

**TUHH**  
Technische  
Universität  
Hamburg

Gefördert durch:



Bundesministerium  
für Verkehr

aufgrund eines Beschlusses  
des Deutschen Bundestages

Abschlussbericht

---

# Analyse der Strahlausbreitung und Schallemissionen von Schiffsmanövrierorganen durch Simulation

Akronym: ASSESS

Im Verbundvorhaben

Propellerstrahlinduzierte Erosionserscheinungen

Akronym: Propellerstrahl

Förderkennzeichen: 19H21006B

Prof. Dr.-Ing. Moustafa Abdel-Maksoud

Dr.-Ing. Keqi Wang

M.Sc. Marco Weiß

November 2025

Technische Universität Hamburg

Institut für Fluiddynamik und Schiffstheorie (M-8)



# Inhaltsverzeichnis

Abbildungsverzeichnis	iii
Tabellenverzeichnis	vii
<b>1 Einleitung</b>	<b>3</b>
1.1 Motivation . . . . .	3
1.2 Ziele des Vorhabens . . . . .	4
1.3 Gliederung des Berichts . . . . .	5
1.4 Übersicht der Arbeitspakete (AP) . . . . .	6
<b>2 Kolkbildung</b>	<b>9</b>
<b>3 Strömungseigenschaften</b>	<b>11</b>
<b>4 Untersuchte Schiffe</b>	<b>15</b>
4.1 Binnenschiff . . . . .	16
4.2 RoRo-Schiff . . . . .	17
4.3 Passagierschiff . . . . .	19
<b>5 Numerische Modellierung</b>	<b>21</b>
5.1 Berechnung der turbulenten Strömung . . . . .	21
5.2 Kavitationsmodellierung . . . . .	24
5.3 Potenzialströmungsmodellierung . . . . .	25
5.4 Akustische Modellierung . . . . .	26
5.5 KI-basierte Modellierung . . . . .	28
<b>6 Simulationsaufbau</b>	<b>31</b>
6.1 Datenerfassung . . . . .	31
6.1.1 RoRo in Großausführung . . . . .	31
6.1.2 Passagierschiff in Großausführung . . . . .	35
6.1.3 Bodenverformung in Modellversuchen . . . . .	37
6.1.4 Festlegung der Propellergeometrie für Modellversuche . . . . .	38
6.1.5 Bestimmung der Propellerdrehzahl für Modellversuche . . . . .	39
6.2 Numerisches Gitter . . . . .	39
6.3 Rechengebiete und Einstellungen des RANSE-Lösers . . . . .	43
<b>7 Validierung der numerischen Simulationen</b>	<b>47</b>
7.1 Austrittsgeschwindigkeit . . . . .	49
7.1.1 Propeller in Freifahrtbedingung . . . . .	50
7.1.2 Bugstrahler (RoRo-Schiff in Großausführung) . . . . .	53
7.1.3 Hauptantrieb (RoRo-Schiff in Großausführung) . . . . .	57

7.2	Maximale Sohlengeschwindigkeit . . . . .	59
7.3	Druck an der Kaimauer (RoRo in Großausführung) . . . . .	62
7.4	Schalldruckpegel während des Anlegemanövers (RoRo-Schiff in Großausführung) . . . . .	66
7.5	Messung für Binnenschiff im Modellmaßstab . . . . .	70
7.6	Messungen für ein RoRo-Schiff im Modellmaßstab . . . . .	77
7.7	Kurzfassung . . . . .	80
<b>8</b>	<b>Weiterführende numerische Analysen</b>	<b>83</b>
8.1	Einfluss der Wassertiefe . . . . .	83
8.2	Einfluss des Abstands zur Kaimauer . . . . .	84
8.3	Einfluss des Ruders . . . . .	89
8.3.1	Einzelantriebssystem (Binnenschiff im Modellmaßstab) . . . . .	90
8.3.2	Zweischrauben-Antriebssystem (RoRo-Schiff im Modellmaßstab) . . . . .	91
8.3.3	Zweischrauben-Antriebssystem mit Ruderwinkel (RoRo-Schiff im Modellmaßstab) . . . . .	93
8.4	Korrelationserkennung . . . . .	95
8.5	Einfluss des deformierten Bodens auf das Kavitationsverhalten des Propellers	99
8.6	Einfluss unterschiedlicher Manövrierorgane auf die Strömungseigenschaften .	104
8.7	Gekoppelte BEM/RANS-Simulationen . . . . .	106
8.8	Modell zur Bestimmung der maximalen Kolkentiefe . . . . .	108
8.8.1	Testfall: Simulation der maximal auftretenden Drücke in verschiedenen Phasen der Kolkentwicklung . . . . .	109
8.8.2	Anwendungsbeispiele: Gemessene maximale Kolkentiefe unter unterschiedlichen Bedingungen . . . . .	110
8.8.3	Weitere Diskussion . . . . .	112
<b>9</b>	<b>Schlussfolgerung</b>	<b>115</b>
<b>10</b>	<b>Bearbeitung der Arbeitspakete</b>	<b>119</b>
<b>11</b>	<b>Verwertung</b>	<b>123</b>
<b>12</b>	<b>Literatur</b>	<b>125</b>

# Abbildungsverzeichnis

1	Kolkgeometrie in einem Bugstrahlerexperiment (LWI). . . . .	10
2	Eigenschaften des Propellerstrahls [1]. . . . .	12
3	Eigenschaften des eingeschränkten Propellerstrahls [2]. . . . .	12
4	Einteilung des Strömungsfeldes des Propellerstrahls in fünf Zonen [3]. . . . .	13
5	Übersicht der untersuchten Schiffe. . . . .	15
6	Merkmale des Hauptantriebssystems des Binnenschiffes. . . . .	16
7	Merkmale des RoRo-Schiffes. . . . .	19
8	Pod-Antrieb mit typischen Abmessungen. [4] . . . . .	20
9	Einfluss der Rauheit auf das Wandgesetz [5]. . . . .	23
10	Die Rauheitsfunktion ( $\Delta U^+$ ) in Abhängigkeit von der Rauheits-Reynoldszahl ( $k_s^+$ ) für Rauheiten nach Nikuradse- und nach Colebrook-Typ [6]. . . . .	23
11	Ablaufdiagramm zur Berechnung der Hyperparameter. . . . .	30
12	Fahrtrajektorien des Schiffes während des Anlege- (links) und des Ablegema- növers (rechts). . . . .	32
13	Zustand des Schiffes in den ausgewählten Szenarien. . . . .	32
14	Zusammenhang zwischen Leistung und Bugstrahlerdrehzahl. . . . .	33
15	Hydroakustische Feldmessung. . . . .	34
16	Position des Empfängers. . . . .	34
17	Gemessener Schalldruckpegel über eine Dauer von 52 Sekunden, erfasst von 08:03:20 bis 08:04:12 Uhr. . . . .	35
18	Hydrodynamische Eigenschaften des Hauptantriebs. . . . .	36
19	CAD-Modell der gemessenen Verformung durch die Bugstrahlruder. . . . .	38
20	Vergleich der Propellerkennlinien der ursprünglichen und der modifizierten Propellergeometrie unter Propellerfreifahrtbedingungen. . . . .	39
21	Gitterübersicht. . . . .	42
22	Randbedingungen für Ablegemanöver 1 (Szenario 1), siehe Tab. 4: Draufsicht und Seitenansicht. . . . .	44
23	Numerisches Gebiet, angepasst an die Laborversuche. . . . .	45
24	Übersicht der numerischen Simulationen für das Binnenschiff mit den Validie- rungsfällen. . . . .	48
25	Übersicht der Simulationen für das RoRo-Schiff mit den Validierungsfällen. . . . .	48
26	Übersicht der Simulationen für das Passagierschiff. . . . .	49
27	Axiales Geschwindigkeitsprofil des Propellers B4-70, ermittelt durch CFD- Simulationen. . . . .	51
28	Propeller B4-70: Simulierte Austrittsgeschwindigkeit gemäß Tab. 7. . . . .	52
29	Axiales Geschwindigkeitsprofil des Propellers Ka-55, ermittelt durch CFD- Simulationen. . . . .	52
30	Propeller Ka-55: Simulierte Austrittsgeschwindigkeit gemäß Tab. 8. . . . .	53
31	Bugbereich des Schiffes mit den installierten Bugstrahlern. . . . .	54

32	Stromlinien in der horizontalen Ebene innerhalb der Tunnel. Links: Bugstrahler 1, rechts: Bugstrahler 2. . . . .	55
33	Zeitlich gemittelte axiale Geschwindigkeitsverteilung an der Austrittsebene des Tunnels. . . . .	56
34	Validierung von $U_0$ in Szenario 1 (siehe Tab. 4). . . . .	57
35	Heckbereich des Schiffes mit Propellern und Flossenrudern. . . . .	59
36	Stromlinien auf dem vertikalen Querschnitt durch den Propeller. . . . .	59
37	Maximale Geschwindigkeit über der Gewässersohle. . . . .	62
38	Druckprofile an den Sensoren und die entsprechenden Mittelwerte aus der Simulation. . . . .	63
39	Gemessene Geschwindigkeiten mit der ADV1. . . . .	63
40	Von den Bugstrahlern auf Boden und Wand in Szenario 1 ausgeübter Druck. . . . .	64
41	Fourier-Analyse der Drucksensordaten. . . . .	65
42	Fourier-Analyse der verschobenen Drucksensordaten. . . . .	66
43	Berechnete Kavitation sowie Druckverteilung am Propeller; die kavitierenden Bereiche auf den Propellerblättern sind in Grau dargestellt, entsprechend einem Wasservolumenanteil von 0,9. . . . .	67
44	Ausgewählter Zeitstempel für die akustische Simulation. . . . .	67
45	Änderung des Kavitationsvolumens als Monopolquelle zur Erzeugung des Schalldrucks. . . . .	68
46	Beitrag der Komponenten zum SPL. $p'_L$ : Auftriebseffekte, $p'_T$ : Verdrängungseffekte, $p'_{cav}$ : Kavitationseffekte. . . . .	69
47	Validierung der CFD-Ergebnisse gemäß Schalldruckpegel. . . . .	70
48	Darstellung der Punkte und der Messplatte in dem numerischen Simulationsgebiet entsprechend dem experimentellen Aufbau. . . . .	72
49	Zeitlich gemittelte WSS am Boden für drei Wandabstände. . . . .	73
50	Zeitlich gemittelte WSS auf der glatten bzw. rauen Bodenfläche. . . . .	74
51	Zeitlich gemittelter Druck an der Kaimauer (6D-Bedingung). . . . .	76
52	Zeitlich gemittelter Druck auf p6. . . . .	76
53	Messpunkte. . . . .	77
54	CAD-Modell des Versuchsaufbaus (LWI). . . . .	78
55	Vergleich zwischen den gemessenen und simulierten horizontalen und vertikalen Geschwindigkeiten. . . . .	80
56	Zeitlich gemittelter, über 500 Propellerumdrehungen simulierter Druck auf der Kaimauer. . . . .	80
57	Normierter mittlerer Wanddruck nahe dem Bug für verschiedene Kielabstände. . . . .	84
58	RoRo-Schiff: Propellerstrahlausbreitung dargestellt mit TKE bei drei Abständen zur Kaimauer. . . . .	85
59	Geringer Abstand zur Kaimauer. TKE-Modi und zugehörige Koeffizienten bei unbeeinträchtigtem bzw. nicht deformiertem Boden. . . . .	87

60	Mittlerer Abstand zur Kaimauer. TKE-Modi und zugehörige Koeffizienten bei unbeeinträchtigtem bzw. nicht deformiertem Boden. . . . .	88
61	Großer Abstand zur Kaimauer. TKE-Modi und zugehörige Koeffizienten bei unbeeinträchtigtem bzw. nicht deformiertem Boden. . . . .	89
62	Binnenschiff: Schubspannung an der Sohle unter verschiedenen Simulationsbedingungen zur Untersuchung des Rudereinflusses. . . . .	91
63	RoRo-Schiff: TKE in der horizontalen Ebene durch die Propellerachse, ohne und mit Ruder, bei minimaler Kielfreiheit. . . . .	92
64	RoRo-Schiff: Untersuchung des Rudereinflusses auf die Schubspannung an der Sohle bei zwei Kielfreiheiten. . . . .	92
65	RoRo-Schiff: gemittelte Geschwindigkeit in der vertikalen Ebene durch den Steuerbordpropeller mit und ohne Ruder . . . . .	93
66	Darstellung des 25°-Backbord-Ruderwinkels. . . . .	94
67	RoRo-Schiff: Unterschied in der Schubspannung an der Sohle zur Untersuchung des Ruderwinkeleffekts. . . . .	94
68	RoRo-Schiff: Variation der Schubspannung an der Sohle bei positivem und negativem Backbordruderwinkel bei minimaler Kielfreiheit. . . . .	95
69	Definierte Bereiche zur Bewertung der Parameter, die durch die Kolkbildung infolge von Bugstrahlrudern verursacht werden. . . . .	96
70	Verlauf des Maximaldrucks in Abhängigkeit von der maximalen Kolkentiefe im Modellmaßstab. . . . .	96
71	Druckverteilung auf dem gemessenen Kolk in verschiedenen Zeitstadien im Modellmaßstab. . . . .	97
72	Korrelation zwischen Schubspannung und Kolkbildung. Die weißen Markierungen geben die Positionen der beiden Bugstrahlruder an. . . . .	98
73	Korrelation zwischen Druck erster Ordnung und Kolkbildung. . . . .	99
74	Stromlinien in einem vertikalen Querschnitt durch den Steuerbordpropeller für zwei Bodenkonfigurationen. . . . .	100
75	Zeitgemittelte axiale Strömung im Abstand von einem Radius vor dem Propeller. Die Pfeile stellen die Strömungsrichtung in der Ebene dar, während die Farbe die axiale Geschwindigkeit in der Ebene angibt. . . . .	101
76	Stromlinien in einem horizontalen Querschnitt durch die Propeller für zwei Bodenkonfigurationen. . . . .	102
77	Kavitationsvolumen mit verformtem Boden und nicht verformtem Boden. . . . .	102
78	Schalldruck durch die Änderung des Kavitationsvolumens mit verformtem Boden und nicht verformtem Boden. . . . .	103
79	Darstellung des Druckunterschieds am Propeller für die Fälle des ebenen und ausgekolkten Bodens. . . . .	104
80	Betriebsbedingungen für beide Antriebssysteme. . . . .	105

81	Verteilung der Wandschubspannung und der Stromlinien im Heckbereich beider Antriebssysteme. . . . .	106
82	Vergleich der Druckverteilung in gekoppelten und nicht gekoppelten Simulationen. . . . .	107
83	Mit einer auf KI basierenden Methode erzeugte Regressionskurven unter Verwendung unterschiedlicher Neuronenzahlen in der verborgenen Schicht . . . .	110
84	RoRo-Schiff: Vom KI-Modell prognostizierte Kolkttiefe beim Betrieb der BT.	111
85	RoRo-Schiff: Vorhersage der Kolkttiefen durch das KI-Modell beim Betrieb des Hauptantriebssystems. . . . .	112
86	Binnenschiff: Vorhersage der Kolkttiefe durch ein KI-Modell beim Betrieb eines einzelnen Düsenpropellers. . . . .	112
87	RoRo-Schiff: Vom KI-Modell prognostizierte Kolkttiefe beim Betrieb der BT im Zusammenhang mit den Testdaten. . . . .	113

# Tabellenverzeichnis

1	Aufgaben der TUHH in den Arbeitspaketen des Projekts. . . . .	8
2	Spezifikation der Finnbreeze . . . . .	18
3	Positionen der Tunnelmittelpunkte. . . . .	18
4	Manövrierparameter für Finntide-Operationen . . . . .	33
5	Für die Pax-Simulationen ausgewählte Betriebsbedingungen basierend auf den spezifizierten RoRo-Simulationsbedingungen, siehe Tab. 4. . . . .	37
6	Einstellungen der Rechenmatrix für die Modellmaßstabs-Versuche. . . . .	43
7	Berechnung der Austrittsgeschwindigkeit für Propeller ohne Düse [7]. . . . .	50
8	Berechnung der Austrittsgeschwindigkeit für Düsenpropeller. . . . .	50
9	Ergebnisse der Propellerstrahlcharakteristik (BT1) . . . . .	55
10	Ergebnisse der Propellerstrahlcharakteristik (BT2) . . . . .	56
11	Berechnung der maximalen durch die Bugstrahlruder induzierten Sohlengeschwindigkeit unter Verwendung semi-empirischer Formeln. . . . .	61
12	Simulierte mittlere Wandschubspannungskomponenten auf der definierten Platte . . . . .	72
13	Vergleich der gemessenen und numerisch berechneten mittleren Wandschubspannungen auf der definierten Platte. . . . .	72
14	Gemessener und simulierter Druck an den definierten Punkten. . . . .	77
15	Simulierte Geschwindigkeiten für unterschiedliche Wassertiefen. . . . .	84
16	Gemessene relative Auskolkungstiefen bei drei verschiedenen Abständen zur Kaimauer. . . . .	85
17	Vergleich des Propellerschubs bei gekoppelten und nicht gekoppelten Simulationen. . . . .	108
18	Zusammenhang zwischen Anzahl der verborgenen Neuronen und MSE. . . . .	111
19	TUHH-Arbeitspakete und Methoden (Teil 1). . . . .	119



# Acronym List

<b>ADV</b>	Akustische Doppler-Velozimetrie
<b>AIS</b>	Automatisches Identifikationssystem
<b>BT</b>	Bugstrahlruder
<b>CAD</b>	Computergestütztes Design
<b>CFD</b>	Numerische Strömungsmechanik
<b>COG</b>	Kurs über Grund
<b>CPP</b>	Verstellpropeller
<b>DES</b>	Detached-Eddy-Simulation
<b>DNS</b>	Direkte Numerische Simulation
<b>EFD</b>	Experimentelle Strömungsmechanik
<b>FDS</b>	Institut für Fluidodynamik und Schiffstheorie
<b>FFT</b>	Schnelle Fourier-Transformation
<b>FPP</b>	Festpropeller
<b>FVM</b>	Finite-Volumen-Methode
<b>FWH</b>	Ffowcs-Williams-Hawkings-Methode
<b>GPS</b>	Globales Positionsbestimmungssystem
<b>HDG</b>	Orientierung
<b>KI/ANN</b>	Künstliche Intelligenz
<b>LAT</b>	Breitengrad
<b>LDA</b>	Laser-Doppler-Anemometrie
<b>LE</b>	Vorderkante
<b>LES</b>	Large-Eddy-Simulation
<b>LON</b>	Längengrad
<b>LWI</b>	Leichtweiß-Institut für Wasserbau
<b>ML</b>	Maschinelles Lernen
<b>MP</b>	Hauptantriebsanlage

**MSE** Mittlere quadratische Abweichung

**PFF** Propeller-Free-Format

**POD** Proper Orthogonal Decomposition

**PPTC** Potsdamer Propellerversuchsfall

**PS** Backbordseite

**RANS** Gemittelte Navier-Stokes-Gleichungen

**SfM** Struktur aus Bewegung

**SOG** Fahrt über Grund

**SPL** Schalldruckpegel

**SS** Steuerbordseite

**TE** Hinterkante

**TKE** Turbulente kinetische Energie

**TUHH** Technische Universität Hamburg

**VDR** Schiffsdatenschreiber

**WSS** Wandschubspannung

**ZEF** Zone der etablierten Strömung

**ZFE** Zone der Strömungsentwicklung



# 1 Einleitung

## 1.1 Motivation

Die zunehmende Größe und Leistung moderner Schiffe stellt erhebliche Herausforderungen sowohl für die maritime Infrastruktur als auch für die Umwelt dar. Innerhalb von Häfen und anderen begrenzten Wasserstraßen erzeugen Schiffsantriebssysteme äußerst turbulente Strahlströmungen, die zur Kolkung des Seebodens beitragen, strukturelle Lasten auf Hafenanlagen ausüben und den Pegel der Unterwasserlärmbelastung erhöhen.

Das Wachstum des globalen Handels hat zur Nutzung größerer Schiffe geführt und stellt erhöhte Anforderungen an die bestehende Hafeninfrastruktur. Ein Hauptproblem ist die verstärkte hydrodynamische Belastung des Seebodens, die zehnfach bis hundertmal höher sein kann als unter normalen Bedingungen [8]. Diese Kräfte können erheblichen Schaden anrichten und die Stabilität von Docks, Piers und anderen wichtigen Strukturen gefährden.

Zusätzlich zu den physischen Auswirkungen tragen Schiffsantriebssysteme hauptsächlich durch Propellerkavitation zur Unterwasserlärmbelastung bei. Kavitation ist die dominierende Quelle für von Schiffen abgestrahlten Schall und wirkt sich auf Meeresökosysteme aus, indem sie die Kommunikation und Navigation von Meeressäugern beeinträchtigt. Diese Störungen können Verhaltensänderungen, Verdrängungen und Stress bei Meereslebewesen hervorrufen.

Angesichts dieser Herausforderungen sind eine frühzeitige Erkennung und Überwachung kritischer Betriebsbedingungen für ein nachhaltiges Hafenmanagement unerlässlich. Um wirksame Minderungsstrategien zu entwickeln, die den betrieblichen Anforderungen und der ökologischen Verantwortung gerecht werden, ist es wesentlich, die Wechselwirkungen zwischen Schiffsantriebssystemen, Sedimenttransport und struktureller Integrität zu verstehen.

Die Untersuchung schiffsinduzierter hydrodynamischer Kräfte und deren Einfluss auf die Sedimentstabilität ist entscheidend. Zwei Hauptansätze, die experimentelle Strömungsmechanik (EFD) und die numerische Strömungsmechanik (CFD), liefern komplementäre Einblicke in die Entwicklung und den Verlauf der Kolkung. EFD liefert reale Daten aus kontrollierten physikalischen Experimenten, während CFD verwendet wird, um das Strömungsverhalten und seine Wechselwirkung mit dem Seeboden zu analysieren. Zusammen bilden diese Methoden die Grundlage für die Untersuchung der Kolkung und die Entwicklung prädiktiver Modelle.

EFD ist besonders wertvoll für die Untersuchung von Kolkprozessen unter kontrollierten Laborbedingungen. Maßstabsgetreue physikalische Modelle werden verwendet, um reale Umgebungen wie Häfen oder flache Wasserstraßen darzustellen, in denen von Propellern erzeugte Strömungen Sediment mobilisieren können. Mit diesen Modellen können Forscher beobach-

ten, wie Erosion durch von Schiffen erzeugte Strömungen entsteht, wobei Informationen über Sedimenttransport und Veränderungen des Seebodens gewonnen werden.

Zur Gewinnung zuverlässiger Daten werden Instrumente wie akustische Doppler-Velozimetrie (ADV) und Ultraschallsensoren eingesetzt, um Strömungsgeschwindigkeiten, Turbulenzeigenschaften und Kolkung des Seebodens im Zeitverlauf zu messen. Darüber hinaus werden verschiedene Schiffstypen, Wassertiefen und Manöverbedingungen untersucht, um ihren Einfluss auf die Sedimentdynamik und Kolkentwicklung zu beurteilen [9].

CFD bietet wichtige Einblicke in hydrodynamische Wechselwirkungen, indem es ein Strömungsverhalten simuliert, das in physikalischen Experimenten schwer darstellbar ist. Dies ist insbesondere nützlich zur Untersuchung der Interaktion zwischen Propellerstrahl und Seeboden sowie zur Vorhersage von Erosionsmustern unter verschiedenen Bedingungen. Der Erosionsprozess selbst ist jedoch hochkomplex und schwer zu modellieren, hauptsächlich aufgrund des dynamischen Gleichgewichts zwischen Erosion und Sedimentnachschub während Schiffsmanövern und der hohen Rechenaufwände. Diese Schwierigkeiten unterstreichen die fortbestehende Bedeutung experimenteller Studien. Durch Kombination von EFD und CFD können numerische Simulationen durch gemessene Seebodenerosionsdaten gestützt werden, was eine detailliertere Analyse der Strömungsdynamik und ein tieferes Verständnis des Zusammenhangs zwischen Strömungsmerkmalen und Kolkung ermöglicht.

Konventionelle empirische Formeln erfassen oft nicht die komplexen Wechselwirkungen. Um diese Einschränkungen zu überwinden, werden zunehmend Methoden des maschinellen Lernens (ML) eingesetzt, um Kolkungstiefen an hydraulischen Bauwerken vorherzusagen. Diese Ansätze sind in der Lage, nichtlineare Beziehungen zu modellieren und Datensätze mit mehreren Eingabevariablen zu verarbeiten [10].

## 1.2 Ziele des Vorhabens

Empirische Formeln, wie sie beispielsweise von der PIANC [11] bereitgestellt werden, dienen dazu, den Einfluss der Hafenumgebung auf die Strömungscharakteristik von Propellerstrahlen abzuschätzen. Diese Formeln bieten einen einfachen Ansatz zur Vorhersage von Parametern wie der maximalen Strömungsgeschwindigkeit im Propellerstrahl und über der Gewässersohle. Die Formeln sind jedoch begrenzt durch Annahmen, die reale Betriebsbedingungen nicht exakt widerspiegeln. Das Hauptziel dieses Berichts ist die Bewertung dieser Formeln mittels numerischer Simulationen. Durch den Vergleich der Formelergebnisse mit den Simulationsergebnissen sollen Abweichungen identifiziert, die Genauigkeit beurteilt sowie potenzielle Verbesserungen oder alternative Ansätze aufgezeigt werden.

Eine der Hauptursachen für Bodenerosion in Häfen ist die turbulente Strömung, die von Schiffspropellern hervorgerufen wird. Der Propellerstrahl erzeugt direkt hohe Geschwindigkeiten, die mit dem Seeboden interagieren und zu Kolkung und Erosion führen. Ein weiteres Ziel ist, den Zusammenhang zwischen schiffsinduzierter Erosion und den Eigenschaften

der Propellerstrahlen zu analysieren. Numerische Simulationen ermöglichen ein detailliertes Verständnis der Einflüsse verschiedener Betriebsbedingungen auf die Erosionsmuster. Durch diese Analyse sollen die entscheidenden Einflussgrößen der Erosionsausdehnung identifiziert werden.

Manövrierorgane wie Ruder, Bugstrahler, Azimutstrahler und Düsenpropeller sind entscheidend für das Navigieren von Schiffen in beengten Räumen, insbesondere im Hafenumfeld. Die Manövrierfähigkeit auf beschränktem Raum hängt von den Schiffstypen und den installierten Manövrierorganen ab. Ein weiteres Ziel dieser Studie besteht darin zu untersuchen, wie die Effizienz dieser Einrichtungen die Hafenumgebung beeinflusst. Die Bewertung erfolgt basierend auf Simulationen.

Die zunehmende Größe und Geschwindigkeit von Schiffen, kombiniert mit stärkeren Antriebssystemen, führt zu einer vor allem durch Propellerkavitation bedingten Zunahme der Unterwasserlärmbelastung, die die Meeresumwelt und die akustischen Bedingungen verschlechtert. Gleichzeitig verändert Kolkung die physikalischen Eigenschaften des Seebodens und kann den Propellerwirkungsgrad beeinflussen. Daher befasst sich das vierte Ziel dieser Studie mit der Interaktion zwischen einem erodierten Seeboden und dem Propeller mittels numerischer Simulationen.

Das letzte Ziel dieser Untersuchung besteht darin, den Zusammenhang zwischen den Betriebsbedingungen von Schiffen in begrenzten Fahrgebieten und der daraus resultierenden Kolkungstiefe unter Anwendung eines Modells der Künstlichen Intelligenz (KI) zu analysieren.

### **1.3 Gliederung des Berichts**

Kapitel 2 legt die theoretische Grundlage fest, indem es die wichtigsten strömungsmechanischen Prinzipien darstellt, die für durch Propeller verursachte Auskolkungen relevant sind. Es führt Wechselwirkungen zwischen Nachstrom und Sediment, Sedimenttransportprozesse, Phasen der Auskolkungsentwicklung sowie Mechanismen von eingeschränkten Strahlen ein. Darüber hinaus weist das Kapitel auf ML als ein vielversprechendes Werkzeug hin, um Auskolkungsszenarien zu behandeln, bei denen traditionelle Modelle weniger wirksam sind.

In Kapitel 3 werden die Geschwindigkeits- und Turbulenzfelder innerhalb des Propellerstrahls dargestellt. Es wird zunächst zwischen Nahfeld- und Fernfeldregionen unterschieden, anschließend werden die räumliche Entwicklung der Turbulenz, die Kontraktion des Strahls und das Auftreten von Coandă-Effekten in der Nähe von Begrenzungen beschrieben. Diese Strömungseigenschaften stehen in direktem Zusammenhang mit Sedimentmobilisierung und Erosion. Sie bilden die physikalische Grundlage für die Analyse der nachfolgenden Fallstudien zu Schiffen.

Kapitel 4 stellt die drei repräsentativen Schiffstypen vor, die in dieser Arbeit untersucht werden: ein Binnenschiff mit einem Düsenpropeller und Doppelrudern, ein RoRo-Schiff mit Verstellpropeller (CPP) und Flossenrudern sowie ein Passagierschiff mit Pod-Antrieb. Für jede Konfiguration werden das Anordnungskonzept des Antriebs und die Konstruktionsmerkmale beschrieben.

Kapitel 5 konzentriert sich auf die in der Studie verwendeten rechnerischen und theoretischen Methoden. Im Mittelpunkt stehen die Turbulenzmodellierung auf Basis der Reynolds-gemittelten Navier-Stokes-Gleichungen (RANS), die Berücksichtigung von Kavitation, die Anwendung von Panel-Verfahren sowie die Vorhersage hydroakustischer Geräusche unter Verwendung der Ffowcs-Williams-Hawkings-Methode (FWH). Des Weiteren werden in dem Kapitel die Behandlung von Wandrauheit und der Einsatz von KI zur Vorhersage von Auskolkung diskutiert.

Kapitel 6 beschreibt den Simulationsaufbau einschließlich Modellgeometrie, Datenerfassung, Betriebsbedingungen und Netzgenerierung. Diese Elemente bilden die Grundlage für die numerischen Simulationen zur Untersuchung propellerinduzierter Strömungen in Häfen.

In Kapitel 7 werden die Ergebnisse der numerischen Simulation anhand der maximalen Strömungsgeschwindigkeit im Propellerstrahl und über der Gewässersohle, des Kaiwanddrucks, des Schalldruckpegels (SPL) und der Wandschubspannung (WSS) validiert. Die CFD-Ergebnisse werden mit semi-empirischen Formeln verglichen, um die Genauigkeit zu beurteilen, während der Einfluss betrieblicher und umgebungsbedingter Parameter wie Propellerdrehzahl, Wassertiefe, Abstand zur Kaiwand, Ruderwinkel und Sohlenverformung in Kapitel 8 systematisch untersucht wird. Das Kapitel beinhaltet außerdem die modale Zerlegung der turbulenten kinetischen Energie, Korrelationsanalysen und Untersuchungen zu Wechselwirkungen zwischen Strömung und Auskolkung. Schließlich wird die Leistungsfähigkeit der KI-basierten Vorhersage der Auskolkungstiefe bewertet.

Die wichtigsten Ergebnisse der Studie werden in Kapitel 9 zusammengefasst, die kombinierte Nutzung von CFD, EFD und ML wird analysiert, wobei auf die Erfolge und Einschränkungen der angewandten Ansätze eingegangen wird.

In Kapitel 11 wird der Beitrag des Vorhabens dargestellt, einschließlich studentischer Arbeiten, Abschlussarbeiten und gemeinsamer Veröffentlichungen. Es sind weitere Veröffentlichungen geplant, in denen die wichtigsten Ergebnisse präsentiert werden.

## **1.4 Übersicht der Arbeitspakete (AP)**

Das Projekt ist in acht miteinander verknüpfte Arbeitspakete (AP) gegliedert. Das zentrale Ziel besteht darin, die Auswirkungen des Schiffspropellerstrahls auf Hafenbauwerke und den Meeresboden zu analysieren, zu modellieren und zu verringern. Nachfolgend wird ein Überblick über die einzelnen Arbeitspakete gegeben.

- **AP1:** Analyse der Art und Häufigkeit der Belastung, Datensammlung.
- **AP2:** Feldmessungen.
- **AP3:** Berechnung der Geschwindigkeits- und Druckverteilung im Propellerstrahl.
- **AP4:** Experimentelle Untersuchung der Kolkbildung.
- **AP5:** Numerische Simulation der Schiffsmanöver unter Berücksichtigung der Interaktion zwischen Propellerstrahl und Kolkbildung.
- **AP6:** Überarbeitung und Weiterentwicklung der Berechnungsformeln für die Kolkbildung
- **AP7:** Überführung der entwickelten Gleichungen in ein geschlossenes Softwaresystem
- **AP8:** Übergeordnetes Projektmanagement

Die Zusammenarbeit umfasst verschiedene deutsche Forschungsinstitute und Industriepartner: WK Consultants GmbH, Leichtweiß-Institut für Wasserbau (LWI) an der TU Braunschweig, Lübeck Port Authority, Bundesanstalt für Wasserbau (BAW) und Technische Universität Hamburg (TUHH). Das Institut für Fluidodynamik und Schiffstheorie (FDS) der TUHH konzentriert sich hauptsächlich auf die AP3 und AP5 und liefert Beiträge zu den AP1 und AP6, wie in Tab. 1 dargestellt.

**Tabelle 1:** Aufgaben der TUHH in den Arbeitspaketen des Projekts.

Arbeitspaket	Hauptaufgaben für die TUHH	Anforderungen
<b>AP1</b>	Datenanalyse & Manöverauswahl	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Auswertung von automatischen Identifikationssystemen (AIS)/Schiffsdatenschreiber (VDR) zur Bestimmung von Schiffsposition und -geschwindigkeit.</li> <li>• Analyse von Betriebsdaten des Schiffes, einschließlich der Ruder- bzw. Pod-Anstellwinkel sowie der Propellerdrehzahlen.</li> <li>• Identifizierung und Auswahl charakteristischer Manövrierphasen für die Simulation.</li> </ul>
<b>AP3</b>	Geometriemodellierung & CFD-Simulation	<ul style="list-style-type: none"> <li>• <b>AP3.1:</b> Erstellung von 3D-Schiffs- und Propulsormodellen</li> <li>• <b>AP3.2:</b> Einrichtung vergleichender Simulationen und Durchführung von RANS-basierten CFD-Analysen</li> <li>• <b>AP3.3:</b> Analyse von Geschwindigkeits- und Druckverteilungen im Propellerstrahl</li> </ul>
<b>AP5</b>	Simulationen & Validierung	<ul style="list-style-type: none"> <li>• <b>AP5.1:</b> Simulation von Schiffsmanövern mit variierender Sohlengeometrie</li> <li>• <b>AP5.2:</b> Aktualisierung der Simulationsrandbedingungen basierend auf physikalischen Änderungen</li> <li>• <b>AP5.3:</b> Implementierung gekoppelter Verfahren für hydroakustische Analysen (Kavitation, Geräusch)</li> <li>• <b>AP5.4:</b> Validierung der Ergebnisse anhand von experimentellen und Felddaten</li> </ul>
<b>AP6</b>	Unterstützung bei der Entwicklung von Kolkformeln	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Bereitstellung von Simulationsdaten zur Parametrisierung neuer Formeln</li> <li>• Unterstützung bei der Verfeinerung von Modellen für nahe der Sohle auftretende Geschwindigkeiten und Turbulenzeffekte, einschließlich Hilfe bei der empirischen Kalibrierung von Parametern</li> <li>• Validierung der verbesserten Formeln durch Vergleich mit Messdaten</li> </ul>

## 2 Kolkbildung

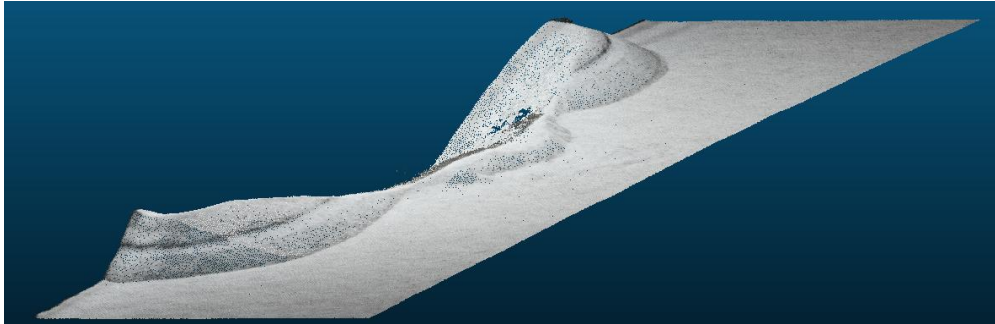
Kolkung ist ein bedeutendes Thema im Bereich der Meerestechnik, da sie Kaimauern destabilisieren, den Meeresboden zerstören und seine Form verändern kann, was Unterwasserhindernisse schafft. Strömungen, die durch die Propeller von Schiffen induziert werden, sind eine Hauptursache für Kolkung in marinen Umgebungen. Während das Antriebssystem eines Schiffes in Betrieb ist, erzeugt ein Propeller einen Strahl hoher Geschwindigkeit, der mit dem umgebenden Wasser und dem Meeresboden interagiert. Dieser Strahl ist durch die maximal auftretende Geschwindigkeit im Propellerstrahl charakterisiert. Die Geschwindigkeit des Strahls verringert sich mit zunehmender Ausbreitung und Energiedissipation an das umgebende Wasser. Wenn der Strahl auf den Seeboden trifft, entsteht eine lokal begrenzte Zone mit hoher Turbulenz und Druckschwankungen, die zum Sedimenttransport führen. Dieser Prozess ist besonders intensiv, wenn Schiffe bei niedrigen Geschwindigkeiten manövrieren, da unter diesen Bedingungen stärkere abwärts gerichtete Strömungen entstehen, die direkt auf den Gewässerboden wirken. Die Stärke des Strahls hängt von weiteren Faktoren ab, wie Schubbeiwert und Abstand zwischen Schiffsboden und Gewässersohle, welche wiederum die Intensität und räumliche Ausdehnung der Kolkbildung erheblich beeinflussen.[12].

Die durch Antriebssysteme verursachte Kolkung umfasst die Aufnahme, den Transport und die Ablagerung von Sedimenten. Überschreitet die Schubspannung des Propellerstrahls die kritische Bodenschubspannung, werden Sedimentpartikel aufgewirbelt. Dies führt zur Entstehung von Kolklöchern im Bereich hinter dem Propeller. Tiefe und Form dieser Löcher hängen von Sedimenteigenschaften wie Korngröße, Wassertiefe, Propellergröße und Manövrierbedingungen ab.

