand der Berechnung der Manövrierbedingungen aller beteiligten Kraftkomponenten für diskrete Zeitschritte. Durch die sequentielle Berechnung der Einzelzeitschritte lassen sich auch komplexere Bewegungsabläufe berechnen.

Je detaillierter die Datenmodelle für die einzelnen Manövrierverhaltensteile belegt sind, desto besser sind die zu erwartenden Ergebnisse der Berechnungen. Zur Simulation des Betriebsprofils eines gegebenen Schiffes muss daher ein im Sinne der Simulation vollständiges Manövrierverhaltensteil vorliegen. Für die hier untersuchte RoRo-Fähre ist die Simulation des Manövrierverhaltens - einschließlich der Antriebsanlage und der damit verbundene Validierung des Modells - durch den Vergleich zwischen simulierten und auf der Werftprobefahrt vorgefahrenen Standardmanövern gezeigt worden [Haack (2006)].

Die Simulation des Betriebsprofils erfolgt mit einer Kombination aus der oben beschriebenen Manövriermethode und einer Monte-Carlo-Simulation zur Bereitstellung diskreter Betriebsbedingungen aus den statistischen Verteilungen von Schwimmelage, Umwelteinflüssen und zu erwartender Geschwindigkeit [Eljardt et al. (2009)].

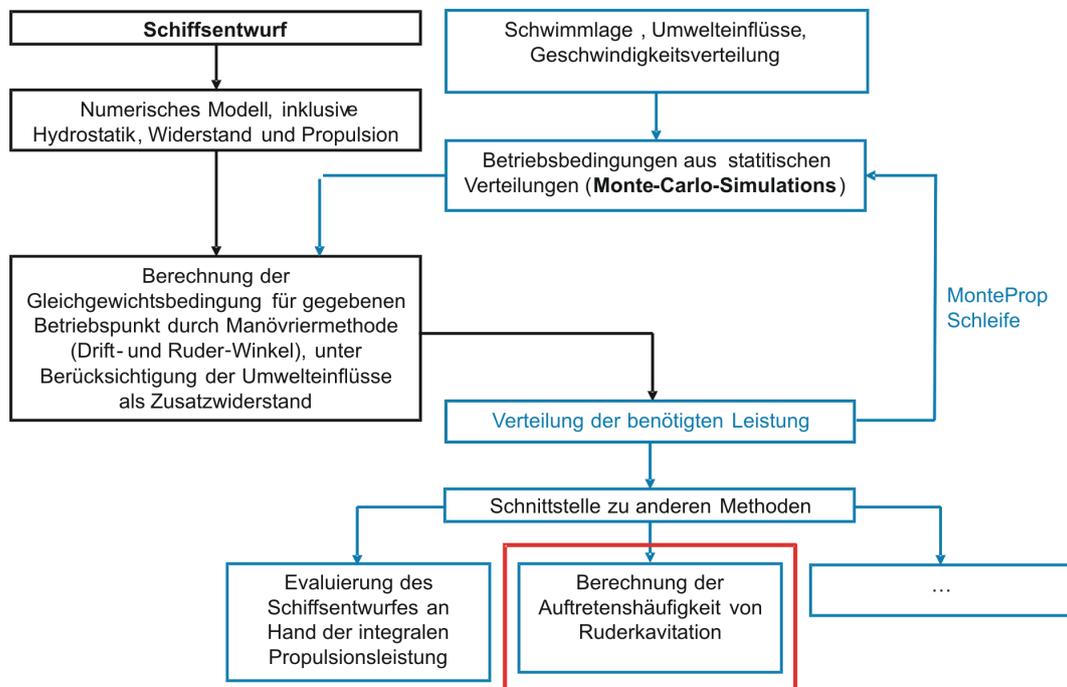


Abbildung 4.6 Aufbau des MonteProp-Algorithmus

Die Berechnung des Betriebsprofils erfolgt ebenfalls in Einzelschritten. Für jeden, eine Betriebssituation repräsentierenden Einzelschritt, wird in Form einer Monte-Carlo-Methode eine Zufallszahl ermittelt, die Werte zwischen 0 und 1 annehmen kann. Zu diesem zufälligen Wert, der einen Ordinatenwert der relativen, kumulativen Häufigkeitsverteilung

darstellt, wird der zugehörige Abszissenwert ermittelt. Dieser ist dann Eingangsparameter für die weiteren Berechnungen. Dieses Verfahren wendet man zunächst auf die die Transportaufgabe und die Umwelteinflüsse beschreibenden Größen Schiffsgeschwindigkeit, die Tiefgänge und die Umweltdaten an.

Das Zusammenspiel der Tiefgänge mit dem Trimm als Beschreibung der Schwimmlage erfährt jedoch eine Plausibilitätsüberprüfung. Darüber hinaus wird der Seegang phänomenologisch als Folge des Windes erachtet. Aus der Zufallsziehung für die Windverhältnisse in einer bestimmten Betriebsituation folgt daher die Seegangssituation (siehe [Eljardt et al. (2009)]). Die so definierte Betriebsbedingung stellt dann die Eingangsparameter für den Manövrieralgorithmus dar.

Die Berechnung der einzelnen Manövriersituationen erfolgt durch Lösung der Bewegungsgleichungen unter Berücksichtigung der Kräfte X und Y in Längs- und Querrichtung des Schiffes sowie des Giermomentes N um die Hochachse des Schiffskörpers.

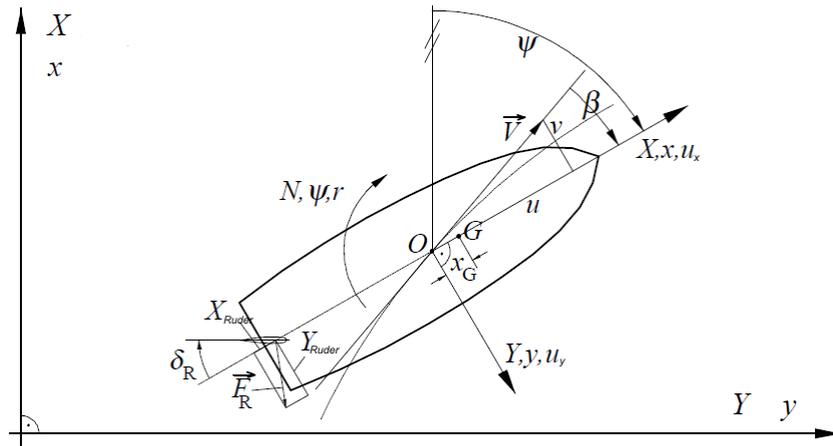


Abbildung 4.7 Koordinatensystem

Die Kräfte und Momente setzen sich dann aus den Einzelkomponenten Rumpf, Ruder, Propeller, Wind etc. zusammen:

$$X_{Rumpf} + X_{Ruder} + X_{Propeller} + \dots = m_{Schiff}(\dot{u}_x - u_y \cdot \dot{\psi} - x_G \cdot \dot{\psi}^2) \quad (4.1)$$

$$Y_{Rumpf} + Y_{Ruder} + Y_{Propeller} + \dots = m_{Schiff}(\dot{u}_y + u_x \cdot \dot{\psi} + x_G \cdot \ddot{\psi}) \quad (4.2)$$

$$N_{Rumpf} + N_{Ruder} + N_{Propeller} + \dots = I_Z \ddot{\psi} + m_{Schiff} \cdot x_G \cdot (\dot{u}_y + u_x \cdot \dot{\psi}) \quad (4.3)$$

Die Masse des Schiffes m_{Schiff} sowie das Trägheitsmoment um die Hochachse I_Z berücksichtigen dabei nicht hydrodynamische Anteile. Die Geschwindigkeit u_x ist in Längsrichtung des Schiffes nach vorne positiv, die Geschwindigkeit u_y ist in Querrichtung des Schiffes nach Steuerbord positiv. Eine ausführlichere Beschreibung des Manövrieralgorithmus findet sich unter [Söding (1984)] und [Haack (2006)].

Aus der Manövriermethode ergeben sich für jeden betrachteten Betriebspunkt Manövrierkennwerte: Neben Drehzahl und Steigung des Propellers und der für die Propulsionssituation erforderlichen Leistung ergibt sich zusätzlich die nötige Stützrunderkraft. Aus der erforderlichen Ruderkraft lässt sich aus dem Ruderkraftkennfeld der Ruderwinkel für die Manövriersituation ermitteln. Anhand der Propulsionsleistung kann die Berechnung einer weiteren Plausibilitätsüberprüfung unterzogen werden. Betriebspunkte, aus denen Leistungswerte resultieren, welche von der Hauptmaschine nicht bereit gestellt werden können, werden nicht in die weitere Wertung übernommen. Die Systemantworten gültiger simulierter Betriebspunkte können nun in Form von Verteilungen der Propulsionskennwerte für weitere Auswertungen und Berechnungen herangezogen werden. Im Rahmen dieser Arbeit liegt der Fokus auf denjenigen Betriebskennwerten, die die Propulsions- und Manövriersituation aus Sicht des Ruders vollständig beschreiben. Im Folgenden wird auf die Berechnung einzelner, in diesem Rahmen wichtiger, Manövriereinflüsse eingegangen.

Propellermodell

Die Berücksichtigung des Propellers in der Manövriersimulation erfolgt über die Bereitstellung der jeweiligen Schub- und Momentenverläufe des Propellerfreifahrtendiagramms. Diese können sowohl berechnet als auch durch Modellversuche ermittelt worden sein [Haack (2006)]. In Zusammenhang mit der verwendeten Manövriersimulation stehen zur Ermittlung der Verläufe im ersten Quadranten des Freifahrtkennfelds Serendiagramme, eine Traglinien- sowie eine Wirbelgittermethode zur Verfügung.

Hierbei werden Fest- und Verstellpropeller unterschiedlich behandelt. Zur Ermittlung der Schub- und Momentenwerte für einen Festpropeller kann für die Vorausfahrt im Propellerbetrieb im ersten Quadranten auf direkte Berechnungen zurückgegriffen werden. Die übrigen nicht bekannten Quadranten werden mit Werten aus den Wageninger B-Serien ergänzt und an den betrachteten Propeller angepasst.

Im Fall eines Verstellpropellers ergibt sich aufgrund der Flügelverstellung jeweils eine Schar von Verläufen für Schub und Moment (siehe Abbildung 4.8). Die Werte können nicht direkt aus Festpropellerversuchsserien übernommen werden. Die Verwendung der Versuchsdaten einer Verstellpropellerserie ergibt eine bessere Übereinstimmung mit den realen Verhältnissen. Für Zwischenwerte der Propellersteigung ergeben sich die Propellerkennwerte durch Interpolation.

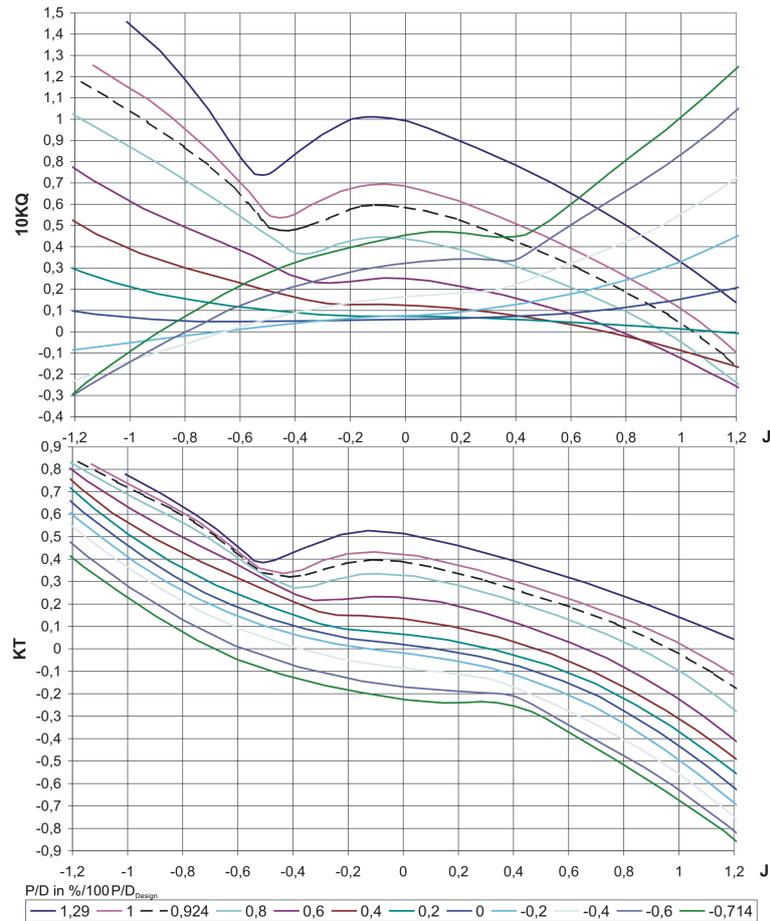


Abbildung 4.8 Freifahrtkennlinien eines Verstellpropellers bei unterschiedlichen Steigungen aus *Haack (2006)* mit $z = 4$, $P/D_{Design} = 0,924$

Auf die Daten der Freifahrtcharakteristik wird während der Berechnung der Manövriersituation zugegriffen. Aus Schubbeiwert k_T und Momentenbeiwert k_Q ergibt sich im Zusammenhang mit den Wechselwirkungsparametern der Propulsion der neue Gleichge-

wichtszustand für die betrachtete Propulsionssituation.

Abbildung 4.8 zeigt beispielhaft das Freifahrtprogramm eines Verstellpropellers als Schar von Kennlinien. Jede der Kurven für Schub- und Moment repräsentiert die Verhältnisse für eine Propellersteigung.

Zur besseren Berücksichtigung der Wechselwirkungen zwischen Propeller und Schiffsrumpf ist innerhalb der Manövriersimulation ein Paneelverfahren zur Berechnung der Sogwirkung integriert. Hierbei wird die Hinterschiffsgeometrie durch das Paneelverfahren erfasst, die Wirkung des Propellers berücksichtigt ein Traglinienverfahren. Ausführliche Beschreibungen des Verfahrens finden sich in [Krüger (1998)] und [Haack (2006)] .

Schiffsseitige Belastungszustände

Zur Ermittlung der schiffsseitigen Belastung, resultierend aus Widerstand, Nachstromziffer, Sogziffer sowie Gütegrad der Anordnung, muss zwischen den Verläufen für bekannte Zustände interpoliert werden. Somit ist es möglich, für jeden Zwischenzustand innerhalb der Simulation die entsprechenden Werte für den Propulsionszustand anzusetzen. Für die spätere Betrachtung der Ruderumströmung ist die richtige Einstellung der Propellerbelastung entscheidend, da diese maßgeblich die Ruderkräfte beeinflusst (siehe Kapitel 3.3).

Neben der Ermittlung von Zwischenwerten für die sich einstellenden Schwimmlagen des Schiffes müssen auch die witterungsbedingten Zusatzwiderstände für die herrschenden Umweltbedingungen ermittelt werden. Nähere Beschreibungen zu den von der Schwimmlage abhängigen Widerstandsbestandteilen und der Ermittlung der Zusatzwiderstände auf Basis statistischer Wetterdaten finden sich in [Greitsch et al. (2009)] und [Eljardt et al. (2009)] .