Der Kolkungsprozess verläuft über die Zeit und folgt in der Regel einem typischen Muster. Zu Beginn kommt es zu einer Phase intensiver Bodenerosion durch den plötzlichen Anstieg der Strömungsgeschwindigkeit und Turbulenz am Boden. Sediment wird schnell entfernt und ein deutliches Kolkloch bildet sich hinter dem oder um das betroffene Gebiet. Bleiben die erosiven Kräfte bestehen, wird das Loch ausgeprägter; seine Form wird durch lokale Strömungsmuster und Sedimenteigenschaften bestimmt. Diese Anfangsphase geht in eine Periode mit reduzierter Erosionsrate über. In dieser Zeit beginnt sich die Kolklochform zu stabilisieren, und Sedimenttransportprozesse kommen vorübergehend ins Gleichgewicht. Danach folgt eine längere Phase, in der Kolkungstiefe und Geometrie sich nur noch geringfügig ändern. Mit der Zeit nähert sich die Kolkentwicklung dem Gleichgewicht, die Veränderungen werden minimal, da sich die gegenläufigen Kräfte des Erosions- und Widerstandsprozesses einpendeln.

In begrenzten Bereichen ist die genaue Erfassung spezieller Zonen, insbesondere der Zone der Strömungsentwicklung (ZFE) und der Zone der etablierten Strömung (ZEF), sehr herausfordernd. Die Analyse von Propellerstrahlen wurde vorrangig für freie Strahlausbreitung entwickelt. Strahlen in begrenzten Räumen wie nahe an Kaimauern weisen jedoch andere

Kolkungsmuster auf, da die Nähe zur Wand zusätzliche Eckströmungen erzeugt [7]. Ferner haben experimentelle Untersuchungen gezeigt, dass die ausgeprägten Kolkungseffekte von Zweischraubenanlagen durch die komplexen kombinierten Strömungsfelder der beiden interagierenden Strahlen entstehen, insbesondere wenn diese auf eine Kaimauer gerichtet sind. Diese Effekte führen zu deutlich größerer Kolkungstiefe und einem größeren betroffenen Bereich des Meeresbodens als bei Einschraubern [13], [14]. Abb. 1 zeigt die vom LWI mittels Struktur-aus-Bewegung (SfM)-Fotogrammetrie erfasste Entwicklung des Kolks, die infolge des gleichzeitigen Betriebs beider Querstrahler in unmittelbarer Nähe der vertikalen Wand entstanden ist.



**Abbildung 1:** Kolkgeometrie in einem Bugstrahlerexperiment (LWI).

Vorhersagemodelle zur Abschätzung der Kolkungstiefe basieren traditionell auf empirischen Formeln aus Laborversuchen. Zur Abschätzung der maximalen Kolkbildung, bei welcher ein Gleichgewicht entsteht, berücksichtigen diese Modelle Parameter wie die densimetrische Froude-Zahl, die maximale Geschwindigkeit im Propellerstrahl und den Abstand zwischen Schiffsboden und Gewässersohle [15], [16]. Allerdings stellt die genaue Messung der maximalen Geschwindigkeit im Propellerstrahl eine Herausforderung dar, und die Anwendbarkeit empirischer Ansätze ist durch Maßstabeffekte eingeschränkt, die eine genauere Abbildung des Kolkungsprozesses erschweren können. Physikalisch basierte Modelle wurden entwickelt, die sowohl den Einfluss der Turbulenz als auch das Einsetzen des Sedimenttransports berücksichtigen, um die Vorhersagegenauigkeit zu verbessern [12].

Zahlreiche Studien haben KI-Modelle zur Vorhersage der durch turbulente Strömungen verursachten Kolkungstiefe eingesetzt [17], [18]. Die Ergebnisse belegen, dass Methoden des maschinellen Lernens präzise und effiziente Prognosen ermöglichen. Die gezielte Anwendung von KI-Modellen zur Vorhersage propellerinduzierter Kolkungstiefen befindet sich jedoch noch in einem frühen Forschungsstadium.

### 3 Strömungseigenschaften

Das Geschwindigkeitsfeld innerhalb eines Propellerstrahls ist ein komplexes, dreidimensionales Strömungsfeld, das durch axiale Beschleunigung, Wirbelbewegung und turbulente Durchmischung geprägt ist. Diese Eigenschaften sind grundlegend für die Analyse hydrodynamischer Wechselwirkungen sowie der propellerinduzierten Effekte im Hinblick auf Hafenumgebungen.

Die Impulstheorie besagt, dass in der Propellerebene ein Drucksprung entsteht, der die axiale Geschwindigkeit stromabwärts erhöht. Aufgrund der Massenerhaltung führt diese Zunahme der axialen Geschwindigkeit zu einer Kontraktion des Strahls, wodurch sein Querschnitt verringert wird. Starke Durchmischung mit der den Strahl umgebenden Strömung erzeugt hohe Geschwindigkeitsgradienten in diesem Gebiet. Die Turbulenzintensität ist ein wichtiger Parameter zur Quantifizierung der Durchmischungsprozesse und zur Bewertung der Ausbreitung des Strahls.

Der Propellerstrahl wird typischerweise in zwei Bereiche unterteilt [1]:

- Nahfeld: Gekennzeichnet durch Beschleunigung, mit minimaler Diffusion.
- Fernfeld: Gekennzeichnet durch Diffusion, wobei die Beschleunigungseffekte abnehmen.

Die Strahlgeschwindigkeit hinter dem Propeller kann durch die maximal auftretende Geschwindigkeit charakterisiert werden, welche die induzierte Geschwindigkeit an der Übergangsebene zwischen Strahlkontraktion und -expansion darstellt (siehe Abb. 2). Im Fernfeld nimmt die Geschwindigkeit entlang der Strahlachse mit zunehmender Entfernung allmählich ab und nähert sich im Bereich der Kaimauer dem Nullpunkt. Messungen zeigen, dass die turbulente kinetische Energie (TKE) in den radialen Randbereichen des Strahls, wo Wirbelablösungen und turbulente Diffusion auftreten, ihren Höchstwert erreicht [19]. Diese Turbulenz bestimmt die räumliche Ausdehnung des Strahls und fördert die Durchmischung, wodurch eine Einbeziehung der Umgebungsströmung und eine seitliche Ausbreitung des Strahls begünstigt werden.

In einem horizontal begrenzten Bereich interagiert die diffuse turbulente Strömung mit dem Seeboden und erzeugt Schubspannungen an der Sohle. Experimentelle und numerische Ergebnisse zeigen übereinstimmend, dass eine erhöhte Geschwindigkeit im Propellerstrahl die Kolkbildung beschleunigt, die maximale Kolktaiefe vergrößert und das Muster der Sedimentablagerung stromabwärts verändert. In der Nähe einer horizontalen Grenzfläche induziert der Coandă-Effekt eine Asymmetrie des Strahls, was zu einer ungleichmäßigen Verteilung sowie zu erhöhter Turbulenz auf der dem Untergrund zugewandten Seite führt (siehe Abb. 3). Im Propellerstrahl wird eine vergleichsweise geringere Reynoldsspannung beobachtet als in Fällen mit größerem Abstand zwischen Schiffsboden und Gewässersohle. Dies deutet darauf

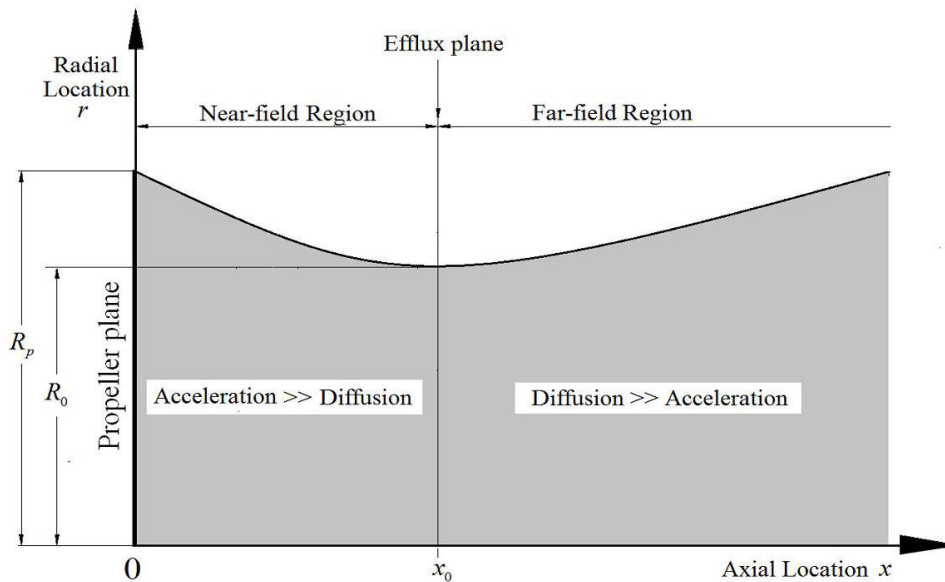


Abbildung 2: Eigenschaften des Propellerstrahls [1].

hin, dass der Impulstransfer abgeschwächt wird, da sich die Strahlausdehnung infolge der Grenzflächeneffekte verringert [2].

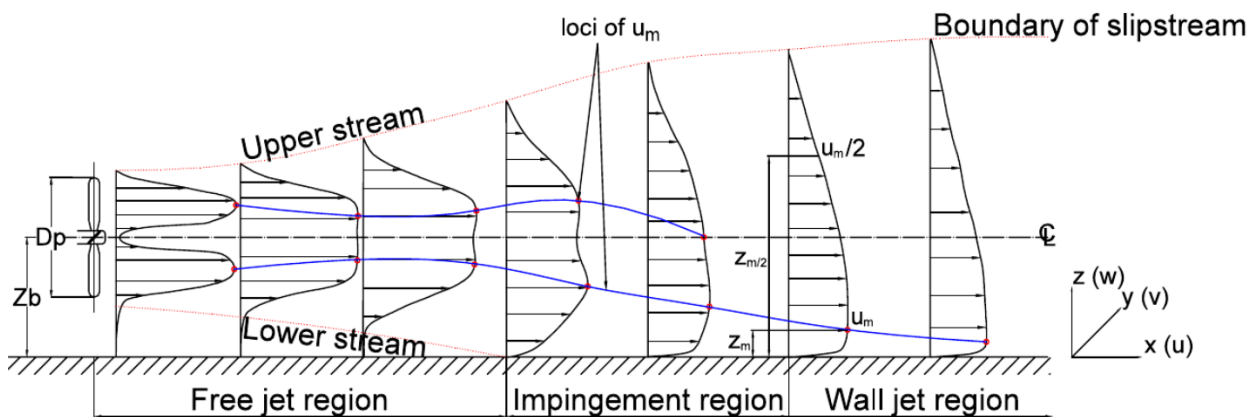


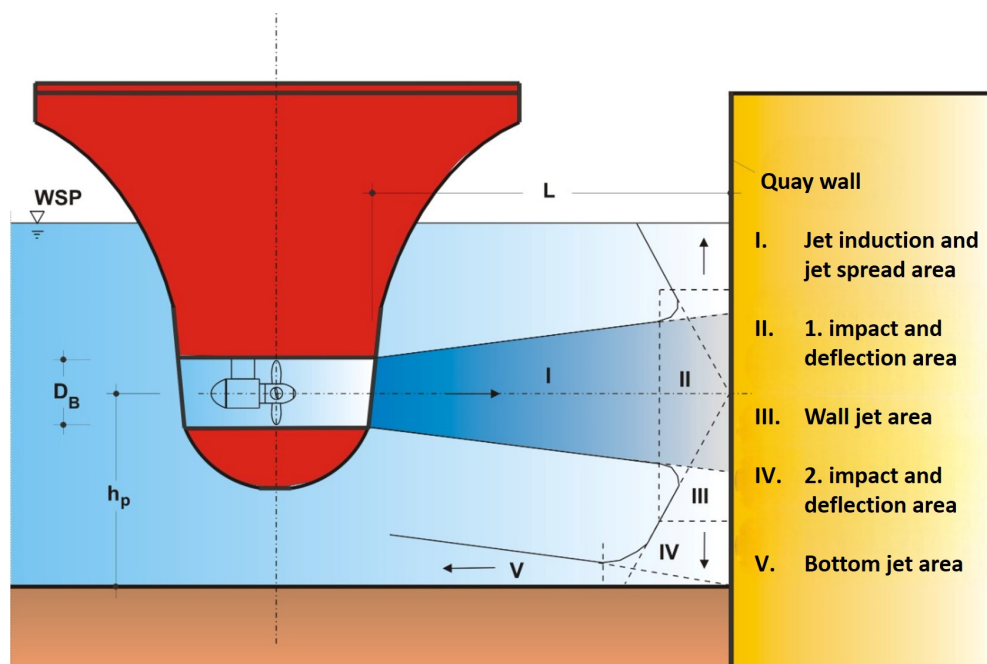
Abbildung 3: Eigenschaften des eingeschränkten Propellerstrahls [2].

Trifft der Propellerstrahl auf die vertikale Kaimauer, teilt er sich in zwei Strahlen auf, die sich entlang der Wand ausbreiten und durch die Begrenzungen oben und unten ein Wirbelpaar bilden. Die Entwicklung des auftreffenden Strahls wird durch die Wechselwirkung zwischen Strahldiffusion, die zu einer Selbstausbreitung führt, und dem Wandhindernis, das eine erzwungene Verbreitung induziert, bestimmt. Diese Wechselwirkung prägt das Strahldynamikverhalten nahe der Wand [19].

Schmidt [3] unterteilt den Propellerstrahl in fünf Regionen (siehe Abb. 4). Die Umwandlung zwischen kinetischer (Strahlgeschwindigkeit) und Druckenergie stellt einen entscheidenden Aspekt des Interaktionsprozesses dar. Wenn der Strahl beim Auftreffen auf die Kaimauer vertikal in Richtung Hafenboden umgeleitet wird, wandelt sich die kinetische Energie in

Druck um. Beim Auftreffen auf den Boden erfolgt erneut eine Umwandlung von Druck zurück in kinetische Energie. Die maximale Geschwindigkeit, die in Zone V (siehe Abb. 4) beobachtet wird, ist ein wichtiger Parameter für die Beurteilung der Erosionsstabilität der Gewässersohle.

Die tangentielle Geschwindigkeitskomponente über der Hafensohle beeinflusst unmittelbar die Schubspannung an der Gewässersohle, die wiederum den entscheidenden Auslöser für das Eintreten des Transports von Sedimentpartikeln bildet. Wenn die tangentielle Geschwindigkeitskomponente der Strömung in Bodennähe einen kritischen Schwellenwert erreicht, genügt die daraus resultierende Schubspannung an der Gewässersohle, um die Haftungskräfte des Sediments zu überwinden und Erosion auszulösen.



**Abbildung 4:** Einteilung des Strömungsfeldes des Propellerstrahls in fünf Zonen [3].



## 4 Untersuchte Schiffe

In diesem Projekt werden numerische Simulationen für drei Schiffstypen mit unterschiedlichen Antriebssystemen durchgeführt: ein Binnenschiff mit Düsenpropeller und Doppelruder, ein RoRo-Schiff mit einer Kombination aus Verstellpropellern und Flossenrudern sowie ein Passagierschiff mit Pod-Antrieb. Eine Übersicht der untersuchten Schiffe ist in Abb. 5 dargestellt.

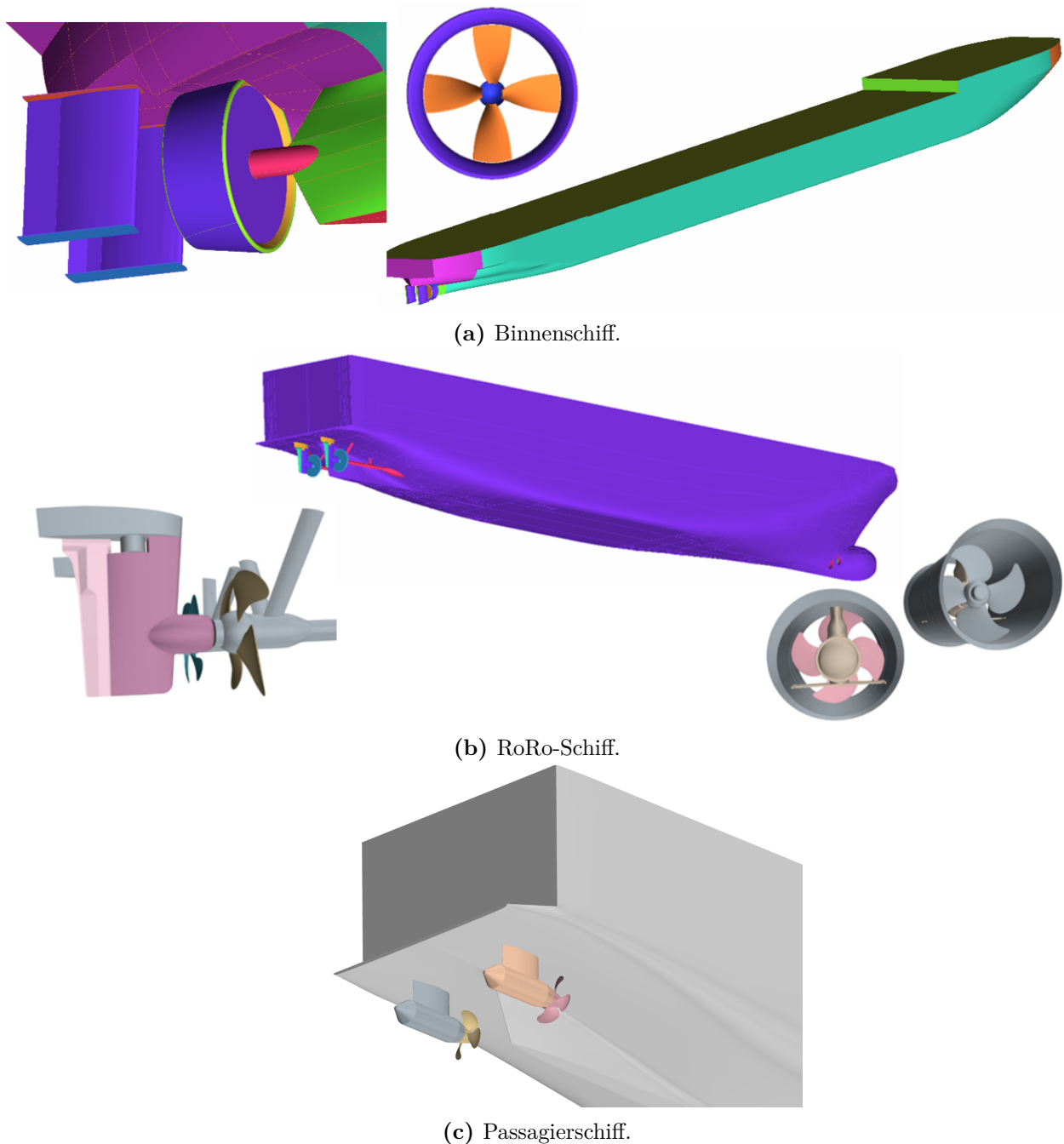
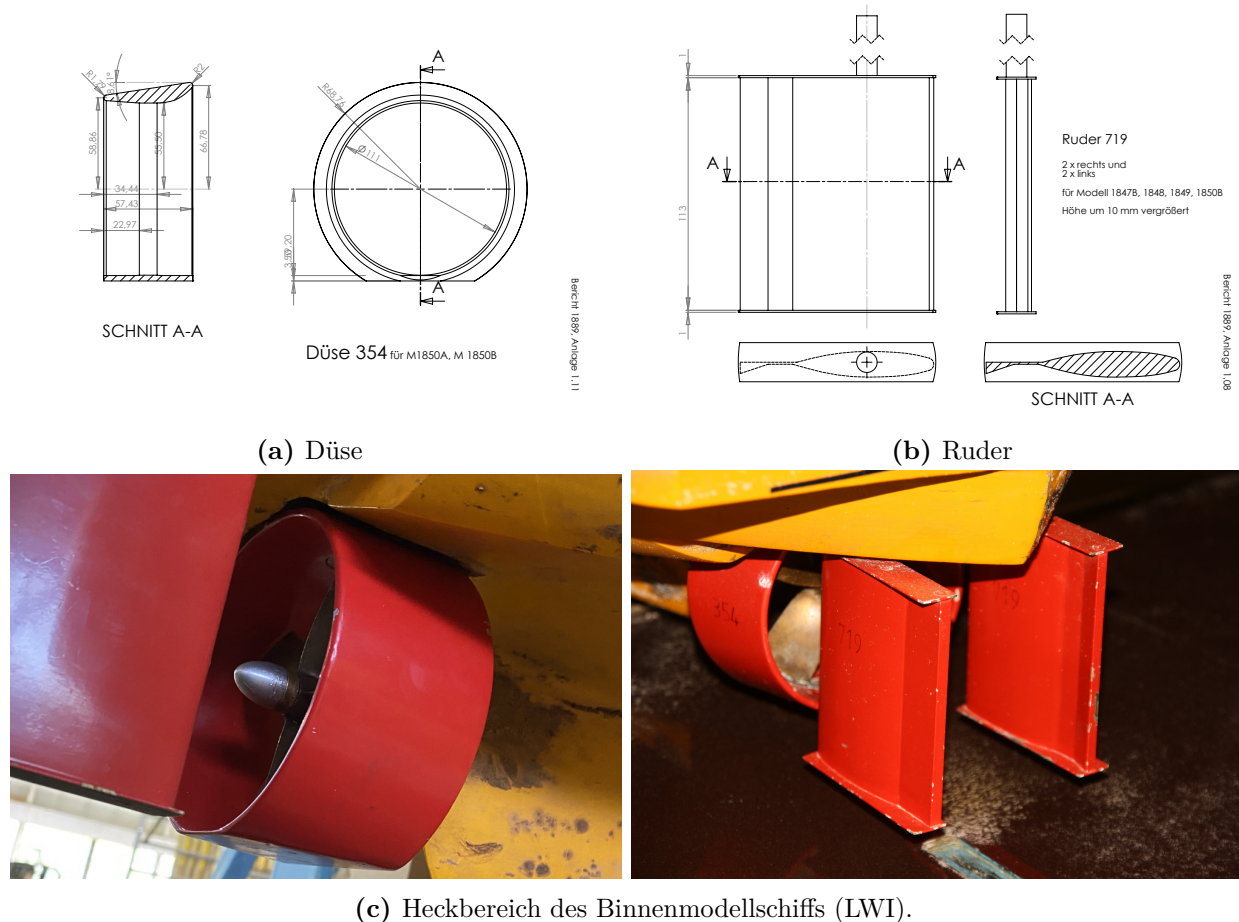


Abbildung 5: Übersicht der untersuchten Schiffe.

## 4.1 Binnenschiff

Binnenschiffe setzen häufig Düsenpropeller ein, um die Antriebseffizienz besonders bei niedrigen Geschwindigkeiten zu steigern. Für die Versuche wurde das Modell eines großen Binnenschiffes im Maßstab 1 : 16 gebaut und mit einem Kaplan-Propeller (Durchmesser 110 mm, Flächenverhältnis 0,55, Typ Ka-455) ausgestattet. Die Rumpfgeometrie des Originalschiffes wurde vom LWI als computergestützte Design-(CAD-)Datei bereitgestellt. Ruder- und Düsengeometrien wurden anhand von technischen Zeichnungen rekonstruiert und enthalten Merkmale wie Trimmklappen und Endplatten (siehe Abb. 6). Die Propellergeometrie wurde auf Basis der Definition des Flügelprofils gemäß [20] erzeugt.



**Abbildung 6:** Merkmale des Hauptantriebssystems des Binnenschiffes.

Die Auftriebskraft der Ruder ist von zwei Effekten abhängig. Bei einzelnen Rudern wird über den Anstellwinkel des Profils Auftrieb erzeugt, während bei Doppelludern zusätzlich der Strahl wie in einer Düse umgelenkt wird.

Die Doppelluder können oft mehr als doppelt so hohe Querkräfte wie einzelne Ruder erzeugen. Sie werden häufig zur Verbesserung der Manövrierfähigkeit verwendet [21]. An der oberen und unteren Ruderseite sind Endplatten angebracht, um die Strömung von der Druckseite zur Saugseite zu verhindern und somit die Ruderauftriebskraft zu erhöhen.

Die Propellerdüse ist zum Teil in den Boden des Rumpfes integriert, wodurch größere Propellerdurchmesser möglich sind. Die Unterseite der Düse ist abgeflacht, um das Risiko von Beschädigungen bei Grundberührungen zu minimieren.

## 4.2 RoRo-Schiff

Für die Untersuchung des RoRo-Schiffs werden die Schwesterschiffe Finnbreeze und Finntide herangezogen, die von Finnlines betrieben werden [22]. Das in Abb. 7 dargestellte Schiff verfügt über ein konventionelles Antriebssystem mit zwei Verstellpropellern und zwei Flossenrudern sowie über zwei Bugstrahler im vorderen Schiffsbereich.

Die Propeller der Bugstrahler, bei denen es sich ebenfalls um Verstellpropeller handelt, werden in der Regel gemeinsam betrieben, insbesondere bei komplexen Manövern. Beim Betrieb unter moderaten Bedingungen kann hingegen ein einzelner Bugstrahler für kleinere Kurskorrekturen ausreichend sein. Beide Propeller sind jeweils an einem Drittel der Länge ihrer Tunnel angeordnet, wobei der weiter achtern befindliche Propeller nach Backbord und der vordere nach Steuerbord versetzt ist. Zur Minimierung abgelöster Strömung sind Verkleidungen an den Tunneleingängen installiert. Zusätzlich wird, wie von Brix empfohlen [23], ein passiver Druckausgleichstunnel verwendet. Beide Bugstrahler befinden sich bei etwa 95% der  $L_{pp}$  vom achterlichen Lot aus gemessen. Der horizontale und vertikale Abstand zwischen den Tunnelmitten beträgt  $1,4D_T$  bzw.  $0,6D_T$ .

Um das Risiko von Nebenwirbelkavitation sowie Kavitation am Ruder zu minimieren, ist das Ruder mit einer Costa-Birne und einer verdrehten Vorderkante ausgestattet. Zur Verbesserung der Manövrierfähigkeit wurde ein Flossenruder-Entwurf implementiert [24], siehe Abb. 7d. Die Flosse des Ruders nimmt einen höheren, meist doppelt so großen Anstellwinkel wie das Hauptblatt des Ruders ein, wobei ein festes Verhältnis zwischen Ruder- und Flossenwinkel beibehalten wird.

Die Spezifikationen des Schiffes sind in Tab. 2 aufgeführt.

Die Geometrie wurde anhand eines Linienrisses der Finnbreeze (siehe Abb. 7c) erstellt, und das Rumpfmmodell wurde mit Freeship, einem Vorgänger-Programm von DELFTship [25], generiert. Dabei handelt es sich um ein von der TU Delft entwickeltes Schiffsentwurfprogramm.

**Tabelle 2:** Spezifikation der Finnbreeze

$L_{pp}$ [m]	199,2
$T_{\text{Entwurf}}$ [m]	6,80
$D_p$ [m]	5,00
$n_p$ [ $\text{min}^{-1}$ ]	132
$D_T$ [m]	2,00
$n_T$ [ $\text{min}^{-1}$ ]	307
$v_{\text{Entwurf}}$ [kn]	20

**Tabelle 3:** Positionen der Tunnelmittelpunkte.

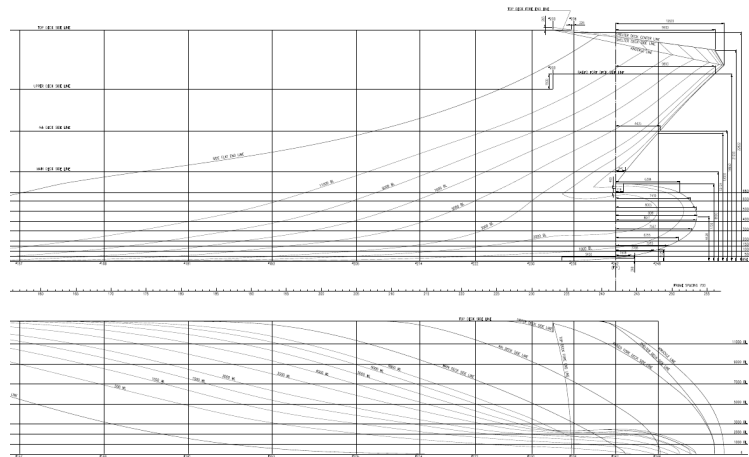
Bezeichnung	Längsabstand	Vertikalabstand vom Kiel
BT1	$94,2\%L_{pp}$	$32,4\%T_{\text{Design}}$
BT2	$95,6\%L_{pp}$	$49,4\%T_{\text{Design}}$



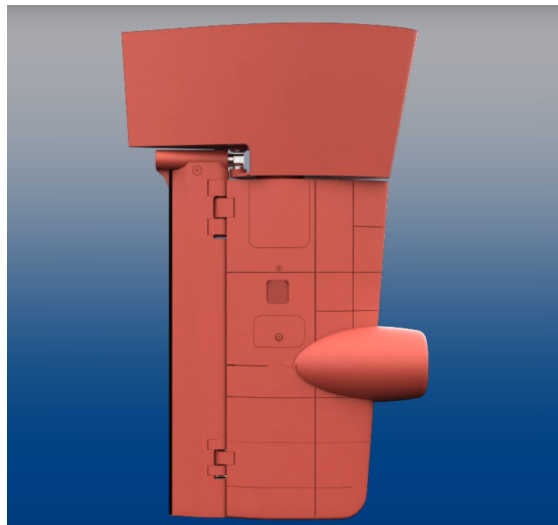
(a) Finntide in Travemünde.



(b) Bugstrahlruder.



(c) Liniendruss.



(d) Flossenruder.

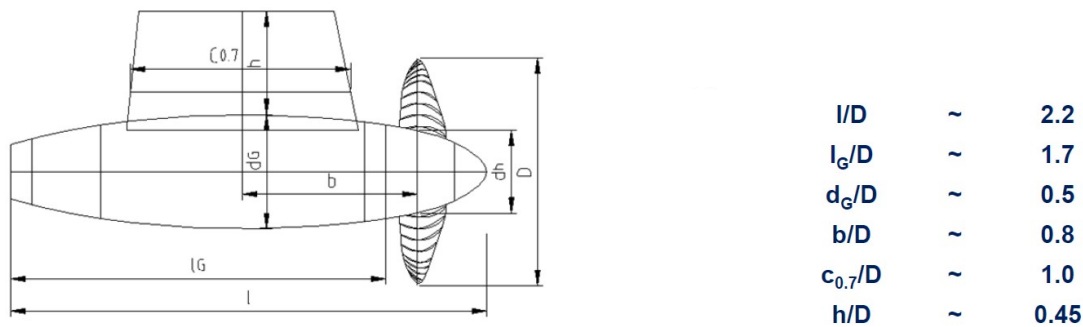
**Abbildung 7:** Merkmale des RoRo-Schiffes.

### 4.3 Passagierschiff

Das Passagierschiff verfügt über ein Pod-Antriebssystem in Zugkonfiguration, bei dem der Propeller vor der Gondel angeordnet ist. Diese Anordnung ermöglicht es dem Propeller, in einem gleichmäßigeren Nachstromfeld zu arbeiten, und reduziert das Risiko von Kavitation an den Flügeln. Die Schubrichtung wird durch Drehen der Gondel gesteuert, wodurch auf ein konventionelles Ruder verzichtet werden kann.

Die Gondelgeometrie beruht auf dem in der Vorlesung „Spezielle Gebiete der Schiffspropulsion“, präsentierten Entwurf [4] und wurde durch ergänzende Parameterstudien zum Pod-Antrieb weiter verfeinert [26], [27]. Da für das betrachtete Passagierschiff keine spezifischen Rumpfdaten vorliegen, erfolgt die Analyse unter Verwendung der Rumpfgeometrie des RoRo-Schiffes.

Während das RoRo-Schiff mit einer Verstellpropelleranlage ausgestattet ist, verfügt das Pod-Antriebssystem über eine Festpropellerkonfiguration. Die Schubregelung erfolgt durch Anpassung der Propellerdrehzahl anstelle einer Variation der Flügelsteigung. Dieses Antriebssystem wurde ausgewählt, um das Strömungsverhalten in beschränkten Fahrgebieten wie in Häfen mit dem konventionellen Antriebssystem des RoRo-Schiffes zu vergleichen.



**Abbildung 8:** Pod-Antrieb mit typischen Abmessungen. [4]

## 5 Numerische Modellierung

In diesem Kapitel werden Rechenmethoden zur Simulation der Strömungseigenschaften um Propeller, Schiffsrümpfe und Manövrierorgane vorgestellt. Der Einfluss der Oberflächenrauheit auf die Wandschubspannung (WSS) wird untersucht. Die Modellierung der kavitierenden Strömung erfolgt mithilfe multiphasiger Strömungsansätze. Methoden zur akustischen Vorhersage basierend auf der FWH-Gleichung werden im Hinblick auf die Ausbreitung von Unterwasserschall eingesetzt. Schließlich werden maschinelles Lernen (ML)-Verfahren zur Vorhersage der Kolkungstiefe eingeführt.

### 5.1 Berechnung der turbulenten Strömung

Die Berechnung der turbulenten Strömung erfolgt mithilfe der RANS-Gleichungen für ein inkompressibles Newtonsches Fluid. Die Finite-Volumen-Methode (FVM) wird für die Diskretisierung des Rechengebiets in Kontrollvolumina verwendet, in denen die integralen Erhaltungsgleichungen für jedes Volumen gelöst werden. Die RANS-Gleichungen lauten:

$$\rho \frac{\partial U_j}{\partial x_j} = 0, \quad (1a)$$

$$\rho \frac{\partial U_i}{\partial t} + \rho \frac{\partial}{\partial x_j} (U_i U_j) = - \frac{\partial p}{\partial x_j} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \mu_{\text{eff}} \left( \frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \right] + S_M, \quad (1b)$$

wobei  $S_M$  die äußere Kraft ist und  $\mu_{\text{eff}} = \mu + \mu_t$  die effektive Viskosität darstellt, die aus einer laminaren und einer turbulenten Komponente besteht.

Turbulenzgrößen sind definiert als:

$$k = \overline{u'_i u'_i} / 2 \quad \left[ \frac{\text{m}^2}{\text{s}^2} \right], \quad (2a)$$

$$\epsilon = \nu \overline{\frac{\partial u'_i}{\partial x_j} \left( \frac{\partial u'_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u'_j}{\partial x_i} \right)} \quad \left[ \frac{\text{m}^2}{\text{s}^3} \right], \quad (2b)$$

$$\omega = \epsilon / k \quad \left[ \text{s}^{-1} \right], \quad (2c)$$

wobei ' Schwankungen gegenüber den Mittelwerten bezeichnet.

Die turbulente Viskosität wird modelliert als:

$$\mu_t = \frac{\rho a_1 k}{\max(a_1 \omega, S F_2)}, \quad (3)$$

wobei  $S = \sqrt{2S_{ij}S_{ij}}$  die Größe der Deformationsrate ist.  $F_2$  variiert dabei im Wert von der Grenzschicht ( $F_2 = 1$ ) zur freien Scherströmung.  $a_1$  verbessert die Genauigkeit der Strömungsberechnung in dem Gebiet, in welchem Ablösung auftritt. In der Regel führt

Oberflächenrauheit zu einer Zunahme der Turbulenzintensität, was wiederum eine höhere Wandschubspannung zur Folge hat. In der CFD-Simulation können die Auswirkungen der Oberflächenrauheit berücksichtigt werden, indem Rauheitsparameter in Turbulenzmodelle aufgenommen oder die Rauheitseffekte direkt mit DNS aufgelöst werden [28].

Im Allgemeinen wird angenommen, dass der Einfluss der Oberflächenrauheit auf die gemittelte Strömung nur die innere Schicht betrifft, während die äußere Schicht weitgehend unbeeinflusst bleibt [29]. Auf der Grundlage dieser Annahme wurden Modelle für die mittlere Strömung oberhalb von rauen Oberflächen entwickelt, die auf bestehenden Modellen für Strömungen an glatten Wänden basieren. Abb. 9 zeigt einen Vergleich der mittleren Geschwindigkeitsprofile der inneren Schicht für glatte und raue Wände. Für raue Oberflächen weist das mittlere Geschwindigkeitsprofil eine Abwärtsverschiebung auf, die als  $\Delta U^+$  bezeichnet wird, relativ zu dem Geschwindigkeitsprofil an einer glatten Wand. Die Rauheitsfunktion  $\Delta U^+$  hängt von der Rauheits-Reynoldszahl  $k_s^+$  ab, die durch die äquivalente Höhe der Sandkornrauheit charakterisiert wird. Der Modellierungsansatz für diesen Parameter ist im STAR-CCM+ User Guide beschrieben und entspricht der in STAR-CCM+ implementierten Nikuradse-Rauheitsfunktion [30] (siehe Abb. 10).

Es ist zu beachten, dass die Abnahme von  $\Delta U^+$  nicht auf eine Verringerung der Geschwindigkeit in der Zelle hinweist, welche der Wand benachbart ist, da  $\Delta U^+$  eine dimensionslose Größe ist. Vielmehr ergibt sich eine Abnahme von  $\Delta U^+$  aus einer Zunahme der Wandschubspannung  $\tau_w$  oder der Schergeschwindigkeit  $U_\tau$ , wie in Gl. 4 beschrieben. In der numerischen Modellierung wird die physikalische Geometrie der Oberflächenrauheit in den wandnahen Zellen nicht direkt aufgelöst. Stattdessen werden die Effekte der Rauheit über empirische Korrelationen in die Wandfunktionen integriert. Liegt das Zentrum der ersten Zelle innerhalb der äquivalenten Höhe der Sandkornrauheit, verletzt dies die Annahmen, auf denen der Wandfunktionsansatz basiert. Diese Verletzung kann zu ungenauen Vorhersagen des Geschwindigkeitsprofils und der Wandschubspannung führen. Daher sollte zur Gewährleistung der Gültigkeit der Wandfunktionsmodelle und der korrekten Darstellung der Rauheitseffekte in CFD-Simulationen die Höhe der ersten Zelle größer als die äquivalente Sandrauheit sein [31].

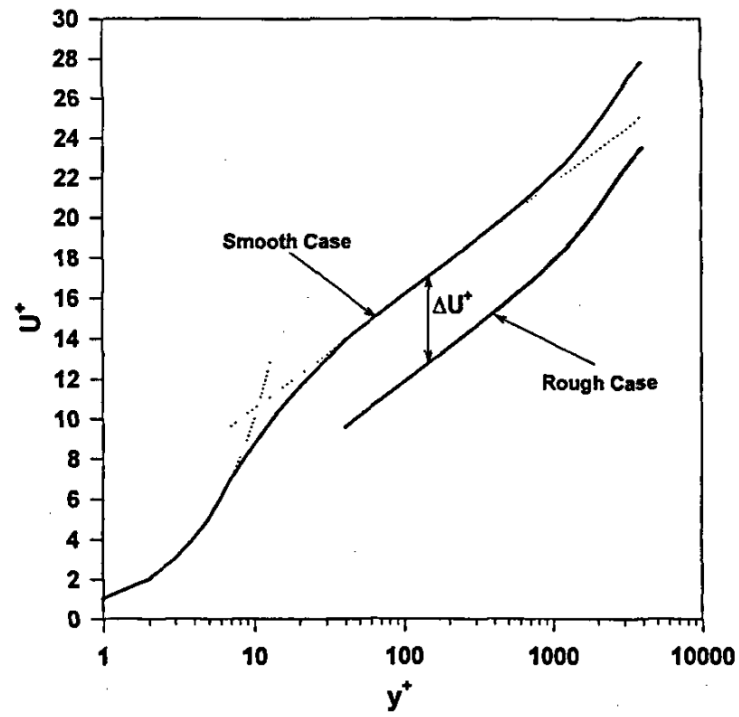


Abbildung 9: Einfluss der Rauheit auf das Wandgesetz [5].

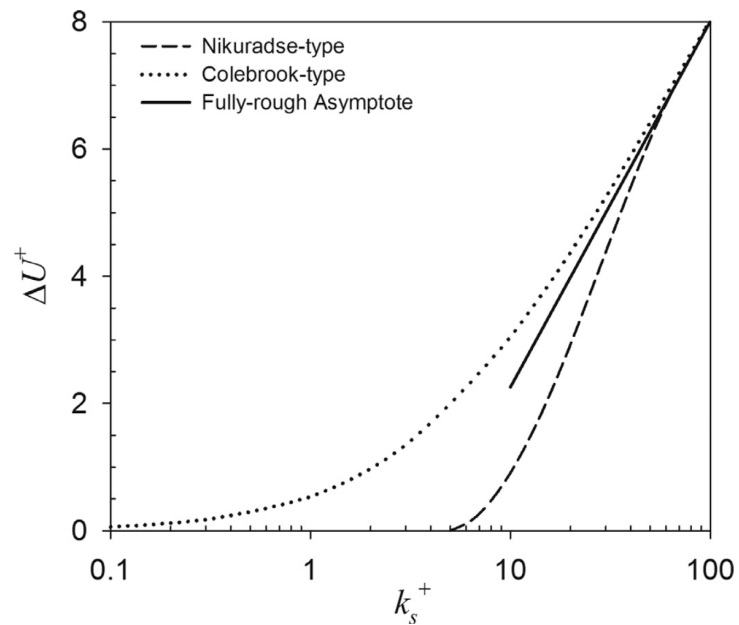


Abbildung 10: Die Rauheitsfunktion ( $\Delta U^+$ ) in Abhängigkeit von der Rauheits-Reynoldszahl ( $k_s^+$ ) für Rauheiten nach Nikuradse- und nach Colebrook-Typ [6].

$$U^+ = \frac{U}{U_\tau}, \quad (4a)$$

$$\tau_w = \rho U_\tau^2, \quad (4b)$$

$$y^+ = \frac{y U_\tau}{\nu}, \quad (4c)$$

$$U_\tau = \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}}. \quad (4d)$$

## 5.2 Kavitationsmodellierung

Der Einfluss einer zunehmenden Anzahl von Dampfblasen in der Flüssigphase kann durch einen spezialisierten Quellterm in der Kontinuitätsgleichung dargestellt werden. Es wird angenommen, dass alle Phasen identische Geschwindigkeits- und Druckfelder teilen.

Für ein Zweiphasensystem, das aus Dampf (Dichte  $\rho_v$ ) und Flüssigkeit (Dichte  $\rho_l$ ) besteht, haben die einzelnen Phasen unterschiedliche Volumenanteile  $\alpha_l$  und  $\alpha_v$ . Die Mischungsdichte wird definiert als:

$$\rho_m = \rho_l \alpha_l + \rho_v \alpha_v. \quad (5)$$

Da die Mischungsdichte nicht konstant ist, werden Dichteänderungen in der Kontinuitätsgleichung berücksichtigt:

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \frac{\partial \rho_m U_i}{\partial x_i} = 0. \quad (6)$$

Das Einsetzen von Gl. 5 in Gl. 6 ergibt:

$$\underbrace{\frac{\partial \rho_l \alpha_l}{\partial t} + \frac{\partial \rho_l \alpha_l U_i}{\partial x_i}}_{:=\dot{S}_c} = - \underbrace{\left( \frac{\partial \rho_v \alpha_v}{\partial t} + \frac{\partial \rho_v \alpha_v U_i}{\partial x_i} \right)}_{:=\dot{S}_v}. \quad (7)$$

Um das Gleichungssystem zu schließen, müssen die Quellterme  $\dot{S}_c$  oder  $\dot{S}_v$  berechnet werden. Diese Terme werden aus der Rayleigh-Plesset-Gleichung abgeleitet, wobei sich die Kavitationsmodelle in ihrer Formulierung unterscheiden. Für das Schnerr-Sauer-Kavitationsmodell [32] gilt:

Kondensation ( $p > p_v$ ):

$$\dot{S}_c = C_c \frac{\rho_v \rho_l}{\rho_m} \alpha_v (1 - \alpha_v) \frac{3}{R_B} \sqrt{\frac{2(p - p_v)}{3 \rho_l}}. \quad (8)$$

Verdampfung ( $p < p_v$ ):

$$\dot{S}_v = C_v \frac{\rho_v \rho_l}{\rho_m} \alpha_v (1 - \alpha_v) \frac{3}{R_B} \sqrt{\frac{2(p_v - p)}{3 \rho_l}}. \quad (9)$$

Hierbei sind  $C_c$  und  $C_v$  empirische Koeffizienten für Kondensation bzw. Verdampfung.

### 5.3 Potenzialströmungsmodellierung

Für die Durchführung der numerischen Berechnungen der Potentialströmung wurde die Randelementmethode *panMARE* verwendet, in der die Simulation einer reibungsfreien, wirbelfreien und inkompressiblen Strömung erfolgt. Nach der Potentialtheorie ergibt sich das Geschwindigkeitsfeld  $\vec{v}(x, y, z, t)$  als Gradient  $\nabla\Phi$  eines Geschwindigkeitspotentials  $\Phi(x, y, z, t)$ . Die Kontinuitätsgleichung führt auf die lineare Laplace-Gleichung für das Fluidgebiet:

$$\Delta\Phi = \nabla^2\Phi = 0. \quad (10)$$

Aufgrund der Linearität der Laplace-Gleichung kann das Geschwindigkeitspotenzial in der Randelementmethode als Summe verschiedener Komponenten dargestellt werden:

- Induziertes Potential  $\Phi_I$ , beschreibt die durch den Körper erzeugte Strömungsstörung.
- Externes Potential  $\Phi_E$ , repräsentiert Einflüsse äußerer Quellen wie Wellenorbitalbewegungen oder den Nachstrom eines Schiffes.
- Bewegungs-Potential  $\Phi_M$ , berücksichtigt die Auswirkungen der Körpergeschwindigkeit, einschließlich Schiffsgeschwindigkeit oder Propellerrotation.

Dies lässt sich wie folgt zusammenfassen::

$$\Phi = \Phi_I + \Phi_E - \Phi_M. \quad (11)$$

Unter Verwendung der zweiten Greenschen Identität wird das Volumenintegral in ein Flächenintegral umgewandelt:

$$\int_V \Delta\Phi dV = \int_S (\Phi_1 \nabla\Phi_2 - \Phi_2 \nabla\Phi_1) \cdot \vec{n} dS, \quad (12)$$

wobei  $\vec{n}$  der Flächennormalenvektor ist. Dadurch kann sich die Simulation ausschließlich auf die Diskretisierung der Randflächen des Fluidvolumens konzentrieren.

Das induzierte Potential muss im Fernfeld verschwinden:  $\lim_{r \rightarrow \infty} \nabla \Phi_I = 0$ . Diese Bedingung wird erfüllt durch den Ansatz  $\Phi_1 = \frac{1}{|\vec{r} - \vec{r}_0|}$  und  $\Phi_2 = \mu$ , wobei gilt:

$\mu$  bezeichnet die Dipolstärke.  $\sigma = \nabla \mu \cdot \vec{n}$  bezeichnet die Quellstärke.

Die Randflächen des Fluidgebiets werden in Paneele diskretisiert. Jedem Paneel werden konstante Dipol- ( $\mu$ ) und Quellstärke ( $\sigma$ ) zugewiesen, die durch die Randbedingungen wie u. a. die Kutta-Bedingung bestimmt werden.

Schließlich wird der Druck auf den Körper und innerhalb des Fluids mithilfe der instationären Bernoulli-Gleichung berechnet, die aus dem resultierenden Potential hergeleitet wird:

$$\frac{\partial \Phi}{\partial t} + \frac{1}{2} \nabla \Phi \cdot \nabla \Phi + \frac{p - p_{\text{ref}}}{\rho} + gz = 0. \quad (13)$$

## 5.4 Akustische Modellierung

Die Ausbreitung hydroakustischer Schallwellen im Fernfeld wird mit der FWH-Gleichung berechnet, die aus einer inhomogenen Wellengleichung abgeleitet ist und die Bewegung fester Körper im Fluid berücksichtigt. Der hydroakustische Schalldruck  $p'$  setzt sich zusammen aus:

- $p'_T$  (Monopolquelle): Der Schalldruckanteil, der aus dem Verdrängungseffekt resultiert, entsteht durch die Verlagerung des Fluids infolge der Bewegung und Geometrie eines Körpers. Diese Quelle wird als Monopolquelle modelliert und steht in direktem Zusammenhang mit der Flächengeschwindigkeit des Körpers in Normalenrichtung zur Strömung.
- $p'_L$  (Dipolquelle): Dieser Schalldruckanteil entsteht aufgrund instationärer Kräfte (z. B. Auftrieb), die das Fluid auf die Oberfläche des Körpers ausübt, und wird daher als Dipolquelle beschrieben.
- $p'_V$  (Quadrupolquelle): Der durch turbulente Strömung im Fluid außerhalb der Körperoberfläche erzeugte Schalldruckanteil wird als Quadrupolquelle bezeichnet. Seine Charakterisierung erfolgt über den Lighthill'schen Spannungstensor ( $T_{ij}$ ).

Die FWH-Gleichung fasst diese Terme zu einer einheitlichen akustischen Analogie zusammen:

$$p'_T = \frac{1}{4\pi} \int_{f=0} \left[ \frac{\rho_0 (\dot{U}_n + U_{\dot{n}})}{r(1-M_r)^2} + \frac{\rho_0 U_n (r\dot{M}_r + c_0(M_r - M^2))}{r^2(1-M_r)^3} \right]_{ret} dS, \quad (14)$$

$$p'_L = \frac{1}{4\pi c_0} \int_{f=0} \left[ \frac{\dot{L}_r}{r(1-M_r)^2} + \frac{(L_r - L_M)c_0}{r^2(1-M_r)^2} + \frac{L_r (r\dot{M}_r + c_0(M_r - M^2))}{r^2(1-M_r)^3} \right]_{ret} dS, \quad (15)$$

$$p'_V = \frac{1}{4\pi c_0^2} \int_{f>0} \left[ \frac{\hat{r}_i \hat{r}_j \ddot{T}_{ij}}{r} \right]_{ret} dV + \frac{1}{4\pi c_0} \int_{f>0} \left[ \frac{(3\hat{r}_i \hat{r}_j - \delta_{ij})(r\dot{T}_{ij} + T_{ij})}{r^3} \right]_{ret} dV, \quad (16)$$

wobei

$$U_i = v_i + \rho/\rho_0(u_i - v_i), \quad (17)$$

$$L_i = pn_i + \rho u_i(u_n - v_n). \quad (18)$$

Hierbei ist  $p$  der lokale Felddruck,  $v$  und  $u$  sind die Oberflächenbewegungs- bzw. die Strömungsgeschwindigkeit;  $n$  ist der Einheitsnormalenvektor der Oberfläche, der ins Fluid zeigt.  $M$  ist die Vektor-Mach-Zahl,  $M_r$  ist deren Anteil in Beobachterraichtung. Der Term  $\frac{1}{1-M_r}$  beschreibt den Dopplereffekt [33], [34]. Dieser Effekt bewirkt, dass Frequenzen vom Beobachter höher wahrgenommen werden, wenn sich die Schallquelle auf ihn zu bewegt, bzw. niedriger im entgegengesetzten Fall.

Für  $f > 0$  wird das Volumenintegral außerhalb der Oberflächen durchgeführt, während  $f = 0$  eine auf der Oberfläche liegende Schallquelle kennzeichnet. Die Variable  $r$  steht für den Abstand vom Quellpunkt zum Beobachter. Die Vektoren  $\hat{r}_i$  und  $\hat{r}_j$  sind Einheitsvektoren in den Richtungen  $i$  und  $j$ . Das Symbol  $\delta_{ij}$  bezeichnet den Identitätstensor,  $T_{ij}$  den Lighthill-Spannungstensor. Ein Punkt über einer Variablen kennzeichnet die Zeitableitung; mit 'ret' ist gemeint, dass die Variablen in den eckigen Klammern zur jeweiligen Verzögerungszeit ausgewertet werden, d.h. zu dem Zeitpunkt, an dem eine von der Quelle ausgehende Störung die betrachtete Position erreicht hat.

Im FWH-Modell kann die Integrationsfläche  $f$  entweder mit der Körperoberfläche zusammenfallen oder diese in gewissem Abstand umschließen [35].

Fällt  $f$  mit der Körperoberfläche zusammen, spricht man vom impermeablen Modell. Hier ist der Unterschied zwischen der Geschwindigkeit in Normalenrichtung der Oberfläche  $f$  und der Strömung gleich Null ( $u_n - v_n = 0$ ), da beide Geschwindigkeiten identisch sind. Dies vereinfacht die FWH-Gleichungen und die Implementierung, da die Integrationsfläche dem realen Körper entspricht. Allerdings können mit diesem Ansatz Geräusche durch oszillierende Kavitationsblasen, Spitzenwirbel oder Turbulenz abseits der Körperoberfläche nicht erfasst werden.

Im alternativen permeablen Modell wird die Integrationsfläche als den Körper umschließend angenommen und ist durchlässig für die Strömung. Mit wachsendem Abstand zur Körperoberfläche können so durch den zunehmenden umschlossenen Bereich mehr Turbulenz, Wirbel und Kavitationszonen erfasst werden. Um derartige Strömungsmerkmale aufzulösen, sind aufwendigere numerische Modelle und eine feine räumliche Diskretisierung erforderlich, was den Rechenaufwand erheblich erhöht. Darüber hinaus besteht keine allgemeine Übereinkunft bezüglich der optimalen Platzierung der Integrationsfläche; eine falsche Positionierung kann dazu führen, dass wichtige Quellen nicht erfasst werden oder zu viel Hintergrundrauschen enthalten ist [36].

Es werden auch hybride Ansätze untersucht, bei denen das Kavitationsmuster separat betrachtet wird. Der durch kavitierende Strömung erzeugte Schall wird dabei auf Grundlage oszillierender kavitierender Volumina modelliert [37], [38]. Dieser Ansatz kann die erforderliche Rechenzeit signifikant verringern.

## 5.5 KI-basierte Modellierung

KI-Methoden werden häufig für Regressionsanalysen eingesetzt. Die grundlegende Struktur eines KI-Modells verbindet Neuronen zwischen Schichten, um Beziehungen zwischen Eingaben und Ausgaben mit nichtlinearen Aktivierungsfunktionen abzubilden, sodass komplexe Muster erfasst werden können. Die Anzahl der Neuronen und Schichten bestimmt die Fähigkeit, die Komplexität des Problems angemessen zu modellieren.

Eine zentrale Herausforderung für ein KI-Modell ist das Überanpassen (Overfitting), bei dem Modelle zwar Trainingsdaten sehr genau abbilden, aber bei Testdaten unzutreffende Ergebnisse liefern. Dies hängt mit der Bias-Varianz-Abwägung zusammen [39]. Als Gegenmaßnahme ist das Weight Decay besonders verbreitet: Hierbei werden Beschränkungen für die Gewichte in der Fehlerfunktion ergänzt [40].

Die Bestimmung der optimalen Regularisierungsparameter ist jedoch nach wie vor anspruchsvoll. Bayesianische Regularisierung begegnet dieser Herausforderung durch eine automatische Anpassung der Hyperparameter gemäß dem von MacKay entwickelten bayesianischen Verfahren [41]. Auf diese Weise wird die Fehlerfunktion  $F(w)$  (vgl. Gl. 19) optimiert, die sich aus den folgenden Termen zusammensetzt:

- Summe der gewichteten Fehlerquadrate  $E_D$  (gewichtet mit  $\beta$ ) und
- Summe der quadrierten Gewichte  $E_W$  (gewichtet mit  $\alpha$ ).

Die Minimierung von  $F(w)$  erfolgt mittels Rückpropagierung.

$$\begin{aligned}
F(w) &= \beta E_D + \alpha E_W \\
&= \beta \left( \sum_{i=1}^N (e_i)^2 \right) + \alpha \left( \sum_{i=1}^l w_i^2 \right),
\end{aligned} \tag{19}$$

wobei  $N$  die Stichprobengröße und  $l$  die Gesamtanzahl der Gewichte sind.

Ein größeres Regularisierungsverhältnis  $\alpha/\beta$  führt zu einer glatteren Netzwerkfunktion, ein kleineres Verhältnis bewirkt variabelere Gewichte  $w$  und erhöht somit das Risiko der Überanpassung (englisch: Overfitting) [42]. Der Parameter  $\gamma$  repräsentiert die effektive Anzahl der Parameter (Gewichte):

$$\gamma = l - 2\alpha \text{tr}(H)^{-1}, \tag{20}$$

wobei  $\text{tr}(H)^{-1}$  die Spur der inversen Hesse-Matrix ist, die durch das Kreuzprodukt der Jacobi-Matrix  $J$  approximiert wird:

$$H = 2\beta J^T J + 2\alpha I, \tag{21}$$

wobei  $I$  die Einheitsmatrix ist und  $J$  die Jacobi-Matrix, die bezüglich des Eingabeparameters  $x_i$  folgende Form aufweist:

$$J = \begin{bmatrix} \frac{\partial e(x_1, w)}{\partial w_1} & \dots & \frac{\partial e(x_1, w)}{\partial w_l} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial e(x_N, w)}{\partial w_1} & \dots & \frac{\partial e(x_N, w)}{\partial w_l} \end{bmatrix}. \tag{22}$$

Mit dem Levenberg-Marquardt-Algorithmus [43] kann die Gewichtsänderung  $\delta w$  durch folgende Gleichung bestimmt werden:

$$(H + \lambda I)\delta w = \beta(J^T e) + \alpha w. \tag{23}$$

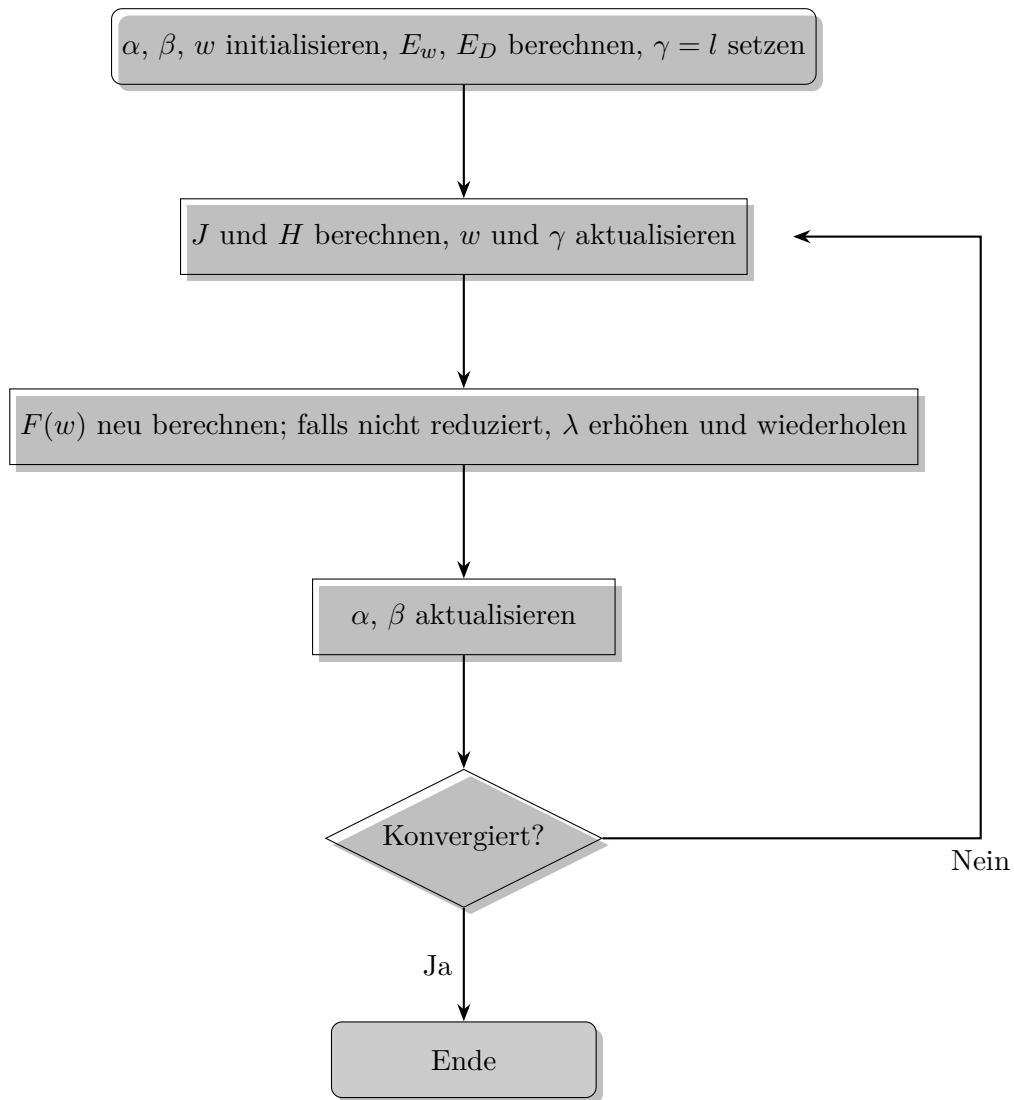
Das Symbol  $\lambda$  steht für den Dämpfungsfaktor, der sich pro Iteration ändern kann.

Mit den aktualisierten Gewichten können die Regularisierungsparameter  $\alpha$  und  $\beta$  entsprechend Gl. 24 berechnet werden:

$$\alpha = \frac{\gamma}{2E_W(w)}, \quad (24a)$$

$$\beta = \frac{N - \gamma}{2E_D(w)}. \quad (24b)$$

Nach jeder Aktualisierung von  $\alpha$  und  $\beta$  wird die Hesse-Matrix (siehe Gl. 21) neu bestimmt, um die Gewichte gemäß Gl. 23 zu optimieren. Dieses iterative Verfahren läuft, bis alle Parameter konvergieren, wie im Workflow 11 dargestellt.



**Abbildung 11:** Ablaufdiagramm zur Berechnung der Hyperparameter.

## 6 Simulationsaufbau

### 6.1 Datenerfassung

Zur Erfassung der notwendigen Daten für die Studie wurden umfangreiche AIS-Aufzeichnungen, VDR-Protokolle, Labormessungen und Feldmessungen an großen Schiffen durchgeführt. AIS- und VDR-Datensätze enthalten zeitaufgelöste Informationen zu Schiffspositionen, Geschwindigkeiten, Kursen und Betriebsparametern während Hafenmanövern. Laborexperimente liefern Messungen von Strömungsgeschwindigkeiten, Drücken, Schubspannungen an der Sohle und Kolkbildung durch den Betrieb von Modellschiffen unter kontrollierten Bedingungen. Alle erhobenen Daten werden kombiniert, um Rand- und Betriebsbedingungen für numerische Modelle zu definieren und die Simulationsergebnisse zu validieren.

#### 6.1.1 RoRo in Großausführung

In diesem Abschnitt werden die Verfügbarkeit und die Relevanz der Daten zu den An- und Ablegemanövern der Finntide im Hafen von Lübeck-Travemünde bewertet. AIS-Daten liefern Zeitreihen, die mit der Globales Positionsbestimmungssystem (GPS)-Position des Schiffes verknüpft sind, einschließlich Längengrad (LON), Breitengrad (LAT), Fahrt über Grund (SOG), Orientierung (HDG) und Kurs über Grund (COG). Abb. 12 zeigt die Trajektorie des Schiffes während der Ankunft und des Ablegens, basierend auf den aus den AIS-Daten extrahierten Informationen eines ausgewählten Manövers. Rote Ringe markieren die Bugposition zu bestimmten Zeitpunkten; die mit + markierten Punkte entsprechen den Positionen von Brücke und Heck.

Da AIS-Daten keine Informationen wie Ruderlage, Propellerdrehzahl oder Steigung enthalten, wurden zusätzlich VDR-Daten verwendet, um relevante Untersuchungsfälle zu identifizieren. Drei Szenarien wurden für quantitative Analysen ausgewählt, siehe Abb. 13. Die Betriebsbedingungen der Manövrierorgane in diesen Szenarien sind in Tab. 4 dargestellt und wurden in die numerischen Simulationen einbezogen.

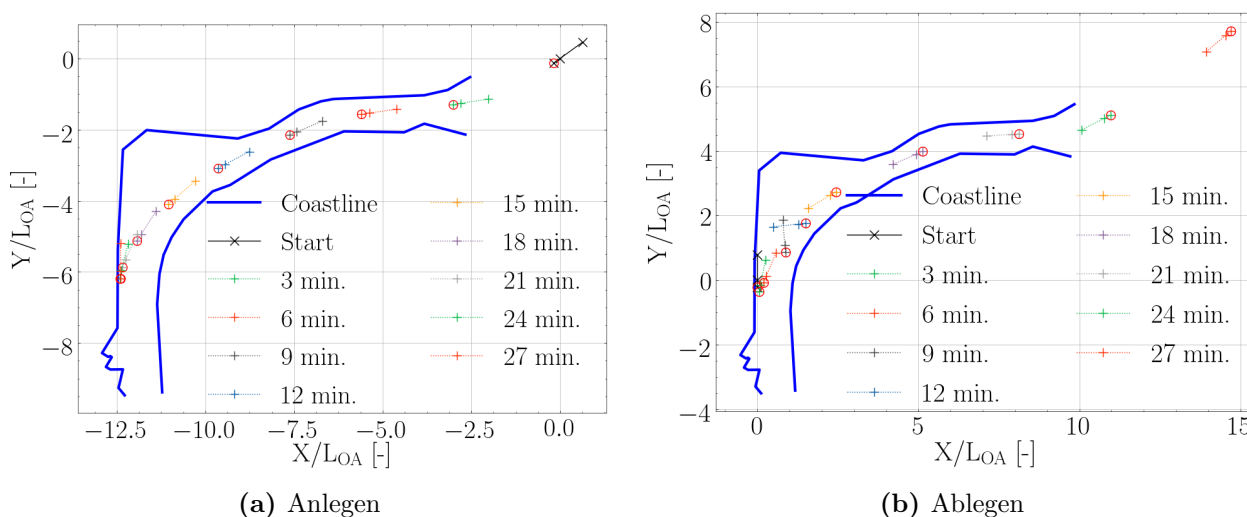
Im ersten Szenario arbeiten die Bugstrahlruder mit mehr als 80% ihrer maximalen Leistung. Die minimalen Abstände betragen: Wassertiefe unter dem Kiel 3 m, Abstand zwischen Rumpf und Kaimauer 1 m.

Das zweite Szenario tritt etwa eine Minute nach dem ersten auf, kurz nach dem Ablegen. Das Schiff beginnt sich leicht zu drehen, der Backbordpropeller (PS Propeller) erreicht 40% der Entwurfssteigung, und der Propellerstrahl ist auf Kai und Plattform gerichtet. Das Schiff befindet sich nahe am Kai, wodurch die Wirkung des Hauptantriebs maximiert wird.

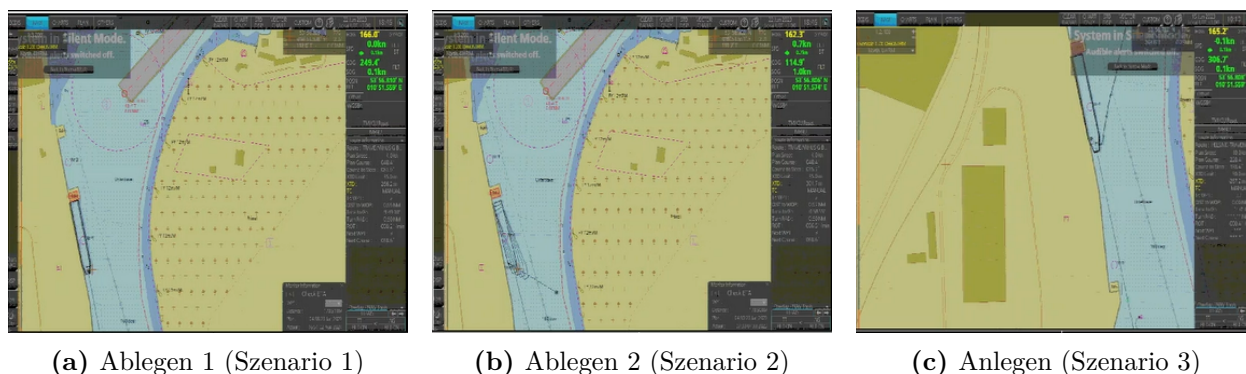
Das dritte Szenario betrifft das Anlegen. Während sich das Schiff der Kaimauer nähert, werden die Bugstrahlruder genutzt, um das Schiff am Kai zu halten, bis das Festmachen abgeschlossen ist. Die Lage des Schiffes in der Nähe der Kaimauer ist in den Szenarien eins und drei ähnlich, jedoch unterscheiden sich die Betriebsbedingungen der Manövrierorgane.

Das Bugstrahlruder (BT) ist als Verstellpropeller ausgeführt. Unter realen Betriebsbedingungen wird die Propellersteigung in Abhängigkeit von der zugeführten Leistung angepasst. In experimentellen Untersuchungen wird der Propeller jedoch als Festpropeller (FPP) betrachtet, wobei die Schubanpassung durch Variation der Propellerdrehzahl erfolgt.

Um die Drehzahl des Propellers zu bestimmen, wird angenommen, dass die Leistung proportional zur dritten Potenz der Propellerdrehzahl ist ( $n^3$ ). Daher werden für das Manöver Ablegen 1 (Szenario 1) vier Simulationen durchgeführt, um eine kubische Polynombeziehung zu ermitteln. Da die beiden Bugstrahlruder unterschiedlich konfiguriert sind, zeigen die resultierenden Kurven geringfügige Unterschiede. Wird jedoch die Leistung durch die installierte Leistung dimensionslos gemacht, fallen die charakteristischen Kurven zusammen, wie in Abb. 14 dargestellt. Dieses Diagramm kann zur Bestimmung der geeigneten Propellerdrehzahl für experimentelle und numerische Untersuchungen verwendet werden, wenn ein bestimmter Prozentsatz der eingesetzten Leistung des Bugstrahlruders durch den VDR vorgegeben ist.



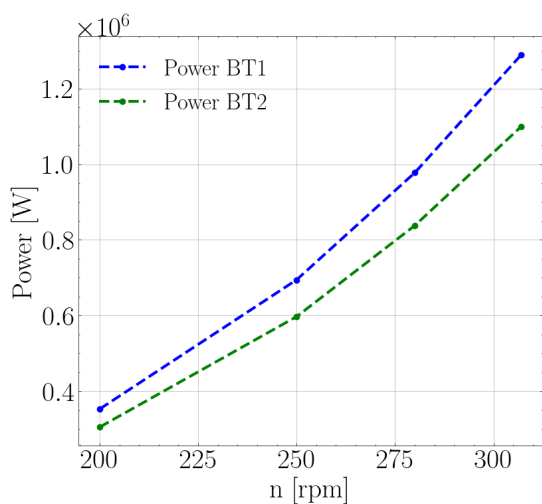
**Abbildung 12:** Fahrtrajektorien des Schiffes während des Anlege- (links) und des Ablegemanövers (rechts).



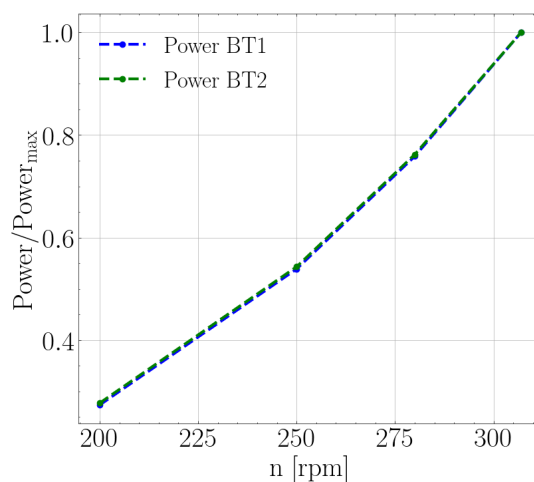
**Abbildung 13:** Zustand des Schiffes in den ausgewählten Szenarien.

**Tabelle 4:** Manövrierparameter für Finntide-Operationen

Operation	Datum & Uhrzeit	Parameter	Wert
Ablegemanöver 1 (Szenario 1)	2023-06-22, 15:46:12	Bugstrahlruder	80% Leistung
		Propeller (PS)	30% Entwurfssteigung
		Propeller (SS)	-20% Entwurfssteigung
		Ruderwinkel (PS)	25°
		Ruderwinkel (SS)	0°
Ablegemanöver 2 (Szenario 2)	2023-06-22, 15:47:01	Bugstrahlruder	80% Leistung
		Propeller (PS)	40% Entwurfssteigung
		Propeller (SS)	-25% Entwurfssteigung
		Ruderwinkel (PS)	35°
		Ruderwinkel (SS)	0°
Anlegemanöver (Szenario 3)	2023-06-15, 07:10:15 ~ 07:12:15	Bugstrahlruder	55% Leistung
		Propeller (PS)	-30% Entwurfssteigung
		Propeller (SS)	20% Entwurfssteigung
		Ruderwinkel (PS)	0°
		Ruderwinkel (SS)	0°



(a) Leistung abhängig von Propellerdrehzahl.



(b) Dimensionslose Darstellung.

**Abbildung 14:** Zusammenhang zwischen Leistung und Bugstrahlerdrehzahl.

Die Drehzahl des Propellers bei Modellversuchen wird nach der Froudeschen Ähnlichkeit bestimmt. Diese Beziehung wird durch folgende Gleichung ausgedrückt:

$$n_{\text{model}} = \sqrt{\lambda} n_{\text{vessel}}, \quad (25)$$

wobei  $\lambda$  der Maßstabsfaktor zwischen Modell und Großausführung ist.

Bei hydroakustischen Messungen, welche vom LWI von einem Boot aus durchgeführt wurden, war der Empfänger 3,15 m unterhalb der Wasseroberfläche installiert (Abb. 15).

Die Trajektorie des Schiffes ist in Abb. 16 mit der Position des Schiffes in regelmäßigen Zeitabständen dargestellt. Der Standort des Empfängers ist hervorgehoben, und ein vergrößerter Ausschnitt zeigt die Momente, in denen der Abstand zum Empfänger minimal war. Der geringste Abstand zwischen Empfänger und Hauptantrieb trat um 8:04:35 Uhr auf und betrug 96 m. Dieser Zeitpunkt wurde zur Analyse des vom Schiff erzeugten hydroakustischen Geräusches und zur Validierung der numerischen Simulation gewählt.

Während des Experiments wurde das akustische Signal mit einer Datenrate von 96000 Hz aufgezeichnet. Das Signal wurde über ein Zeitfenster von 8:04:20 bis 8:05:12 Uhr aufgenommen, mit einer Gesamtdauer von 52 s (Abb. 17).



Abbildung 15: Hydroakustische Feldmessung.

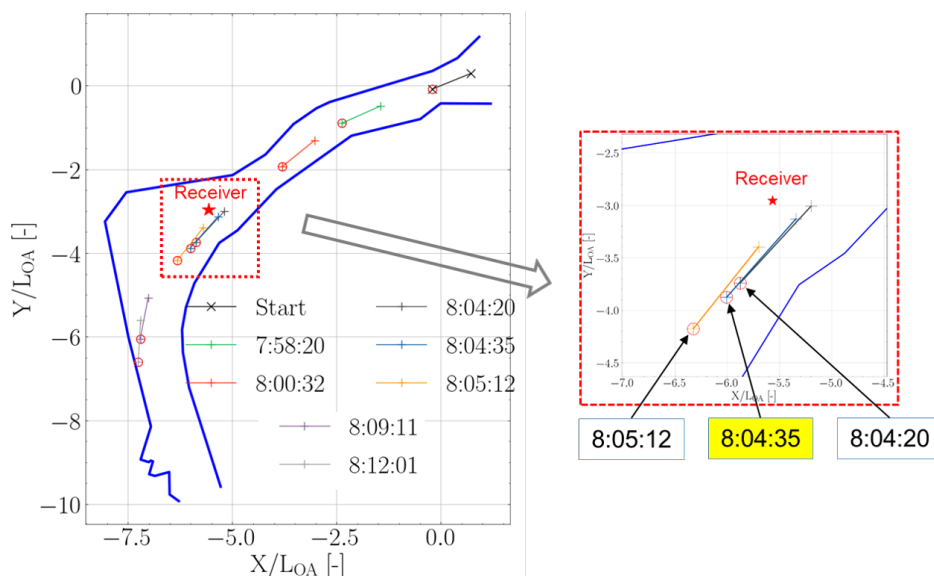
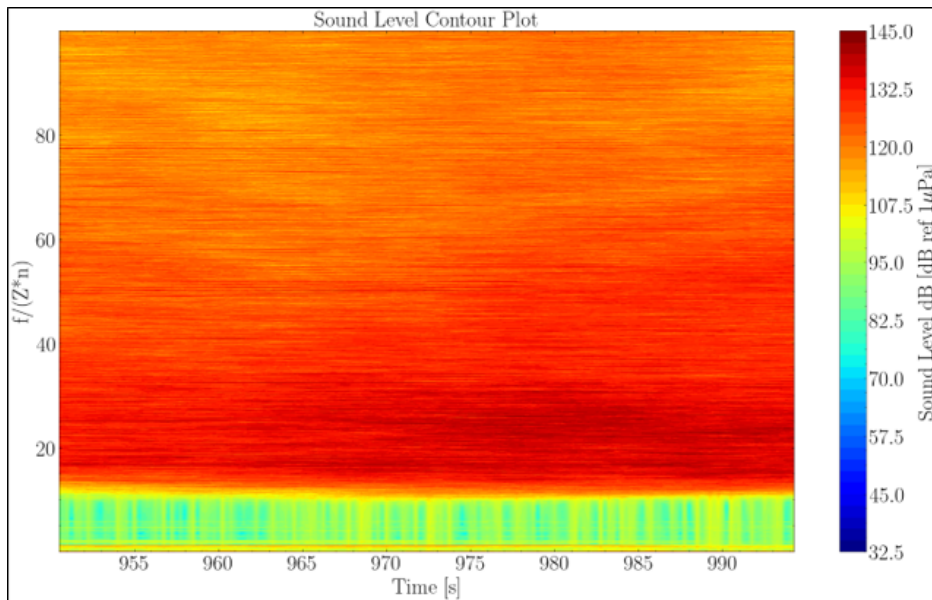


Abbildung 16: Position des Empfängers.