Ruderkräfte

Die der Manövriermethode bereitgestellten Ruderkräfte werden mit dem bereits erläuterten Paneelverfahren (siehe Kapitel 2.9) in Abhängigkeit vom Schubbelastungsgrad des Propellers und dem Ruderwinkel im Voraus berechnet und in Form von Kennfeldern für Quer- und Längskraft sowie für das Schaftmoment hinterlegt. Die Manövriermethode interpoliert dann für die zu betrachtenden Betriebsituationen die entsprechenden Werte

aus den Kennfeldern. Abbildung 4.9 zeigt beispielhaft die Verläufe der Ruderquerkraft senkrecht zur Mittschiffslinie (MS) in Abhängigkeit von Schubbelastungsgrad des Propellers und Ruderwinkel.

Im Rahmen der Anbindung der Ruderkraftberechnung an einen Brückensimulator sind die berechneten Verläufe der Ruderkräfte gegenüber Modellversuchsdaten validiert worden [Abels und Greitsch (2008)]. Die Vergleiche der Verläufe zeigen eine gute Übereinstimmung. Darüber hinaus wird hier die Möglichkeit, Änderungen der Rudercharakteristik auf Grund von Detailänderungen des Ruderentwurfs auf die Manövriermethode sowie den Brückensimulator zu übertragen, gezeigt. Beispielhaft sind Vergleichsrechnungen des Drehkreismanövers mit einem Ruder mit symmetrischen Profilen sowie einer Rudergeometrie mit gewölbten Profilen untersucht worden. Die Entwurfsänderungen können also auf das Gesamtsystem Schiff übertragen werden. Eine Nutzung der Vorausberechnung der Manövrierruderkräfte im Rahmen eines geschlossenen Ruderentwurfsverfahrens ist somit möglich.

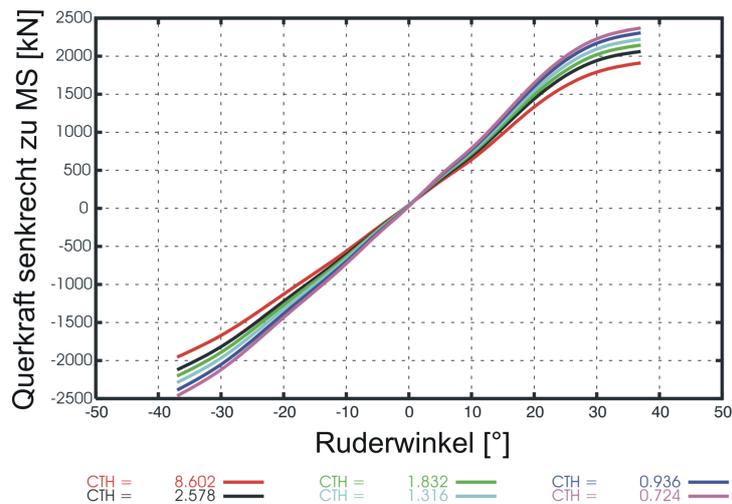


Abbildung 4.9 Ruderkraftkennfeld aus Haack (2006)

4.2.2 Validierung der Betriebsprofilsimulation

Die Leistungsfähigkeit der Betriebsprofilsimulation wird im Folgenden in Form einer Gegenüberstellung des berechneten Betriebsprofils mit dem Profil aus der elfmonatigen Großausführungsbeobachtung aufgezeigt. Es werden hier die für die weiteren Ruderkavitationsbetrachtungen relevanten Betriebsparameter verglichen. Über diesen Rahmen hinausreichenden Ergebnisdarstellungen können den Veröffentlichungen zur Berechnungsmethode entnommen werden (siehe: [Greitsch et al. (2009)] , [Eljardt et al. (2009)]).

Die Validierung der Betriebsprofilsimulation erfolgt auf Basis des Vergleiches der gemessenen mit den berechneten Häufigkeitsverteilungen für die jeweiligen Parameter. Ausgewertet wurden lediglich die auftretenden Manövriersituationen oberhalb eines Mindestwerts für die Geschwindigkeit von $0,3kn$. Dieser Filter verhindert, dass Extremausschläge, beispielsweise für den Ruderwinkel δ , die bei extremer Langsamfahrt bzw. An- und Ablegemanövern auftreten, die Darstellung verzerren.

Schiffsgeschwindigkeiten

Innerhalb der Betriebsprofilsimulation sind die Häufigkeitsverteilungen der Schiffsgeschwindigkeiten eine vorgegebene Randbedingung.

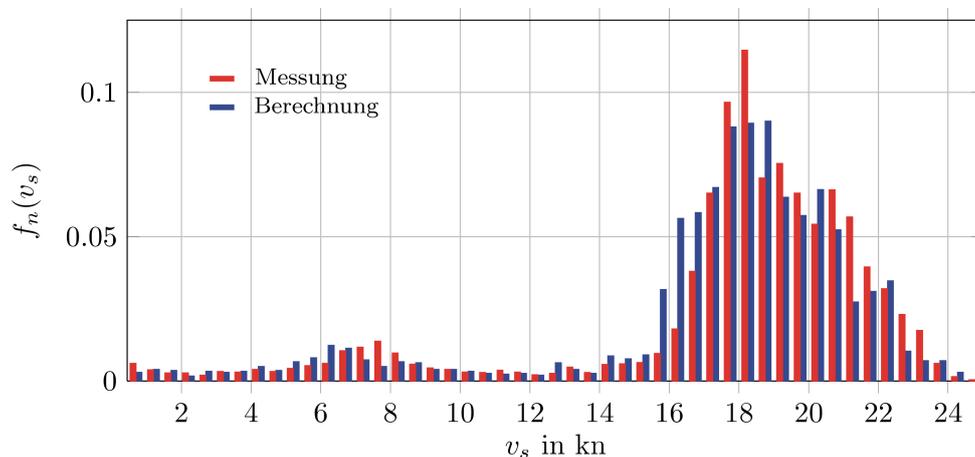


Abbildung 4.10 Schiffsgeschwindigkeiten - Messung und Berechnung

Ausgehend von der kumulativen Häufigkeitsverteilung der Schiffsgeschwindigkeiten (siehe Abbildung 4.11) wird nach der Monte-Carlo-Methode für Zufallszahlen zwischen 0 und 1 der entsprechende Geschwindigkeitswert der Häufigkeitsverteilung ermittelt. Dieser Geschwindigkeitswert steht für die jeweilige Manövriersituation des zu simulierenden Betriebsprofils.

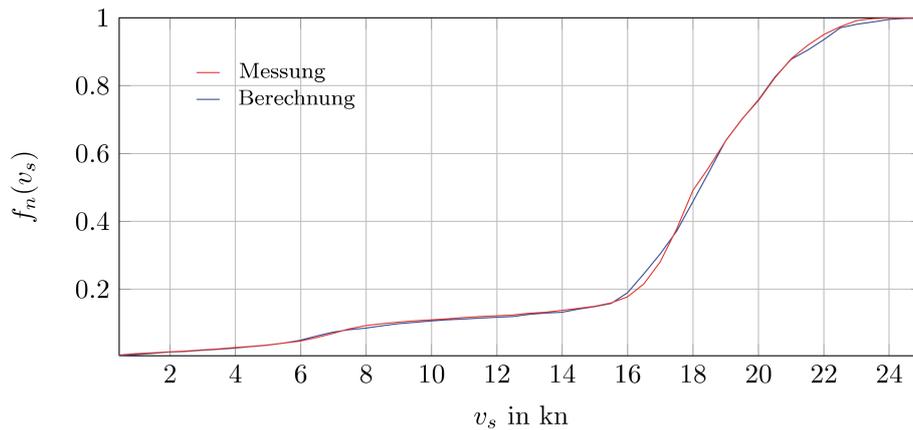


Abbildung 4.11 Schiffsgeschwindigkeiten - Messung und Berechnung

Ein Vergleich zwischen Messung und Rechnung dient also der Bewertung der Zulässigkeit der Simulation vor dem Hintergrund des Gesetzes der großen Zahlen. Anhand der Gegenüberstellung von Vorgabe und Simulationsergebnis kann somit überprüft werden, ob die Anzahl der Rechnungen für die Konvergenz der Ergebnisse ausreichend ist.

Abbildung 4.10 zeigt die relativen Häufigkeitsverteilungen der Großausführungsbeobachtung (Messung) sowie der Simulation. Dabei ist zu beachten, dass die erreichbaren Schiffsgeschwindigkeiten neben der reinen Vorgabe wesentlich von den Umweltbedingungen und der installierten Leistung abhängen.

Für die Konvergenzbetrachtung ist die kumulative Darstellung dieser Häufigkeitsverteilung geeigneter, da diese Ausgangsbasis für den Monte-Carlo-Algorithmus sind. Abbildung 4.11 lässt auf eine ausreichende Anzahl von Rechnungen schließen, da sowohl die Häufung im Bereich von etwa $7kn$ als auch der Übergang in den steilen Anstieg der kumulativen Häufigkeiten bei etwa $17kn$ gut abgebildet werden.

Propellersteigung

Das untersuchte Schiff ist mit einem Verstellpropeller in Kombination mit einer langsamlaufenden Zweitakt-Hauptmaschine ausgerüstet. Die Steigungsverstellung ist gemäß des Kombinatordiagramms vorgegeben (siehe Abbildung 4.12). Hierbei sind die beiden verschiedene Modi Sea Mode und Manoeuvring Mode hinterlegt.

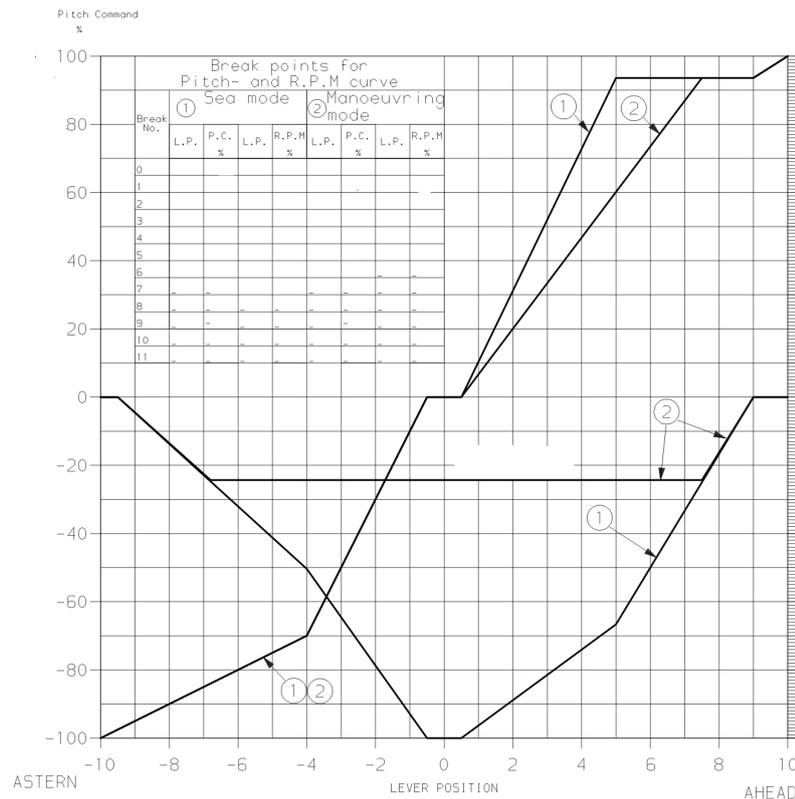


Abbildung 4.12 Kombinatordiagramm

Der aus der Großausführungsbeobachtung stammende Verlauf für die relative Häufigkeit der auftretenden Propellersteigungen zeigt, dass der Propeller in den meisten Manövrier-situationen mit etwa der Entwurfssteigung betrieben wird. Vergleicht man Rechnung und Messung, so ist zu erkennen, dass die Simulation das Verhalten der Großausführung ausreichend gut nachempfndet, obwohl das hinterlegte Modell lediglich die Steigungsrampe gemäß des Modus für offene See (Sea Mode) abbildet. Abbildung 4.13 zeigt in halb-

arithmischer Darstellung die Häufigkeitsverteilung der Propellersteigung aus Messung und Rechnung.

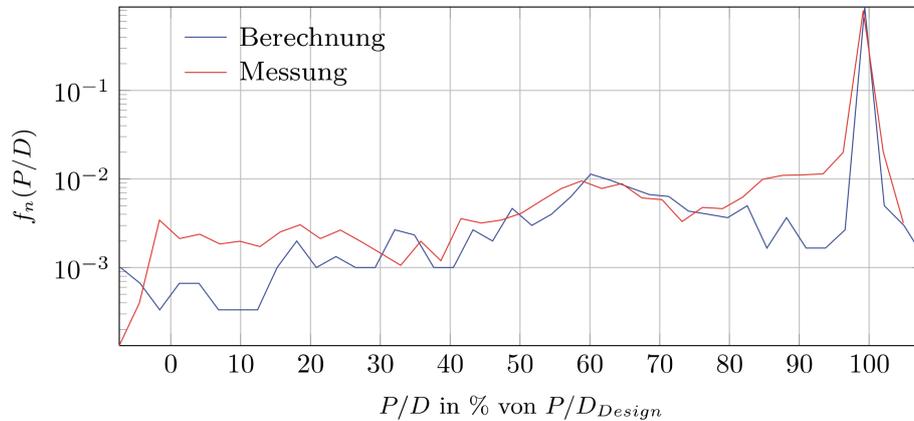


Abbildung 4.13 Propellersteigungen - Messung und Berechnung

Propellerdrehzahlen

Die resultierenden Drehzahlen folgen dem Verlauf der geforderten Schiffsgeschwindigkeiten. Die Häufigkeitsverteilungen von Schiffsgeschwindigkeit und Drehzahl zeigen die gleiche Charakteristik. Es ergibt sich eine klare Häufung bei einer Drehzahl, die mit der Häufung der beobachteten und der Simulation vorgegebenen Schiffsgeschwindigkeit um $7kn$ korrespondiert. Ansonsten zeigt sich rund um die Entwurfsdrehzahl ein ähnlich breitbandiges Verhalten wie bei den beobachteten Schiffsgeschwindigkeiten um die Entwurfsgeschwindigkeit herum.

Abbildung 4.14 zeigt im Vergleich die Häufigkeitsverteilungen für die Propellerdrehzahlen von Messung und Simulation. Es wird die Beobachtung aus der Häufigkeitsverteilung der Propellersteigung bestätigt, da die Anpassung an die Betriebssituation fast ausschließlich über die Drehzahl erfolgt.

Anhand der Drehzahl als Reaktion auf die geforderte Betriebssituation - gegeben durch Geschwindigkeit, Schwimmlage und Umwelteinflüsse - lässt sich verdeutlichen, dass die Simulation aus Sicht des Propulsionsstranges das zu simulierende Schiff im Zusammenspiel

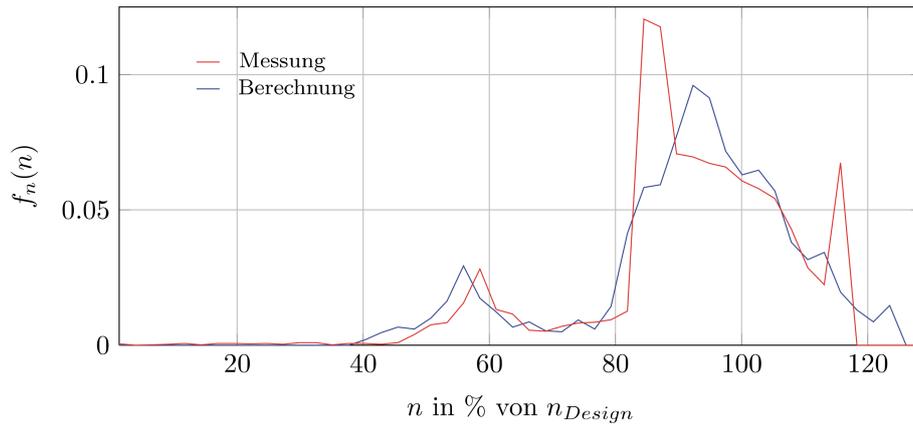


Abbildung 4.14 Propellerdrehzahlen - Messung und Berechnung

mit der Route (Umwelt) und den damit zusammen hängenden auftretenden Wechselwirkungen ausreichend gut abbildet. Die Weiterverwendung des so simulierten Propulsionsprofils für die Ermittlung der Ruderbelastungen ist demnach möglich. Abbildung 4.15 zeigt die Häufigkeitsverteilung der Drehzahlen in kumulativer Darstellung.

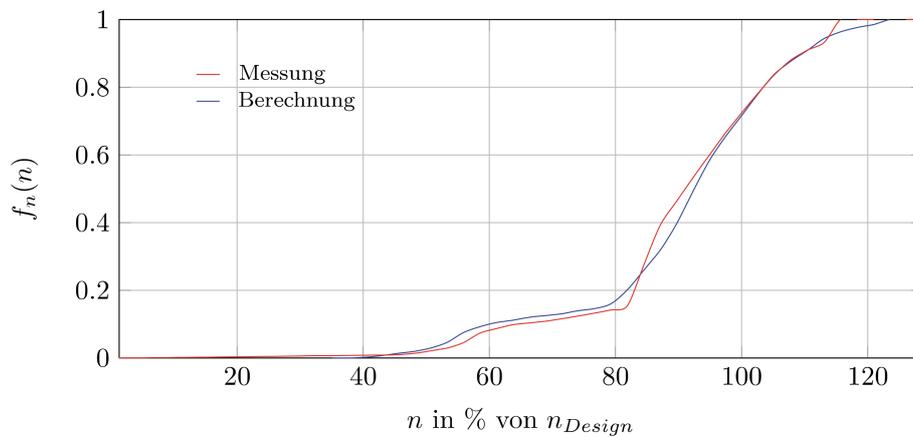


Abbildung 4.15 Propellerdrehzahlen - Messung und Berechnung

Hier zeigt sich im Vergleich zwischen Messung und Simulation deutlich, dass die Anzahl der berechneten Betriebspunkte ausreichend ist. Die nötige Konvergenz zwischen Zielverteilung (Messung) und berechneter Verteilung (Simulation) ist erreicht.

Ruderwinkel

Die weitere wichtige Kenngröße zur Berechnung der Kavitationsgefährdung des Ruders im Schiffsbetrieb ist die Häufigkeitsverteilung der auftretenden Ruderwinkel. Im Rahmen der Simulation werden die Ruderkräfte für jede Manövriersituation aus dem vorausberechneten Kennfeld ermittelt.

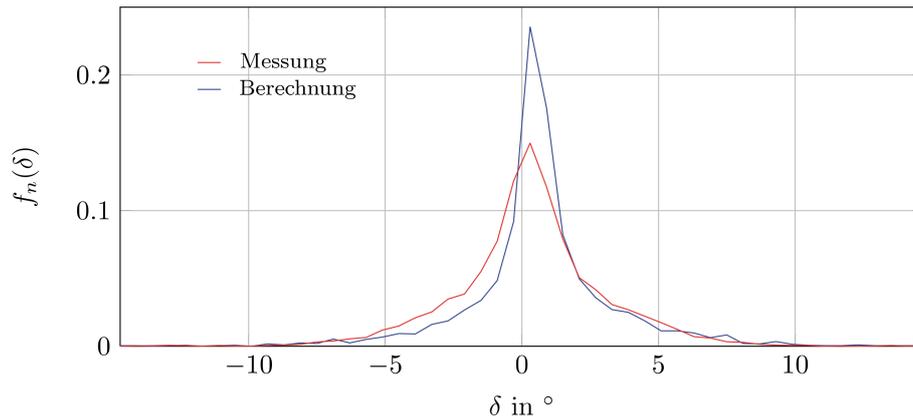


Abbildung 4.16 Ruderwinkel - Messung und Berechnung

Abbildung 4.16 zeigt den Vergleich der Häufigkeitsverteilungen der Ruderwinkel in Messung und Simulation. Es wird deutlich, dass die Häufigkeiten im positiven Ruderwinkelbereich eine sehr gute Übereinstimmung aufweisen. Im negativen Ruderwinkelbereich zeigt sich in der Messung allerdings eine leicht breitbandigere Charakteristik. Das lässt darauf schließen, dass im negativen Ruderwinkelbereich die Ruderkräfte im Kennfeld bei gleichem Ruderwinkel größer sind als sie in Realität aufgetreten sind. Das bedeutet für die entsprechende Manövriersituation ein kleinerer notwendiger Ruderwinkel.

Eine entscheidende Größe für die aus der Rotation des Propellerstrahls resultierenden Asymmetrie der Ruderkräfte ist der neutrale Ruderwinkel. Er ist die Maßgabe für die Differenz zwischen dem Ursprung im Ruderkraft-Ruderwinkel-Diagramm und dem tatsächlich auftretenden Nulldurchgang der Werte für die Querkraft.

Eine Differenz zwischen Simulationsumgebung und realen Verhältnissen am Schiff im neutralen Ruderwinkel führt dann zu einer Verschiebung der Querkraftcharakteristik entlang der Ruderwinkelachse. Die resultierenden Häufigkeitsverteilungen der berechneten Kurshalteruderwinkel sind dann ebenfalls entlang der Ruderwinkelachse gegeneinander

verschoben. Sollten Fragen in Bezug auf die Übertreibung einer Richtung des Ruder-ausschlages erörtert werden, so muss bei der Treffsicherheit des neutralen Ruderwinkels begonnen werden. Die Lage des Ruderblatts zum Ruderwinkel $\delta=0$ ist allerdings nur im Modell der Simulation klar vorgegeben. Bei den Messwerten können sich Abweichungen ergeben, da ein $\delta=0$ in der Messung für das Ruderblatt nicht zwingend eine Parallellage zur Mittschiffslinie bedeuten muss. Entsprechend dieser Überlegungen ergeben sich die Verhältnisse in kumulativer Darstellung wie in Abbildung 4.17 gezeigt.

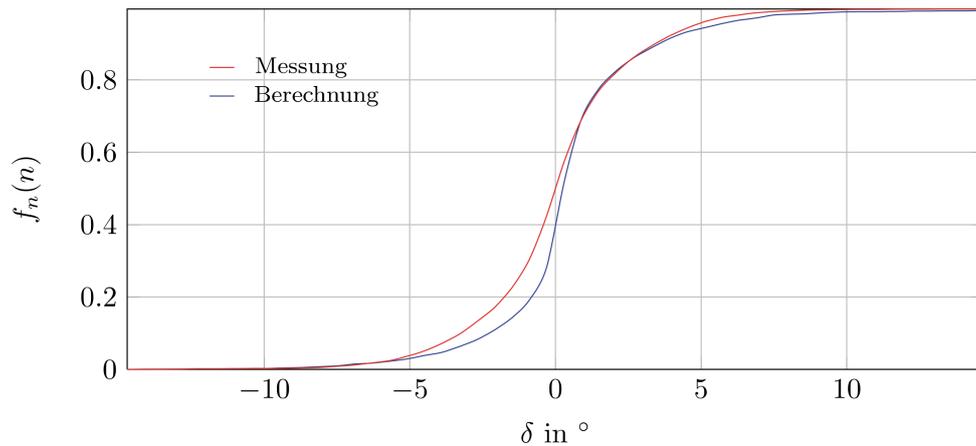


Abbildung 4.17 Ruderwinkel - Messung und Berechnung

4.3 Prognose der Kavitationseintrittshäufigkeit

Eine für den Ruderentwurf entscheidende Zielgröße beschreibt die Minimierung der Kavitationsneigung der entworfenen Geometrie. Die Kavitationsneigung hängt direkt von der Druckverteilung ab. Daher kann nur eine Berechnung der Kavitationsneigung für die gesamte Geometrie als Maß zur Evaluierung der entsprechenden Entwurfsvarianten dienen. Die Neigung einer Geometrie zur Kavitation kann sinnvoll mit dem Zeitpunkt des Einsetzens von Kavitation bestimmt werden. Eine bewährte Darstellungsform sind die in Kapitel 2.5.3 dargestellten Kavitationsgrenzkurven. Das Einsetzen der Kavitation wird üblicherweise der Situation zugeordnet, in der der Dampfdruck des umströmenden Wassers gerade unterschritten wird.

Will man aber die Prognose der Kavitationseintrittshäufigkeit mit Großausführungsbeobachtungen validieren, ist dies nur im Abgleich mit den Folgen der Kavitation durch den Schiffsbetrieb möglich. Im Falle des Ruders bieten sich Aufnahmen während der turnusmäßigen Dockung des Schiffes an. Die Ermittlung der Ruderregionen mit Dampfdruckunterschreitung sind dann den auftretenden Erosionsschäden zu ordnen. Dabei ist zu beachten, dass der Ort der Kavitationserosion immer in gewisser Entfernung stromabwärts von der Stelle der Dampfdruckunterschreitung liegen muss. Aus Sicht des Ruderentwurfs ist dieser Umstand aber nicht entscheidend, da eine Verbesserung der Rudergeometrie hinsichtlich der Kavitationsneigung auch immer eine Verbesserung hinsichtlich der Erosionsgefahr bewirkt.

Zur Erfassung der Verteilung der Kavitationsneigung auf der Rudergeometrie wird für jedes diskretisierte Element der Oberfläche und für jede Betriebssituation die Kavitationsneigung erfasst. Aus diesen Kavitationsverteilungen können absolute Kavitationshäufigkeitsverteilungen summiert werden. Der Bezug auf die Gesamtzahl der betrachteten Betriebssituationen ergibt dann für jedes diskretisierte Panel der Rudergeometrie die relative Kavitationshäufigkeit.

Die numerische Behandlung des Kavitationseinsatzes erfolgt hierbei mit einer Sprungfunktion. Diese kann lediglich zwei Zustände annehmen. Die Funktion wird im Fall der Kavitationserfassung so definiert, dass der Funktionswert im kavitationsfreien Fall 0 ist, im Falle eines unter dem Dampfdruck liegenden lokalen Druckwertes den Wert 1 annimmt. Die Berechnung des lokalen Druckes erfolgt mit dem bereits beschriebenen Paneelverfahren mit Berücksichtigung des Propellerstrahls. Die Werte c_{cav} der Sprungfunktion für die entsprechenden Betriebssituationen i ergeben sich daher nach Gleichung 4.4 als eine Funktion der Einflussgrößen Schiffsgeschwindigkeit v_s , der effektiven Nachstromziffer w_{eff} , des Steigungsverhältnisses P/D , der Propellerdrehzahl n , des Ruderwinkels δ , der Queranströmgeschwindigkeit v_q sowie des Tiefgangs am hinteren Lot d_{ap} .

$$c_{cav,i} = f(v_{s,i}, w_{eff,i}, P/D_i, n_i, \delta_i, v_{q,i}, d_{ap,i}) \quad (4.4)$$

Als Ergebnis aller Betriebspunkte des simulierten Einsatzprofils ergibt sich dann eine Sicherheit gegen das Einsetzen von Kavitation auf dem betrachteten Panel S_{cav} .

$$S_{cav} = 1 - \frac{\sum_{i=1}^m (c_{cav,i})}{m} \quad (4.5)$$

Die Darstellung der Kavitationseinsatzsicherheit ergibt dann als Verteilung des Grades der Sicherheit auf der Ruderoberfläche einen Eindruck von lokalen Unzulänglichkeiten des Entwurfes bzw. von hydrodynamisch anspruchsvollen Regionen. Die Verteilung dient dem direkten Vergleich verschiedener Rudergeometrien und kann daher als Evaluierungsgrundlage verschiedener Entwurfsvarianten herangezogen werden. Zum Nachweis der Leistungsfähigkeit dieses Verfahrens dienen im Folgenden zwei Beispielschiffe. Neben der Ro-Ro-Fähre als primäres Beispielschiff mit vollständiger Darstellung der Verhältnisse einschließlich Betriebsprofil, dienen die Berechnungen der Kavitationseintrittshäufigkeit für ein Containerschiff als stützendes Beispiel.

4.3.1 Kavitationsprognose Ro-Ro-Fähre

Zur Validierung der Berechnung der Verteilung der Kavitationseintrittshäufigkeit ist in Abbildung 4.18 der Vergleich zwischen den Berechnungen und dem Zustand des Ruders bei der Dockung gezogen.

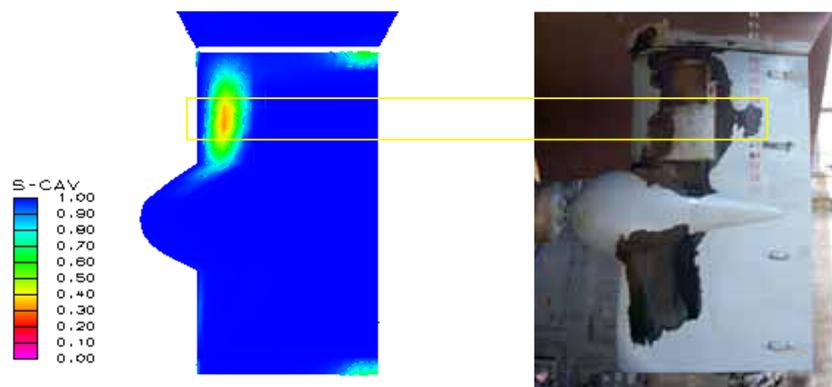


Abbildung 4.18 Kavitationseintrittshäufigkeit Ro-Ro-Fähre

Hierbei vergleicht man die errechneten Häufigkeitsverteilungen der lokalen Dampfdruckunterschreitung (linke Bildhälfte) mit den erodierten Flächenanteilen am ausgeführten Ruder. Es ist zu erkennen, dass der aufgetretene Farbabtrag von der Berechnung der Kavitationseintrittshäufigkeiten in der oberen Ruderhälfte prinzipiell brauchbar prognostiziert wird. Hier ergeben sich berechnete Kavitationseintrittshäufigkeiten von bis zu 70 % der Betriebspunkte im Betriebsprofil. Die Region mit der höchsten berechneten Kavitationseintrittshäufigkeit zeigt sich im Dockbild der Großausführung ebenfalls als Region

mit erhöhter Ausdehnung der Kavitationserosion. Dabei ist zu beachten, dass Kavitation auch durch lokale Bauimperfectionen, zum Beispiel ungenügend nachbearbeitete Schweißnähte, entstehen kann.