**Abbildung 17:** Gemessener Schalldruckpegel über eine Dauer von 52 Sekunden, erfasst von 08:03:20 bis 08:04:12 Uhr.

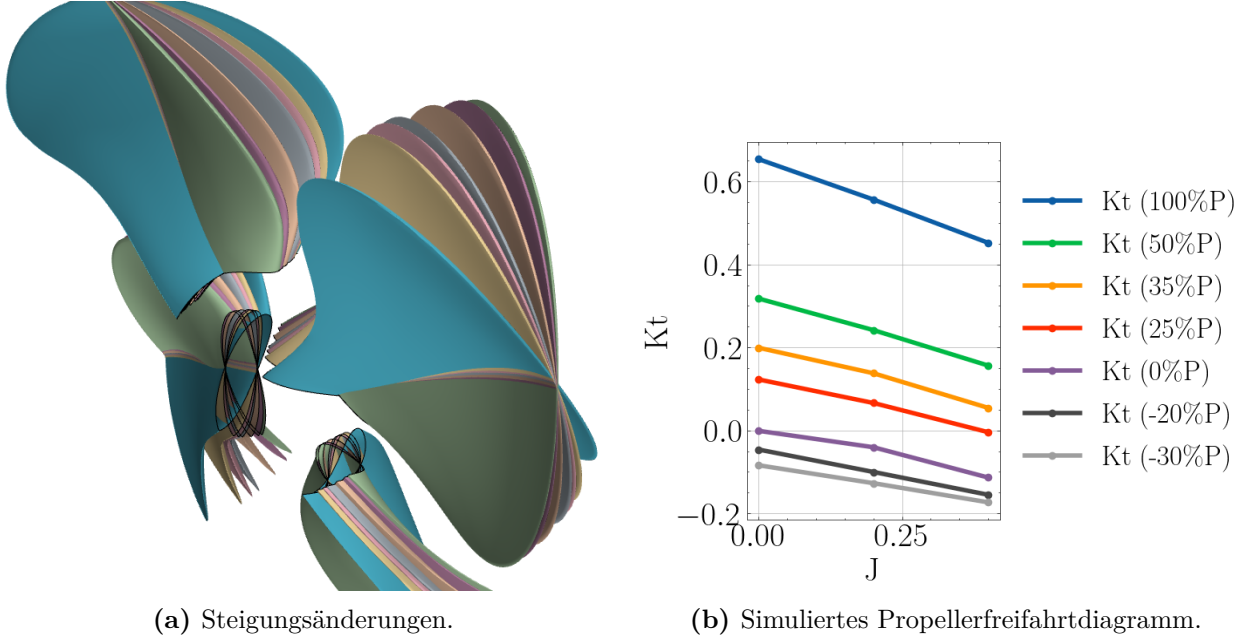
### 6.1.2 Passagierschiff in Großausführung

Die Analyse des Strömungsverhaltens erfolgte für verschiedene Manövrierorgane mit Fokus auf die Hauptantriebssysteme, wobei das Pod-Antriebssystem als repräsentatives Beispiel ausgewählt wurde. Da das Pod-Antriebssystem mit einem FPP ausgestattet ist, muss die Propellerdrehzahl reduziert werden, um einen vergleichbaren Schubbeiwert wie bei herkömmlichen Antriebssystemen von RoRo-Schiffen zu gewährleisten. Darüber hinaus wird Schub entgegen der Fahrtrichtung zum Ausgleich des Vorwärtsschubs nicht durch Verstellung der Propellersteigung, sondern durch eine 180°-Drehung des Pod-Antriebs erzeugt.

Zur Ermittlung der Pod-Propellerdrehzahl wurden mehrere numerische Simulationen unter Freifahrtbedingungen mit variierenden Propellersteigungen durchgeführt. Im Betriebszustand des Pfahlzugs reduziert sich der Propellerschub erwartungsgemäß nahezu vollständig, sobald die Steigung null beträgt. Die Anpassungen der Steigung beziehen sich auf den Referenzradius bei  $r/R = 0.7$  und werden dort implementiert. Der Steigungswinkel jedes einzelnen Blattschnitts wird unter Verwendung der geometrischen Beziehung zwischen den Vorderkante (LE)- und Hinterkante (TE)-Koordinaten für jeden Radius berechnet. Zur Genauigkeit werden die LE- und TE-Koordinaten zunächst in Bogenlängenpositionen innerhalb einer Horizontalebene transformiert, die dem jeweiligen Abschnittsradius entspricht, anstatt ihre 3D-Modellkoordinaten zu verwenden. Dies stellt sicher, dass der berechnete Steigungswinkel die tatsächliche Geometrie jedes Blattschnitts am jeweiligen Radius korrekt wiedergibt.

Mithilfe des oben beschriebenen Verfahrens werden die Blatteigenschaften aus einem gegebenen 3D-Modell extrahiert und die Propellergeometrie in ein Datenformat überführt, das

für die Weiterverwendung in anderen Anwendungen, beispielsweise in *panMARE*, geeignet ist, um die Propellergeometrie zu rekonstruieren oder zu optimieren.



**Abbildung 18:** Hydrodynamische Eigenschaften des Hauptantriebs.

Unter Anwendung der Schubidentität ergibt sich:

$$\rho n_1^2 K_{t1} D^4 = \rho n_2^2 K_{t2} D^4. \quad (26)$$

↓

$$n_2 = n_1 \sqrt{\frac{K_{t1}}{K_{t2}}}. \quad (27)$$

$K_{t1}$  ist der Schubbeiwert bei der Entwurfssteigung, während  $K_{t2}$  den Schubbeiwert bei der für den Betrieb des RoRo-Propellers verwendeten Steigungseinstellung darstellt. Beide Koeffizienten sind dem Freifahrt diagramm (vgl. Abb. 18) unter Pfahlzugsbedingungen zu entnehmen. Dabei bezeichnet  $n_1$  die Propellerdrehzahl, die für den CPP konstant bleibt, während  $n_2$  die zu bestimmende Propellerdrehzahl des FPPs im Pod-Antriebssystem darstellt.

Der berechnete Wert von  $n_1$  wird als Anfangsschätzung für die Simulationskonfigurationen des Passagierschiffes unter der Annahme von Freifahrtbedingungen verwendet. In realen Betriebsumgebungen treten jedoch vielfältige Wechselwirkungen zwischen dem Propeller und seiner Umgebung auf, sodass diese Annahme geringfügige Abweichungen verursachen kann. Alternativ kann der Propellerschub auch direkt aus den Strömungssimulationen am RoRo-

Schiff für ausgewählte Szenarien entnommen werden<sup>1</sup>. Die berechneten Propellerdrehzahlen für das Passagierschiff sind in Tab. 5 zusammengefasst.

**Tabelle 5:** Für die Pax-Simulationen ausgewählte Betriebsbedingungen basierend auf den spezifizierten RoRo-Simulationsbedingungen, siehe Tab. 4.

	RoRo-Schiff		Passagierschiff	
	Ablegen 1 (Sze.1)	Anlegen (Sze.3)	Ablegen 1 (Sze.1)	Anlegen (Sze.3)
$n_{MP}(PS)$ [Hz]	132/60	132/60	62/60	50/60
$n_{MP}(SS)$ [Hz]	132/60	132/60	41/60	46/60
Steigung (PS) [%]	30	-30	100	
Steigung (SS) [%]	-20	20		
Ruderwinkel/Azimutwinkel (PS) [°]	25	0	25	180
Ruderwinkel/Azimutwinkel (SS) [°]	0	0	180	0

### 6.1.3 Bodenverformung in Modellversuchen

Die Experimente wurden im hydraulischen Labor des LWI in einem rechteckigen Becken mit einer Breite von 5 m, einer Höhe von 2 m und einer Länge von 15 m durchgeführt. Es wurde ein aus Holz gefertigter falscher Boden installiert, der einen vertieften Bereich aufwies. Dieser konnte für Versuche mit beweglicher Sohle mit Sediment gefüllt oder für Versuche mit fester Sohle mit einer ebenen Platte abgedeckt werden. Für die Versuche zur Kolkbildung unter Einsatz verschiedener Manövrierorgane wurde eine bewegliche Sohle verwendet. Als Sediment diente grober Sand mit einem mittleren Korndurchmesser von  $d_{50}=0,82$  mm. Die zeitliche Entwicklung der Gesamtverformung des Sohlenprofils wurde gemessen.

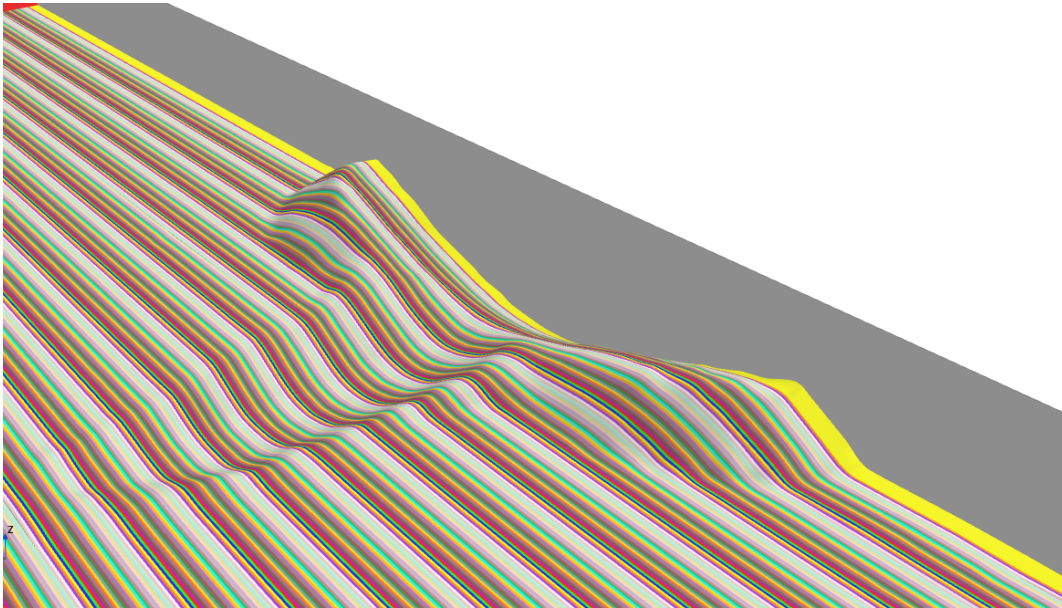
Zur Erstellung der Geometrie für die numerischen Simulationen wurde ein Verfahren angewandt, in das experimentelle Daten aus hydraulischen Laborversuchen zum Sedimenttransport einfließen. Mit FreeCAD [44] wurden 3D-Oberflächenmodelle erzeugt, die anschließend als CAD-Dateien für nachfolgende numerische Simulationen exportiert wurden.

Die ermittelten Daten enthalten keine Informationen über die unmittelbare Sedimentbildung direkt an der Kaimauer. Daher wurde das letzte Oberflächensegment, das in Abb. 19 als gelbe Fläche neben der Kaimauer dargestellt ist, mithilfe der verfügbaren Spline-Kurven extrapoliert.

1. Initialisierung: Zu jedem aufgezeichneten Kolkzeitpunkt lädt das Skript die CSV-Datei.
2. Datenaufbereitung: Die Daten werden verarbeitet, skaliert und auf das gesamte Becken erweitert.
3. Oberflächenerzeugung: 3D-Oberflächen werden in FreeCAD zur Darstellung der Beckenbegrenzungen generiert.

<sup>1</sup>Für das Szenario „Ablegen 1“ ergibt sich aus Gl. 27 eine Drehzahl des Pod-Steuerbordpropellers von 62 Hz, tatsächlich beträgt sie jedoch 61 Hz.

4. Export: Die zusammengesetzten Flächen werden als IGES-Dateien exportiert, jeweils eine pro aufgezeichnetem Kolkbildungszeitpunkt.



**Abbildung 19:** CAD-Modell der gemessenen Verformung durch die Bugstrahlruder.

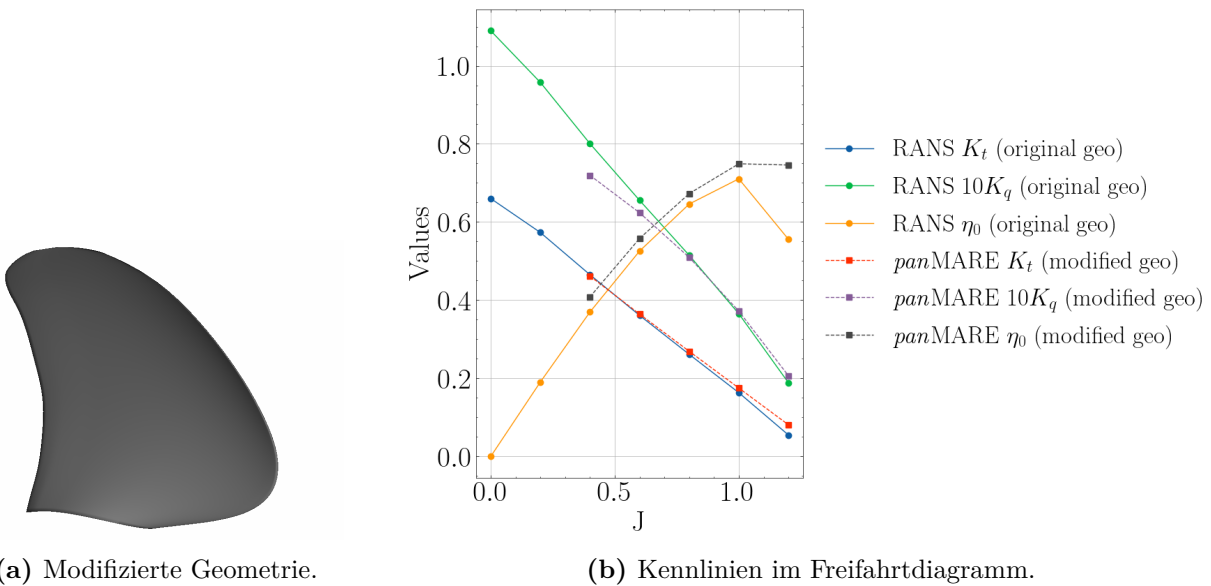
#### 6.1.4 Festlegung der Propellergeometrie für Modellversuche

Die Geometriedaten des RoRo-Schiffspropellers unterliegen der Vertraulichkeitsvereinbarung mit dem Hersteller und dürfen daher nicht veröffentlicht werden. Deshalb wurde eine äquivalente Propellergeometrie für die Modellversuche erstellt, die auf jener des Potsdamer Propellerversuchsfalls (PPTC)[45] basiert. Dabei wurde die Steigungsverteilung angepasst, um die des Originalpropellers möglichst genau nachzubilden. Weitere Anpassungen der Steigungsverteilung waren notwendig, um den Schubbeiwert ( $K_t$ ) anzugleichen, da im Freifahrt diagramm Abweichungen festgestellt wurden. Diese Anpassung wurde aufgrund des hohen Rechenaufwands nicht mit RANS-Simulationen, sondern mit *panMARE* [46] durchgeführt.

Das Verfahren war wie folgt aufgebaut:

1. Extraktion der Propellergeometrie im Propeller-Free-Format (PFF) zur Gewährleistung der Kompatibilität mit *panMARE*.
2. Gegenüberstellung der charakteristischen Kennlinien des Propellers unter Freifahrtbedingungen, berechnet mit RANS und *panMARE* zur Überprüfung der Konsistenz der hydrodynamischen Eigenschaften.
3. Anpassung der Steigungsverteilung unter Bezugnahme auf die Geometrie des PPTC-Referenzpropellers zur Sicherstellung des ähnlichen Verlaufs der Kennlinie des Schubbeiwerts  $K_t$  in ihrer Größenordnung wie jene des Originalpropellers, siehe Abb. 20.

4. Export des angepassten CAD-Modells über *panMARE* im für Modellversuche vorgesehenen Format.



**Abbildung 20:** Vergleich der Propellerkennlinien der ursprünglichen und der modifizierten Propellergeometrie unter Propellerfreifahrtbedingungen.

### 6.1.5 Bestimmung der Propellerdrehzahl für Modellversuche

Während das RoRo-Schiff von der offenen Ostsee zum Liegeplatz in Travemünde fährt, muss es seine Geschwindigkeit verringern. Laut AIS-Daten nimmt die Kielfreiheit von über 10 m in der offenen Ostsee auf etwa 6 m auf der Trave ab. In diesem Bereich fährt das Schiff mit etwa 6 kn und einer Propellersteigung von 30% des Entwurfswertes, was zwischen den Fahrstufen „slow ahead“ (35% Entwurfssteigung) und „dead slow ahead“ (25% Entwurfssteigung) liegt. Diese Betriebsbedingung wird verwendet, um die Propellerdrehzahl für die Modellversuche zu bestimmen.

In numerischen Simulationen kann die Propellersteigung nach Bedarf angepasst werden. Bei Modellversuchen ist die Propellersteigung jedoch fest vorgegeben, daher muss die Propellerdrehzahl entsprechend variiert werden, um den gewünschten Schub zu erzielen. Zunächst wurde die erforderliche Propellerdrehzahl im Modellmaßstab mit Gl. 25 berechnet. Anschließend wurden numerische Simulationen durchgeführt, um den Schubbeiwert des Propellers zu ermitteln. Unter Verwendung dieses Koeffizienten und Gl. 27 wurde die Propellerdrehzahl bestimmt. Dies ergab eine Drehzahl von 342 U/min, was einer Entwurfssteigung von 30% entspricht. In den Experimenten wurde zudem eine zweite Propellerdrehzahl von 234 U/min untersucht, die einer Entwurfssteigung von 20% entsprach.

## 6.2 Numerisches Gitter

Das Rechengebiet ist in zwei Teilbereiche gegliedert: einen stationären und einen rotierenden Bereich. Der stationäre Bereich umfasst die Gitter des Rumpfes sowie der Ruderanord-

nung, während der rotierende Bereich die vier Propellergitter beinhaltet – zwei Propeller des Hauptantriebs im Heckbereich und zwei in Tunneln angeordnete Bugstrahlpropeller. Zwischen den stationären und rotierenden Bereichen bestehen Schnittstellen, die eine Kopplung der Strömungsfelder ermöglichen. Zur Gewährleistung einer konsistenten Interpolation der Strömungsgrößen an diesen Schnittstellen ist auf beiden Seiten eine vergleichbare Gitterauflösung erforderlich. Eine schematische Darstellung des numerischen Gitters ist in Abb. 21 dargestellt.

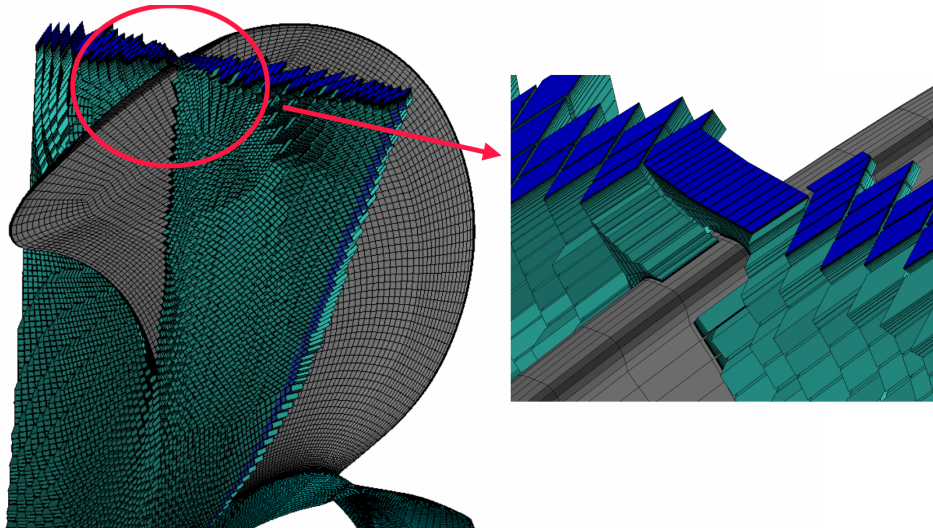
Für das Bugstrahlruder wurde aufgrund des engen Spalts zwischen den Propellerflügeln und den Tunnelwänden ein strukturiertes Gitter verwendet. Diese Gitterart ermöglicht eine präzise Kontrolle der Gitterauflösung im Spalt, wo signifikante Druckänderungen auftreten. Für den Hauptantrieb wurde ein hybrides Gitter angewendet: Auf den Flügeln wurde ein strukturiertes Gitter erzeugt, um die Strömung innerhalb der Grenzschicht besser zu erfassen und eine genaue Darstellung der Schichtkavitation für hydroakustische Simulationen zu gewährleisten. Außerhalb des strukturierten Gitterbereichs wurde ein unstrukturiertes Gitter in Bereichen mit geringeren Druckgradienten verwendet.

In der vorliegenden Untersuchung wurde das Verhalten des Spitzenwirbels nicht berücksichtigt; daher erfolgte in diesem Bereich keine Gitterverfeinerung. Hingegen wurde das Gitter stromabwärts des Propellers gezielt verfeinert, um die Eigenschaften des Propellerstrahls mit hoher Genauigkeit zu erfassen.

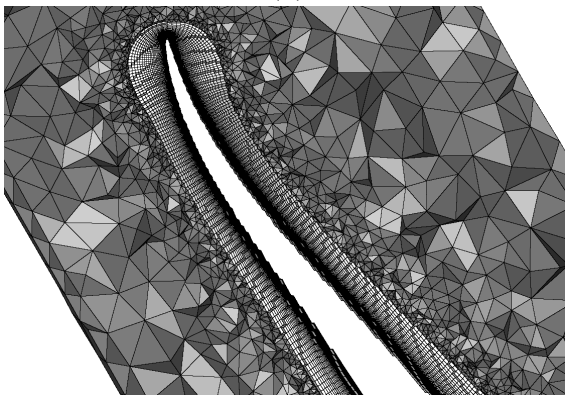
Bei dem im Binnenschiff installierten Düsenpropeller wurde die Düse in zwei Abschnitte unterteilt. Der erste Abschnitt umfasst die Außenseite der Düse und ist stationär, während der zweite Abschnitt, die Innenseite der Düse, rotiert. Aus denselben Gründen wie bei den Bugstrahlrudern wird auch hier ein strukturiertes Rechengitter verwendet. Im RANSE-Löser wird der rotierende Teil der Düse so konfiguriert, dass er mit der gleichen Rotationsgeschwindigkeit wie der Propeller, jedoch in entgegengesetzter Richtung rotiert, um eine resultierende Drehgeschwindigkeit der Düse von null zu gewährleisten.

Beim RoRo-Schiff kommt ein Flossenruder zum Einsatz, dessen Flossenwinkel relativ zum Hauptblatt des Ruders variabel eingestellt werden kann. Um unterschiedliche Ruder- und Flossenwinkel unter verschiedenen Betriebsbedingungen abzubilden, wird im numerischen Lösungsansatz eine Overset-Mesh-Technik verwendet. Diese Technik ermöglicht eine effiziente Anpassung des Gitters an die jeweiligen Geometrieänderungen. Das Overset-Gitter wird dabei zwischen der Flosse, dem Hauptruderblatt und dem Hintergrundgitter positioniert. In den Untersuchungen im Modellmaßstab wurde diese Methode hingegen nicht angewendet, da dort ausschließlich ein fester Ruderwinkel von  $0^\circ$  verwendet wurde und damit eine Verstellung des Ruders nicht erforderlich war. Diese Vorgehensweise hatte den Vorteil, dass zur Reduzierung der Gesamtzellzahl auf den Einsatz eines Overset-Gitters verzichtet werden konnte.

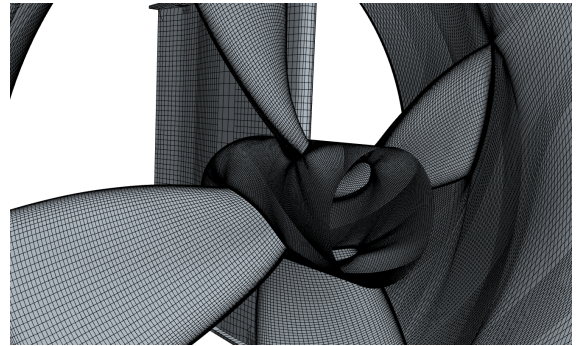
Die Wirkung der Oberflächenrauheit wurde über eine Rauheitsfunktion in den RANSE-Löser eingebracht. Während der Gittererzeugung musste die Höhe der ersten Zelle größer als der Korndurchmesser ( $d_{50}$ ) sein. Außerdem durfte der simulierte Wert von  $y^+$  30 nicht überschreiten, um eine korrekte Anwendung der Wandfunktion sicherzustellen.



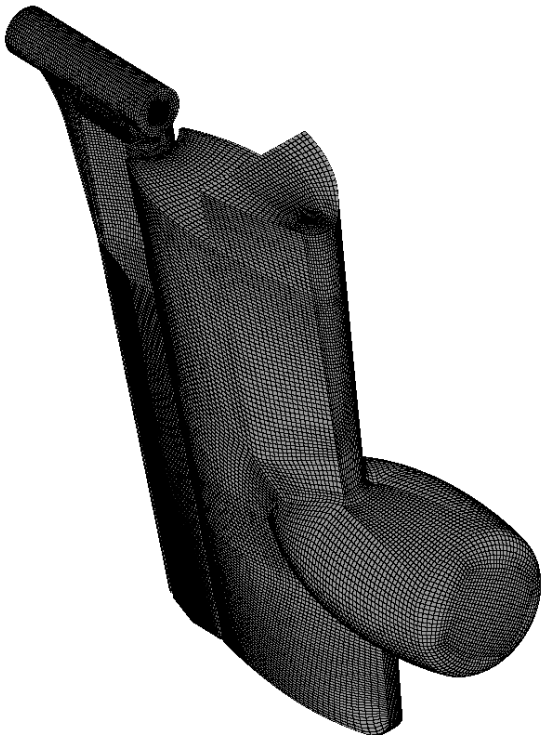
(a) RoRo: Schnittansicht des Bugstrahlruder-Volumengitters.



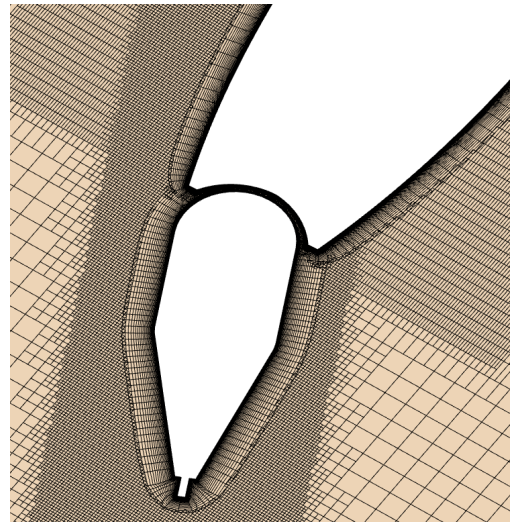
(b) RoRo: Hauptantriebspropeller-Volumengitter in einer Schnittebene.



(c) Binnenschiff: Oberflächengitter des Düsenpropellers.



(d) RoRo: Ruder-Oberflächengitter.



(e) RoRo: Overset-Gitter des Ruders.

Abbildung 21: Gitterübersicht.

### 6.3 Rechengebiete und Einstellungen des RANSE-Lösers

Für die numerischen Simulationen wurde der kommerziell verfügbare RANSE-Löser STAR-CCM+ (Version 2206, Build 17.04.008) verwendet. Zur Schließung des Gleichungssystems wurde das SST-Turbulenzmodell  $k - \omega$  [47] eingesetzt. Um die numerische Diffusion im Vergleich zu einem Schema erster Ordnung zu verringern, kam ein Upwind-Schema zweiter Ordnung zum Einsatz. Die Zeitintegration erfolgte mithilfe einer zeitlichen Diskretisierung zweiter Ordnung.

Die Drehzahl des Bugstrahlruders wurde so eingestellt, dass sich der Propeller während der Simulation pro Zeitschritt um 1 Grad drehte. In Simulationen des realen RoRo-Schiffes drehen sich die Propeller des Hauptantriebs pro Zeitschritt dagegen um weniger als ein Grad, da die Drehzahlen der beiden Propeller voneinander abweichen. In den Simulationen im Modellmaßstab wurde die Umströmung der Bugstrahlruder und der Hauptantriebspropeller getrennt berechnet, was eine unabhängige Wahl der Zeitschritte für jede Simulation erlaubte. Es wurde eine konstante Propellerdrehzahl von 723 U/min verwendet, die gemäß der Froudeschen Ähnlichkeit (siehe Gl. 25) ermittelt wurde. Eine Übersicht über die Experimente und numerischen Simulationen ist in Tab. 6 dargestellt.

Um die akustische Abstrahlung in höheren Frequenzbereichen genauer zu erfassen, wurden die Propeller des Haupttriebssystems in der Kavitationssimulation nur um 0,5 Grad pro Zeitschritt gedreht. Zu Beginn dieser Simulationen wurde der Referenzdruck höher als der Zielwert eingestellt; dieser Zielwert entspricht dem Druck, der unter Verwendung derselben Kavitationszahl wie beim Schiff in Großausführung berechnet wird. Der Referenzdruck wurde anschließend zeitabhängig schrittweise reduziert, bis der Zielwert erreicht war. Alternativ zu dieser Vorgehensweise lässt sich durch Setzen von  $C_v = 0$  in Gl. 9 die Erzeugung kavitierender Strömungen vollständig deaktivieren. Eine gut konvergierte Simulation, in der keine Kavitation vorhanden ist, berechnet mit  $C_v = 0$ , kann als Ausgangsbedingung für eine nachfolgende Simulation mit Kavitation  $C_v = 1$  herangezogen werden. Beide Ansätze bewirken eine Stabilisierung der Kavitation in der initialen Phase der Simulation.

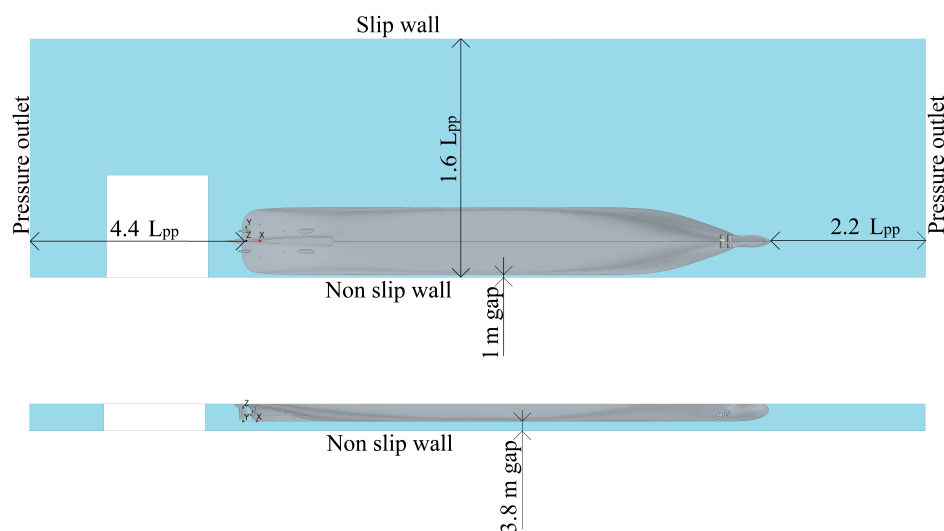
**Tabelle 6:** Einstellungen der Rechenmatrix für die Modellmaßstabs-Versuche.

	Modellmaßstab		
	Propellerdrehzahl [U/min]	xw/D	hw/D
<b>RoRo: Bugstrahlruder</b>	1500, 1125, 750, 375	7,2; 13,2; 19,2	4,2; 5,1
<b>RoRo: Hauptantrieb</b>	342 (723), 234 (723)	1,7; 7,7; 13,7	1,7; 2,0
<b>Binnenschiff: Düsenpropeller</b>	1339	4,0; 6,0; 8,0	3,5

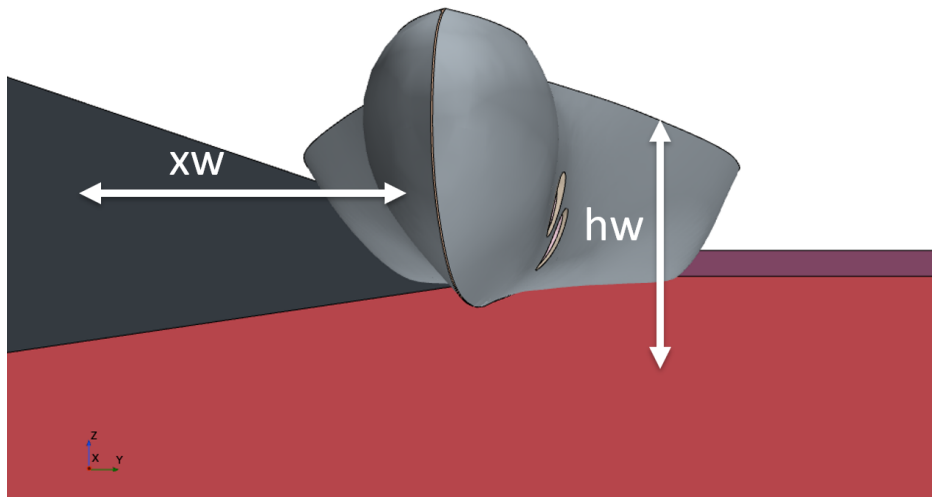
Um den Rechenaufwand und die Rechenzeit zu reduzieren, wurden einige Vereinfachungen vorgenommen. Dabei wurden keine Veränderungen des Wasserstands, Gezeitenströmungen, Wind- oder Welleneffekte berücksichtigt. Die freie Oberfläche wurde vernachlässigt und als reibungsfreie Wand modelliert. Die Begrenzungswand an der Backbordseite, die sich weit

vom Schiff entfernt befindet, wurde ebenfalls als reibungsfreie Wand behandelt. Die untere Begrenzung und die Kaimauer wurden als reibungsbehaftete Wände modelliert. Die Einlassrandbedingung wurde als Geschwindigkeits-Einlass basierend auf AIS-Daten definiert, während die Auslassrandbedingung als Druckauslass mit atmosphärischem Druck festgelegt war. Während An- und Ablegemanövern, bei denen die Schiffsgeschwindigkeit gegen null geht, wurde die Einlassrandbedingung der Auslassrandbedingung angeglichen. Abb. 22 zeigt ein Beispiel für das Simulationsgebiet eines RoRo-Schiffes in Großausführung.

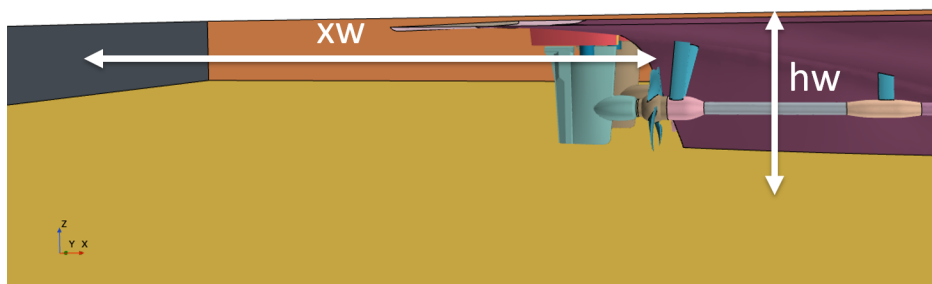
Für Simulationen im Modellmaßstab entsprach die Größe des Simulationsgebiets den im Laborversuch verwendeten Abmessungen, mit Variationen des Propeller-Kaiwand-Abstands ( $xw$ ) und der Wassertiefe ( $hw$ ), wie in Abb. 23 dargestellt. Sowohl Einlass- als auch Auslassgrenzen wurden als Wände modelliert.



**Abbildung 22:** Randbedingungen für Ablegemanöver 1 (Szenario 1), siehe Tab. 4: Draufsicht und Seitenansicht.



(a) Simulationsgebiet für die Untersuchung der Bugstrahlruder.



(b) Simulationsgebiet für die Untersuchung des Hauptantriebs.

**Abbildung 23:** Numerisches Gebiet, angepasst an die Laborversuche.



## 7 Validierung der numerischen Simulationen

Die Interaktion eines Schiffes mit seiner Umgebung erfolgt hauptsächlich durch die Manövrierorgane wie Propeller des Hauptantriebssystems und Querstrahlruder. Auskolkungseffekte infolge des Propellerstrahls stehen in unmittelbarem Zusammenhang mit dem dadurch induzierten axialen Strömungsgeschwindigkeitsfeld. Zur Ermittlung der lokalen Axialgeschwindigkeiten innerhalb dieses Feldes werden in der Regel semiempirische Formeln angewendet. Die ermittelten Geschwindigkeiten werden auf die vom Propeller generierte Referenzgeschwindigkeit skaliert, die auch als Anfangs- oder Austrittsgeschwindigkeit (englisch: initial or efflux velocity) bezeichnet wird und üblicherweise als die maximale Strömungsgeschwindigkeit unmittelbar hinter dem Propeller definiert ist.

CFD-Simulationen werden eingesetzt, um den Propellerstrahl detailliert zu analysieren, und die Zuverlässigkeit dieser Simulationen wird durch den Vergleich mit empirischen Formeln bewertet. Es besteht eine zunehmende Nachfrage nach verfeinerten semiempirischen Formeln zur Vorhersage der Kolkbildung unter eingeschränkten Bedingungen.

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse der Untersuchungen zum Geschwindigkeitsverhalten innerhalb des Propellerstrahls unter verschiedenen Betriebsbedingungen dargestellt. Außerdem werden die Ergebnisse zur Validierung der berechneten Geschwindigkeitsverteilung im Propellerstrahl diskutiert. Die Genauigkeit der numerischen Modellierung wird durch den Vergleich ausgewählter Simulationsfälle mit experimentellen Messdaten überprüft. Nach erfolgreicher Validierung erfolgt die Analyse mit weiteren Simulationen, die für die Charakterisierung des Strömungsverhaltens von Schiffen in eingeschränkten Bereichen relevant sind. Abb. 24, Abb. 25 und Abb. 26 geben eine Übersicht aller durchgeführten numerischen Simulationen, wobei die für die Validierung herangezogenen Fälle in Grau hervorgehoben sind.