In der unteren Ruderhälfte (Bereich des gelben Rahmens in Abb. 4.19) ist bei der Farbskala für die Häufigkeiten zwischen 0 und 1 nichts Entscheidendes zu erkennen. Stellt man das Detail allerdings mit einer feineren Skalierung dar, so erkennt man eine berechnete Kavitationseintrittshäufigkeit von 10% im Betriebsprofil: Abbildung 4.19 zeigt im Detail die Kavitationseintrittshäufigkeiten der unteren Ruderhälfte im Vergleich zur Großausführung im Dock. Da die Backbordseite im Propellerstrahl des linksdrehenden Propellers in der unteren Ruderhälfte die Druckseite darstellt, ergibt sich eine erhöhte Erosionsgefahr, da die Kavitationsblasen stromabwärts auf das Profil treffen.

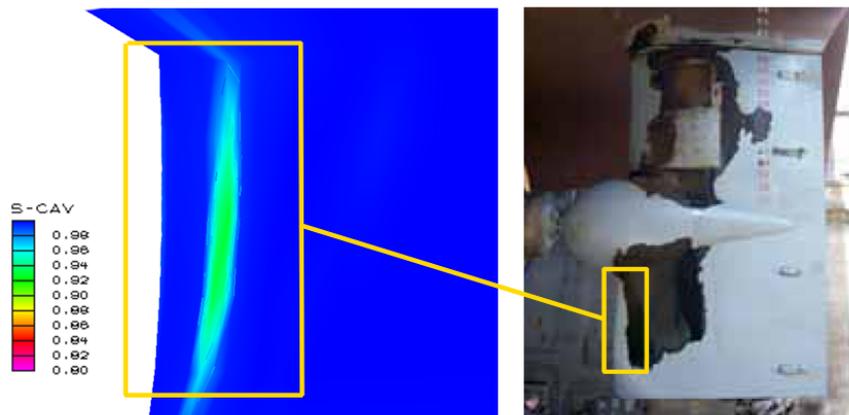


Abbildung 4.19 Kavitationsdetail Ro-Ro-Fähre

Der Bereich der Dampfdruckunterschreitung an der Profilvorderkante lässt auf zu starke Vorderkantenneigungen schließen und führt im Betrieb der Großausführung zur der im Bild der Dockung erkennbaren Fläche mit Farbabtrag stromabwärts von dem Kavitationsgebiet. Im Modellversuch hatte sich das Ruder allerdings als kavitationsfrei erwiesen. Insgesamt wäre bei Nutzung des in dieser Arbeit entwickelten Prognoseverfahrens auf Basis des Betriebsprofils die Gefahr der Rudererosion bereits in der Entwurfsphase erkennbar gewesen.

4.3.2 Kavitationsprognose 5.500TEU-Containerschiff

Parallel zu den Berechnungen der Kavitationseintrittshäufigkeiten am Ruder der Ro-Ro-Fähre dienen die Ergebnisse der Kavitationsprognose für ein Ruder eines Containerschiffs mit der Ladefähigkeit von 5.500 TEU als weiteres Validierungsbeispiel.

Das Betriebsprofil des betreffenden Containerschiffes ergibt sich aus dem Einsatz im Europa-Asien-Handel. Die Verhältnisse in Bezug auf die gefahrenen Geschwindigkeiten zeigen ein konstanteres Bild als bei der Fähre im innereuropäischen Verkehr. Die Ergebnisse der Simulation des Betriebsprofils sind hier nicht näher dargestellt. Nähere Ausführungen sind entsprechend aus *Eljardt et al. (2009)*, *Greitsch et al. (2009)* und *Eljardt (2010)* zu entnehmen. Zur Darstellung der Leistungsfähigkeit der Kavitationsprognose sind hier lediglich die auf Basis des simulierten Betriebsprofils prognostizierten Kavitationseintrittshäufigkeiten den Beobachtungen bei der regulären Dockung gegenübergestellt. Abbildungen 4.20 und 4.21 zeigen Prognose und Großausführungsbeobachtung von der Steuerbord- und Backbordseite aus gesehen.

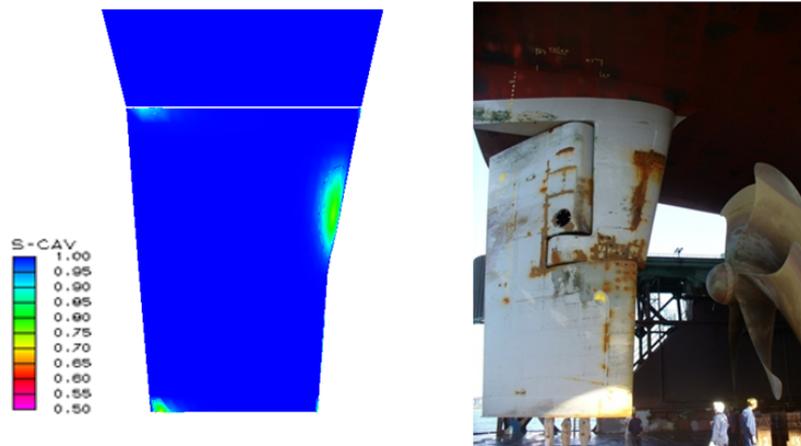


Abbildung 4.20 Kavitationseintrittshäufigkeit Containerschiff, Steuerbord

Die Kavitationsprognose weist sowohl auf der unteren als auch auf der oberen Ruderhälfte die in der Großausführungsbeobachtungen als erodiert zu erkennenden Bereiche der Rudervorderkante als in 20 – 30% der Betriebssituationen gefährdet aus.

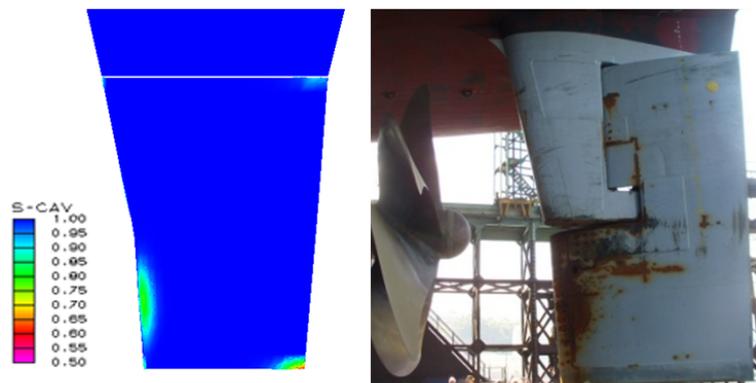


Abbildung 4.21 Kavitationseintrittshäufigkeit Containerschiff, Backbord

4.3.3 Der Effekt von Geometrieänderungen

Soll nun die Prognose der Kavitationsgefährdung des Schiffsruders bereits in der frühen Entwurfsphase einsetzbar sein, so stellt sich die Frage nach der Sensibilität der Methode für Geometrieänderungen. Die Ergebnisse einer etwaigen Optimierung der Rudergeometrie müssen sich direkt in der Verteilung der Kavitationseintrittshäufigkeiten zeigen, damit das Prognoseverfahren als Evaluierungsinstanz innerhalb des Ruderentwurfsverfahren einsetzbar ist.

Abbildung 4.22 zeigt die unterschiedlichen Verteilungen der Kavitationseintrittshäufigkeit für eine Rudergeometrie mit drei unterschiedlich geneigten Rudervorderkanten. Ausgehend von der ersten Rudergeometrie mit symmetrischen Ruderprofilen sind die Änderungen an der Vorderkante als Profilkonturen der einzelnen Höhenschnitte in der oberen Bildhälfte dargestellt.

Dabei wird die Abhängigkeit der Kavitationseintrittshäufigkeit der entsprechenden Ruderflächen im gleichen Betriebsprofil deutlich. Durch eine geänderte Vorderkantenneigung kann die Kavitationsgefährdung signifikant gesenkt werden. In dem gezeigten Beispiel sinkt die Häufigkeit des Kavitationseintritts von rund 80% auf ca. 20%.

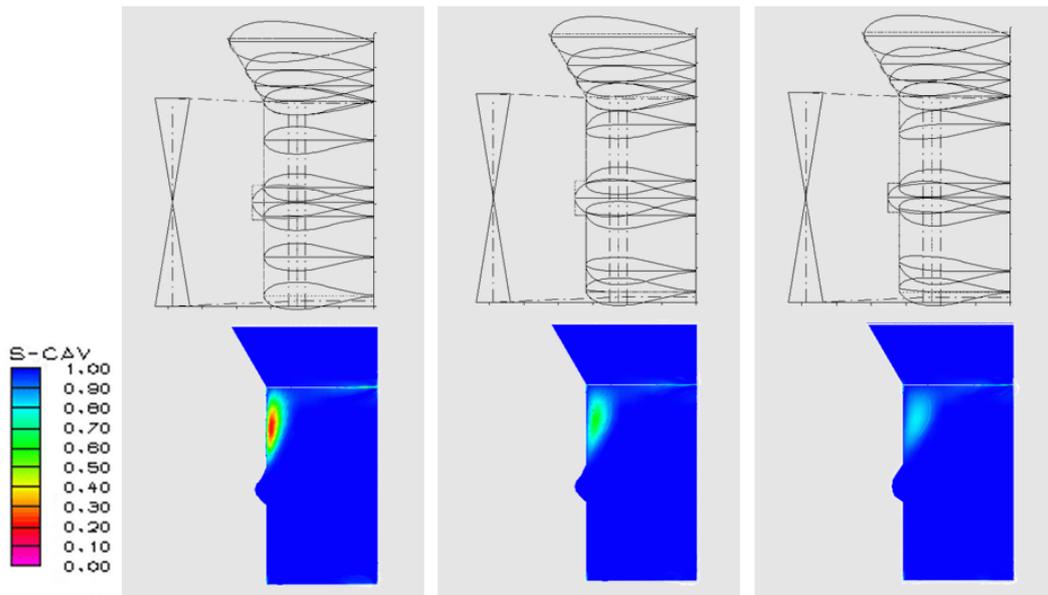


Abbildung 4.22 Kavitationseintrittshäufigkeit abhängig von Twistierung

4.4 Berechnung der Kavitationsgrenzkurven

Analog zu der Betrachtung für den Tragflügel in Kapitel 2.5.3 lässt sich aus den Berechnungen die Neigung des Ruders zur Kavitation im gesamten Betriebsprofil ableiten. Als Maß für diese Neigung lässt sich für die Rudergeometrie ein globaler $c_{p,min}$ -Wert finden:

$$c_{p,min} = \frac{p_{min}}{\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_{\infty}^2} \quad (4.6)$$

Dieser kann dann für alle Betriebspunkte, in denen der Dampfdruck unterschritten wurde, über dem Ruderwinkel dargestellt werden. Abbildung 4.23 zeigt die so ermittelten $c_{p,min}$ -Verteilungen für die untersuchte Rudergeometrie mit symmetrischen Profilen als das Ergebnis der Rechnungen im gesamten Betriebsbereich. Die gesuchte globale Kavitationsgrenzkurve ergibt sich als obere Begrenzung der Punktwolke.

Die ermittelten Punkte ergeben eine klare Abgrenzung zwischen kavitationsfreiem Betriebsbereich und dem Bereich in dem Kavitation zu erwarten ist. Es ist dabei die Asymmetrie der Verteilung zu erkennen, die aus dem Drall des Propellerstrahls und der unterschiedlichen Tauchtiefen der einzelnen Ruderhöhenprofile resultiert.

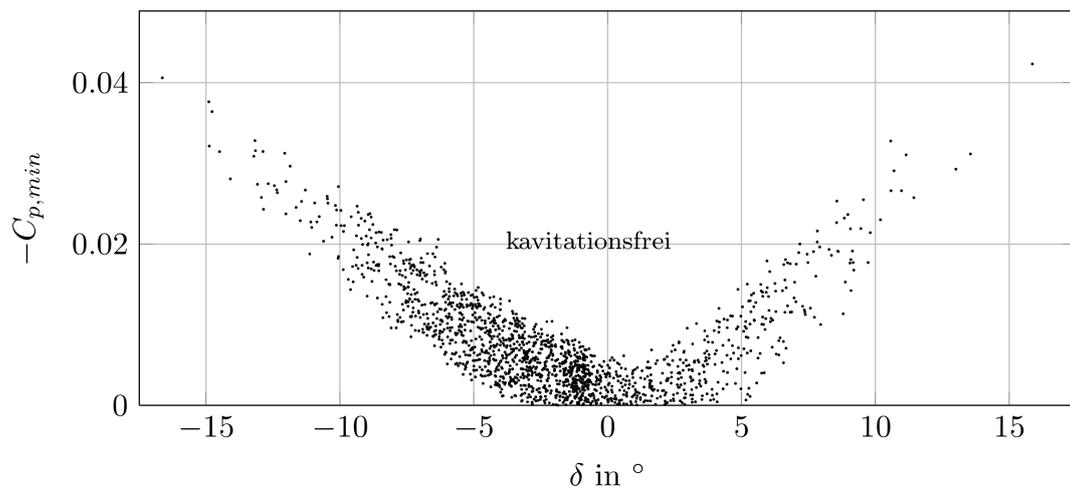


Abbildung 4.23 Ruderkavitationsgrenzkurven, symmetrische Profile

Vergleicht man diese Kavitationsverteilung mit den Ergebnissen für ein Ruder mit geneigten Profilverderranten, so ist der Vorteil der Vorderkantenneigung in einer breiteren Kavitationsgrenzkurve zu erkennen. Abbildung 4.24 zeigt die $c_{p,min}$ -Verteilung des Ruders mit geneigten Rudervorderkanten im gleichen Betriebsprofil.

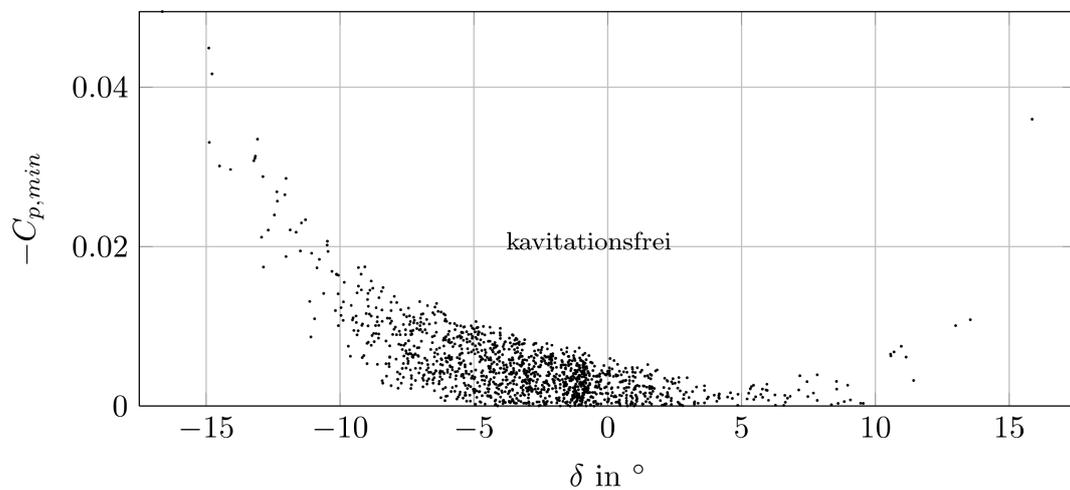


Abbildung 4.24 Ruderkavitationsgrenzkurven, Profile mit Vorderkantenneigung

Durch die Anpassung der Rudergeometrie an die Anströmverhältnisse im Propellerstrahl ergibt sich eine klare Reduzierung der Betriebspunkte mit Kavitation im Bereich positiver Ruderwinkel. Insgesamt ist das $c_{p,min}$ -Niveau betragsmäßig deutlich gesenkt. Die Darstellung der $c_{p,min}$ -Verteilung ermöglicht einen direkten Vergleich der Rudergeometrien hinsichtlich der Kavitationsgefährdung im Betriebsprofil.

5 Der Ruderentwurf

Das Ruder als Manövrierorgan ist nur im Zusammenhang mit der Charakteristik des gesamten Schiffsrumpfes zu sehen. Daher findet die Ruderauslegung in der frühen Entwurfsphase statt. Hier wird durch die Position des Ruderschafes als hinteres Lot als Bezugsmaß Einfluss auf die Hauptabmessungen und Spantenrasterung genommen.

Will man den Prozess des Ruderentwurfs an sich näher betrachten und positiv beeinflussen, so hilft zunächst ein Blick auf die Anforderungen, die an ein Schiffsruder gestellt werden. Von den Klassifikationsgesellschaften existieren zwar lediglich Empfehlungen, ein erster Vorentwurf gemäß dieser Empfehlungen stellt aber zunächst eine günstige Ausgangsbasis in Bezug auf die Festigkeitsanforderungen dar.

Hinsichtlich der Manövrierfähigkeit ist den IMO-Kriterien Aufmerksamkeit zu schenken, da hier Empfehlungen für das resultierende Manövrierverhalten zu finden sind. Zur Überprüfung der Leistungsfähigkeit des Ruders im Zusammenspiel im Gesamtsystem Schiff werden auf die Hauptabmessungen des Schiffes bezogene Grenzwerte angegeben. So soll zum Beispiel der taktische Durchmesser eines Drehkreismanövers das 5-fache der Schiffslänge nicht überschritten werden (IMO (2002)). Die Überprüfung des Einhaltens dieser Mindeststandards muss also Bestandteil eines erfolgreichen Ruderentwurfsverfahrens sein.

Darüber hinaus lassen sich diverse Entwurfsrandbedingungen bzw. Entwurfsziele definieren, die innerhalb des Entwurfsprozess eingehalten bzw. erreicht werden sollen. Die Integration entsprechender Verfahren, mit denen man das Erfüllen dieser Forderungen überprüfen kann, wird dann erforderlich. Die vorliegende Arbeit konzentriert sich auf die Entwicklung eines geschlossenen Ruderentwurfsprozesses, bei dem die Manövrierfähigkeit als Entwurfsrandbedingung und die Minimierung der Kavitationsneigung als Entwurfsziel fokussiert werden. Im Folgenden wird der entwickelte geschlossene Ruderentwurfsprozess eingehend erläutert.

5.1 Der geschlossene Ruderentwurfsprozess

Unter hydrodynamischen Gesichtspunkten haben sich bestimmte Profilformen als für Ruder günstig herausgestellt. Hier kann im Rahmen des Vorentwurfs eine geeignete Wahl getroffen werden. Die Anpassung der Profildicke muss gemäß der Vorgabe durch die Ruderschaftsgeometrie (hier: Durchmesser) erfolgen. Das Resultat ist ein funktionierendes Ruder gemäß Bauvorschriften.

Die so ermittelten erforderlichen Hauptabmessungen stellen den Ausgangsentwurf für die folgenden Schritte des Feinentwurfs dar. Abbildung 5.1 zeigt den Entwurfsablauf schematisch.

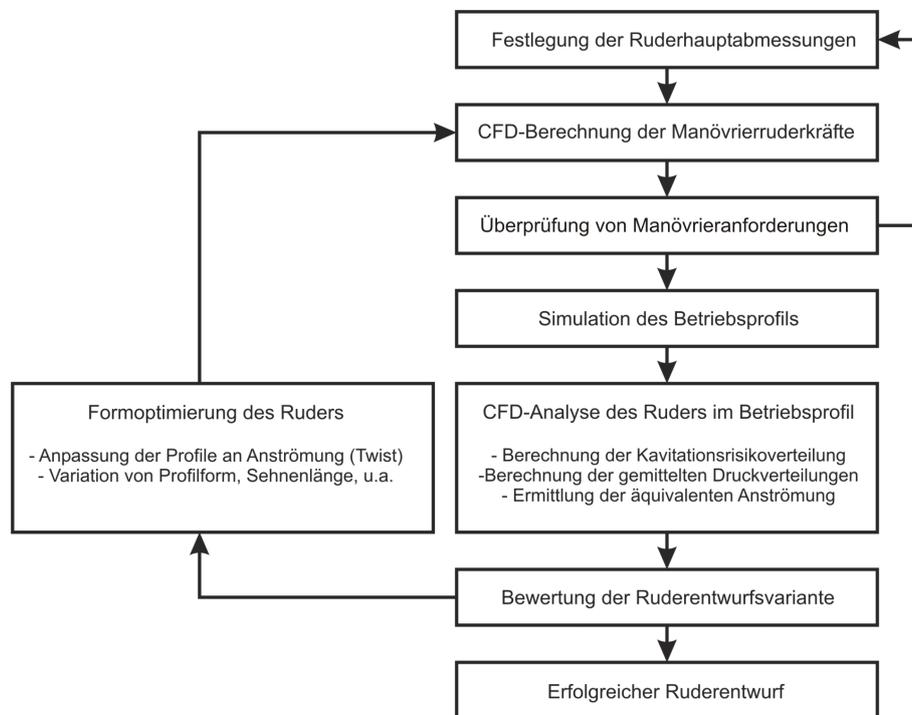


Abbildung 5.1 Ablaufschema Ruderentwurfsverfahren

In einem ersten Schritt werden die Manövrierruderkräfte mit dem bereits vorgestellten Panelverfahren errechnet, auf Basis derer die Manövrierfähigkeit gemäß IMO-Kriterien oder weiterer spezifizierter Sonderforderungen (Crabbing, dynamisches Positionieren, etc.) überprüft werden. Einem Verfehlen dieser Anforderungen sollte mit Änderung der

Hauptabmessungen begegnet werden. Genügt die Ausgangsvariante des Ruders diesen Manövrieranforderungen allerdings, so folgt die Berechnung des Betriebsprofils als Systemantwort auf das gewünschte Fahrprofil auf Basis der zuvor ermittelten Ruderkräfte (siehe Kapitel 4.2).

Für dieses gewünschte Betriebsprofil werden im nächsten Schritt die hydrodynamischen Berechnungen durchgeführt. Der Fokus liegt hierbei auf der Ermittlung der Häufigkeitsverteilung des Kavitationseintritts. Sie dient als Bewertungskriterium der einzelnen Rudervarianten. Gleichzeitig werden aus den berechneten Druckverteilungen auf der Ruderfläche die gemittelten Druckverteilungen für die einzelnen Ruderhöhenprofile abgeleitet. Daraus resultieren dann gemäß des Ansatzes der äquivalenten Umströmung, die für die anschließende Formoptimierung benötigten lokalen Anströmverhältnisse (siehe Kapitel 5.2).

Genügt die aktuelle Entwurfsvariante den geforderten Kriterien nicht, so durchläuft der Ruderentwurf die Optimierung der Ruderprofile. Die damit verbundenen Berechnungen werden in Kapitel 5.3 näher erläutert. Noch vor dieser Geometrieoptimierung steht aber die Frage nach der Ermittlung der Anströmverhältnisse für die jeweiligen Ruderhöhenprofile als Entwurfsrandbedingung, auf die im Folgenden eingegangen wird.

5.2 Übertragung der Anströmverhältnisse auf die 2D-Ruderhöhenschnitte

Die Optimierung der Profile für die Ruderhöhenschnitte für die entsprechenden Anströmverhältnisse erfolgt mit Hilfe der Profiltheorie. In Abhängigkeit von den Anströmverhältnissen kann die Skelettlinie der Profile über die Parameter Neigung der Skelettlinie im Nasenbereich und Lauflänge dieser Skelettlinienkrümmung durch Kopplung mit einem Optimierungsverfahren dergestalt verändert werden, dass die Gefahr der Dampfdruckunterschreitung minimiert wird (siehe Abbildung 3.9). Damit ist für den Entwurf propellerstrahlangepasster Ruder die Ermittlung der Anströmverhältnisse für die einzelnen Ruderhöhenschnitte ausschlaggebend. Dazu nutzt man konventionell die Traglinientheorie, um die Strömungsgeschwindigkeit in Richtung und Betrag am Ort der gedachten tragenden Linie zu bestimmen. Diese legt man üblicherweise auf der Sehne der Profile $1/4$ der Sehnenlänge von der Profilnase aus gesehen.

Diese Methode der Ermittlung der Anströmverhältnisse an den einzelnen Ruderhöhenschnitten weist allerdings im Hinblick auf das Ziel propellerstrahlangepasster Ruderprofile zwei entscheidende Mängel auf: Zunächst wird die Veränderung der Strömungsgeschwindigkeiten auf dem Ruderblatt stromabwärts nicht berücksichtigt. Die Geschwindigkeit wird global für das Profil im $1/4$ -Punkt ermittelt. Eine Geschwindigkeitsverteilung, wie sie sich in der Realität in Richtung des Propellerstrahls stromabwärts ergibt, bleibt unberücksichtigt. Darüber hinaus bleibt die Rudergeometrie mit der tragenden Linie unterrepräsentiert. Durch ihre Einschränkungen erfasst die Traglinienmethode nicht alle Feinheiten der Einflüsse der Geometrie auf die Strömung. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird daher eine neue Methode vorgestellt, welche die Anströmverhältnisse auf Basis äquivalenter Druckverteilungen bestimmt.

5.2.1 Die Methode der Druckäquivalenz

Um die Schwierigkeiten bei der Verwendung bisheriger Methoden zu überwinden, wurde eine neue Methode zur Ermittlung der Zuströmverhältnisse entwickelt, und wird im Folgenden dargestellt und angewendet. Diese soll sowohl die Übertragung der Verhältnisse zwischen dreidimensionalem und ebenen Fall der Tragflügelumströmung möglich machen, als auch die Berücksichtigung einer nicht homogenen Umströmung des Profils. Das Ziel

der Methode der Druckäquivalenz ist die Berücksichtigung der in der dreidimensionalen Ruderberechnung auftretenden Geschwindigkeits- und Druckverhältnisse an den Ruderhöhenchnitten. Abbildung 5.2 zeigt die Druckverteilungen für einen Ruderhöhenchnitt in der oberen Ruderhälfte aus der Panelrechnung bei einem Anströmwinkel von 0° .

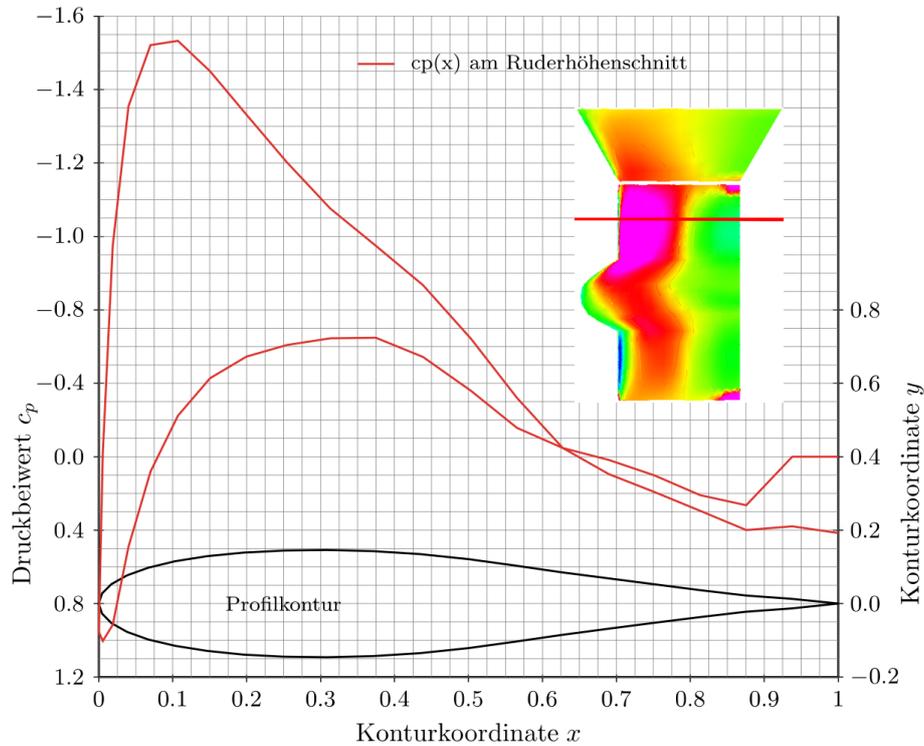


Abbildung 5.2 Druckverteilungen am Ruderhöhenchnitt

Die praktische Ausführung der Methode der Druckäquivalenz erfolgt mit Hilfe eines Optimierungsverfahrens, welches eine Variation der Anströmverhältnisse (Anstellwinkel und Geschwindigkeit) durchführt und für diese eine Profilberechnung durchführt. Optimierungsziel ist hier das Minimum der Unterschiede der Druckverteilungen aus der Profilberechnung und der Druckverteilung aus der dreidimensionalen Ruderberechnung. Der so ermittelte Winkel stellt direkt den im Entwurf des Ruderhöhenchnitts zu berücksichtigenden Zuströmwinkel dar. Die Variation der Geschwindigkeit führt durch Abgleich mit der Bezugsgeschwindigkeit für die dreidimensionalen Druckverteilungen zu einem Geschwindigkeitsverhältnis, welches bei Druckäquivalenz die äquivalente Geschwindigkeit liefert.

Für den Ruderwinkel von 0° resultiert eine Druckverteilung am Ruderhöhenchnitt, die aufgrund des Propellernachstroms deutliche Merkmale einer Druckverteilung der Anströmung unter einem Anstellwinkel aufweist. Als äquivalente Anströmung ist nun der Anstellwinkel und die Anströmgeschwindigkeit gesucht, die in der Profilrechnung des ebenen Falls möglichst ähnliche Druckverteilungen liefert.

Gelöst wird die Aufgabe in Form einer Optimierungsroutine: Sie variiert als freie Variablen Anstellwinkel und Anströmgeschwindigkeit der Profilrechnung und bringt im Vergleich der Druckverteilungen aus der Panelrechnung am Ruderhöhenchnitt und Profilrechnung Lage und Größe des Druckminimums in Übereinstimmung. Abbildung 5.3 zeigt die Druckverteilung am Ruderhöhenchnitt im Vergleich mit der Druckverteilung aus der ebenen Profilrechnung unter einem Anstellwinkel von $10,2^\circ$.