Aufgrund des großen Datenumfangs enthält dieser Bericht eine Auswahl der relevantesten untersuchten Fälle. Dennoch wurden für alle Fälle Simulationen durchgeführt, die für zukünftige Untersuchungen zur Verfügung stehen.

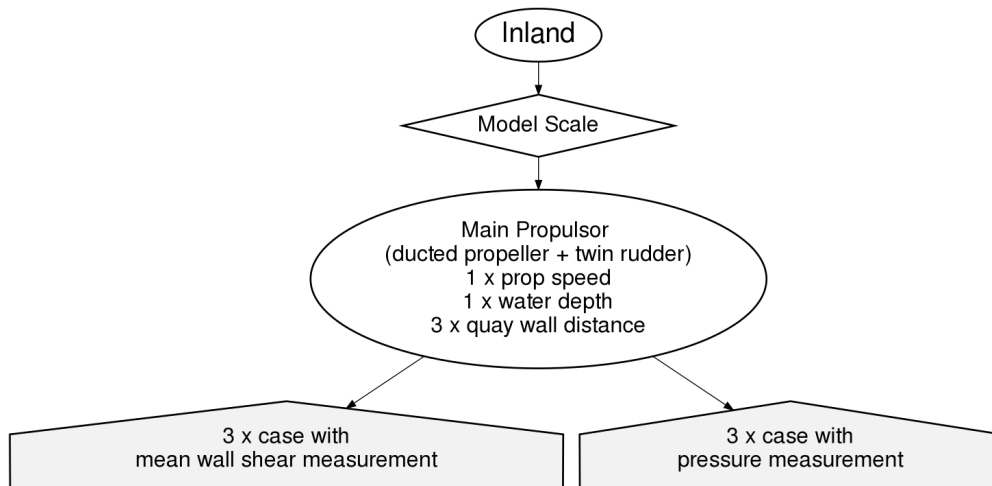
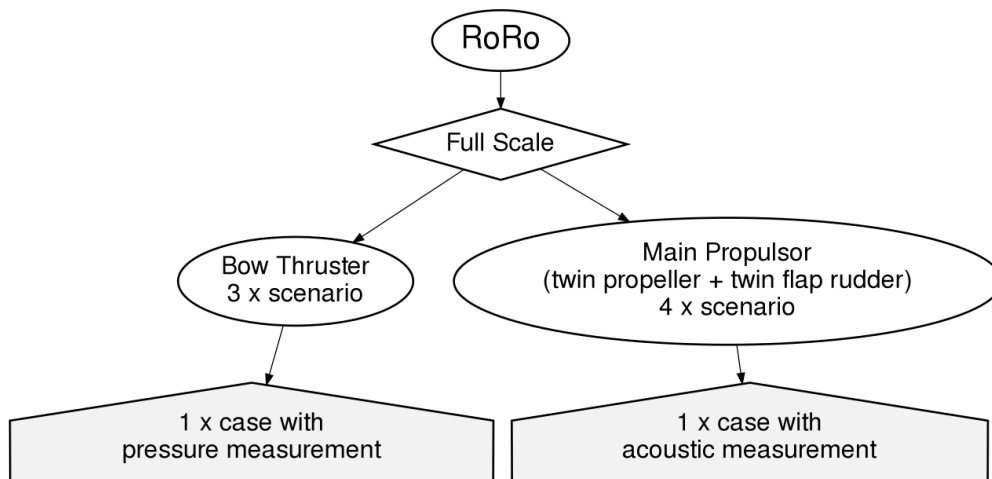
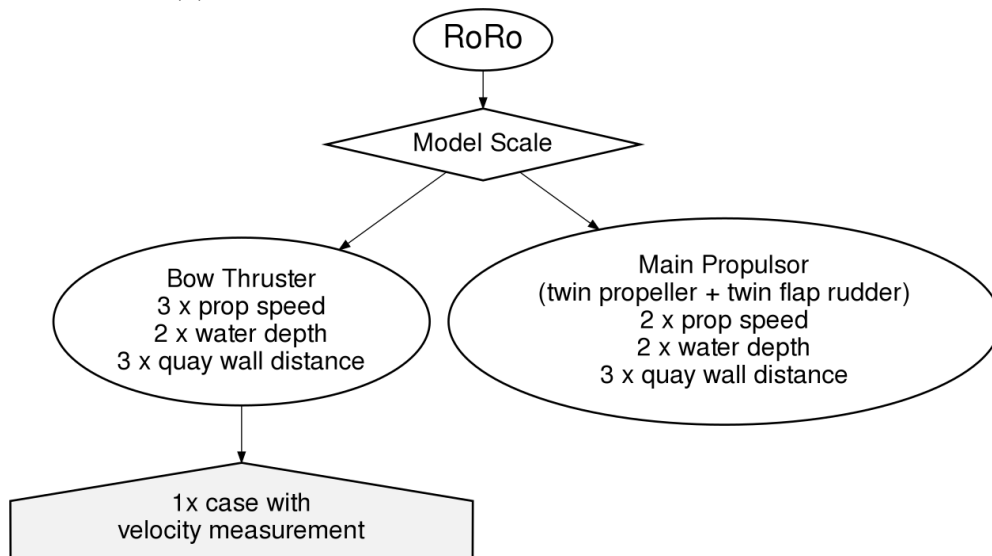


Abbildung 24: Übersicht der numerischen Simulationen für das Binnenschiff mit den Validierungsfällen.

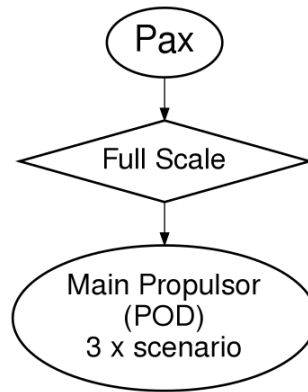


(a) Simulationen für das RoRo-Schiff in Großausführung.



(b) Simulationen für das RoRo-Schiff im Modellmaßstab.

Abbildung 25: Übersicht der Simulationen für das RoRo-Schiff mit den Validierungsfällen.



**Abbildung 26:** Übersicht der Simulationen für das Passagierschiff.

Zunächst wurde die Austrittsgeschwindigkeit von Propellern unter Freifahrtbedingungen analysiert und mit empirisch ermittelten Formeln verglichen. Die Untersuchung konzentrierte sich auf zwei Propellertypen: einen nicht in einer Düse befindlichen Propeller, den Wageningen-Propeller, und einen in einer Düse befindlichen Propeller, den Kaplan-Propeller. Anschließend erfolgte die Validierung für ein Schiff im realen Betrieb. AIS- und VDR-Daten wurden als Informationsquelle für CFD-Simulationen verwendet und ermöglichten somit direkte Vergleiche zwischen Feld- und Simulationsdaten. Die experimentellen Untersuchungen im Modellmaßstab umfassten Druck- und Geschwindigkeitsmessungen an der Kaimauer sowie die Analyse der zeitlich gemittelten Wandschubspannung am Boden. Die CFD-Simulationen wurden sowohl im Modell- als auch im Großausführungsmaßstab durchgeführt. Für das Passagierschiff erfolgte aufgrund fehlender Messdaten bislang keine Validierung.

## 7.1 Austrittsgeschwindigkeit

Die Austrittsgeschwindigkeit stellt einen der grundlegenden Parameter zur Beschreibung des Strömungsverhaltens eines Propellerstrahls dar und bestimmt unmittelbar die nachfolgende Abnahme sowie die Verteilung der Geschwindigkeiten innerhalb des Strahls, während dieser sich vom Propeller entfernt. In empirischen Formulierungen wird die Austrittsgeschwindigkeit eines Propellers ohne Düse vom effektiven Strahldurchmesser beeinflusst, wobei insbesondere die Kontraktionswirkung zu berücksichtigen ist. Núñez-González et al. [48] definieren die Austrittsgeschwindigkeit gemäß Gl. 28, wobei  $D_p$  den Propellerdurchmesser,  $D_0$  den Durchmesser des kontrahierten Strahls und  $n_p$  die Propellerdrehzahl bezeichnet. Für Propeller ohne Düse beträgt das Verhältnis der Durchmesser  $D_p/D_0 = \sqrt{2}$ , was zu einem Koeffizienten von  $c_0 = 1,59$  führt. Dieser Wert wird nach den Empfehlungen von PIANC [11] gemäß Blaauw & Van de Kaa (1978) [49] angesetzt. Bei Düsenpropellern ohne Strahlkontraktion sind die Durchmesser identisch, was einen Koeffizienten von  $c_0 = 1,13$  ergibt. Der Propellerschubbeiwert wird mit  $K_t$  bezeichnet.

Wenn der Schubbeiwert ( $K_t$ ) nicht bekannt ist, aber die installierte Motorleistung ( $P_d$ ) vorliegt, kann die Austrittsgeschwindigkeit gemäß Gl. 29 nach Blaauw & Van de Kaa [49] abgeschätzt werden. Sowohl  $K_t$  als auch  $P_d$  können auch aus numerischen Simulationen gewonnen werden.

Einige Autoren haben Änderungen des Koeffizienten  $C_0$  oder der zugrunde liegenden Gleichungen vorgeschlagen, um die Vorhersage der Austrittsgeschwindigkeit zu verbessern. Tab. 7, zusammengefasst von Wei et al. [7], gibt einen Überblick über diese Ansätze. In diesem Zusammenhang bezeichnet  $P$  die Steigung des Propellers, während  $A_E/A_0$  das Flächenverhältnis beschreibt. Für Düsenpropeller wurde die berechnete Austrittsgeschwindigkeit aufgrund der fehlenden Strahlkontraktion angepasst, wie in Tab. 8 dargestellt.

$$u_0 = \underbrace{\frac{2}{\sqrt{\pi}} \frac{D_p}{D_0}}_{C_0} n_p D_p \sqrt{K_t} \quad (28)$$

$$u_0 = \alpha \left( \frac{P_d}{\rho D_p^2} \right)^{1/3} \begin{cases} \alpha = 1.17 & \text{für Düsenpropeller} \\ \alpha = 1.48 & \text{für Propeller ohne Düse} \end{cases} \quad (29)$$

**Tabelle 7:** Berechnung der Austrittsgeschwindigkeit für Propeller ohne Düse [7].

Blaauw and Kaa (1978)	$c_0 = 1.59$
Blaauw and Kaa (1978)	$U_0 = 1.48 \left( \frac{P_d}{\rho D_p^2} \right)^{1/3}$
Hamill (1987)	$c_0 = 1.33$
Hamill <i>et al.</i> (2015)	$U_0 = 1.22 n^{1.01} D_p^{0.84} K_t^{0.62}$
Stewart (1992)	$c_0 = D_p^{-0.0686} \left( \frac{P}{D_p} \right)^{1.519} (A_E/A_0)^{-0.323}$
Hashmi (1993)	$c_0 = \left( \frac{D_p}{D_h} \right)^{-0.403} K_t^{-1.79} (A_E/A_0)^{0.744}$
Lam <i>et al.</i> (2012)	$c_0 = 0.89 - 1.71$
Tan and Yüksel (2018)	$c_0 = 1.42$

**Tabelle 8:** Berechnung der Austrittsgeschwindigkeit für Düsenpropeller.

Blaauw and Kaa (1978)	$c_0 = 1.59/\sqrt{2}$
Blaauw and Kaa (1978)	$U_0 = 1.17 \left( \frac{P_d}{\rho D_p^2} \right)^{1/3}$

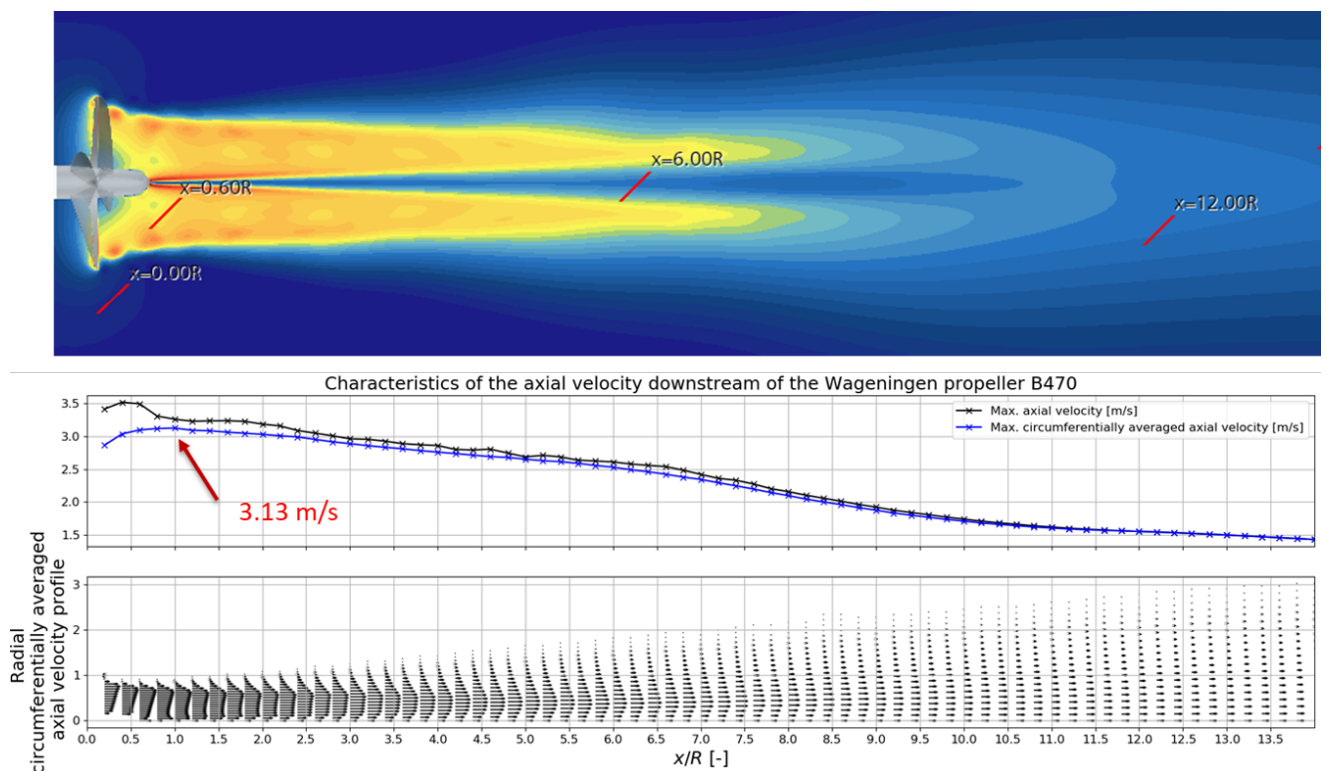
### 7.1.1 Propeller in Freifahrtbedingung

Die meisten empirischen Formulierungen (Tab. 7 und Tab. 8) basieren auf der Impulstheorie von Propellern, die unter Freifahrtbedingungen betrieben werden. Für die Simulation unter Freifahrtbedingungen wurden in diesem Zusammenhang zwei Propeller mit einem Steigungsdurchmesser-Verhältnis von 1 ( $P/D = 1$ ) ausgewählt.

Der erste Propeller ist der Wageningen-Propeller B4-70: „B“ bezeichnet die Wageningen-B-Serie, „4“ gibt an, dass der Propeller vier Flügel besitzt, und „70“ steht dafür, dass die gesamte abgewinkelte Propellerfläche 70% der durch den Propellerdurchmesser definierten Kreisfläche entspricht ( $A_E/A_0$ ). Der zweite Propeller ist ein Kaplan-Propeller des Typs Ka4-55, der ebenfalls ein  $P/D = 1$  und vier Blätter mit  $A_E/A_0 = 0,55$  aufweist. Dieser Kaplan-Propeller entspricht dem Modell, das auf dem Binnenschiff eingesetzt wird.

Lokale Strömungsphänomene, wie etwa der an der Propellerspitze entstehende Wirbel, können die Bestimmung der maximalen Geschwindigkeit im Propellerstrahl erheblich beeinflussen. Um den Einfluss dieser lokalen Geschwindigkeitsvariationen zu reduzieren, wird die gemittelte Geschwindigkeit über den Umfang berechnet. Hierzu werden die Kreisfläche radial in 100 Segmente unterteilt und die jeweilige Geschwindigkeit über jedes Segment sowie über die Zeit gemittelt. Auf Grundlage des so erhaltenen, über den Radius gemittelten Geschwindigkeitsprofils werden die maximale Geschwindigkeit und deren zugehörige radiale Position sowohl für den Wageningen- als auch für den Kaplan-Propeller bestimmt, siehe Abb. 27 und Abb. 29.

Die Abbildungen stellen einen Vergleich zwischen den aus CFD-Simulationen prognostizierten Austrittsgeschwindigkeiten und den mittels empirischer Formeln berechneten Werten dar. Aufgrund der begrenzten Anzahl verfügbarer Messpunkte sowie der in der Literatur nicht eindeutig definierten Austrittsebene (englisch: efflux plane, siehe Abb. 2) ([50], [51], [52], [53]) ist es möglich, dass die experimentell bestimmte Maximalgeschwindigkeit unterschätzt wird.



**Abbildung 27:** Axiales Geschwindigkeitsprofil des Propellers B4-70, ermittelt durch CFD-Simulationen.

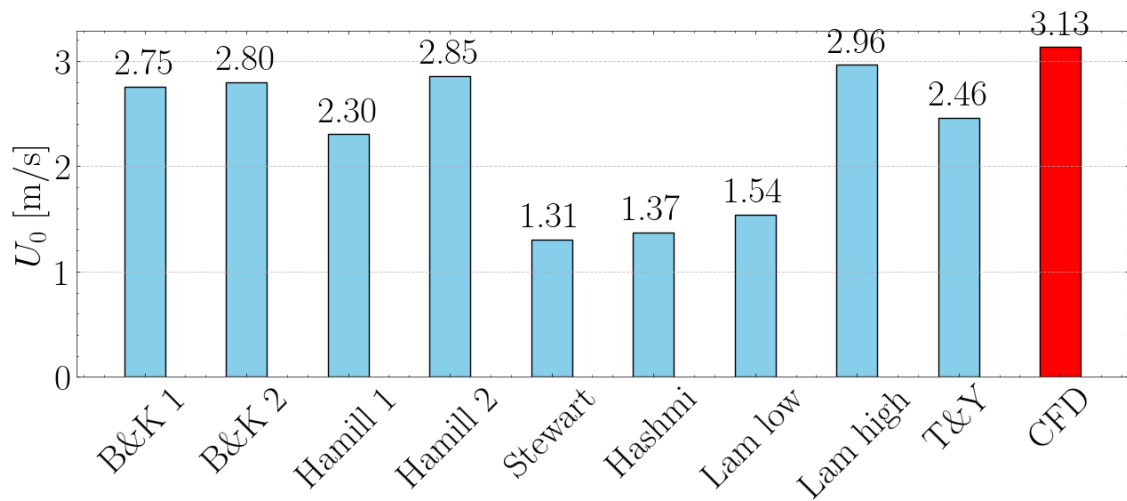


Abbildung 28: Propeller B4-70: Simulierte Austrittsgeschwindigkeit gemäß Tab. 7.

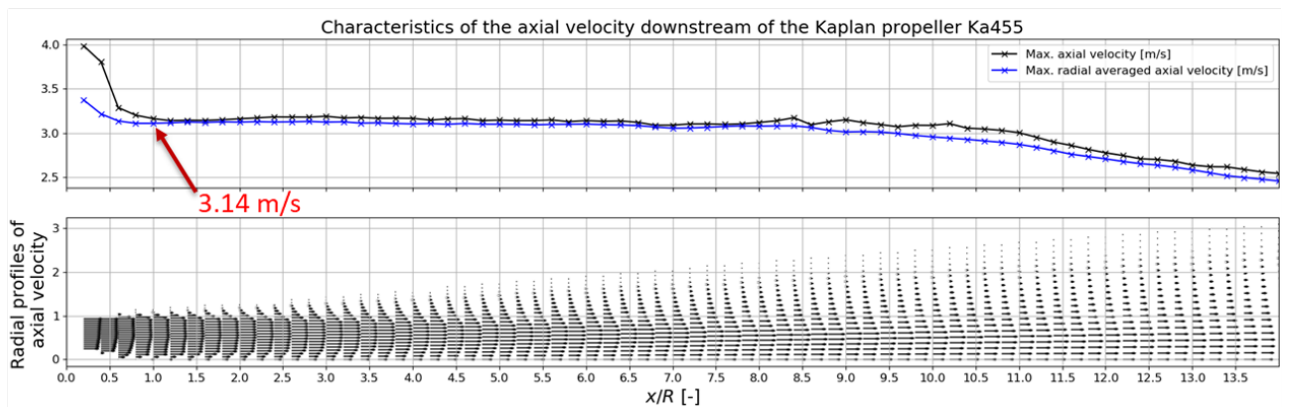
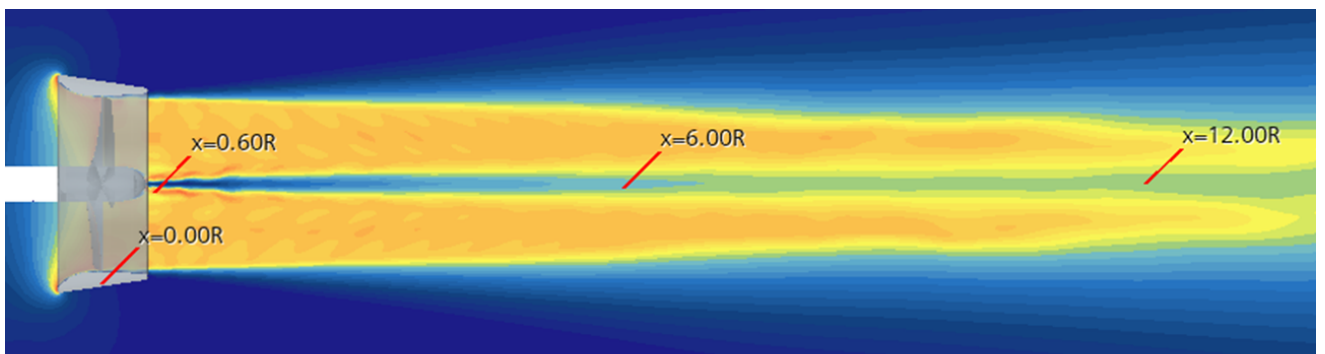
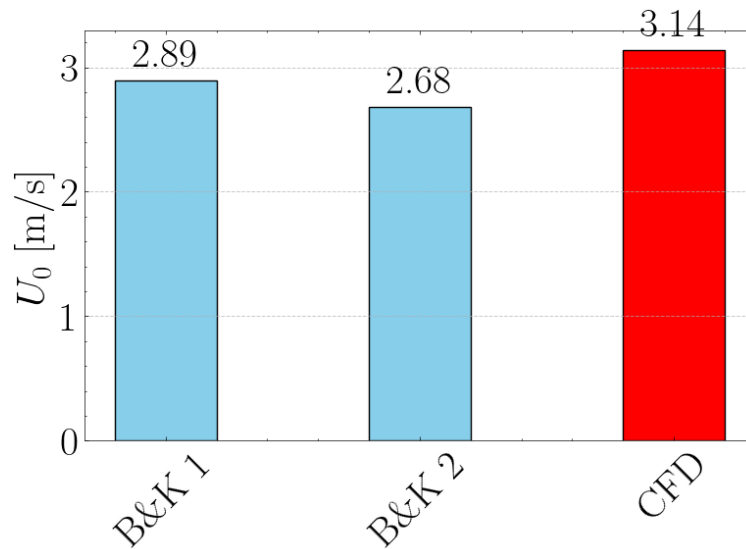


Abbildung 29: Axiales Geschwindigkeitsprofil des Propellers Ka-55, ermittelt durch CFD-Simulationen.



**Abbildung 30:** Propeller Ka-55: Simulierte Austrittsgeschwindigkeit gemäß Tab. 8.

Die Austrittsebene wird anhand der Austrittsgeschwindigkeit bestimmt. Für Propeller ohne Düse befindet sie sich bei  $x/R = 1$ , wie in Abb. 27 dargestellt. Bei Düsenpropellern lässt sich hingegen keine eindeutig definierte Austrittsebene bestimmen, da in den Simulationsergebnissen keine ausgeprägte Strahlkontraktion festgestellt wird. Die maximal gemittelte axiale Geschwindigkeit im Strahl eines Düsenpropellers weist ein gleichmäßigeres Profil auf als jene eines Propellers ohne Düse. Dies ist vermutlich auf die spezifische Kraftverteilung entlang des Propellerradius zurückzuführen, die eine geringere radiale Durchmischung im Strahl bewirkt. Folglich zeigt der Strahl eines in einer Düse montierten Propellers ein homogeneres Geschwindigkeitsfeld. Während bei Propellern ohne Düse eine deutliche Kontraktion des Strahls erkennbar ist, fällt diese bei Düsenkonfigurationen wesentlich schwächer aus. Zudem tritt aufgrund des von der Düse beschleunigten Strömungsfeldes die maximale axiale Geschwindigkeit beim Düsenpropeller stromaufwärts der Propellerebene auf.

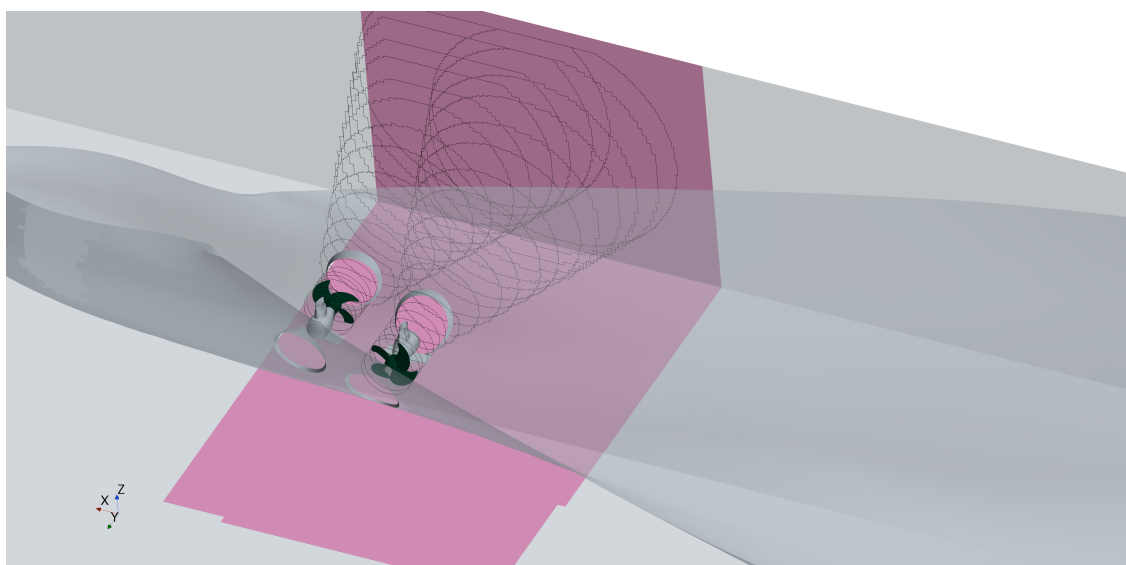
### 7.1.2 Bugstrahler (RoRo-Schiff in Großausführung)

Im Szenario 1, (Abb. 13), befinden sich die Bugstrahlruder in unmittelbarer Nähe zur Kaimauer und werden mit 80% ihrer installierten Leistung betrieben (vgl. Tab. 4). Beide Bugstrahler werden eingesetzt, um das Schiff vom Kaimauerbereich weg zu bewegen. Aufgrund der unterschiedlichen Konfigurationen und Anordnungen von BT1 und BT2 innerhalb der Tunnel (siehe Abb. 31) variiert das Strömungsverhalten, dargestellt durch die verbindenden Stromlinien in Abb. 32. BT2 wird vom durch das eigene Gehäuse erzeugten Nachstrom beeinflusst. Währenddessen wird BT1 aufgrund der geringeren Rumpfbreite an dieser Stelle und der dichteren Positionierung des Propellers am Tunneleinlass von Strömungsablösung an der Eintrittskante des Tunnels beeinflusst.

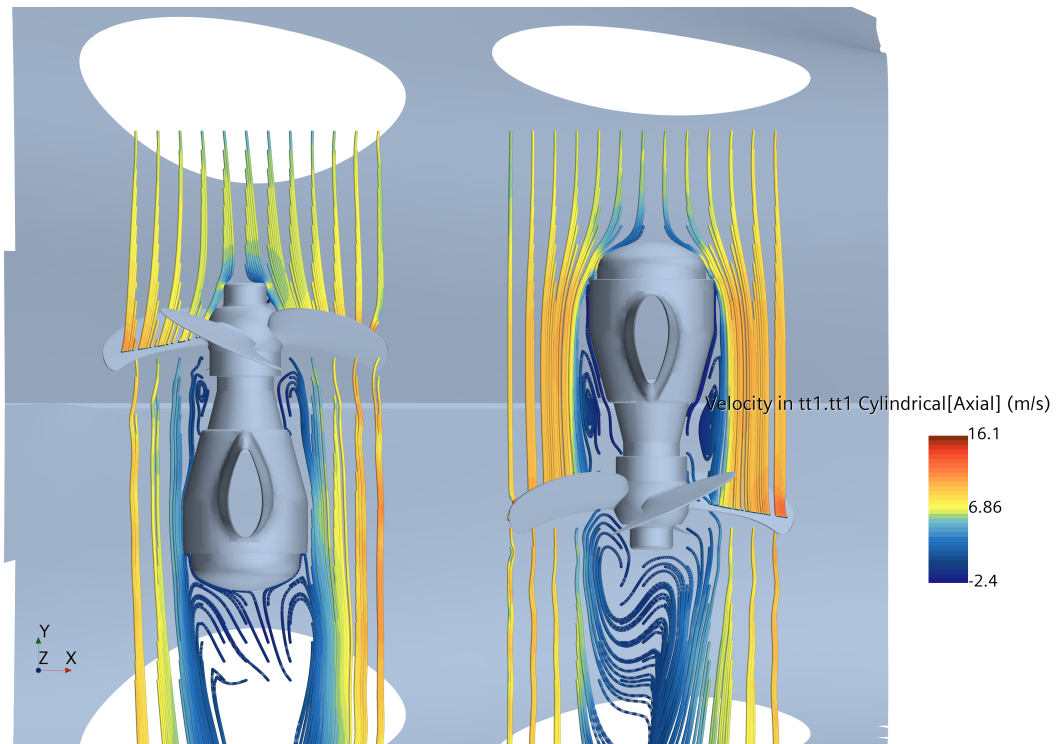
Der mittlere Durchfluss im Tunnel bleibt konstant, solange sich der Querschnitt nicht ändert. Liegt jedoch eine Querschnittsverengung vor, z. B. durch das Gehäuse, so muss der

Kontinuitätsgleichung folgend die mittlere Strömungsgeschwindigkeit in diesem Bereich entsprechend erhöht sein. Nach dem Austritt der Strömung aus dem Tunnel nimmt die mittlere Geschwindigkeit deutlich ab (siehe Tab. 9 und Tab. 10). Die Austrittsebene ist als die Ebene am Tunnelaustritt definiert. Für BT1 befindet sich der Tunnelaustritt eine Propellerdurchmesserlänge ( $1 D$ ) stromabwärts der Propellerebene. Für BT2 beträgt dieser Abstand  $0,75 D$ , wie in den Tabellen angegeben.

Die zeitlich gemittelten Geschwindigkeitsverteilungen auf beiden Ebenen sind in Abb. 33 dargestellt. Beide Querstrahler zeigen ähnliche maximal umfanggemittelte Geschwindigkeiten von  $9,662 \text{ m/s}$  bzw.  $9,457 \text{ m/s}$ . Für Bugstrahlruder werden semi-empirische Formeln für Düsenpropeller (siehe Tab. 8) herangezogen, um einen Vergleich mit den numerischen Ergebnissen anzustellen. Die hierbei festgestellte Abweichung (siehe Abb. 34) ist größer als unter Freifahrtbedingungen. Diese größere Abweichung wird dem Versperrungseffekt des Gehäuses und der an diesem stattfindenden Strömungsablösung zugeschrieben, welche in den semi-empirischen Formeln nicht vollständig berücksichtigt wird. Die numerischen Simulationsergebnisse wurden über 40 Propellerumdrehungen gemittelt.



**Abbildung 31:** Bugbereich des Schiffes mit den installierten Bugstrahlern.



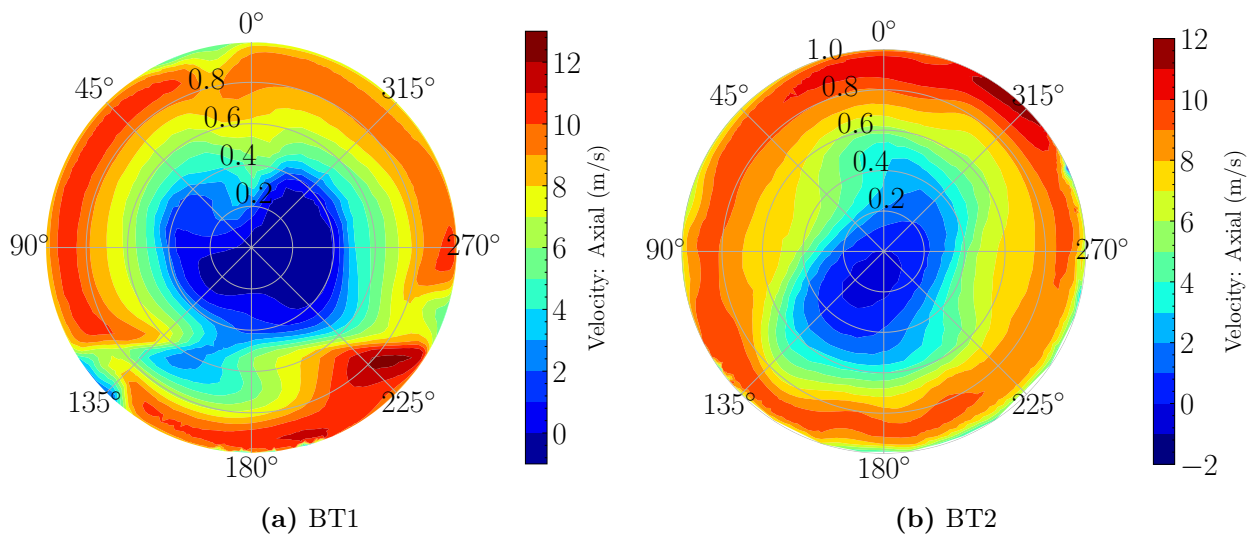
**Abbildung 32:** Stromlinien in der horizontalen Ebene innerhalb der Tunnel. Links: Bugstrahler 1, rechts: Bugstrahler 2.

**Tabelle 9:** Ergebnisse der Propellerstrahlcharakteristik (BT1)

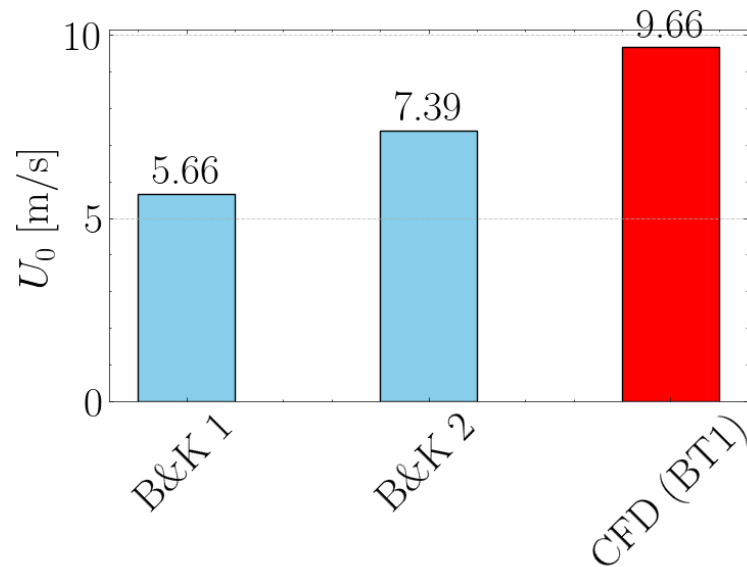
$x/D$ [-]	$u_{\text{tangential}}(\text{max})$ [m/s]	$u_{\text{mittel}}$ [m/s]	$r/R@u_{\text{tangential}}(\text{max})$
0,13	9,207	6,744	0,87
0,25	9,655	6,687	0,90
0,50	10,467	8,264	0,91
0,75	9,858	7,813	0,89
1,00	9,662	6,351	0,895
1,25	9,282	5,715	0,882
1,50	8,645	4,339	0,863
2,00	7,133	2,882	0,83

**Tabelle 10:** Ergebnisse der Propellerstrahlcharakteristik (BT2)

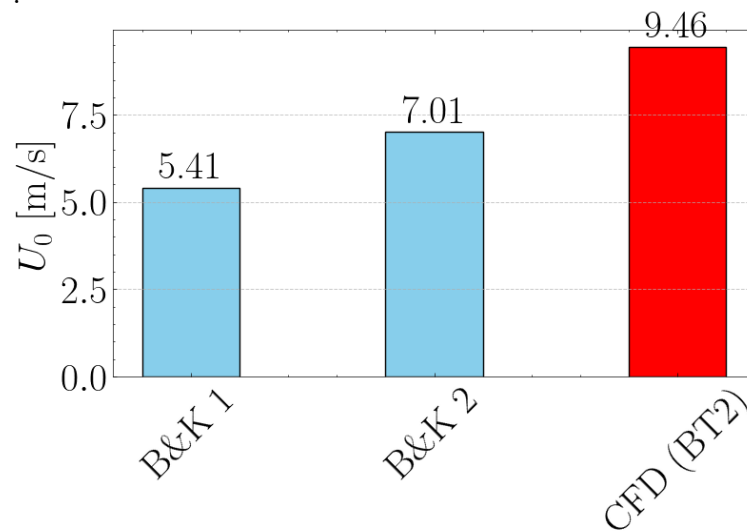
$x/D$ [-]	$u_{\text{tangential}}(\text{max})$ [m/s]	$u_{\text{mittel}}$ [m/s]	$r/R@u_{\text{tangential}}(\text{max})$
0,13	9,765	6,658	0,9
0,25	9,71	6,52	0,89
0,35	9,624	6,521	0,89
0,5	9,586	6,526	0,89
0,75	9,457	6,461	0,9
1,0	8,179	3,174	0,863
1,436	6,472	2,432	0,74
2,0	5,04	2,142	0,523



**Abbildung 33:** Zeitlich gemittelte axiale Geschwindigkeitsverteilung an der Austrittsebene des Tunnels.



(a) BT1: Berechnung der Austrittsgeschwindigkeit gemäß Tab. 8



(b) BT2: Berechnung der Austrittsgeschwindigkeit gemäß Tab. 8

**Abbildung 34:** Validierung von  $U_0$  in Szenario 1 (siehe Tab. 4).

### 7.1.3 Hauptantrieb (RoRo-Schiff in Großausführung)

Die Strömungssimulation Szenario 1 (siehe Tab. 4) wurde für das gesamte Schiff mit in Betrieb befindlichen Bugstrahlern sowie der Hauptantriebsanlage (MP) durchgeführt. Die Ergebnisse des Hauptantriebssystems wurden nach dem gleichen Verfahren ermittelt, das auch für die Bugstrahlruder angewendet wurde. Sämtliche angegebenen Werte entsprechen zeitlich gemittelten Größen. Die im folgenden Abschnitt dargestellte Analyse konzentriert sich auf den Heckbereich des Schiffes (siehe Abb. 35).