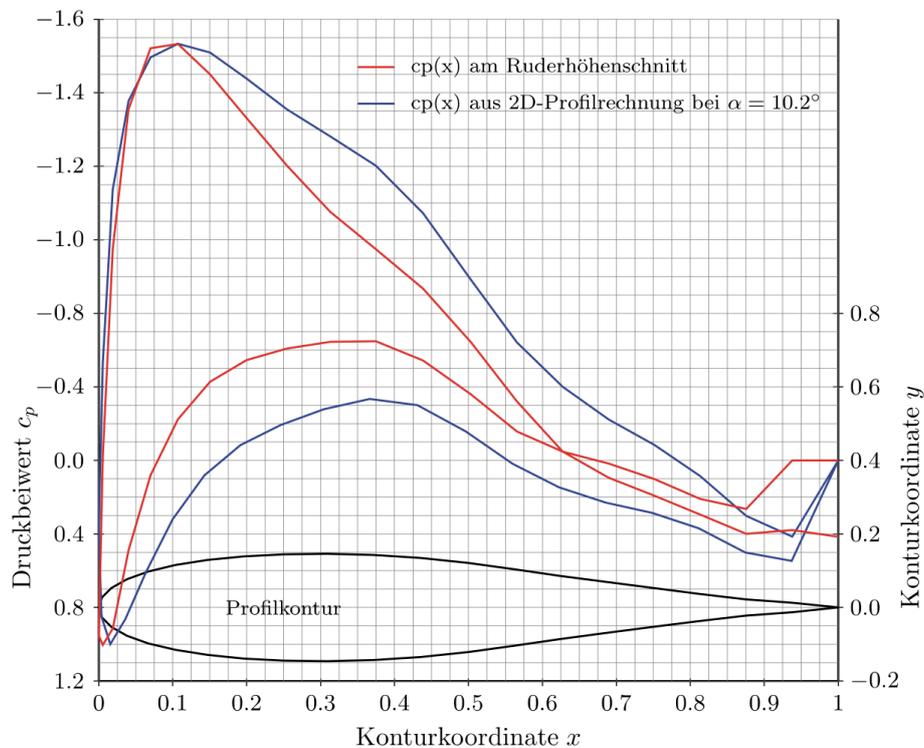


Abbildung 5.3 Druckäquivalenz am Ruderhöhenchnitt

Betrachtet man die so gewonnenen Druckverteilungen im Vergleich, so wird deutlich, dass die Kongruenz der Druckverteilung nicht vollständig durch Variation der Anströmverhältnisse erreicht werden kann. Die Druckverteilung aus der dreidimensionalen Panelrech-

nung basiert nicht auf einer homogenen globalen Strömung, sondern ist die Folge von in Sehnenrichtung veränderlichen Geschwindigkeitskomponenten durch den Propellerstrahl. Die aus der Geschwindigkeitsverteilung auf dem Ruderblatt resultierende Druckverteilung repräsentiert damit auch die durch die freien Wirbel des Propellerstrahls induzierten Geschwindigkeiten. Die Druckverteilung aus der Berechnung des ebenen Profils basiert dagegen auf einer globalen Anströmgeschwindigkeit. Mit Blick auf die für die Kavitation entscheidenden Lage des Druckminimums sind jedoch sehr ähnliche Charakteristika der Druckverteilungen erreichbar. Eine Übertragung der Strömungsverhältnisse aus der dreidimensionalen Panelrechnung auf die 2D-Entwurfsroutine ist damit im Rahmen der Zielstellung möglich.

Aufgrund des verbleibenden Unterschieds im Verlauf der Druckverteilungen aus zwei- und dreidimensionaler Betrachtung versagen hier Ansätze auf Basis der Methode der kleinsten Fehlerquadrate. Ein entsprechendes Verfahren führte zu stark überhöhten Anstellwinkeln (siehe: *[Greitsch (2008)]*).

Da aber bei der Ermittlung der nötigen Vorderkantenneigungen der Verlauf der Unterdruckspitze hinsichtlich der Kavitationsneigung an der Profilverderrkante ausschlaggebend ist, kann über den Vergleich von Lage und Höhe dieser Unterdruckspitze bei bekannter Profilverderrmetrie auf die Anströmverhältnisse geschlossen werden. Innerhalb der Methode der Druckäquivalenz werden zwei Druckverteilungen als äquivalent angesehen, deren Unterschied in Bezug auf Lage und Größe der Druckminima auf der Saugseite im Rahmen der Variation minimal ist. Ergebnisse der Berechnung der Anströmverhältnisse für die verschiedenen Höhengschnitte des Beispielruders der Fähre sind in Kapitel 5.2.2 dargestellt.

5.2.2 Ruderanströmwinkel

Die Ermittlung der Anströmwinkel und Anströmgeschwindigkeiten mit der Methode der Druckäquivalenz kann nun wahlweise auf Basis der dreidimensionalen Druckverteilung auf dem Ruderblatt für einen Betriebspunkt oder zur Repräsentierung des gesamten Betriebsprofils auf Basis von Durchschnittsdruckverteilungen erfolgen (siehe Kapitel 5.2.3). Aus den Berechnungen auf Basis der gemittelten Druckverteilung resultieren dann Anstellwinkel, die die durchschnittlichen Anströmverhältnisse für das gesamte Betriebsprofil darstellen.

Die Berechnungen wurden für die untersuchte RoRo-Fähre durchgeführt. Tabelle 5.1 zeigt die der Originalrudergeometrie zu Grunde liegenden Anstellwinkel α_{ORG} , ermittelt nach der Traglinienmethode mit dem 1/4-Punkt-Kriterium, im Vergleich zu den mit der Methode der Druckäquivalenz ermittelten Anströmverhältnissen α_{MOD} .

Ruderhöhenchnitt [m über Basis]	α_{ORG}	α_{MOD}
5.999	-1.85	-7.19
5.338	-7.83	-10.22
3.651	-6.15	-2.75
3.050	0.00	0.00
2.449	6.16	3.59
0.763	7.81	2.28
0.310	3.77	-

Tabelle 5.1 Ruderanströmwinkel

In der graphischen Darstellung der Anströmwinkel für die einzelnen Ruderhöhenchnitte wird der Unterschied der Anstellwinkel nach den beiden Methoden deutlich. Während die Anstellwinkel in der oberen Ruderhälfte gemäß der Methode der Druckäquivalenz größer prognostiziert werden, ergeben sich in der unteren Ruderhälfte kleinere effektive Anstellwinkel als mit der Traglinienmethode im 1/4-Punkt berechnet.

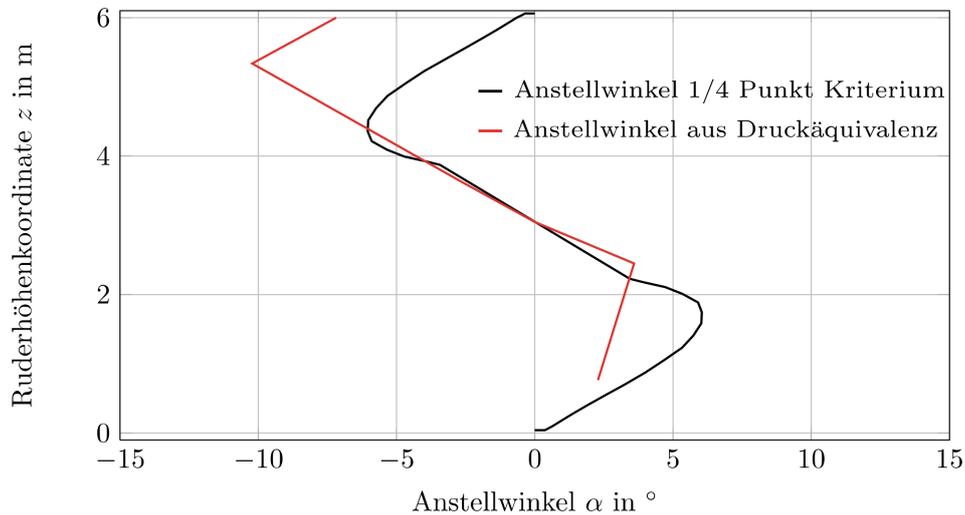


Abbildung 5.4 Verteilungen der Anströmwinkel

Diese Anstellwinkel stellen die hydrodynamische Randbedingung für die anschließende Formoptimierung dar (siehe Kapitel 5.3). Berechnet sind nur die Anströmverhältnisse für die definierten Rippen der Rudergeometrie. Eine feinere Unterteilung im Rahmen der Diskretisierungsdichte des Paneelverfahrens ist möglich. Dadurch können bei Bedarf bestimmte Bereiche der Rudergeometrie feiner aufgelöst werden.

Da die Vorderkantenneigung der Ruderprofile des untersuchten Schiffes auf Basis der aus der Traglinientheorie stammenden Anstellwinkel ausgelegt worden ist, erklären sich die in den Berechnungen der Kavitationseintrittshäufigkeiten und den Dockbeobachtungen erkennbaren zu starken Vorderkantenneigungen (siehe Kapitel 4.3, Abbildung 4.19).

Auf Basis der mit der neuen Methode ermittelten Anströmverhältnisse wird nun eine entsprechend modifizierte Rudergeometrie mit geänderten Vorderkantenneigungen erstellt. Eine Gegenüberstellung beider Varianten findet sich in Kapitel 5.4.

5.2.3 Die Übertragung des Betriebsprofils auf den Ruderentwurf

Um den Entwurf des Schiffsruders auf den Erwartungswert der aus dem Betriebsprofil stammenden Zustandsverteilung auszurichten, muss also die im Mittel auftretende, für die Kavitationsgefährdung relevante, mittlere Umströmungssituation ermittelt werden. Direkten Bezug zu den zu erwartenden Dampfdruckunterschreitungen haben die jeweiligen Druckverteilungen für die entsprechenden Betriebssituationen. Entsprechend gilt es, die Erwartungswerte der Häufigkeitsverteilungen der Drücke für jedes Paneel zu bestimmen. Diese Druckverteilung steht somit stellvertretend für die auftretenden Strömungssituation im Betriebsprofil.

Zur Lösung dieser Aufgabe wird parallel zur Bestimmung der Verteilung des Kavitationseintritts die Druckverteilung auf dem Ruder für jede betrachtete Betriebssituation bestimmt und dann über alle Betriebspunkte gemittelt. Die so erhaltene Druckverteilung stellt für jeden Punkt - respektive jedes der i Paneele des Ruders - das arithmetische Mittel der berechneten Druckwerte für alle n Betriebssituationen dar.

$$cp_{av,i} = \frac{\sum_{k=1}^n cp_{k,i}}{n} \quad (5.1)$$

Abbildung 5.5 zeigt im Vergleich für eine Rudergeometrie die Durchschnittsdruckverteilung als Ergebnis der Ruderberechnungen im gesamten Betriebsprofil (A) und die Druckverteilung als Einzelrechnung für Entwurfsgeschwindigkeit und nicht gelegtem Ruder (B).

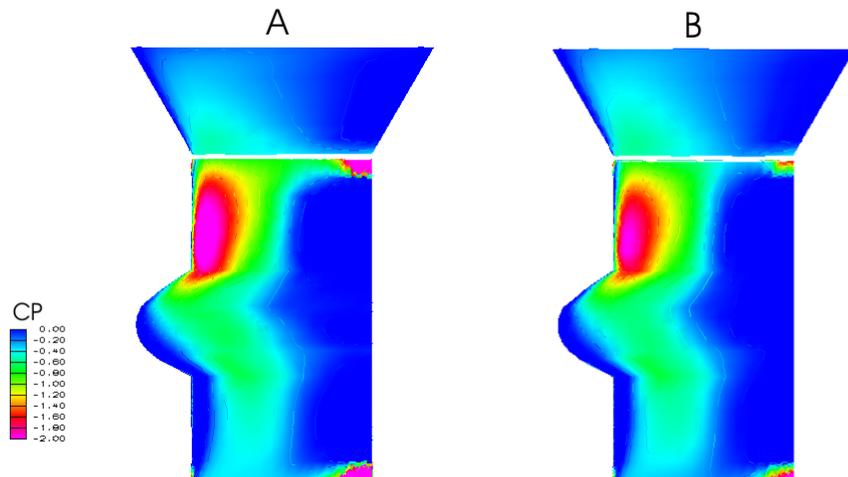


Abbildung 5.5 Durchschnittsdruckverteilung (A) im Vergleich zur Einzelrechnung (B)

Es ist zu erkennen, dass die Unterdruckgebiete in den Durchschnittsdruckverteilungen etwas flächiger ausfallen. Das Niveau des Druckminimums bleibt aber in der gemittelten Druckverteilung erhalten. In der schnittweisen Betrachtung ergeben diese Charakteristika der Druckverteilung nach der Methode der äquivalenten Umströmung entsprechende Werte für die Anströmverhältnisse und damit mittlere Eingangswerte für den propellerstrahlangepassten Ruderentwurf.

5.3 Die Formoptimierung der Ruderprofile

Gemäß der geometrischen Beschreibung des Ruders über ausgewählte Höhenschnitte (Baurippen, siehe Kapitel 3.1) erfolgt konsequenterweise die Formoptimierung auch auf Basis dieser Konstruktionselemente.

Gesucht ist nun die Profilgeometrie für jeden Ruderhöhenschnitt, dessen Neigung zur Dampfdruckunterschreitung am geringsten ist. Ausgehend von den Anströmverhältnissen muss diejenige Neigung der Rudervorkante gefunden werden, die zur betragsmäßig

geringsten Unterdruckspitze führt. Hierbei kann auch der Anteil der Sehnenlänge, der eine Neigung erfährt, variiert werden. Die Teilsehnenlänge x_f ist von der Vorderkante abgetragen. Das Optimum stellt diejenige Geometrie dar, deren Druckverteilung für die erwarteten Anströmverhältnisse, die minimale Kavitationsneigung zeigt. Eine geometrische Randbedingung stellt dabei der erforderliche Durchmesser des Ruderschafts dar. Das heißt, eine im Sinne des praktischen Ruderentwurfs gültige Profilkontur muss den Ruderschaft geometrisch einschließen.

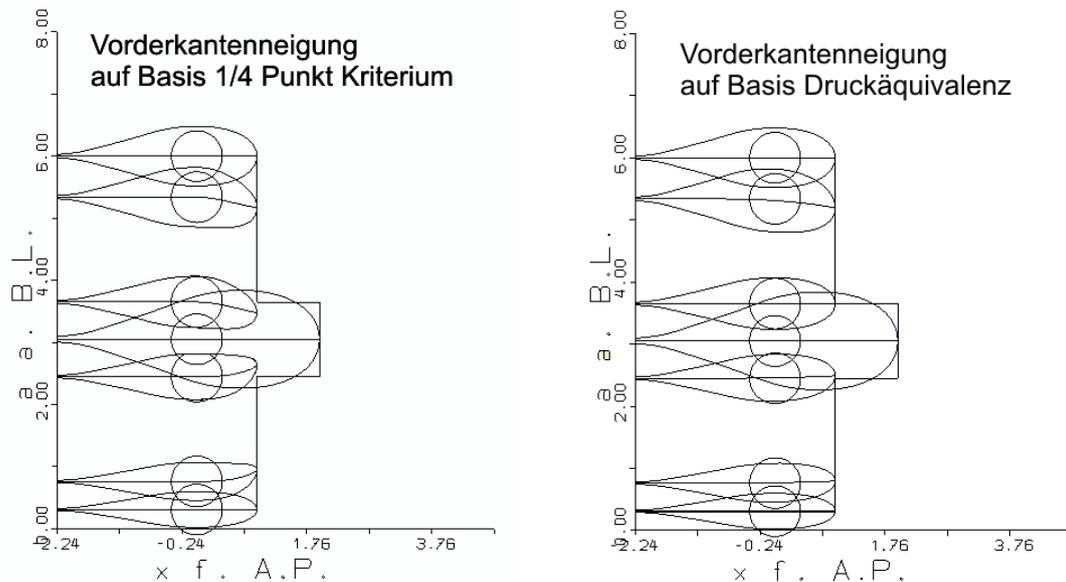


Abbildung 5.6 Ruderprofile mit angepasster Vorderkantenneigung

Für diese Aufgabe kann die in Kapitel 2.2 beschriebene Profiltheorie idealerweise angewendet. Die Profilgeometrie lässt sich so unkompliziert parametrisieren und die Einzelberechnung weist sehr geringe Berechnungszeiten auf. Die Kombination eines auf der Profiltheorie basierenden Berechnungsverfahrens mit dem bereits im Rahmen der Methode der Druckäquivalenz verwendeten Optimierer führt so zu einem geschlossenen Optimierungsverfahren für kavitationsarme Ruderprofile.

Die Ruderprofiloptimierung ist Bestandteil das in E4 implementierten Rudereditors. Die Anströmbedingungen sind dabei die Eingangsgrößen für die Profilloptimierung. Abbildung 5.6 zeigt im Seitenriss des Ruders die Ruderprofile mit angepassten Vorderkanten-

neigungen im Vergleich. Die linke Bildhälfte zeigt dabei die Ruderprofile mit nach der Traglinienmethode und 1/4 Punkt Kriterium ermittelten Anströmverhältnisse, die rechte Bildhälfte zeigt die Rudergeometrie mit Vorderkantenneigungen gemäß der nach der Methode der Druckäquivalenz ermittelten Anströmverhältnisse.

Zur Verifizierung des Vorteils hinsichtlich der Kavitationsgefährdung dienen im Vergleich die Ergebnisse der berechneten Kavitationseintrittshäufigkeiten zwischen Ausgangsrudergeometrie und modifizierter Geometrie.

5.4 Ergebnisse

Auf Basis der in Kapitel 5.2.2 ermittelten Ruderanströmwinkel ist der Ruderentwurf des untersuchten Schiffes überarbeitet worden. Im Vergleich zeigt sich, dass die Methode der äquivalenten Umströmung unterhalb der Propellerwelle kleinere Twist-Winkel, oberhalb der Propellerwelle dagegen einen größeren Winkel vorschlägt. Der Blick auf die Backbordseite in Abbildung 5.7 gibt einen Eindruck der Konsequenzen der Änderung.

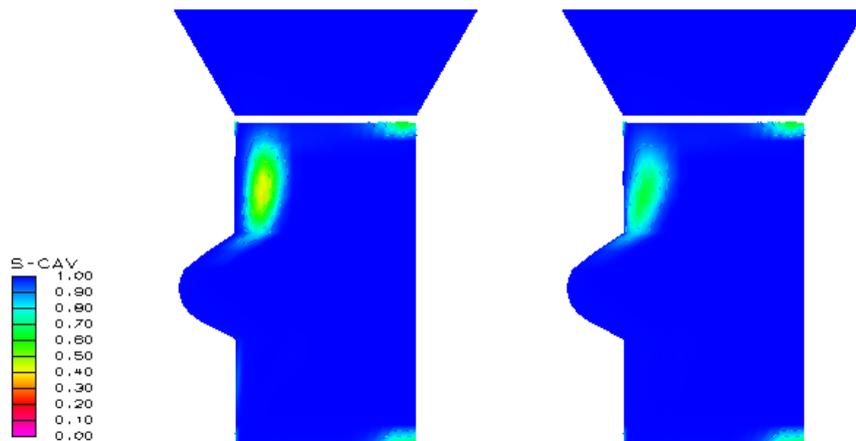


Abbildung 5.7 Kavitationseintrittshäufigkeit - Backbord

Durch die Geometriemodifikation gemäß der neuen Anströmbedingungen (rechts) wird die Kavitationsgefahr oberhalb der Propellerwelle im Vergleich zur Originalgeometrie um ca. 40% minimiert. Es verbleibt eine Kavitationsgefahr von 30%, die evtl. durch Vergrößerung der Sehnenlängen in diesem Bereich weiter verringert werden könnte.

An der Vorderkante unterhalb der Propellerwelle ergibt sich für die Originalgeometrie ein schmales Gebiet erhöhter Kavitationsgefahr, was auch in der Großausführung zu Erosionsschäden geführt hat. Die Vermutung überhöhter Vorderkantenneigungen in diesem Bereich als Ursache für dieses Kavitationsgebiet wird durch die Vergleichsrechnungen mit der modifizierten Geometrie bestätigt. Die deutlich geringeren Vorderkantenneigungen gemäß der neuen Methode der äquivalenten Umströmung führen zu einer Geometrie, die innerhalb des untersuchten Betriebsprofils in dieser Region kavitationsfrei arbeitet.

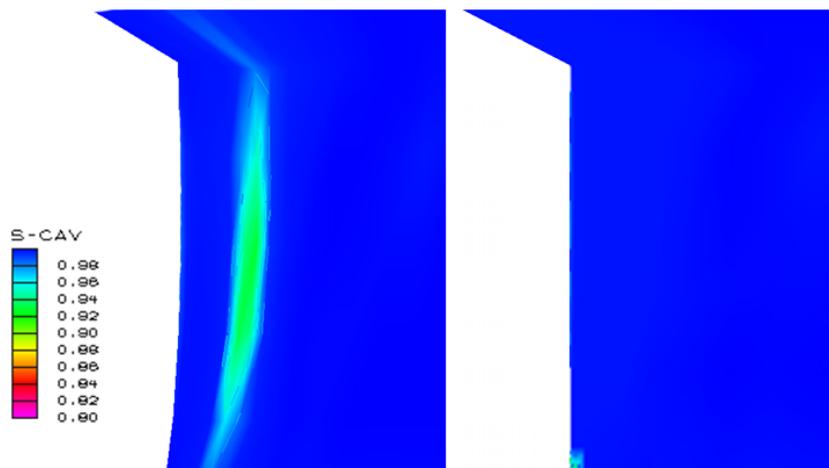


Abbildung 5.8 Kavitationseintrittshäufigkeit - Backbord - Detail

Die Berechnung der Kavitationseintrittshäufigkeiten zeigt im Vergleich einen signifikanten Vorteil für die modifizierte Rudergeometrie, bei der die Anströmverhältnisse auf Basis der Betriebsprofilsimulation errechnet wurden. Die Entwurfsänderung orientiert sich somit an den zu erwartenden Strömungssituationen im Betriebsprofil. Der Entwurf, der sich lediglich auf die Anströmverhältnisse stützt, die im angenommenen Entwurfspunkt gelten, erweist sich in der großen Bandbreite an gefahrenen Betriebszuständen als deutlicher anfälliger in Bezug auf Kavitation.

6 Zusammenfassung

Vor dem Hintergrund bedarfsgerechter Schiffsentwürfe ist in der vorliegenden Arbeit gezeigt worden, dass es möglich ist, den Entwurfsaspekt des Schiffsruders vollständig an das zu erwartende Betriebsprofil anzulehnen. Die Daten, die hierfür nötig sind, stehen bereits in der frühen Phase eines Schiffsentwurfes zur Verfügung.

Mit Hilfe einer Manövriersimulation werden die für die Ruderberechnungen nötigen Propulsions- und Manövrierparameter als Systemantwort auf die geforderte Betriebssituation errechnet. Auf Basis dieser Parameter wird die Umströmungssituation des Ruders modelliert. Daraus resultieren dann die Druckverhältnisse auf dem Ruderblatt. Eine statistische Betrachtung des Ruders im Betriebsprofil ist möglich.

Das Entwurfsziel eines kavitationsarmen Ruders verfolgend können die Druckverteilungen auf der Rudergeometrie hinsichtlich einer möglichen Dampfdruckunterschreitung ausgewertet werden. Die statistische Darstellung in Form einer Verteilung der Auftretenshäufigkeit des Kavitationseintritts ermöglicht es, verschiedene Rudergeometrien in Bezug auf die Kavitationsgefahr während des Betriebs zu vergleichen. Im Rahmen des Ruderentwurfs steht somit jetzt eine Evaluierungsinstanz der einzelnen Entwurfsvarianten zur Verfügung.

Die Leistungsfähigkeit der entwickelten Evaluierungsmethode wurde am Beispiel einer Ro-Ro-Fähre dargestellt. Neben der Validierung der Simulation des Betriebsprofils mit Hilfe der Messwerte aus einer elfmonatigen Aufzeichnung, wurde auch die Prognose der Kavitationsauftretenshäufigkeit mit Hilfe der Großausführungsbeobachtung validiert. Eine Fotografie des Ruders während einer Dockung ist deutlicher Beleg.

Die Berechnungen zeigen hier eine sehr gute Deckung mit den Auswirkung der Kavitation am realen Schiff. Die entsprechenden Bereiche des Ruders werden auch in der Prognoserechnung als gefährdet identifiziert.

Neben der Kavitationsauftretenshäufigkeit als Verteilung auf dem Ruderblatt lassen sich

auf Basis der Rechnungen auch Kavitationsgrenzkurven sowie die zur Erfassung mittlerer Strömungsverhältnisse notwendige gemittelte Druckverteilung ermitteln.

Die Kavitationsgrenzkurven dienen in traditioneller Anwendung der Plausibilitätsüberprüfung etwaiger Entwurfsänderungen. Der Vergleich der Grenzkurven von verschiedenen Geometrien oder Betriebsprofilen führt darüber hinaus zu einer weiteren Möglichkeit der Bewertung etwaiger Modifikationen.

Die gemittelten Druckverteilungen auf der Ruderfläche sind Eingangsgröße für den eigentlichen Entwurfsschritt. Hierbei werden aus der dreidimensionalen Ruderberechnung für die einzelnen Ruderhöhenprofile die Druckverteilungen ermittelt. Diese dienen dann im Vergleich mit den berechneten Druckverteilungen für die gleiche Profilgeometrie für den ebenen Fall als Maß für Schräganströmung des Höhenprofils. Der entsprechende Winkel wird über die Methode der Druckäquivalenz berechnet und repräsentiert dann den mittleren auftretenden Ruderanströmwinkel im Betriebsprofil.

Damit ist eine direkte Kopplung der Wirkung des Betriebsprofils auf die Ruderumströmung mit den Eingangsgrößen des hydrodynamischen Entwurfs gegeben. Die so entwickelte, neue Entwurfsvariante kann erneut unter Beachtung aller auftretenden Betriebsituationen evaluiert werden. Es bildet sich ein geschlossener Ruderentwurfprozess.

Anhand des untersuchten Beispielschiffs wird deutlich, dass die Definition des Entwurfszustandes, auf den sich üblicherweise alle Entwurfs- und Optimierungsstrategien fokussieren, sich im späteren Betriebsalltag im Vergleich zum auftretenden mittleren Betriebszustand nicht bestätigt. Damit weichen auch die aus dem Entwurfszustand abgeleiteten Annahmen in ähnlicher Weise von der Realität ab. Die auf dieser Basis erstellte Entwurfsvariante ist wie belegt im Hinblick auf den späteren Betrieb suboptimal.

Die Möglichkeit der Ableitung der Entwurfseingangsgrößen aus der statistischen Betrachtung des später zu erwartenden Schiffsbetriebs ist gegeben. Die Berechnungen für das untersuchte Beispielschiff zeigen, dass dies für den Entwurfsaspekt Ruder gelingt. Voraussetzung dafür ist die Berücksichtigung aller relevanten Einflussgrößen auf Propellerstrahl und Ruderbewegung. Hierzu ist eine konsequente Abbildung des Gesamtsystems im Sinne des manövrierenden Schiffs zweifellos der Ziel führende Weg.

Symbolverzeichnis

A_0	Propellerkreisfläche
a_i	Ausprägung
\tilde{a}_i	Klassenmitte
A_R	Ruderfläche
b	Spannweite
c_D	Widerstandsbeiwert
c_L	Auftriebsbeiwert
c_{loc}	lokale Geschwindigkeit
\acute{c}_L	Gradient des Auftriebsbeiwertes
c_m	Hebelarm des Rudermoments
c_N	Momentenbeiwert
c_p	Druckbeiwert
$c_{p,min}$	minimaler Druckbeiwert
c_{th}	Schubbelastungsgrad
D_{Prop}	Propellerdurchmesser
F	relative Summenhäufigkeit
f	relative Häufigkeit
$Y_{S,max}$	maximale Wölbung
H	absolute Summenhäufigkeit
h	absolute Häufigkeit
I_Z	Trägheitsmoment um die Schiffshochachse
J	Propellerfortschrittsgrad
k	Anzahl der Ausprägungen

K_i	Klassen
k_0	Steigung der freien Wirbel
k_Q	Momentenbeiwert
k_T	Schubbeiwert
$q(\xi)$	Quellsenkenverteilung
$k(\xi)$	Wirbeldichtenverteilung
L	Wandabstand
l	Sehnenlänge, Profiltiefe
l_m	mittlere Sehnenlänge
L/R_0	relativer Wandabstand
m	Anzahl der Klassen
m_{Schiff}	Schiffsmasse
N	Flügelzahl
N	Giermoment
n	Beobachtungsumfang, Anzahl der Messwerte
n_{prop}	Propellerdrehzahl
p_{lokal}	Druck
P_{prop}	Propellersteigung
R	Radius des Propellers
r	Radius des Blattschnittes
R_0	Anfangsblasendurchmesser
Re	Reynolds-Zahl
R_h	Radius der Propellernabe
r_N	Nasenradius
r_{xy}	empirischer Korrelationskoeffizient
S	Flügelfläche
S_A	Abstand Ruderschaft Propellerebene

S_w	Nachstromfläche
α	Anstellwinkel
$\alpha'(x)$	Anströmwinkelverteilung in gekrümmter Strömung
α_{loc}	lokaler Anströmwinkel
$\bar{\alpha}$	mittlerer Anströmwinkel
β	Anstellwinkel
β_i	induzierter Steigungswinkel
δ	Ruderwinkel
δ_0	Nullauftriebswinkel
ϵ	Verwindungswinkel
Γ	Zirkulation
κ	Goldstein-Faktor
λ	Zuspitzung
λ_i	induzierte Fortschrittsziffer
Λ	Seitenverhältnis, Streckung
ν	kinematische Viskosität
Φ	Geschwindigkeitspotential
φ	Störpotential
ω	Drehgeschwindigkeit
ϱ	Dichte
σ	Kavitationszahl
σ_0	Kavitationszahl der Anströmung
σ_{loc}	lokale Kavitationszahl
τ	Korrelationskoeffizient nach Kendall
θ	Umfangswinkel
θ_0	Umfangswinkel des Aufpunktflügels
T	Propellerschub
TC	Kurs über Grund
TH	Steuerkurs
$Y_{D,max}$	maximale Dicke
u	Axialgeschwindigkeit