Die semi-empirischen Formeln berücksichtigen keine mehrfachen Wechselwirkungen, beispielsweise zwischen Propeller und Rumpf oder zwischen Ruder und Propeller. Im Gegensatz

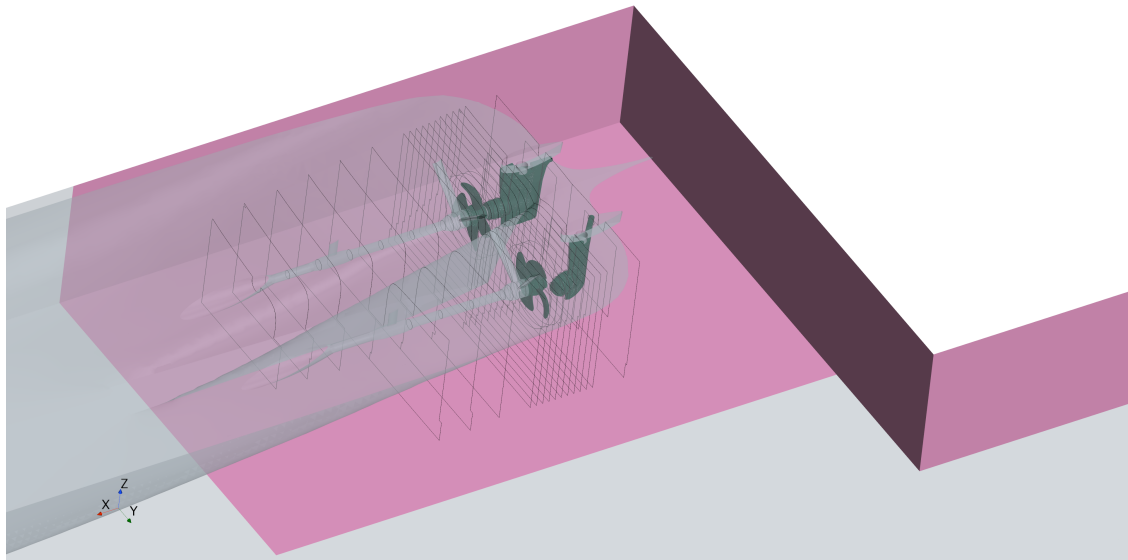
dazu erfassen CFD-Simulationen derartige Interaktionen inhärent, was einen direkten Vergleich beider Ansätze erschwert. Diese Einschränkung ist im vorliegenden Fall besonders relevant, da sich die beiden Propeller des Hauptantriebssystems in entgegengesetzte Richtungen drehen (einer mit positiver und der andere mit negativer Steigung) und zusätzlich ein Ruderwinkel vorhanden ist. Unter diesen Bedingungen ist die Anwendbarkeit der semiempirischen Formeln sehr begrenzt.

Die komplexen Strömungsstrukturen mit Stromlinienverläufen sind in Abb. 36 dargestellt. Der Backbordpropeller erzeugt einen Strahl in Richtung des Ruders, während der Steuerbordpropeller einen Strahl in Richtung des Schiffsrumpfs ausbildet. In diesem Bereich führt die gegenseitige Beeinflussung der beiden Strahlen zur Ausbildung mehrerer großskaliger Wirbelstrukturen.

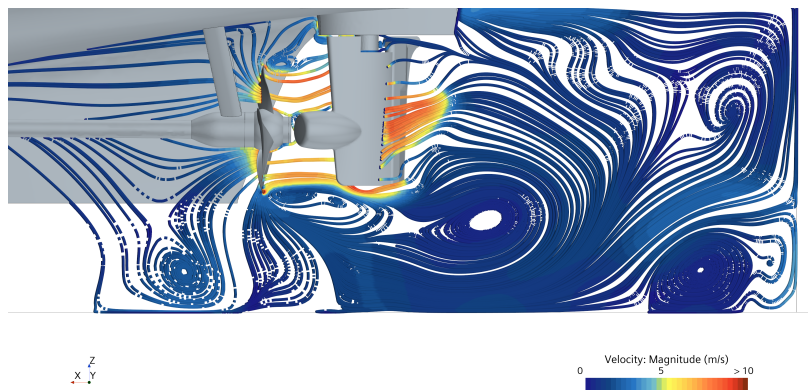
Zwischen Propeller und Ruder tritt eine Kontraktion des Strahls des Backbordpropellers auf, wodurch die Austrittsgeschwindigkeit definiert werden kann. Die Austrittsebene befindet sich  $0,2 D$  hinter dem Propeller, wobei in der Simulation eine Austrittsgeschwindigkeit von  $U_0 = 7,05 \text{ m/s}$  ermittelt wurde. Mit einem Schubbeiwert von  $K_t = 0,147$  und dem empirischen Koeffizienten  $c_0 = 1,59$  ergibt Gl. 28 eine Austrittsgeschwindigkeit von  $U_0 = 6,76 \text{ m/s}$ .

Für den Steuerbordpropeller wird keine Kontraktion des Propellerstrahls festgestellt, höchstwahrscheinlich infolge des Coandă-Effekts. Zur Bestimmung der vom Steuerbordpropeller erzeugten Austrittsgeschwindigkeit wird der Querschnitt mit der höchsten über den Umfang gemittelten Axialgeschwindigkeit betrachtet. In der numerischen Simulation liegt diese Stelle  $0,1 D$  hinter dem Steuerbordpropeller, wo  $U_0 = 6,84 \text{ m/s}$  gerechnet wird. Mit  $K_t = 0,064$  und  $c_0 = 1,59$  ergibt sich nach Gl. 28 eine Austrittsgeschwindigkeit von  $U_0 = 4,44 \text{ m/s}$ .

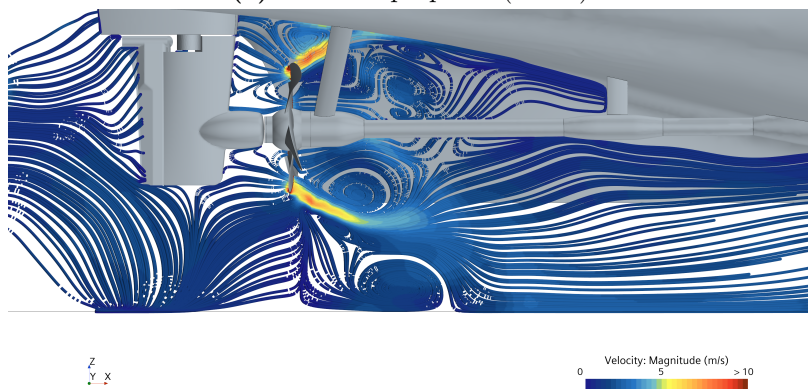
Obgleich vielfältige Wechselwirkungen bestehen, variiert die Belastungsverteilung an einem Propeller mit Änderungen der Steigung. Diese Variationen führen zu einer geänderten Druckverteilung entlang der Flügel, was wiederum die Geschwindigkeitsverteilung über den Radius beeinflusst. Folglich kann die aus numerischen Simulationen ermittelte Austrittsgeschwindigkeit erheblich von den durch empirische Formeln prognostizierten Werten abweichen. Insbesondere bei einem Betrieb des Propellers mit negativer Steigung weisen solche Formeln oftmals keine hinreichende Prognosegenauigkeit auf.



**Abbildung 35:** Heckbereich des Schiffes mit Propellern und Flossenrudern.



(a) Backbordpropeller (30%P).



(b) Steuerbordpropeller (-20%P).

**Abbildung 36:** Stromlinien auf dem vertikalen Querschnitt durch den Propeller.

## 7.2 Maximale Sohlengeschwindigkeit

Wenn sich der Propellerstrahl vom Propeller zur Hafensohle ausbreitet, nimmt die Geschwindigkeit aufgrund turbulenter Durchmischung und Ausbreitung ab. Die maximale Geschwin-

digkeit in der Nähe der Hafensohle, auch als maximale Sohlengeschwindigkeit oder einfach Sohlengeschwindigkeit bezeichnet, ist daher stets geringer als die Austrittsgeschwindigkeit, jedoch direkt proportional zu dieser: Höhere Austrittsgeschwindigkeiten führen zu höheren Sohlengeschwindigkeiten.

Semi-empirische Formeln berücksichtigen verschiedene Einflussfaktoren wie den Abstand zwischen Propeller und Kaimauer, den Propellerdurchmesser sowie den Geschwindigkeitsabbau entlang der Propellerachse. Nach PIANC (2015) [11] lässt sich die maximale Strömungsgeschwindigkeit am Hafengrund mithilfe der deutschen bzw. niederländischen Methode abschätzen, wie in Gl. 30 und Gl. 31 dargestellt.

In diesen Formulierungen gilt:

- $L$  ist der Abstand zwischen dem Tunnelaustritt und der Kaimauer.
- $h$  ist der vertikale Abstand zwischen der Propellerdrehachse und dem Hafengrund.
- $\alpha_L$  ist ein Korrekturfaktor, der sowohl von  $L$  als auch von  $h$  abhängt, mit spezifischen Werten für die Positionen von BT1 und BT2.

Es ist zu beachten, dass diese Methoden die Wechselwirkung mehrerer Propellerstrahlen nicht berücksichtigen. Wenn die Strahlen mehrerer Propeller vorhanden sind, kann die resultierende Geschwindigkeit durch quadratische Überlagerung bestimmt werden [11].

$$U_{b,\max} \text{ (deutsche Verfahren)} = U_0 \alpha_L 1.9 \left( \frac{L}{D_p} \right)^{-1} \quad (30)$$

$$U_{b,\max} \text{ (niederländische Verfahren)} = \begin{cases} U_0 \left( \frac{D_p}{h} \right), & \text{für } \frac{L}{h} < 1,8 \\ 2.8 U_0 \left( \frac{D_p}{L+h} \right), & \text{für } \frac{L}{h} \geq 1,8 \end{cases} \quad (31)$$

Szenario 1 wurde als Testfall für den Vergleich mit den semi-empirischen Formeln ausgewählt. Die Austrittsgeschwindigkeit  $U_0$  für BT1 und BT2 wurde aus numerischen Simulationen ermittelt (siehe Tab. 9 und Tab. 10). Die resultierenden Geschwindigkeiten sowie die zugehörigen geometrischen Parameter sind in Tab. 11 zusammengefasst.

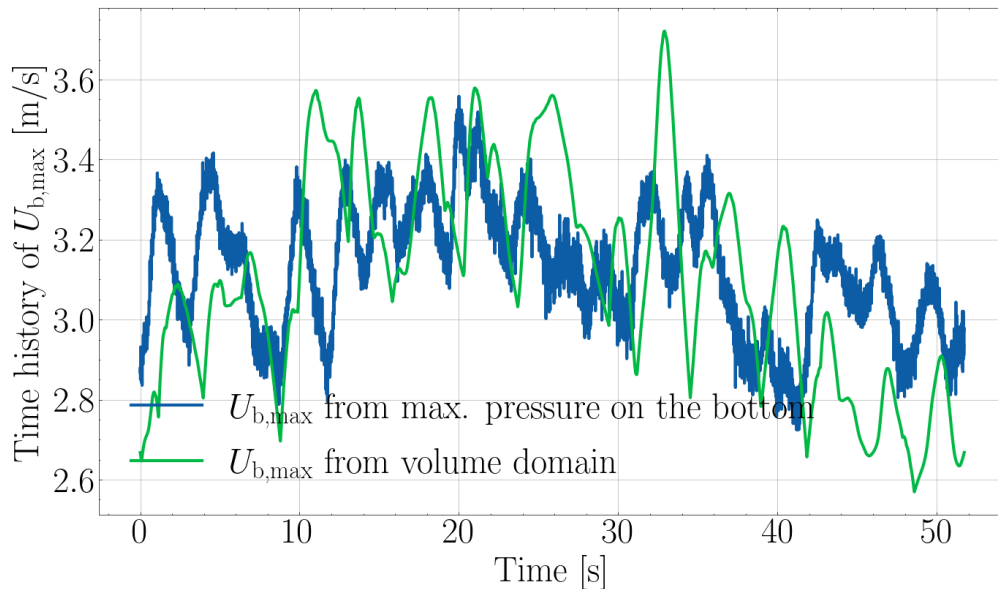
**Tabelle 11:** Berechnung der maximalen durch die Bugstrahlruder induzierten Sohlengeschwindigkeit unter Verwendung semi-empirischer Formeln.

	BT1	BT2	Resultierende Geschw.
$L/h$	2,13	1,72	
$L/D_p$	6,39	6,17	
$h/D_p$	3,00	3,58	
$\alpha_L$	0,45	0,40	
$U_{b,max}$ [m/s] nach deutscher Formel	1,01	0,89	1,35
$U_{b,max}$ [m/s] nach niederländischer Formel	2,26	2,01	3,02

Zur Bestimmung der Sohlengeschwindigkeit in numerischen Simulationen [54] lassen sich im Wesentlichen zwei Ansätze unterscheiden. Der erste Ansatz ist ein direkter Ansatz, bei dem ein definierter Bereich herangezogen wird, um die maximale Geschwindigkeit zu erfassen. Der zweite Ansatz ist ein indirekter Ansatz, bei dem die Sohlengeschwindigkeit aus dem Druck am Boden unter Anwendung der Bernoulli-Gleichung ermittelt wird.

In dieser Untersuchung wurde der Auswertungszeitraum auf mehr als 50 Sekunden erweitert. Beide Ansätze lieferten übereinstimmende Ergebnisse: Der direkte Ansatz ergab 3,10 m/s, während der indirekte Ansatz 3,12 m/s lieferte (siehe Abb. 37). Die Abweichung zwischen diesen Werten beträgt weniger als 1%.

Ein Vergleich mit empirischen Verfahren zeigt deutliche Unterschiede. Die deutsche Methode ergibt eine signifikant abweichende Schätzung der Sohlengeschwindigkeit. Demgegenüber weist die in den Niederlanden entwickelte Methode eine hohe Übereinstimmung mit den CFD-Ergebnissen auf: Der damit berechnete Wert von 3,01 m/s liegt lediglich 3,6% unter der CFD-Prognose von 3,12 m/s. Die Genauigkeit der verschiedenen Methoden hängt stark von der jeweiligen geometrischen Konfiguration ab. Im vorliegenden Fall ist der reflektierte Strahl der dominierende Faktor, der die Sohlengeschwindigkeit beeinflusst. In anderen Konfigurationen, z. B. wenn der Strahl lediglich durch eine horizontale Ebene ohne eine vertikale Kaimauer begrenzt ist, wird die Sohlengeschwindigkeit in erster Linie durch die Strömungsausbreitung bestimmt. Solche Fälle können zu anderen Vergleichsergebnissen führen.



**Abbildung 37:** Maximale Geschwindigkeit über der Gewässersohle.

### 7.3 Druck an der Kaimauer (RoRo in Großausführung)

Während der Feldmessungen zeichnete das LWI Wanddrücke und bodennahe Geschwindigkeiten auf, um diese später mit den Simulationsergebnissen zu vergleichen. Hierzu wurde ein Gestell mit zwölf Drucksensoren sowie einer am unteren Ende des Gestells montierten ADV an der Kaianlage installiert.

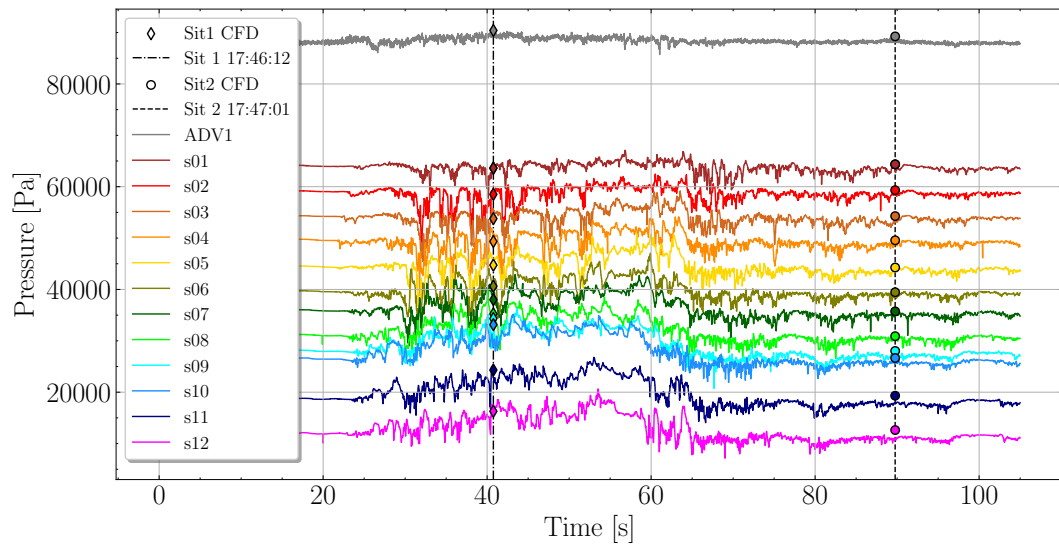
Die Drucksensoren (s1–s12) waren vertikal vom Boden bis zur Wasseroberfläche angeordnet, wobei ADV1 die niedrigste Messposition darstellte. Die entsprechenden Zeitverläufe der gemessenen Drücke und Geschwindigkeiten sind in Abb. 38 und Abb. 39 dargestellt. In Abb. 38 zeigen die beiden vertikalen Linien die zeitlich gemittelten CFD-Ergebnisse für die Szenarien 1 und 2, wie in Tab. 4 definiert. Insgesamt stimmen die zeitlich gemittelten Drücke aus den Simulationen gut mit den Messungen überein.

Die durch das niederländische Verfahren sowie durch die CFD-Simulation prognostizierte Sohlengeschwindigkeit beträgt nahezu das Doppelte der gemessenen resultierenden Geschwindigkeit von 1,66 m/s, wie in Abb. 39<sup>2</sup> dargestellt. Diese Abweichung entspricht den Erwartungen, da die von der ADV1 aufgezeichnete Geschwindigkeit nicht die Sohlengeschwindigkeit repräsentiert. Wird die CFD-Simulation an derselben Position wie ADV1 ausgewertet, ergibt sich eine berechnete Geschwindigkeit von 1,73 m/s, was dem gemessenen Wert von 1,66 m/s sehr nahekommt und lediglich eine Abweichung von etwa 4% bedeutet.

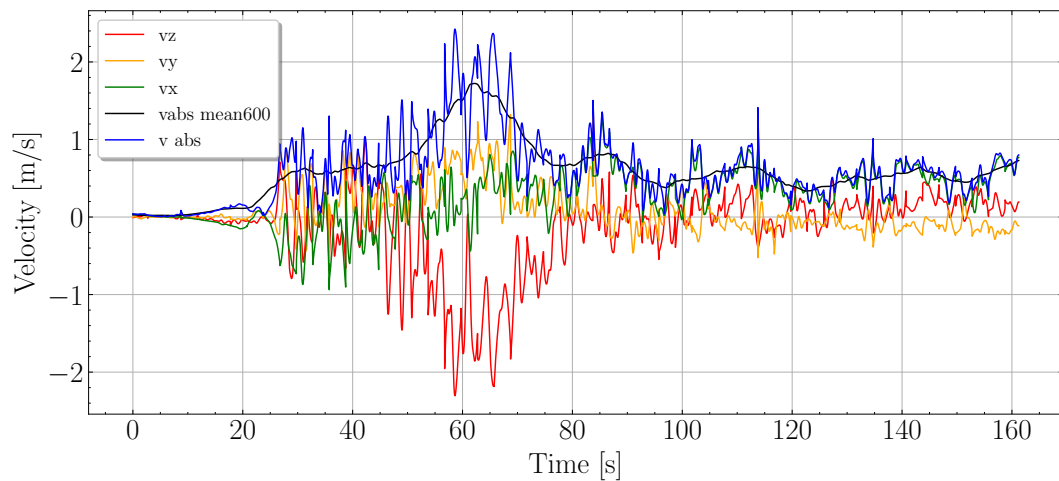
Zusätzlich zu den mittleren Druckmessungen an den Sensoren wurde eine Schnelle Fourier-Transformation (FFT) durchgeführt, um die auftretenden Frequenzspektren zu bestimmen. Die Ergebnisse der CFD-Simulationen sind in Abb. 40 dargestellt, welche die mittleren und die Druckverteilungen erster Ordnung zusammen mit den Sensorpositionen zeigen. Das Sym-

<sup>2</sup>Die mittlere resultierende Geschwindigkeit ist durch die schwarze Kurve bei etwa 27 s dargestellt.

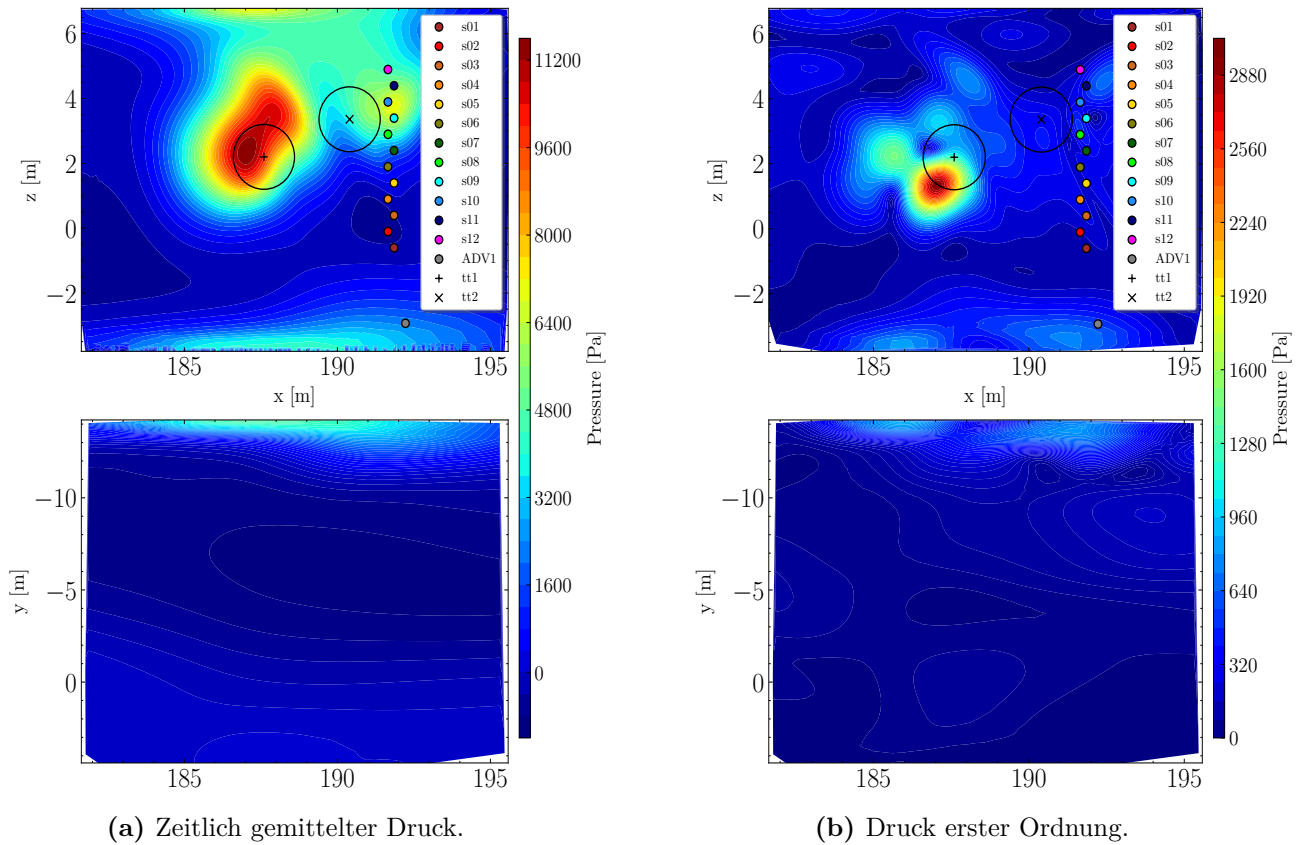
bol „x“ markiert die Positionen von BT1 und BT2, wobei BT1 unterhalb von BT2 liegt. In der Abbildung zeigt die obere Hälfte die Druckverteilung entlang der Kaimauer, während die untere Hälfte die Druckverteilung am Boden darstellt.



**Abbildung 38:** Druckprofile an den Sensoren und die entsprechenden Mittelwerte aus der Simulation.



**Abbildung 39:** Gemessene Geschwindigkeiten mit der ADV1.



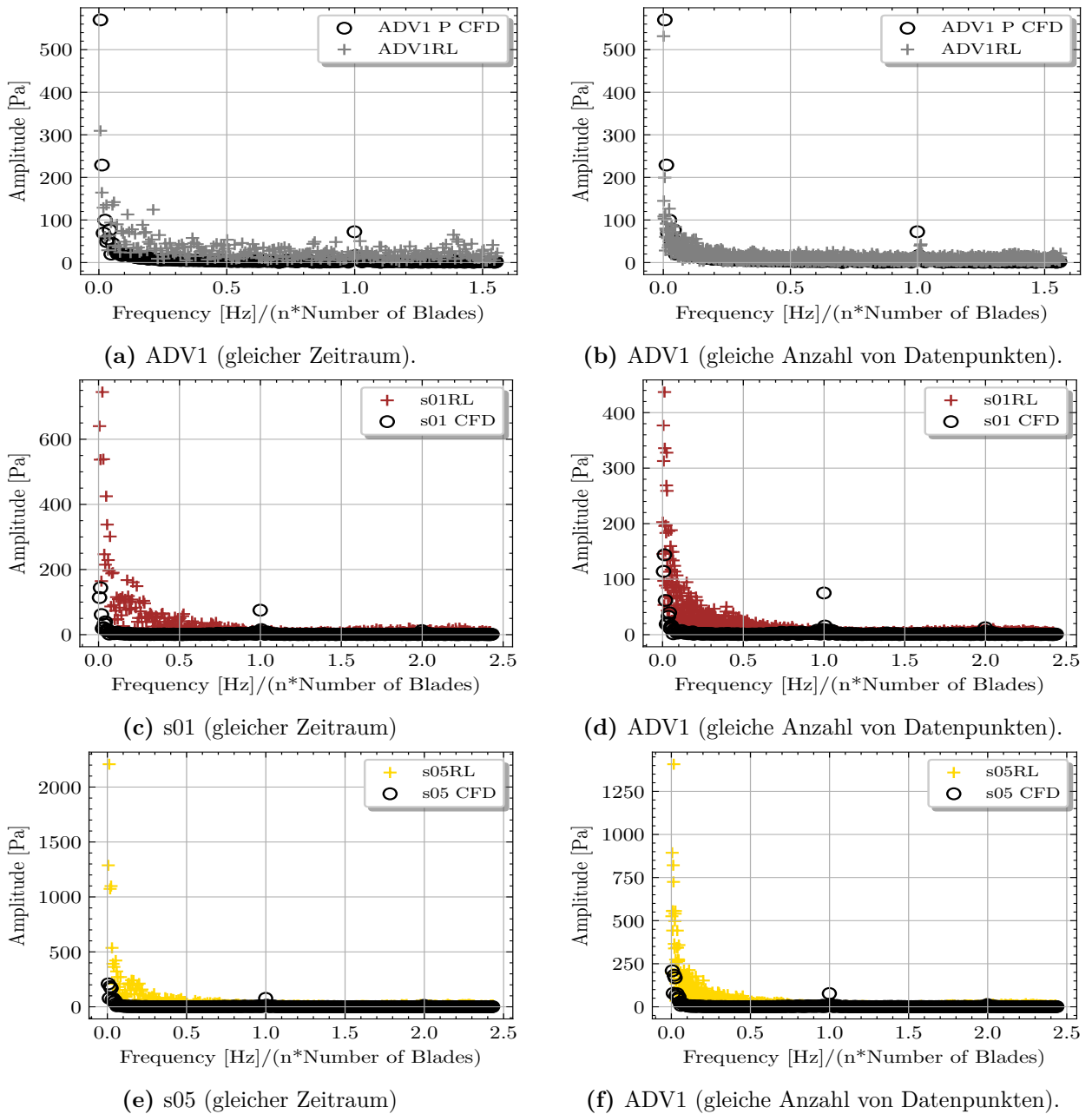
**Abbildung 40:** Von den Bugstrahlern auf Boden und Wand in Szenario 1 ausgeübter Druck.

Da die Simulationen einen festen Zeitpunkt darstellen, bewegt sich das Schiff selbst nicht. Für die FFT wird nur das entsprechende Zeitintervall der Messdaten berücksichtigt.

Wenn die Messdaten über denselben Zeitraum wie die Simulation (40 Umdrehungen des Bugstrahlers) ausgewertet werden, kann in den Drucksensordaten keine Blattfrequenz identifiziert werden (siehe Abb. 41). Stattdessen treten niederfrequente Komponenten mit deutlich höheren Amplituden auf.

Wird dagegen dieselbe Anzahl von Datenpunkten anstelle desselben Zeitraums verwendet, zeigt die ADV im niederfrequenten Bereich eine sehr gute Übereinstimmung mit der Simulation, und die Blattfrequenz ist klar erkennbar. Bei den Drucksensoren ist der niederfrequente Anteil im Vergleich zum ADV-Signal reduziert, bleibt jedoch deutlich höher als in der Simulation, und die Blattfrequenz ist erneut nicht sichtbar.

Die wahrscheinlichste Ursache für das Ausbleiben der Blattfrequenz liegt in einem unregelmäßigen Abtastverhalten der Drucksensoren. Im Mittel erfolgte die Datenerfassung in Abständen von etwa 0,01 s, jedoch mit erheblichen Schwankungen zwischen 0,0 s und 0,5 s. Im Gegensatz dazu wies die ADV zwar eine geringfügig niedrigere mittlere Abtastrate von 0,0156 s auf, zeichnete sich jedoch durch deutlich gleichmäßigere Abtastintervalle aus.



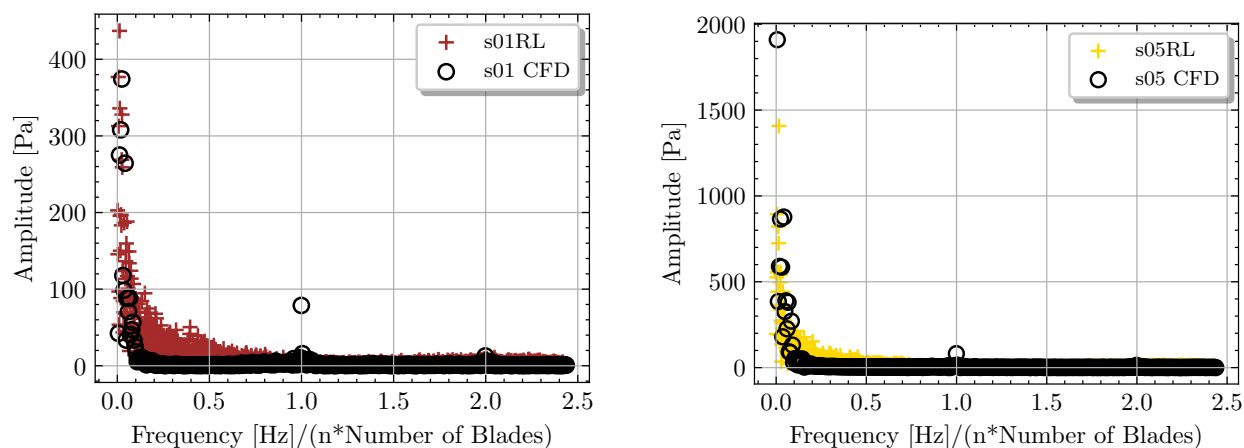
**Abbildung 41:** Fourier-Analyse der Drucksensordaten.

Die Unterschätzung der Druckamplituden im Niederfrequenzbereich in den CFD-Simulationen wird voraussichtlich durch die Bewegung des Schiffes und die daraus resultierende Passage an den Sensoren vorbei verursacht. Dieser Effekt fehlt in den Simulationen, da das Schiff seine Position beibehält. Wie in Abb. 40 gezeigt, nahm der simulierte Druck zu und stimmte in dem Moment genauer mit den Messungen überein, als die Sensorlinie an die x-Position des maximalen Drucks an der Wand verlegt wurde. In einigen Fällen überstiegen die simulierten Amplituden die gemessenen (siehe Abb. 42).

Die unter stationären Bedingungen beobachteten Abweichungen in den numerischen Ergebnissen lassen sich durch dynamische Strömungseffekte erklären, die infolge der Schiffsbewegung auftreten. Darüber hinaus ist die von beiden BTn während des Ablegemanövers

erbrachte Leistung nicht konstant, sondern zeigt zeitliche Schwankungen [54]. Daher ist es erforderlich, die tatsächlichen Betriebsbedingungen des Schiffes in die CFD-Simulationen einzubeziehen, um eine präzisere Übereinstimmung mit den experimentellen Messdaten zu erreichen.

Eine verlässlichere Bewertung wird durch den Vergleich der numerischen Ergebnisse mit Modellversuchen im Labormaßstab erreicht, wie im Abschnitt 7.5 zum Modellschiff unter Laborbedingungen dargestellt.



(a) Verschobenes s01 (gleiche Anzahl von Datenpunkten).

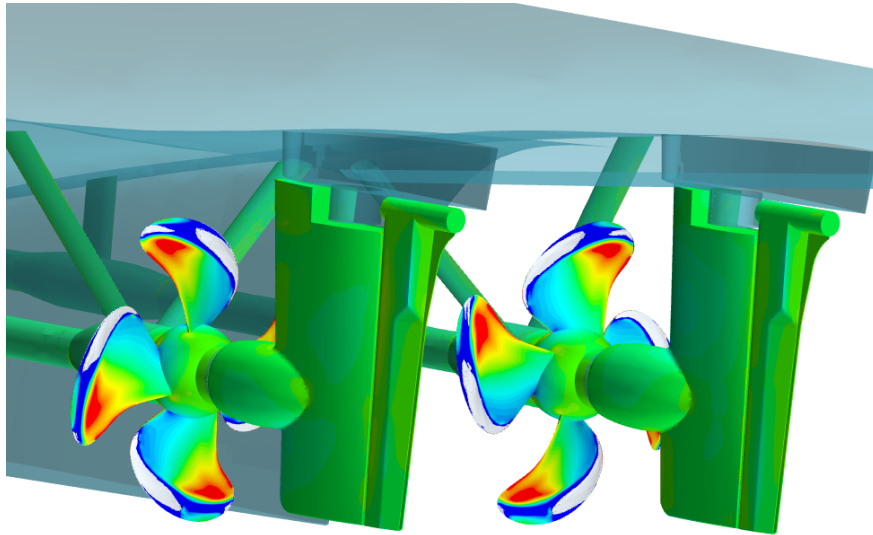
(b) Verschobenes s05 (gleiche Anzahl von Datenpunkten).

**Abbildung 42:** Fourier-Analyse der verschobenen Drucksensordaten.

## 7.4 Schalldruckpegel während des Anlegemanövers (RoRo-Schiff in Großausführung)

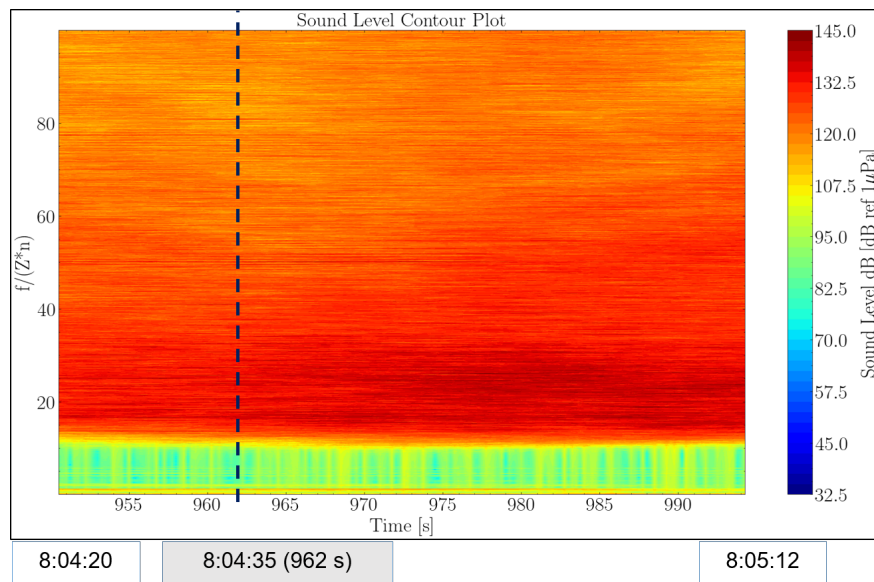
Die akustische Schallabstrahlung von Schiffen stammt hauptsächlich von den Propellern, der Strömungsdynamik, dem Motor sowie den elektrischen Hilfsanlagen. Bei niedrigen Schiffsgeschwindigkeiten ist der Motorenlärm typischerweise die dominante Quelle, während bei höheren Geschwindigkeiten der Hauptbeitrag in der Regel von Propellergeräuschen stammt [55].

In der Untersuchung wird nur die hydrodynamische Komponente des Schalldruckpegels (SPL) berücksichtigt. Kavitierende Strömung spielt eine entscheidende Rolle beim SPL, und ihr Einfluss wird mittels numerischer Simulationen untersucht. Abb. 43 zeigt die aus der numerischen Simulation erhaltene kavitierende Strömung, die zur Bewertung ihres Einflusses auf den hydroakustischen Druck verwendet wird.



**Abbildung 43:** Berechnete Kavitation sowie Druckverteilung am Propeller; die kavitierenden Bereiche auf den Propellerblättern sind in Grau dargestellt, entsprechend einem Wasservolumenanteil von 0,9.

Abb. 17 zeigt den aufgenommenen SPL, welcher von einem fest installierten Hydrofon während der Vorbeifahrt des RoRo-Schiffes gemessen wurde, wie in Abschnitt 6.1.1 beschrieben. Diese Messung wird zur Validierung der numerischen Simulationen verwendet. Die Simulationen wurden zu dem Zeitpunkt durchgeführt, an dem der Abstand zwischen Hydrofon und Propeller am geringsten war, was um 08:04:35 Uhr Ortszeit geschah, wie durch die gestrichelte Linie in Abb. 44 angezeigt.

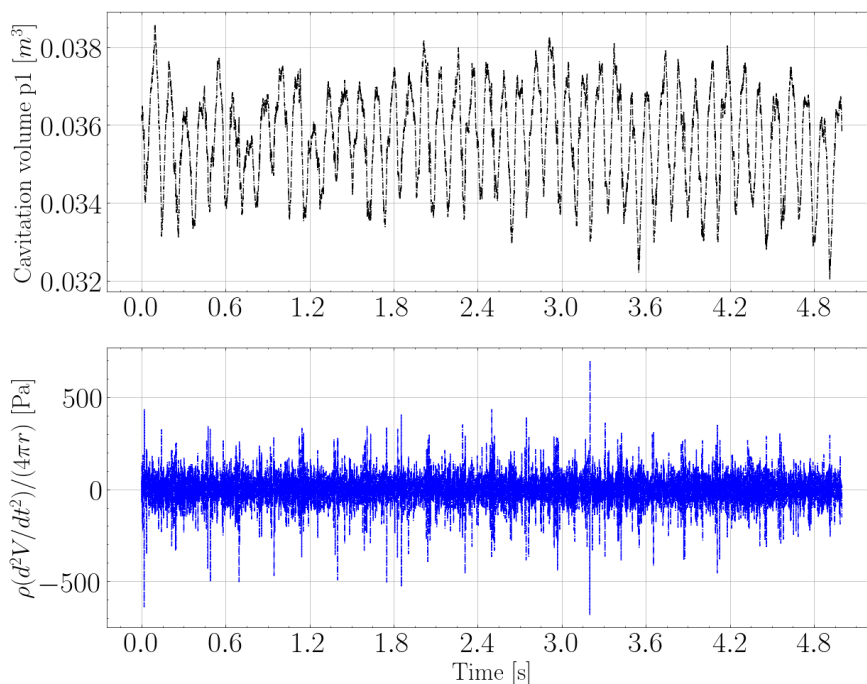


**Abbildung 44:** Ausgewählter Zeitstempel für die akustische Simulation.

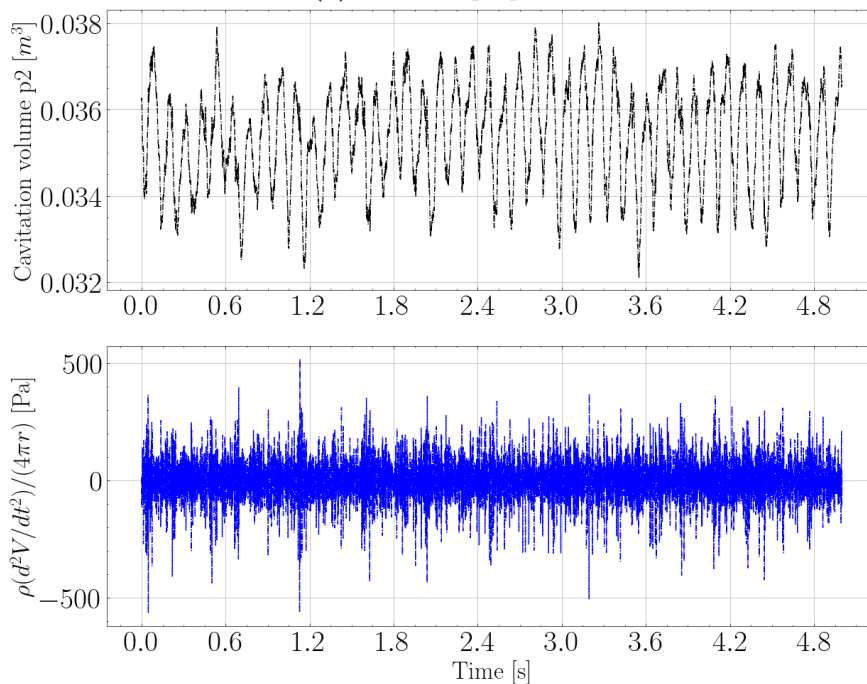
Der hydroakustische Druck wird durch drei Komponenten erzeugt: Monopolquellen (Verdrängungseffekte), Dipolquellen (Auftriebseffekte) und Quadrupolquellen (nichtlineare Turbulenzeffekte). In den Untersuchungen wurden nur die Propeller als Quellen des hydroakus-

tischen Drucks betrachtet, da Druckschwankungen am Ruder und Schiffsrumpf als vernachlässigbar angenommen wurden.

Der durch kavitierende Strömung erzeugte hydroakustische Druck wurde separat anhand der zweiten Ableitung des Kavitationsvolumens ausgewertet (siehe Abb. 45). Wie in Abb. 46 dargestellt, hat die Kavitation insbesondere im höheren Frequenzbereich (über etwa 100 Hz) einen ausgeprägten Einfluss auf den SPL.



(a) Backbordpropeller

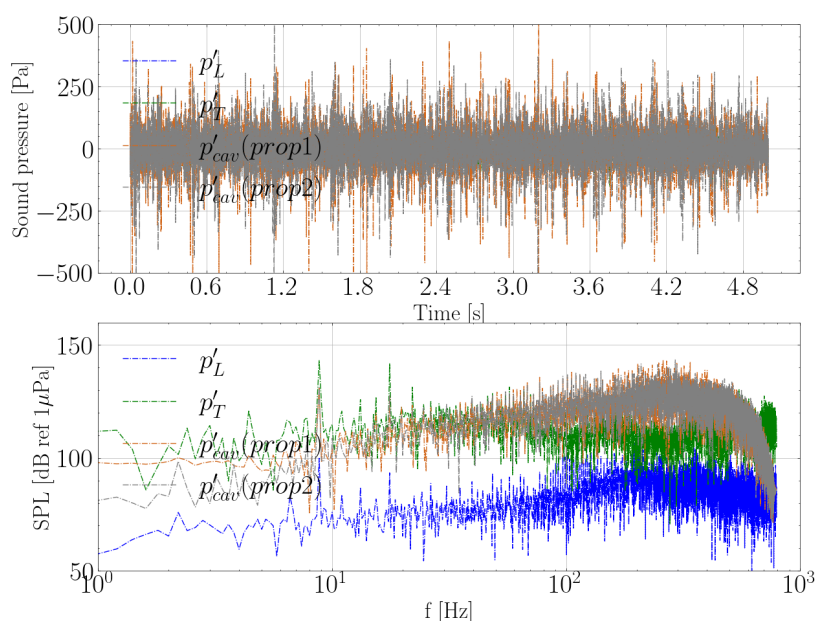


(b) Steuerbordpropeller

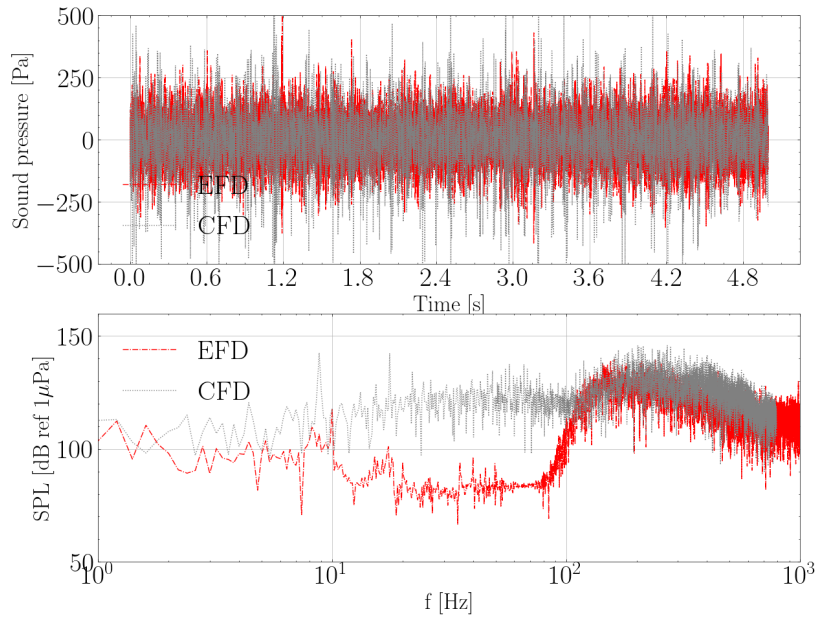
**Abbildung 45:** Änderung des Kavitationsvolumens als Monopolquelle zur Erzeugung des Schalldrucks.

Ein Vergleich zwischen den CFD-Simulationsergebnissen und den Messdaten ist in Abb. 47 dargestellt. Die auffälligsten Abweichungen treten im niedrigen Frequenzbereich zwischen 10 Hz und 100 Hz auf, wo die CFD-Vorhersagen durchgehend höhere SPL-Werte ergeben als die Messungen.

Diese Abweichungen sind in erster Linie auf die inhärenten Einschränkungen des CFD-Ansatzes zurückzuführen. Die durchgeführten Simulationen erfassen hauptsächlich hydrodynamische Schallquellen, während weitere Beiträge, wie Strukturschwingungen, Motorgläusche und Wechselwirkungen zwischen verschiedenen Geräuschmechanismen, unberücksichtigt bleiben. Zudem bleiben Quadrupolquellen, die mit turbulenten Strukturen in Verbindung stehen, in der Auswertung unberücksichtigt. Da RANS-Simulationen auf einer zeitlichen Mittelung turbulenter Strömungen basieren, lassen sich die Reynoldsspannungen im Lighthill-Tensor nicht genau genug bestimmen. Eine zusätzliche Ursache für Abweichungen kann in der experimentellen Messanordnung liegen, da das verwendete Hydrofon nicht für eine präzise Erfassung im niederfrequenten Bereich optimiert war.



**Abbildung 46:** Beitrag der Komponenten zum SPL.  $p'_L$ : Auftriebseffekte,  $p'_T$ : Verdrängungseffekte,  $p'_{cav}$ : Kavitationseffekte.



**Abbildung 47:** Validierung der CFD-Ergebnisse gemäß Schalldruckpegel.

## 7.5 Messung für Binnenschiff im Modellmaßstab

Die experimentellen Untersuchungen am Binnenschiffsmodell umfassten zwei Hauptaufgaben: die Messung von Druckimpulsen an definierten Beobachtungspunkten sowie die Auswertung der mittleren Wandschubspannung (WSS) auf einem ausgewählten Abschnitt der Bodenfläche. Für Letzteres wurde eine Messplatte mit den Abmessungen  $3,73 D$  (Länge) und  $3 D$  (Breite) verwendet.  $D$  ist der Propellerdurchmesser. Die Position dieser Platte ist in Abb. 48 als violetter Bereich dargestellt, wo die mittlere WSS bestimmt wurde. Obwohl die WSS aus drei Komponenten besteht, wurde nur die strömungsgerichtete Komponente (parallel zur Längsachse des Schiffes) berücksichtigt. Die aus den CFD-Simulationen gewonnenen Ergebnisse wurden den experimentellen Daten der EFD-Untersuchungen gegenübergestellt.

Die Propeller wurden mit einer konstanten Drehzahl von  $1340 \text{ U/min}$  betrieben. Die Wassertiefe betrug  $3,5 D$ , und der Abstand zwischen der Propellerachse und dem Boden lag bei  $2,5 D$ . Der Abstand zwischen Platte und Kaimauer wurde konstant gehalten, während der Abstand zwischen Propeller und Kaimauer variiert wurde. Die Messungen erfolgten bei  $4 D$ ,  $6 D$  und  $8 D$ . Druckimpulsdaten wurden an den Beobachtungspunkten p1 bis p12 an der Kaimauer stromabwärts des Propellers aufgezeichnet.

Die Oberflächenrauheitshöhe betrug  $0,8 \text{ mm}$  und entsprach dem gemessenen  $d_{50}$ -Wert. Die Höhe der ersten Rechenzelle an der Wand überstieg  $d_{50}$ , da eine Wandfunktion zur Berücksichtigung rauer Wandbedingungen angewendet wurde.

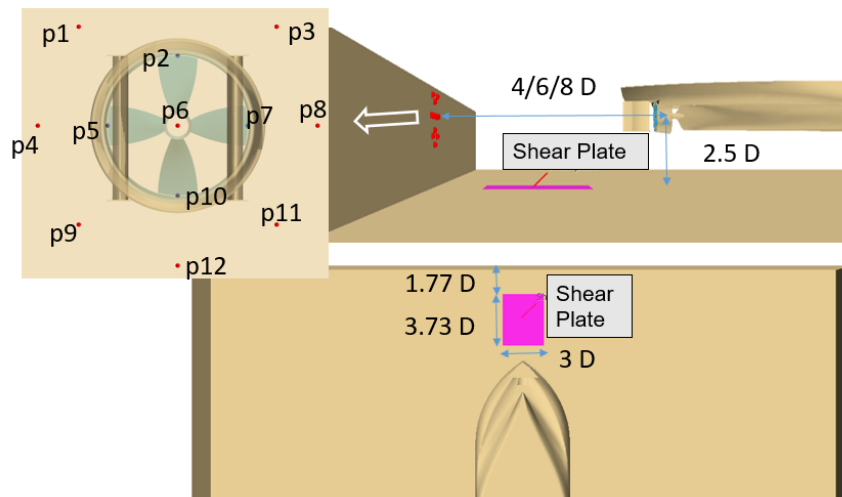
CFD-Simulationen (Tab. 12) zeigen, dass die erste Komponente den Hauptbeitrag zur gesamten WSS liefert. Die zweite Komponente, die senkrecht zur Längsachse des Schiffes orien-

tiert ist, wechselt das Vorzeichen. Dieser Effekt kann durch reflektierte Strömung verursacht werden, die auf die Platte einwirkt und Schubspannungen in unterschiedlichen Richtungen induziert.

Ein Vergleich zwischen gemessener und simulierter WSS auf der Platte ist in Tab. 13 dargestellt. Messdaten im Abstand von 4 D wurden aufgrund unregelmäßiger Ergebnisse nicht erfasst. Die Tabelle zeigt zudem die aus den CFD-Simulationen ermittelte maximale WSS, welche im Allgemeinen mit zunehmendem Abstand abnimmt. Im Gegensatz dazu weist die über 1000 Propellerumdrehungen gemittelte WSS keinen kontinuierlichen Abfall auf. Bei einem Abstand von 8 D ist vielmehr eine Zunahme der mittleren WSS zu verzeichnen, die durch eine Ausbreitung der Strömung verursacht werden kann. Dies stellt eine plausible Erklärung für die höheren WSS-Werte bei 8 D in den CFD-Ergebnissen dar.

Der weiße Rahmen in Abb. 13 kennzeichnet den Bereich der Platte, der unter den drei untersuchten Bedingungen betrachtet wurde. Die Simulationen zeigen eine Erhöhung der WSS in Nähe der Fußlinie der Kaimauer, außerhalb des Bereichs der Platte. Folglich ist die Abweichung zwischen gemessenen und simulierten Werten weniger ausgeprägt im Vergleich zu den direkt an der Kaimauer beobachteten Schubspannungen.

Zur quantitativen Bewertung des Einflusses der Wandrauheit wurde ergänzend eine Simulation mit glatter Wandbedingung am Boden durchgeführt. Die resultierende WSS betrug 1,103 Pa (Abb. 50) und liegt damit näher an den experimentellen Messwerten. Dies deutet darauf hin, dass die in STAR-CCM+ hinterlegten Standardparameter für raue Wände eine Anpassung an die lokalen Bedingungen des untersuchten Falls erfordern. Der Vergleich zeigt zudem eindeutig, dass die Berücksichtigung der Oberflächenrauheit zu einer Erhöhung der WSS führt. Die Resultate der Simulation mit glatter Wand dienen ausschließlich als Referenz, da sämtliche übrigen Berechnungen unter Bedingungen für raue Wände durchgeführt wurden.



(a) Simulationsgebiet.



(b) Experimenteller Aufbau (LWI).

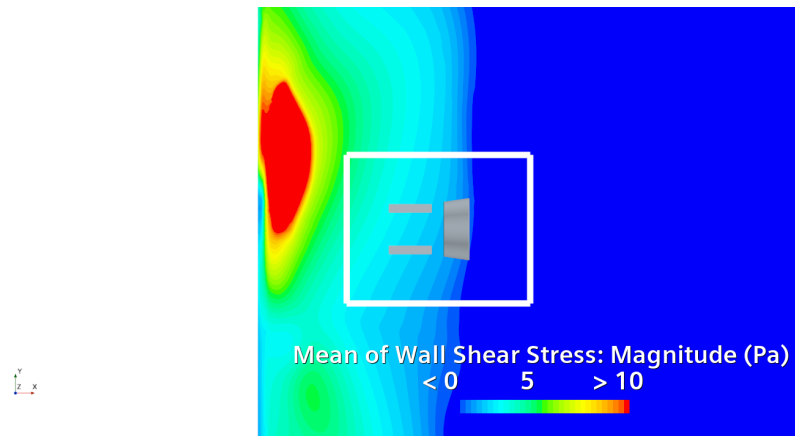
**Abbildung 48:** Darstellung der Punkte und der Messplatte in dem numerischen Simulationsgebiet entsprechend dem experimentellen Aufbau.

**Tabelle 12:** Simulierte mittlere Wandschubspannungskomponenten auf der definierten Platte

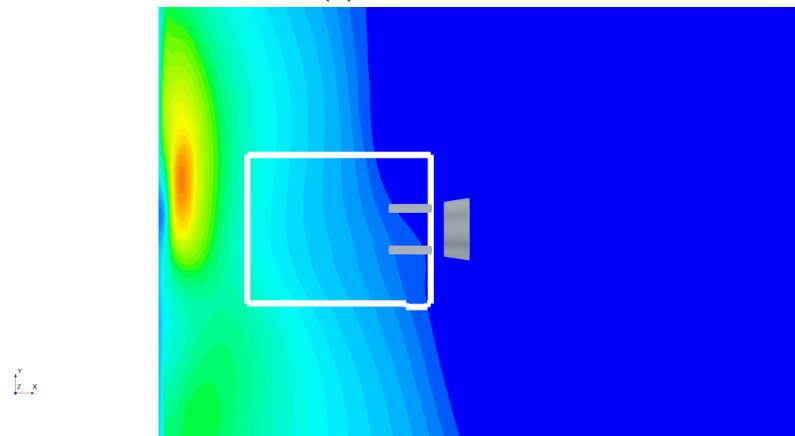
	Mittlere Wandschubspannung [Pa]		
	i-Richtung	j-Richtung	k-Richtung
4 D	1,397	-0,120	0,000
6 D	1,388	0,041	0,000
8 D	1,808	0,170	0,000

**Tabelle 13:** Vergleich der gemessenen und numerisch berechneten mittleren Wandschubspannungen auf der definierten Platte.

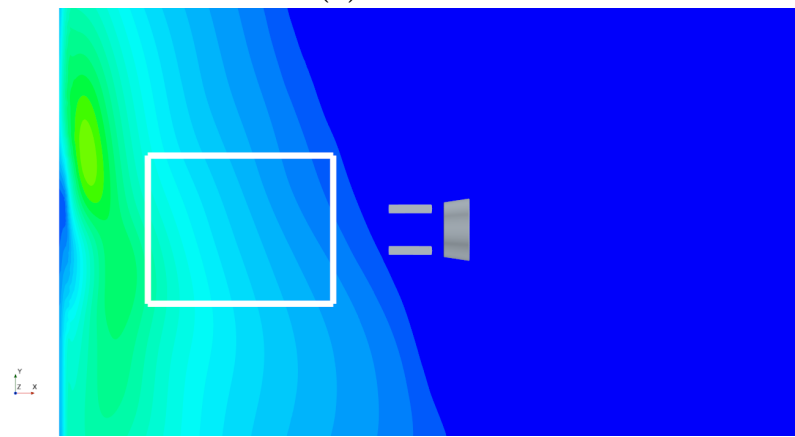
	Mittlere Wandschubspannung [Pa]		
	EFD	CFD	CFD (max)
	Platte	Platte	Domainboden
4 D	-	1,397	21,756
6 D	1,115	1,388	9,192
8 D	1,006	1,808	5,566



(a) 4 D

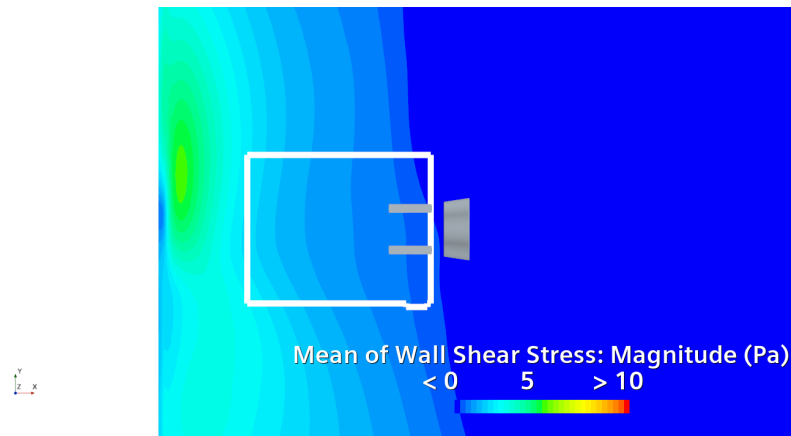


(b) 6 D

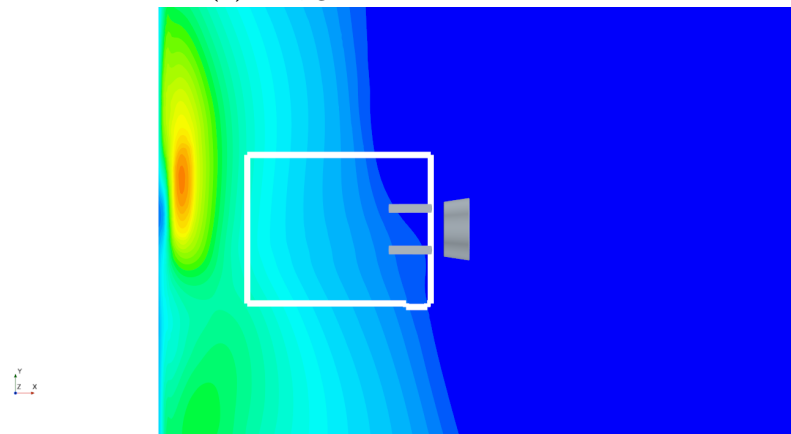


(c) 8 D

Abbildung 49: Zeitlich gemittelte WSS am Boden für drei Wandabstände.



(a) 6 D, glatte Oberfläche.



(b) 6D, raue Oberfläche.

**Abbildung 50:** Zeitlich gemittelte WSS auf der glatten bzw. rauhen Bodenfläche.

Zur Untersuchung der Druckverteilung an der Kaimauer wurden die Messpunkte p1–p12 definiert, wie in Abb. 48 dargestellt. Punkt p6 befindet sich auf der Propellerdrehachse. Die Punkte p2, p5, p7 und p10 befinden sich in einem Abstand vom Punkt p6, der dem Propellerradius entspricht, während die übrigen Punkte in einem Abstand angeordnet sind, der dem Propellerdurchmesser entspricht.

Als Referenzdruck wurde null festgelegt. Ferner wurde in der numerischen Simulation die Wirkung der Schwerkraft nicht einbezogen, da diese keinen Einfluss auf die Rechenergebnisse hat. Deshalb berücksichtigen die berechneten Druckwerte nicht den hydrostatischen Druck ( $\rho gh$ ). Außerdem ist der dynamische Druck ( $0.5\rho v^2$ ) an der Wand gleich Null, da die Geschwindigkeit null ist. Negative Druckwerte weisen darauf hin, dass der lokale Druck unterhalb des festgelegten Referenzdrucks liegt.

Abb. 51 zeigt die simulierte zeitlich gemittelte Druckverteilung an der Kaimauer für einen Abstand von 6 D. Innerhalb der Wandfläche, die dem Propellerdurchmesser entspricht, ist die Druckverteilung relativ gleichmäßig. Außerhalb dieses Bereichs treten deutlichere Druckschwankungen auf, die mit der durch das Auftreffen des Propellerstrahls auf die Kaimauer induzierten umgelenkten Strömung zusammenhängen.

Im Vergleich zu den experimentell ermittelten Daten am Messpunkt p6 (vgl. Abb. 52) weisen die berechneten Druckniveaus eine zufriedenstellende Übereinstimmung auf. Die experimentellen Messungen zeigen jedoch ausgeprägtere Druckschwankungen als die Ergebnisse der numerischen Simulation. Dieses Verhalten kann auf eine überzeichnete Diffusion der Strömung im Propellerstrahl aufgrund der Verwendung von RANS-Verfahren zurückzuführen sein. Darüber hinaus wird in der Simulation keine Verformung der freien Wasseroberfläche berücksichtigt, was ebenfalls zu einer Ungenauigkeit bei der Bestimmung der Druckschwankungen beitragen kann.

Im Gegensatz zum Betrieb des BTs lässt sich weder in der Simulation noch in den experimentellen Daten eine ausgeprägte Blattfrequenz identifizieren, was möglicherweise auf den Einfluss des Doppelruders zurückzuführen ist. Die FFT-Analyse<sup>3</sup> zeigt zudem, dass die experimentellen Daten im niederfrequenten Bereich höhere Amplituden aufweisen als die Simulation.

Tab. 14 vergleicht die gemessenen und simulierten mittleren Drücke an den definierten Positionen. Die Abweichungen nehmen im Allgemeinen mit zunehmender Entfernung von der Propellerdrehachse (Referenzpunkt p6) zu. Dieses Verhalten steht vermutlich im Zusammenhang mit der Anordnung der Sensoren, da diese nicht direkt an der Kaimauer (Abb. 48) montiert, sondern mit einem gewissen Versatz positioniert waren. Dadurch unterscheiden sich die aufgezeichneten Drücke von den tatsächlichen Aufpralldrücken des Propellerstrahls auf die Wand. Die Abweichungen werden mit zunehmendem Abstand deutlicher, insbesondere an Positionen außerhalb des Propellerradius, an denen ausgeprägte Druckgradienten auftreten.

---

<sup>3</sup>Der Frequenzbereich wurde auf 0–0,25 begrenzt, da keine Blattfrequenz festgestellt werden konnte.

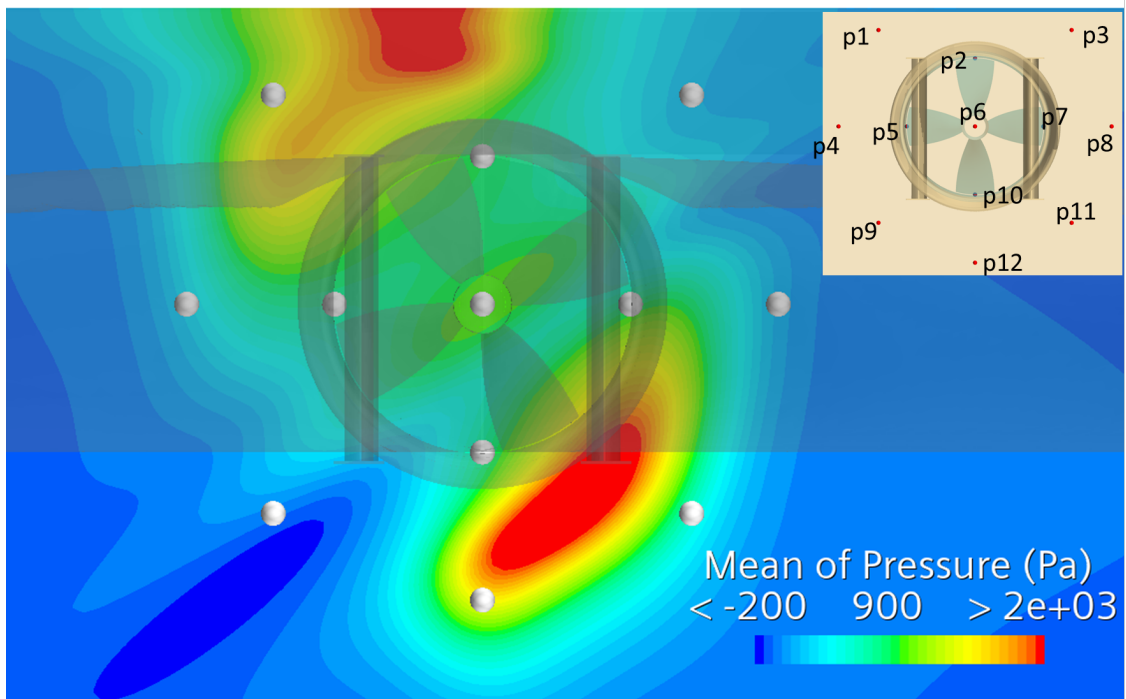


Abbildung 51: Zeitlich gemittelter Druck an der Kaimauer (6D-Bedingung).

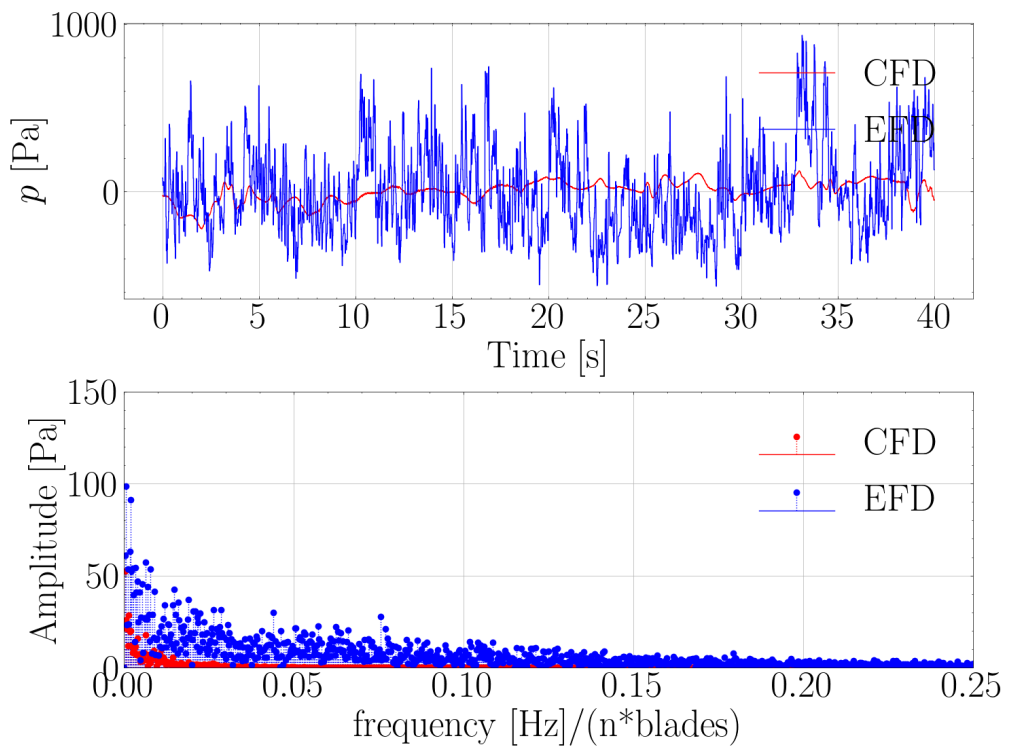


Abbildung 52: Zeitlich gemittelter Druck auf p6.

**Tabelle 14:** Gemessener und simulierter Druck an den definierten Punkten.

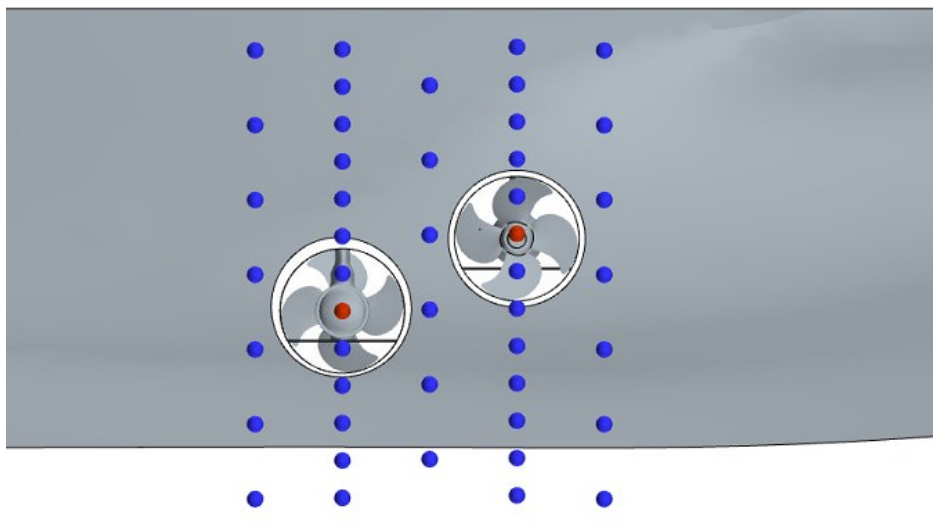
	Mittlerer Druck [pa]											
	p1	p2	p3	p4	p5	p6	p7	p8	p9	p10	p11	p12
EFD	88	654	715	88	591	986	882	532	180	1179	581	550
CFD	1283	847	169	233	685	966	821	108	-76	797	569	1439

## 7.6 Messungen für ein RoRo-Schiff im Modellmaßstab

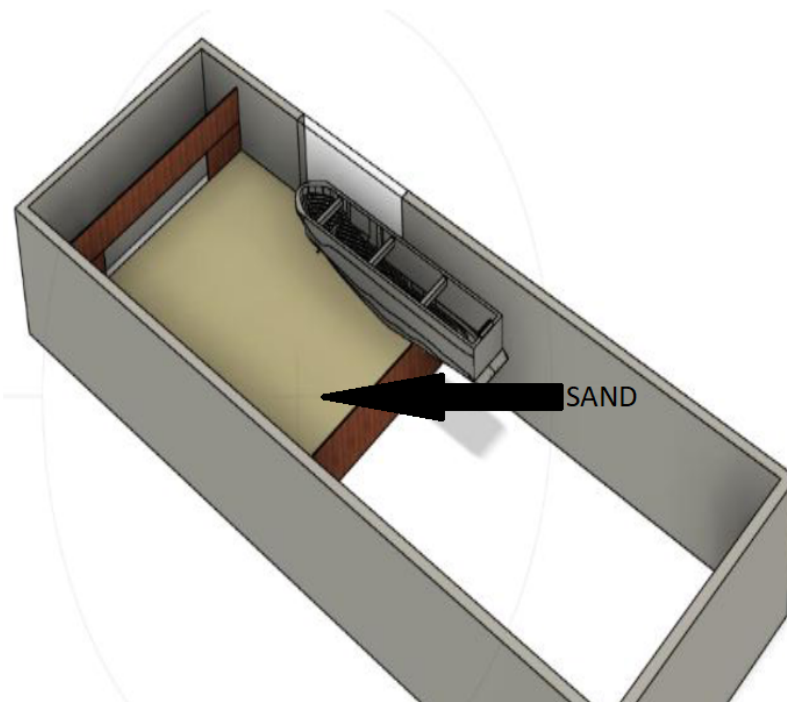
In den Simulationen wurden identische Bedingungen wie in der experimentellen Untersuchung angesetzt: Das Modellschiff operierte in minimaler Wassertiefe, in mittlerem Abstand zur Kaimauer und mit maximaler Propellerdrehzahl.

Die Experimente dienten der Untersuchung der durch beide Bugstrahlruder erzeugten Geschwindigkeitsverteilung in einer Ebene, die sich 1 mm vor der Kaimauer befindet. Die Messdaten wurden an 46 Positionen aufgenommen, wie in Abb. 53 dargestellt. Die roten Markierungen veranschaulichen die Position der Rotationsachsen der BT.

Eine CAD-Darstellung des Versuchsaufbaus ist in Abb. 54 gezeigt. Für die Geschwindigkeitsmessungen kam ein fester Sperrholzboden zum Einsatz, der mit einer Schicht grobkörnigen Sandes (Korndurchmesser  $d_{50} = 0,8$  mm) bedeckt war. Für die Untersuchungen zur Sohlerosion wurde der feste Sperrholzboden durch ein Sandbett ersetzt.



**Abbildung 53:** Messpunkte.



**Abbildung 54:** CAD-Modell des Versuchsaufbaus (LWI).

Die an den spezifizierten Messpunkten ermittelten Geschwindigkeitswerte wurden zur Erstellung von Konturen herangezogen, wie in Abb. 55 dargestellt. Die weißen „x“-Markierungen geben die Positionen der BT an, wobei sich BT2 in der Nähe des Bugs befindet und höher angeordnet ist als BT1.

Beim Vergleich der experimentell ermittelten LDA-Messdaten mit den aus den CFD-Simulationen gewonnenen Ergebnissen für die horizontalen und vertikalen Geschwindigkeitskomponenten in einer Ebene 1 mm vor der Kaimauer zeigen sich, trotz insgesamt übereinstimmender Trends, signifikante Abweichungen (vgl. Abb. 55). In den experimentellen Ergebnissen erscheint die Strömung diffuser als in den Simulationen. Die wahrscheinlichste Ursache für diese Unterschiede ist die Spaltweite zwischen Propellerspitze und Tunnelwand. Im Versuchsaufbau beträgt dieser Spalt 3,25% des Propellerdurchmessers, während er in den CFD-Simulationen lediglich 1% beträgt. Ein geringerer Spalt in den Simulationen begünstigt eine höhere Schuberzeugung durch die Propellerblätter, was zu einem stärker konzentrierten Propellerstrahl führt. Folglich bleibt das Geschwindigkeitsfeld in den Simulationsergebnissen fokussierter und weist eine geringere laterale Ausbreitung auf.