U_A	Anströmgeschwindigkeit des Propellers
u_K	Störgeschwindigkeit auf Profilkontur in x-Richtung
u_q	induzierte Axialgeschwindigkeit
U_{slip}	mittlere Strahlgeschwindigkeit
u_x	Längsgeschwindigkeit des manövrierenden Schiffes
u_y	Quergeschwindigkeit des manövrierenden Schiffes
v	Tangentialgeschwindigkeit
v_A	Anströmgeschwindigkeit
v_∞	globale Anströmgeschwindigkeit
v_q	induzierte Tangentialgeschwindigkeit
v_s	Schiffsgeschwindigkeit
w	Störgeschwindigkeit in z-Richtung
X	Kraft in Schiffslängsrichtung
$x(Y_{S,max})$	Ort der maximalen Wölbung
x_f	Teilsehnenlänge mit Vorderkantenneigung
x_i	Beobachtungswerte, Messwerte
$x(Y_{D,max})$	Ort der maximalen Dicke
Y	Kraft in Schiffsquerrichtung
Y_D/l	relative Dicke des Profils
$Y_D(x)$	Anteil der Dickenverteilung an der Profilkontur
$Y_K(x)$	Profilkontur
$Y_S(x)$	Wölbungsverteilung
Y_S/l	relative Wölbungshöhe des Profils
$Y_S(x)$	Anteil des Skeletts an der Profilkontur

Literaturverzeichnis

- [Abbot und Doenhoff 1959] ABBOT, H. ; DOENHOFF, A. E.: *Theory of Wing Sections*. Dover Publications, New York, 1959
- [Abels und Greitsch 2008] ABELS, W. ; GREITSCH, L.: Using a Bridge Simulator during the Early Design-Stage to Evaluate Manoeuvrability. In: *COMPIT08* (2008)
- [Bachert 2004] BACHERT, Bernd: *Zusammenhang zwischen visueller Erscheinung und erosiver Aggressivität kavitierender Strömungen*, Dissertation, 2004
- [Bankhofer und Vogel 2008] BANKHOFER, U. ; VOGEL, J.: *Datenanalyse und Statistik*. 1. Gabler Verlag, 2008. – ISBN 978-3-8349-0434-8
- [Blendermann 1999] BLENDERMANN, W.: *Grundlagen der Wahrscheinlichkeitsrechnung (Statistische Methoden I)*. 1999
- [Brix 1993] BRIX, J.: *Manoeuvring Technical Manual (Buch)*. Hamburg : Seehafen Verlag, 1993. – ISBN 3-87743-902-0
- [Brix et al. 1971] BRIX, J. ; NOLTE, A. ; HEINZEL, S.: Konstruktive Maßnahmen zur Verhinderung der Kavitation an der Rudersohle. In: *Hansa* 108 (1971), S. 1579–1587
- [Chau 1997] CHAU, Shiu-Wu: Numerical Investigation of Free-Stream Rudder Characteristics Using a Multi-Block Finite Volume Method. In: *Schriftenreihe Schiffbau* (1997)
- [Eljardt 2010] ELJARDT, G.: *Entwicklung einer statistikbasierten Simulationstechnik für Schiffsentwürfe unter realistischen Betriebsbedingungen*. TU Hamburg-Harburg, Dissertation, 2010
- [Eljardt et al. 2009] ELJARDT, G. ; GREITSCH, L. ; MAZZA, G.: Operation-Based Ship Design and Evaluation. In: *IMDC* (2009)

- [Glauert 1929] GLAUERT, H.: *Die Grundlagen der Tragflügel- und Luftschraubentheorie*. Springer Verlag, Berlin, 1929
- [Greitsch 2008] GREITSCH, L.: Prognosis of Rudder Cavitation Risk in Ship Operation. In: *NuTTS* (2008)
- [Greitsch et al. 2009] GREITSCH, L. ; ELJARDT, G. ; KRÜGER, S.: Operating Conditions Aligned Ship Design and Evaluation. In: *Symposium on Marine Propulsors* (2009)
- [Haack 2006] HAACK, T.: *Simulation des Manövrierhaltens von Schiffen unter besonderer Berücksichtigung der Antriebsanlage*. TU Hamburg-Harburg, Dissertation, 2006
- [Haack und Krüger 2004] HAACK, T. ; KRÜGER, S.: Propulsion Plant Models for Nautical Manoeuvre Simulations. In: *Compit* (2004)
- [Han et al. 2001] HAN, J.-M. ; KONG, D.-S. ; SONG, I.-H. ; LEE, C.-S.: Analysis of the Cavitating Flow Around the Horn-Type Rudder in the Race of a Propeller. In: *International Symposium on Cavitation* (2001)
- [Huhtala 2006] HUHTALA, M.: Semi-Spade Rudder Designed For High Speed Operation. In: *International Symposium on Cavitation* (2006)
- [Hummel 2003] HUMMEL, Dietrich: *Aerodynamik I - Einführung in die Profiltheorie*. 2. Auflage. Braunschweig : Fachbereich Maschinenbau der Technischen Universität Braunschweig, 2003. – ISBN 3-936148-56-2
- [IMO 2002] IMO ; IMO (Hrsg.): *IMO Resolution MSC.137(76) - Standards for Ship Manoeuvrability*. 2002
- [Isay 1964] ISAY, W.-H.: *Propellertheorie - Hydrodynamische Probleme*. Springer-Verlag Berlin, 1964
- [Isay 1989] ISAY, W. H. ; HANSA, Schiffahrts-Verlag (Hrsg.): *Kavitation*. 3. Auflage. Hamburg : Schiffahrts-Verlag Hansa, 1989. – ISBN 3-87700-072-X
- [Kappel 1982] KAPPEL, J. J.: Kavitationserosion an Rudern von schnellen Einschraubenschiffen. In: *Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft* (1982), S. 471–495

- [Kinnas et al. 2003] KINNAS, S. A. ; NATARAJAN, S. ; LEE, H. ; KAKAR, K. ; GUPTA, A.: Numerical Modeling of Podded Propulsors and Rudder Cavitation. In: *Propellers/Shafting Symposium* (2003)
- [Kornev 2008] KORNEV, N.: *Strömungstechnik - Schiffstheorie I*. Shaker Verlag, 2008
- [Kornev 2009] KORNEV, N.: *Strömungstechnik - Propellertheorie*. Shaker Verlag, 2009. – ISBN 978-3-8322-8266-0
- [Kracht 1987] KRACHT, A.: Kavitation an Rudern. In: *Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft* (1987), S. 167–180. ISBN 3-540-18661-1
- [Krüger und Haack 2004] KRÜGER, S. ; HAACK, T.: Design of propulsion control systems based on the simulation of nautical manoeuvres. In: *PRADS* (2004)
- [Krüger 1998] KRÜGER, Stefan: A Panel Method for Predicting Ship-Propeller Interaction in Potential Flow. In: *Ship Technology Research - Schiffstechnik* 45 (1998), S. 134–140. ISBN ISSN: 0937-7255
- [Krüger 2000] KRÜGER, Stefan: Design Loads for Rudders from First Principles Investigations. In: *Compit 2000* (2000)
- [Krüger 2001a] KRÜGER, Stefan: Comparison of FSG-Twist-Flow-Rudder-Concept to High Lift Rudders. In: *Technischer Bericht* (2001)
- [Krüger 2001b] KRÜGER, Stefan: Ruderauslegung NB710. In: *Technischer Bericht* (2001)
- [Krüger 2002] KRÜGER, Stefan: Kavitation an Halbschweberudern schneller Fähren. (2002)
- [Kwik 1962] KWIK, K. H.: Grundlagen zur Darstellung der Profilform von Schiffsrudern. (1962)
- [Lerbs 1955a] LERBS, H.: Ergebnisse der angewandten Theorie des Schiffpropellers. In: *Jahrbuch der schiffbautechnischen Gesellschaft* (1955), S. 163–206
- [Lerbs 1955b] LERBS, H.: Über gegenläufige Schrauben geringsten Energieverlustes im Nachstrom. In: *Schiffstechnik* (1955)

- [Moctar 1997] MOCTAR, Ould Abdallahi M. E.: Berechnung von Ruderkräften. In: *Schriftenreihe* (1997)
- [Molland 1977] MOLLAND, A. F.: The Free-Stream Characteristics of a Semi-Balanced Ship Skeg-Rudder. (1977). ISBN 0140 3818
- [Molland 1980] MOLLAND, A. F.: Pressure-Distribution Investigation of a Semi-Balanced Ship Skeg-Rudder. (1980). ISBN 0140 3818
- [Pfleiderer und Petermann 1991] PFLEIDERER, C. ; PETERMANN, H.: *Strömungsmaschinen*. 6. Berlin : Springer Verlag Berlin, 1991. – ISBN 3-540-53037-1
- [Rao 1961] RAO, Murari: Bewertung von Modellversuchen über das Einsetzen der Kavitation. In: *Maschinenbautechnik* 10 (1961)
- [Schiller 2009] SCHILLER, P.: Ermittlung und Validierung von geeigneten Korrekturfaktoren für Ruderkräfte und Ruder. In: *Studienarbeit, TU Hamburg-Harburg* (2009)
- [Schlichting und Truckenbrodt 1959] SCHLICHTING, H. ; TRUCKENBRODT, E.: *Aerodynamik des Flugzeuges (1.Band)*. Bd. 1. Springer Verlag, 1959
- [Schlichting und Truckenbrodt 1969] SCHLICHTING, H. ; TRUCKENBRODT, E.: *Aerodynamik des Flugzeuges (2.Band)*. Bd. 2. Springer-Verlag Berlin, 1969
- [Schulze 2007] SCHULZE, Peter M.: *Beschreibende Statistik*. Oldenbourg Verlag, 2007. – ISBN 978-3486582208
- [Söding 1984] SÖDING, H.: Manövrierprogramme. In: *Schriftenreihe Schiffbau* (1984)
- [Söding 1997] SÖDING, H.: Ruderkraftberechnung mit einem Paneelverfahren. In: *Technischer Bericht* (1997)
- [Söding 1999] SÖDING, H.: Numerische Berechnung inkompressibler Potenzialströmungen. In: *Vorlesungsskript* (1999)
- [Suhrbier 1965] SUHRBIER, K.: Ruderkraftmessungen und Manövierversuche auf dem Forschungsschiff "Meteor". (1965)
- [Suhrbier 1966] SUHRBIER, K.: Versuchsbericht über Ruder- und Manövieruntersuchungen auf dem Forschungsschiff "Meteor". (1966)

- [Thiemann 1962] THIEMANN, H.: Windkanaluntersuchungen von Rechteckrudern mit Staukeil und Verkürzungen. (1962)
- [Thieme 1955] THIEME, H.: Zur Behandlung von Ruderproblemen (Schriftenreihe Schiffbau). (1955)
- [Thieme 1962] THIEME, H.: Zur Formgebung von Schiffsrudern. In: *Hansa* 99 (1962)
- [Wolf 1997] WOLF, E.: *Untersuchung von Twist-Flow-Ruderformen im Propellerstrahl*. Kiel, Diplomarbeit, 1997

Abbildungsverzeichnis

1.1	Häufigkeitsverteilung Schiffsgeschwindigkeit	7
1.2	Farbabtrag am Schiffsruder	8
1.3	Profilformen aus <i>Brix (1993)</i>	11
1.4	Erosionserscheinungen an Containerschiffsrudern	12
1.5	Ruderzeichnung mit Baurippen	17
2.1	Histogramm und kumulative Häufigkeit	19
2.2	Klassierte Daten mit verschiedener Anzahl von Klassen	20
2.3	Profilgeometrie aus Wölbungsverteilung und Dickenverteilung	24
2.4	Definition des Geschwindigkeitspotentials	25
2.5	Wirbelbelegung	28
2.6	Quell-Senken-Belegung	30
2.7	Geschwindigkeiten auf Profilkontur	30
2.8	Erweitertes Wirbelmodell des Tragflügels	33
2.9	Paneelmethode	37
2.10	Vergleich Rechnung und Messung	42
2.11	Druckverteilung am Profil NACA 0008	45
2.12	Druckverteilung am Profil für verschiedene Profildicken	46
2.13	Kavitationsarten (Quelle: www.fluidlab.naoe.t.u-tokyo.ac.jp)	47
2.14	Erosionsarten	49
2.15	Kavitationsgrenzkurve	50
3.1	Seitenriss eines Schiffsruders	53
3.2	Kavitationsgrenzkurven für verschiedene Ruderprofile	54
3.3	Geschwindigkeitsverhältnisse im Propellerstrahl	57
3.4	Farbanstrichversuche, Ruder ohne Costa-Birne	59
3.5	Farbanstrichversuche, Ruder mit Costa-Birne	60

3.6	Kavitationsgefährdung abhängig von $x(y_{D,max})$	63
3.7	Kavitationsgefährdung abhängig von Nasenradius	64
3.8	$c_{p,min}$ abhängig von Nasenradius	65
3.9	Kavitationsgefährdung abhängig von Wölbung	66
4.1	Route der untersuchten Fähre	68
4.2	Relative und kumulative Häufigkeit der Schiffsgeschwindigkeit	69
4.3	Relative und kumulative Häufigkeit des Ruderwinkels	70
4.4	Relative Häufigkeit der Schwimmlage	70
4.5	Manövrieralgorithmus	72
4.6	Aufbau des MonteProp-Algorithmus	73
4.7	Koordinatensystem	74
4.8	Freifahrtkennlinien eines Verstellpropellers bei unterschiedlichen Steigungen aus <i>Haack (2006)</i>	76
4.9	Ruderkraftkennfeld aus <i>Haack (2006)</i>	78
4.10	Schiffsgeschwindigkeiten - Messung und Berechnung	79
4.11	Schiffsgeschwindigkeiten - Messung und Berechnung	80
4.12	Kombinatoridiagramm	81
4.13	Propellersteigung - Messung und Berechnung	82
4.14	Propellerdrehzahlen - Messung und Berechnung	83
4.15	Propellerdrehzahlen - Messung und Berechnung	83
4.16	Ruderwinkel - Messung und Berechnung	84
4.17	Ruderwinkel - Messung und Berechnung	85
4.18	Kavitationseintrittshäufigkeit Ro-Ro-Fähre	87
4.19	Kavitationsdetail Ro-Ro-Fähre	88
4.20	Kavitationseintrittshäufigkeit Containerschiff, Steuerbord	89
4.21	Kavitationseintrittshäufigkeit Containerschiff, Backbord	90
4.22	Kavitationseintrittshäufigkeit abhängig von Twistierung	91
4.23	Ruderkavitationsgrenzkurven, symmetrische Profile	92
4.24	Ruderkavitationsgrenzkurven, Profile mit Vorderkantenneigung	92
5.1	Ablaufschema Ruderentwurfsverfahren	95
5.2	Druckverteilungen am Ruderhöhenschnitt	98
5.3	Druckäquivalenz am Ruderhöhenschnitt	99

Abbildungsverzeichnis

5.4	Verteilungen der Anströmwinkel	101
5.5	Durchschnittsdruckverteilung (A) im Vergleich zur Einzelrechnung (B) . .	103
5.6	Ruderprofile mit angepasster Vorderkantenneigung	104
5.7	Kavitationseintrittshäufigkeit - Backbord	105
5.8	Kavitationseintrittshäufigkeit - Backbord - Detail	106

Tabellenverzeichnis

3.1	Kavitationserscheinungen am Ruder	62
4.1	Hauptdaten RoRo-Fähre	68
4.2	Erfasste Messdaten	69
4.3	Korrelationskoeffizienten	71
5.1	Ruderanstömwinkel	101