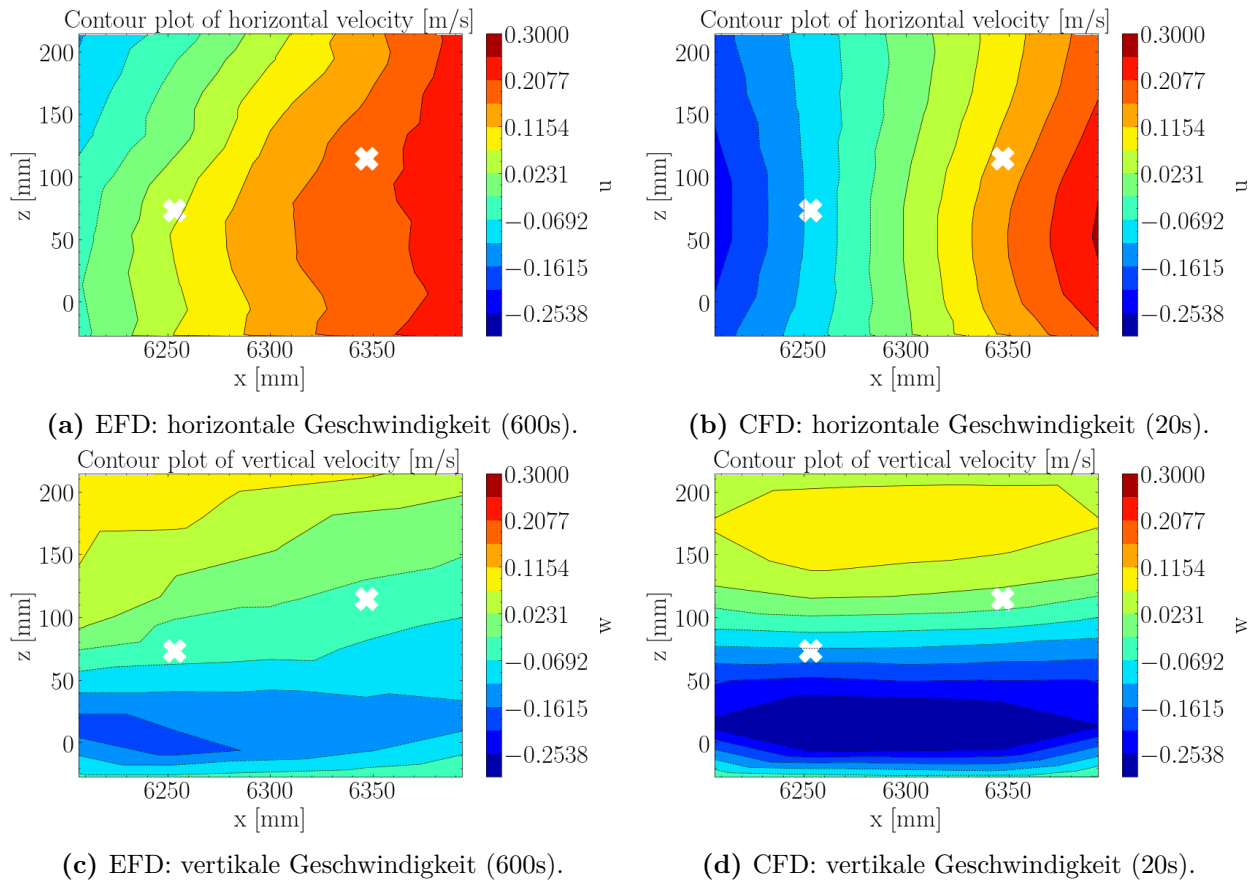
Demgegenüber zeigen die experimentellen Messungen eine diffusere und stärker räumlich verteilte Geschwindigkeitsstruktur. Eine weitere mögliche Ursache für die beobachteten Abweichungen liegt in den unterschiedlichen Zeitintervallen der Mittelwertbildung der Geschwindigkeiten. In der EFD-Untersuchung erfolgt die Mittelung über einen Zeitraum von 600 s, wohingegen sie in den CFD-Simulationen lediglich über 20 s vorgenommen wird. Diese Abweichung in den Zeitspannen kann insbesondere in Strömungsbereichen mit stark schwan-

kenden Geschwindigkeiten zu merklichen Unterschieden in den zeitlich gemittelten Größen führen.

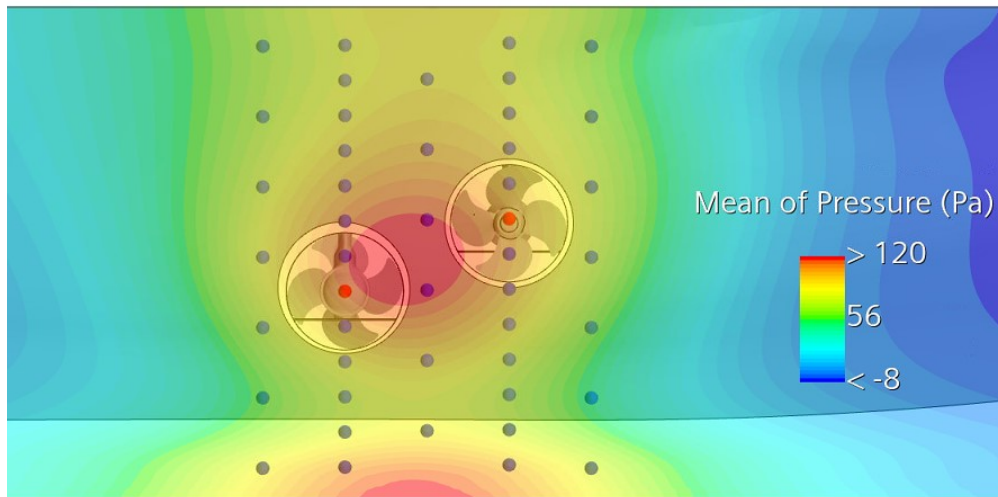
Die im Experiment gemessenen Geschwindigkeitsverteilungen sind im Vergleich zu den CFD-Ergebnissen zum Heck hin verschoben. In den Simulationen ist die Wassertiefe im gesamten Rechengebiet konstant. Im Gegensatz dazu reichte der mit Sand gefüllte Bereich im Experiment nur über zwei Drittel der Schiffslänge, was in der Nähe des Hecks zu einer anderen Wassertiefe führte. Diese Abweichung in den Randbedingungen stellt eine plausible Ursache für die beobachtete Verschiebung der Geschwindigkeitsverteilungen im Verhältnis zu den CFD-Simulationsergebnissen dar.

Abb. 56 zeigt die gemittelte Druckverteilung entlang der Kaimauer. In Bodennähe weist der Druck ein deutliches Maximum auf, was den in Abb. 55 dargestellten vertikalen Geschwindigkeitsstrukturen entspricht, wobei der blaue Bereich eine abwärtsgerichtete Strömung kennzeichnet. Die im Experiment ermittelte maximale abwärtsgerichtete Vertikalgeschwindigkeit beträgt 0,20 m/s, während der entsprechende Wert aus der CFD-Simulation 0,30 m/s erreicht.

Die Simulation sagt eine Sohlengeschwindigkeit von 0,51 m/s voraus, während die niederländische empirische Formel (Gl. 31) einen Wert von 0,38 m/s ergibt. Beide Schätzungen liegen über der gemessenen maximalen Vertikalgeschwindigkeit von 0,20 m/s in der Nähe der Kaimauer. Diese Abweichung weist darauf hin, dass der gemessene Wert nicht unbedingt die tatsächliche Sohlengeschwindigkeit repräsentiert, da ein Teil der Strömungsenergie in Wandnähe in Druck umgewandelt wird und somit durch die Geschwindigkeitsmessungen nicht vollständig erfasst werden kann.



**Abbildung 55:** Vergleich zwischen den gemessenen und simulierten horizontalen und vertikalen Geschwindigkeiten.



**Abbildung 56:** Zeitlich gemittelter, über 500 Propellerumdrehungen simulierter Druck auf der Kaimauer.

## 7.7 Kurzfassung

Der Validierungsprozess für numerische Simulationen umfasst den Vergleich ihrer Ergebnisse mit experimentellen Daten und Felddaten. Ziel ist es sicherzustellen, dass die verwendeten

Rechenmodelle reale Phänomene zuverlässig reproduzieren können, einschließlich propeller-induzierter hydrodynamischer Lasten, akustischer Emissionen und Strömungsfelder in Hafenbereichen.

Die Validierung beginnt mit einer Analyse der Austrittsgeschwindigkeit, bei der CFD-Ergebnisse mit empirischen Formeln verglichen werden. Sowohl konventioneller Propeller als auch Düsenpropeller werden untersucht. Die Ergebnisse zeigen, dass CFD die Austrittsgeschwindigkeit im Vergleich zu den empirischen Vorhersagen leicht überschätzt. Diese Abweichung ist hauptsächlich auf Einschränkungen in der Messauflösung und Unsicherheiten bei der Definition der genauen Messebene zurückzuführen.

Für die Querstrahler des untersuchten RoRo-Schiffes sagt die CFD-Simulation höhere Austrittsgeschwindigkeiten voraus als die empirischen Formeln. Diese Abweichung ist vor allem darauf zurückzuführen, dass die empirischen Ansätze die Versperrungseffekte, die durch das Gehäuse des Querstrahlers innerhalb des Tunnels entstehen, nicht berücksichtigen. Der nächste untersuchte Parameter ist die Sohlengeschwindigkeit, definiert als die maximale Strömungsgeschwindigkeit in der Nähe der Gewässersohle. Dieser Parameter gibt direkt das Erosionspotenzial des Propellers an. Die Sohlengeschwindigkeit wurde auf zwei Arten bewertet: durch direkte CFD-Simulation und durch indirekte druckbasierte Berechnung. Die Ergebnisse beider Ansätze zeigen eine gute Übereinstimmung. Die CFD-Vorhersagen stimmen am besten mit der niederländischen semi-empirischen Formel überein, während die deutsche Formel geringere Werte liefert.

Feldmessungen des hydrodynamischen Drucks an der Kaimauer wurden mit CFD-Vorhersagen verglichen. Die berechneten mittleren Drücke stimmen gut mit den gemessenen überein. Eine Frequenzanalyse der Drucksignale zeigt jedoch, dass niederfrequente Schwankungen in den Messungen stärker ausgeprägt sind als in den Vorhersagen. Diese Abweichung wird hauptsächlich der Schiffsbewegung während der Messungen sowie unregelmäßigen Abtastraten bestimmter Sensoren zugeschrieben. Durch die Anpassung der Sensorpositionen in der Simulation konnte die Übereinstimmung zwischen Messungen und Vorhersagen verbessert werden.

Die akustische Validierung erfolgte anhand von Hydrofonmessungen an festen Positionen während Anlegemanövern. Die numerischen Simulationen konzentrierten sich auf das vom Propeller erzeugte Unterwassergeräusch. Die Haupttrends des simulierten SPLs stimmten mit den Messungen überein; jedoch wurden die niederfrequenten Pegel unterschätzt. Diese Abweichung kann darauf zurückzuführen sein, dass in den Simulationen nur hydrodynamische Geräuschquellen berücksichtigt wurden und Einschränkungen in der Empfindlichkeit der Hydrofone bestehen.

Für ein Binnenschiff wurden Modellversuche durchgeführt. Dabei umfassten die Messungen die Bestimmung der WSS sowie der Druckimpulse an der Kaimauer, welche mit den numerischen Ergebnissen aus den CFD-Berechnungen verglichen wurden. Der Vergleich zeigt,

dass die Druckimpulse durch die Simulation tendenziell unterschätzt werden. Dieses Ergebnis steht in Zusammenhang mit den oben genannten Einschränkungen der auf RANS basierenden CFD-Methoden sowie mit der Vernachlässigung der Einflüsse der freien Wasseroberfläche.

Die Simulationsergebnisse der Schubspannung an der Sohle weisen eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Daten auf. Darüber hinaus zeigen die numerischen Analysen eine nicht-monotone Variation der mittleren Schubspannung auf der Scherplatte mit zunehmendem Abstand. Dieses Verhalten ist auf die Ausbreitung der Strömung bei großem Abstand zwischen Propeller und Kaimauer zurückzuführen.

Für ein RoRo-Schiff wurde im Modellmaßstab eine Validierungsstudie der Geschwindigkeitsmessungen durchgeführt. Die CFD-Simulationen zeigen nur geringe Abweichungen gegenüber den experimentell ermittelten Geschwindigkeiten. Diese Differenzen sind in geometrischen Abweichungen im Spalt zwischen Propeller und Tunnel sowie in Variationen der Randbedingungen und der Zeitmittelung begründet. Die maximal simulierte Sohlengeschwindigkeit lag sowohl über den experimentellen Werten als auch über denjenigen, die durch empirische Formeln berechnet wurden.

Insgesamt zeigen die Validierungsergebnisse, dass die CFD-Modelle verlässliche Vorhersagen liefern. Die enge Übereinstimmung mit Referenzdaten bestätigt die Effizienz des entwickelten numerischen Ansatzes zur Vorhersage des Strömungsverhaltens in Propellerstrahlen.

## 8 Weiterführende numerische Analysen

Nach erfolgreicher Validierung der numerischen Modelle werden in diesem Kapitel weiterführende numerische Analysen vorgestellt, die das Strömungs- und Erosionsverhalten unter unterschiedlichen Betriebsbedingungen eingehend untersuchen. Durch diese vertieften numerischen Studien können die Mechanismen der propellerinduzierten Kolkbildung, die Wechselwirkungen zwischen hydrodynamischen und akustischen Effekten sowie die Einflüsse verschiedener geometrischer und betrieblicher Parameter systematisch erfasst und bewertet werden. Der Schwerpunkt liegt neben detaillierten CFD-Analysen auf dem Einsatz von Methoden der KI, um komplexe Zusammenhänge zwischen den Betriebsbedingungen von Schiffsantrieben und der maximalen Kolkentiefe in beengten Hafengebieten zu modellieren und vorherzusagen.

### 8.1 Einfluss der Wassertiefe

Wenn der Abstand zwischen dem Schiffsboden und der Gewässersohle begrenzt ist, konzentriert sich ein Großteil der Strömungsenergie nahe am Gewässerboden, was die Erosion verstärkt.

Für das RoRo-Schiff in Großausführung wurden Simulationen entsprechend dem Szenario 1 in Tab. 4 mit Kielabständen von 1 D, 1,9 D und 3 D durchgeführt. Die berechneten Druckverteilungen an der Wand in der Nähe des Bugs sind in Abb. 57 dargestellt. In dieser Abbildung wurden die Wanddrücke unter Verwendung der lokal simulierten Minimal- und Maximalwerte auf den Wertebereich normiert. Die Ergebnisse zeigen eine Korrelation zwischen den Druckfeldern an den beiden Wänden. Mit zunehmender Kielfreiheit nimmt die Wechselwirkung ab, was auf die verringerte Stärke der vom Kai umgelenkten Strömung unter den Bugstrahlern zurückzuführen ist.

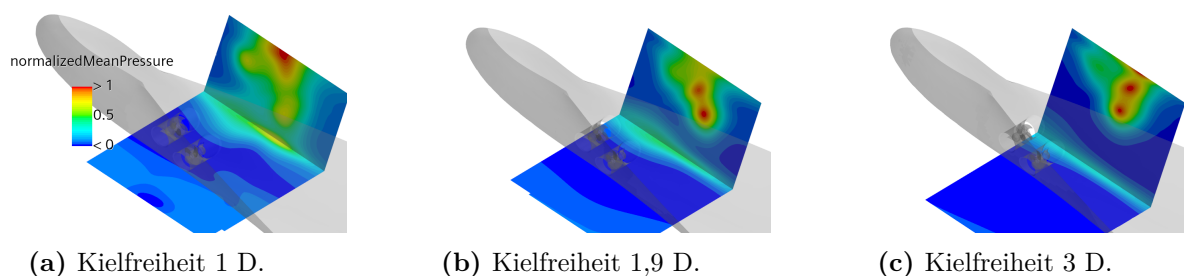
Der Teil des Propellerstrahls innerhalb des Tunnels wird nur minimal von äußeren Bedingungen beeinflusst. Die Austrittsgeschwindigkeit zeigt laut Tab. 15 nur geringe Unterschiede bei verschiedenen Wassertiefen.

Im Gegensatz dazu reagiert die Sohlengeschwindigkeit empfindlicher auf Veränderungen der Wassertiefe. Erwartungsgemäß nimmt sie mit zunehmender Wassertiefe ab, was durch die Abschwächung der reflektierten Strömung zu erklären ist.

Wie in früheren Studien [3], [56], [57] beschrieben, wird der maximale Druck an der Kaimauer häufig verwendet, um die Sohlengeschwindigkeit abzuschätzen. Die Ergebnisse in Tab. 15 zeigen jedoch einen gegenteiligen Trend: Mit zunehmender Wassertiefe steigt der Maximaldruck, während die Sohlengeschwindigkeit abnimmt.

Die Geschwindigkeitsverteilung am Boden wird durch die Wechselwirkung zwischen dem Propellerstrahl und den umgebenden Begrenzungen bestimmt. Ein wesentlicher Faktor in dieser

Wechselwirkung ist der Abstand zwischen Rumpf und Kaimauer. Im folgenden Abschnitt wird analysiert, wie dieser Abstand das Strömungsverhalten am Boden beeinflusst.



**Abbildung 57:** Normierter mittlerer Wanddruck nahe dem Bug für verschiedene Kielabstände.

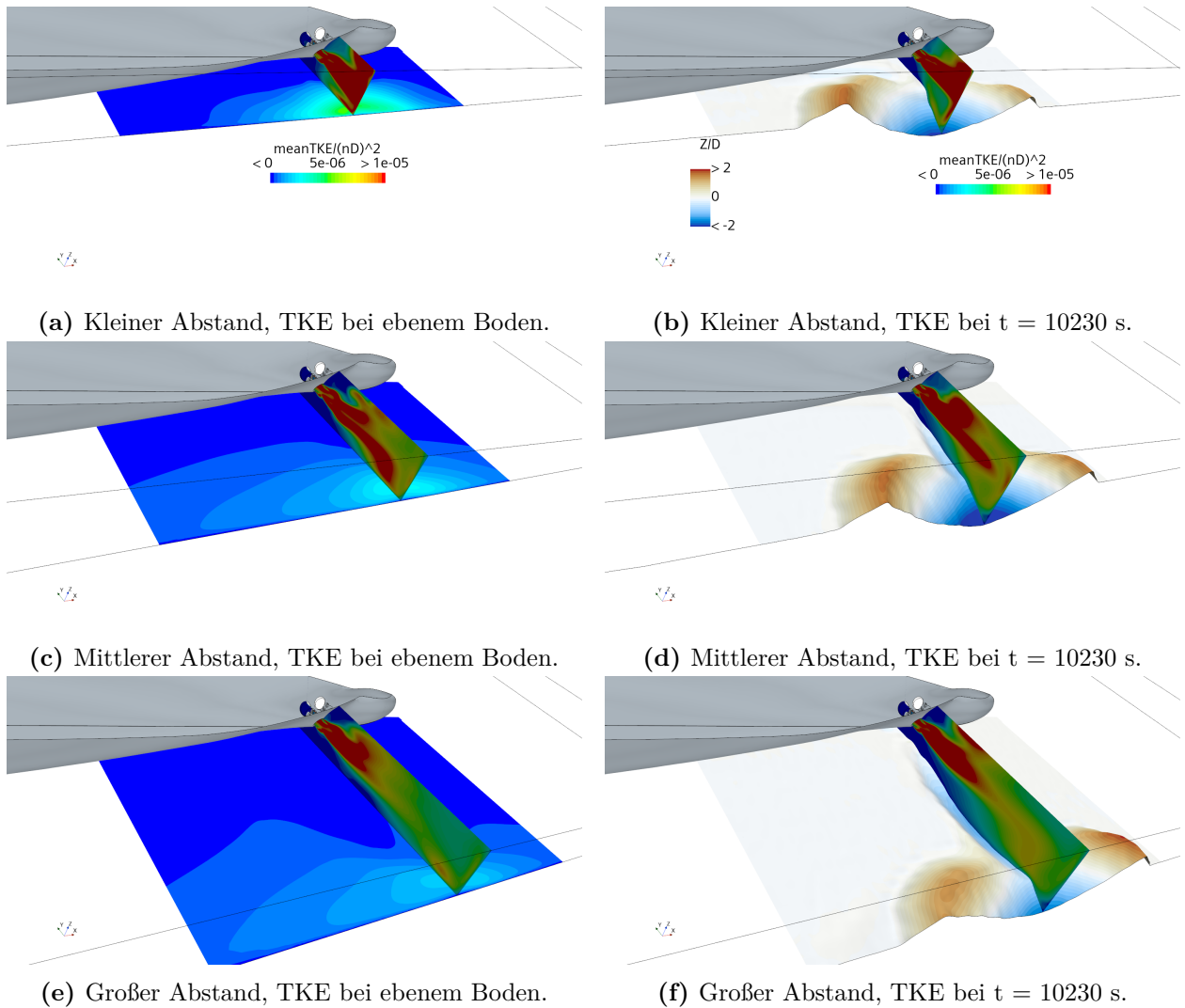
**Tabelle 15:** Simulierte Geschwindigkeiten für unterschiedliche Wassertiefen.

Kielfreiheit/D [-]	$U_{0,BT1}$ [m/s]	$U_{0,BT2}$ [m/s]	$U_{b,max}$ [m/s]	$p_{max,Kai}$ [Pa]
1,0	9,619	9,523	3,577	9573
1,9	9,660	9,458	3,196	11620
3,0	9,754	9,465	2,460	14802

## 8.2 Einfluss des Abstands zur Kaimauer

Beim Ablegen eines Schiffes erzeugen die Bugstrahler Propellerstrahlen mit hoher Strömungsgeschwindigkeit, welche das Schiff seitlich bewegen. Diese Strahlen verursachen starke Schubspannungen am Grund in der Nähe der Kaimauer, was zu einer erheblichen Sedimenterosion führt. Die anfängliche Erosionsrate ist hoch. Mit zunehmendem Abstand des Schiffes breitet sich der Propellerstrahl über eine größere Fläche aus, wodurch sowohl die Energie als auch die erosive Wirkung abnehmen.

Abb. 58 zeigt die Simulationsergebnisse für minimale Wassertiefe und maximale Propellerdrehzahl bei unterschiedlichen Abständen zur Kaimauer. Wenn der Propeller in sehr kurzer Entfernung von der Kaimauer arbeitet, trifft der Strahl direkt auf die Wand und erzeugt lokal begrenzte Zonen hoher Turbulenz. Bei mittleren Abständen nimmt die Stärke des auftreffenden Strahls ab, und der sich ausbreitende Strahl interagiert mit der reflektierten Strömung. Bei größeren Abständen sind sowohl die Strahlgeschwindigkeit als auch die Turbulenz verringert, wodurch die resultierenden Erosionswirkungen weniger stark ausgeprägt sind. Tab. 16 zeigt die Auskolkungstiefen für die drei Fälle.



**Abbildung 58:** RoRo-Schiff: Propellerstrahlausbreitung dargestellt mit TKE bei drei Abständen zur Kaimauer.

**Tabelle 16:** Gemessene relative Auskolkungstiefen bei drei verschiedenen Abständen zur Kaimauer.

	$x_{W_{\text{klein}}} = 7,2 D$	$x_{W_{\text{mittel}}} = 13,2 D$	$x_{W_{\text{groß}}} = 19,2 D$
Auskolkungstiefe/D	1,997	2,475	1,674

Das mittlere Strömungsfeld stellt den stationären, zeitlich gemittelten Zustand der Strömung dar und kann daher ihre charakteristischen dynamischen Eigenschaften nicht wiedergeben. Die Methode der Proper Orthogonal Decomposition (POD) ermöglicht die Darstellung dieser dynamischen Eigenschaften in Form räumlicher Modi, welche energetisch relevante und dynamische Strukturen enthalten. Die führenden Modi entsprechen typischerweise kohärenten Wirbelstrukturen und erfassen die dominanten energetischen Merkmale der Strömung. Die Zeitreihe der POD-Koeffizienten für jeden Modus beschreibt deren zeitliche Entwicklung und ermöglicht es, das periodische Verhalten des führenden Modus zu visualisieren [58]. Bereiche mit ähnlichen Farben weisen oft auf ähnliche Trends hin, was auf eine Form positiver Korrelation hindeutet. Im Gegensatz dazu deuten wechselnde Farben darauf hin, dass sich

die entsprechenden Werte entgegengesetzt verändern, was auf eine Form von Antikorrelation hinweist [59].

Die Abb. 59 bis 61 zeigen die Strömungsverteilung in einem Querschnitt durch BT1. Die Stromlinien heben Wirbelstrukturen hervor, die im mittleren Strömungsfeld erzeugt werden. Diese Stromlinien sind nach der mittleren TKE eingefärbt, wobei Blau geringe Werte und Rot hohe Werte darstellt, was auf die Turbulenzintensität hinweist. Die Abb. 59 bis Abb. 61 veranschaulichen die Strömungsverteilung in einem Querschnitt des BTs1. Die dargestellten Stromlinien machen die im mittleren Strömungsfeld entstehenden Wirbelstrukturen deutlich erkennbar.

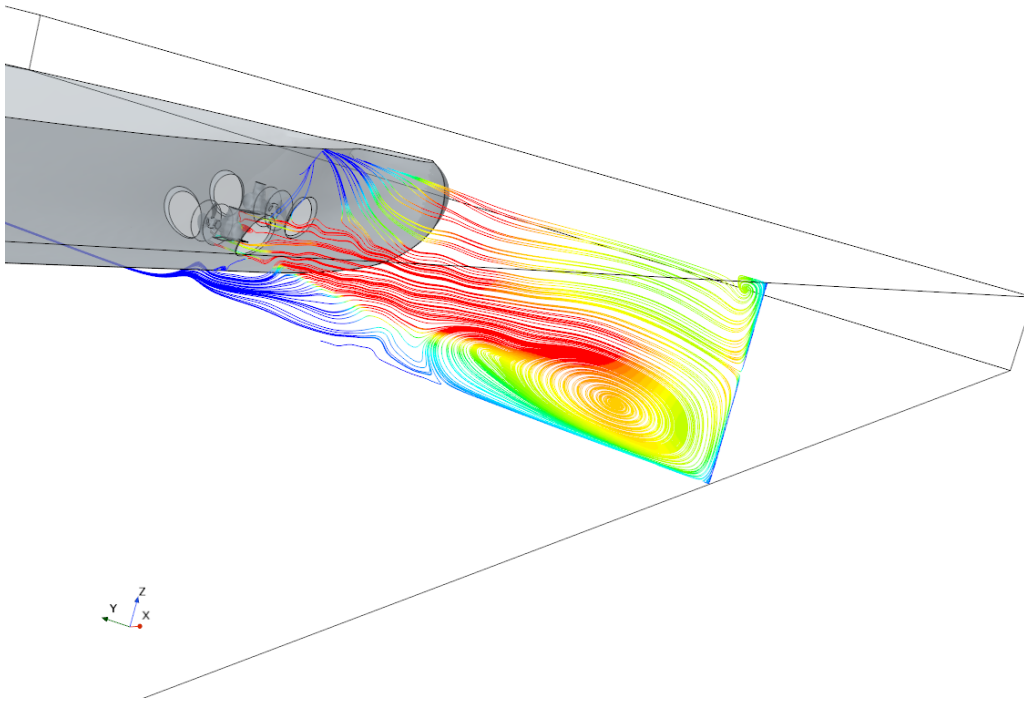
Die dominanten räumlichen Strömungsstrukturen wurden mithilfe der POD identifiziert. Die ersten beiden Modi, welche die größten Anteile der TKE enthalten, repräsentieren die charakteristischen Muster der dynamischen TKE in dem durch die BT beeinflussten Strömungsbereich.

Die FFT-Analyse zeigt eine deutliche niederfrequente Komponente, die nicht mit der Propellerfrequenz zusammenhängt. Dies deutet darauf hin, dass die größten Auskolkungen nicht von den durch die Propellerfrequenz bedingten Dynamiken verursacht werden.

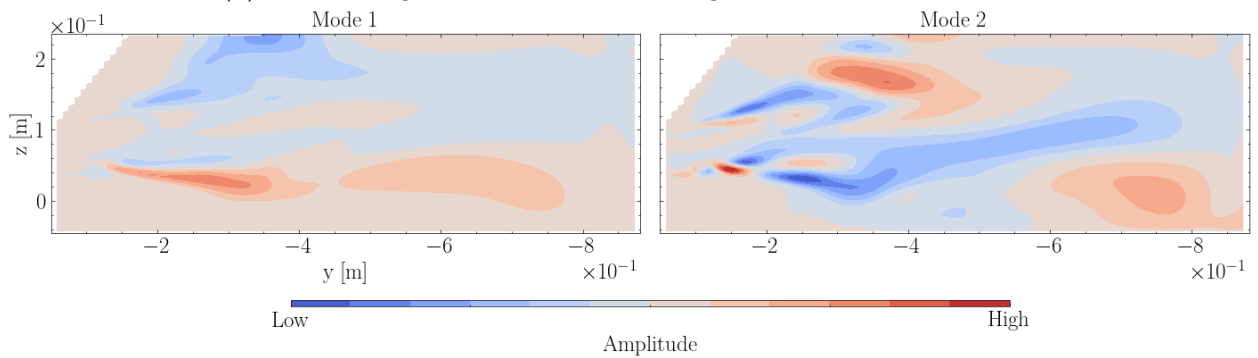
Im Fall des geringen Abstands (Abb. 59) stellt Modus 1 die großskalige umgelenkte Strömung dar, die durch die Wechselwirkung zwischen Propellerstrahl und starren Begrenzungen entsteht. Mit zunehmendem Abstand nimmt die Stärke dieser Rückströmung ab, was zu Strömungsmustern führt, die sich deutlich von jenen bei kleinem Abstand unterscheiden. Im Fall des großen Abstands ist Modus 1 hingegen durch die höchste Turbulenzintensität vor der Kaimauer gekennzeichnet. Diese Beobachtung stimmt mit den Auskolkungsmessungen (Abb. 58f) überein, die zeigen, dass das Modimuster die Entstehung sekundärer Auskolkungen bei großem Abstand bestimmt. Beim mittleren Abstand zeigen die Modi 1 und 2 hohe Energiepegel in der Nähe der Wanddecke, was zu erhöhter Bodenerosion führen kann und der maximal gemessenen Auskolkungstiefe entspricht (siehe Tab. 16).

Insgesamt ist den Abbildungen zu entnehmen, dass die beiden BT komplexe und energiereiche Strömungsstrukturen in der Nähe der Kaimauer erzeugen. Die Präsenz starrer Begrenzungen führt zu einer Verstärkung der Turbulenz und begünstigt die Entstehung großskaliger Strömungsmodi, welche die Dynamik im eingeschränkten Strömungsbereich maßgeblich bestimmen. Die dargestellten Ergebnisse machen deutlich, dass die Wechselwirkungen zwischen Propellerstrahl und Begrenzungsflächen entscheidend für die Bildung von Auskolkungen sind.

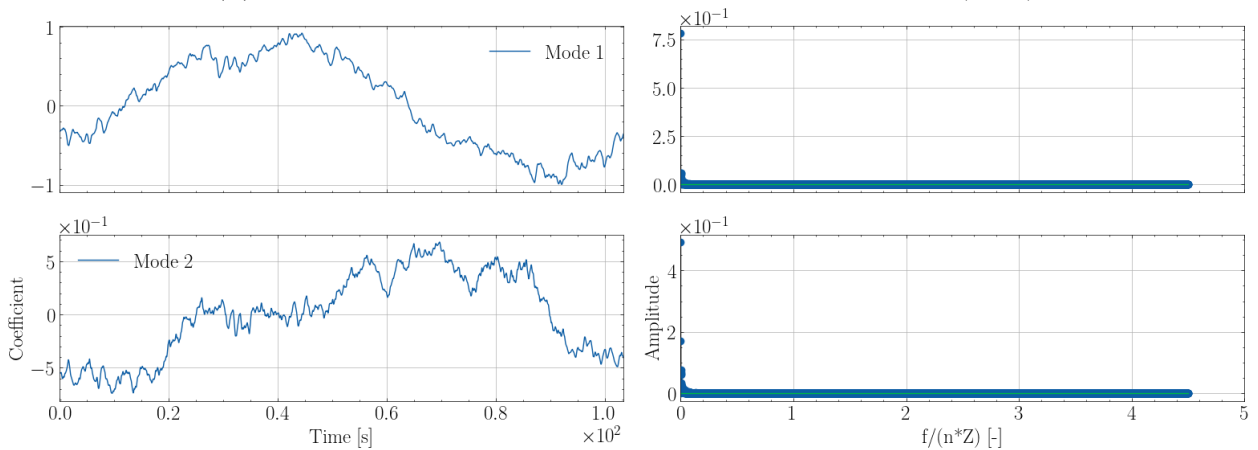




(a) Mittlere begrenzende Stromlinien, eingefärbt nach mittlerer TKE.

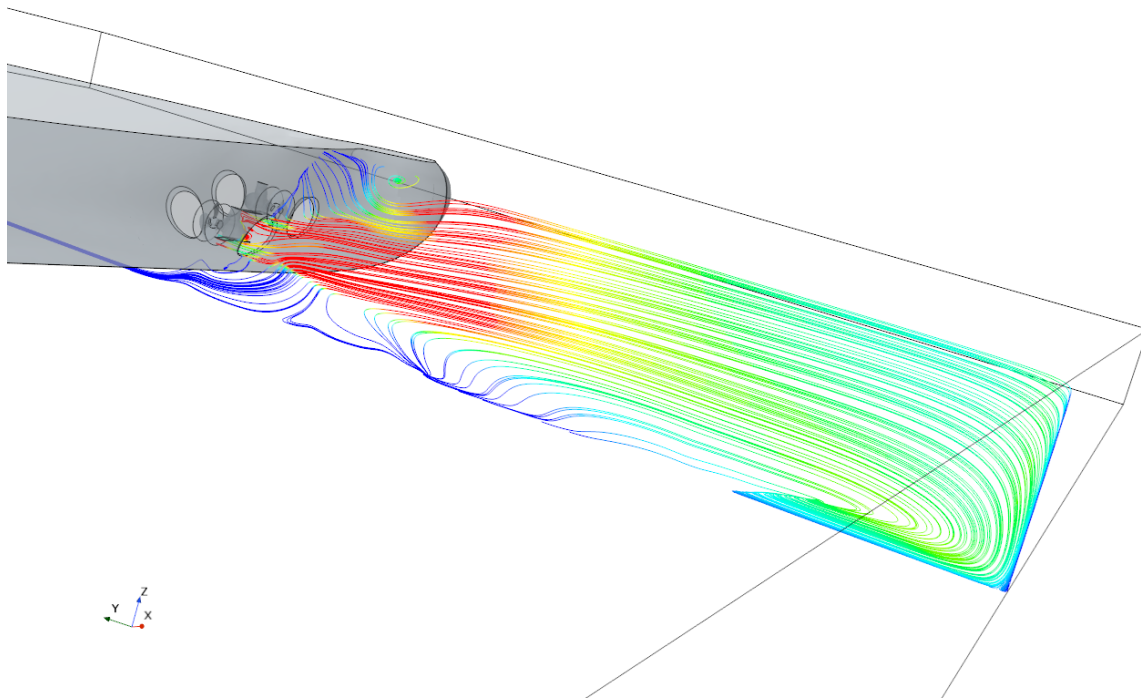


(b) Erste zwei Modi mit Energieanteilen von 24.0% und 11.4% (TKE).

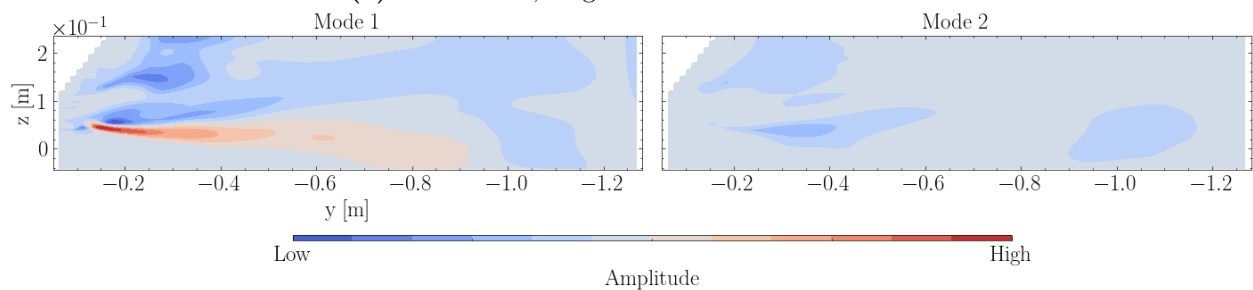


(c) Koeffizienten der ersten zwei Modi in der Zeitreihe.

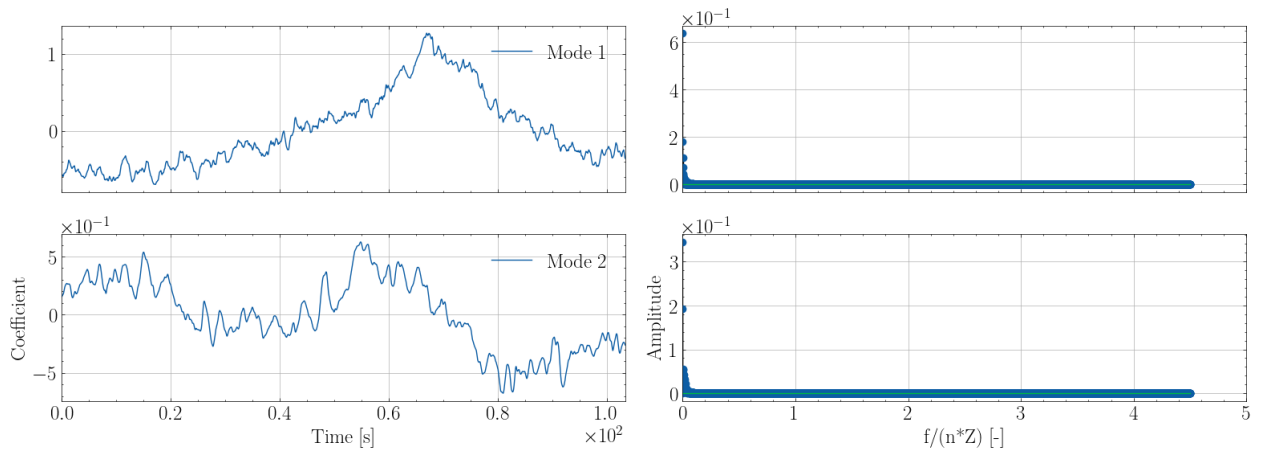
**Abbildung 60:** Mittlerer Abstand zur Kaimauer. TKE-Modi und zugehörige Koeffizienten bei unbeeinträchtigtem bzw. nicht deformiertem Boden.



(a) Stromlinien, eingefärbt nach mittlerer TKE.



(b) Erste zwei Modi mit Energieanteilen von 19.7% und 7.5% (TKE).



(c) Koeffizienten der ersten zwei Modi in der Zeitreihe.

**Abbildung 61:** Großer Abstand zur Kaimauer. TKE-Modi und zugehörige Koeffizienten bei unbeeinträchtigt bzw. nicht deformiertem Boden.

### 8.3 Einfluss des Ruders

Ein Ruder im Propellerstrahl kann dessen Geschwindigkeit um bis zu 30% erhöhen [60]. Die erhöhte Strömungsgeschwindigkeit verstärkt das Risiko der Sohlerosion erheblich. Die

Auswirkungen der Kielfreiheit und unterschiedlicher Betriebsbedingungen des Propellers auf diesen Prozess wurden bislang nicht ausreichend untersucht. Der Ruderwinkel ist ebenfalls ein wichtiger Faktor, da er die Ausbildung des Strahls maßgeblich beeinflusst. Zudem trägt das Ruder signifikant zur Erzeugung von Turbulenzen bei, hauptsächlich durch die Bildung von Wirbeln, was eine zusätzliche Erhöhung der lokalen Schubspannung bewirkt.

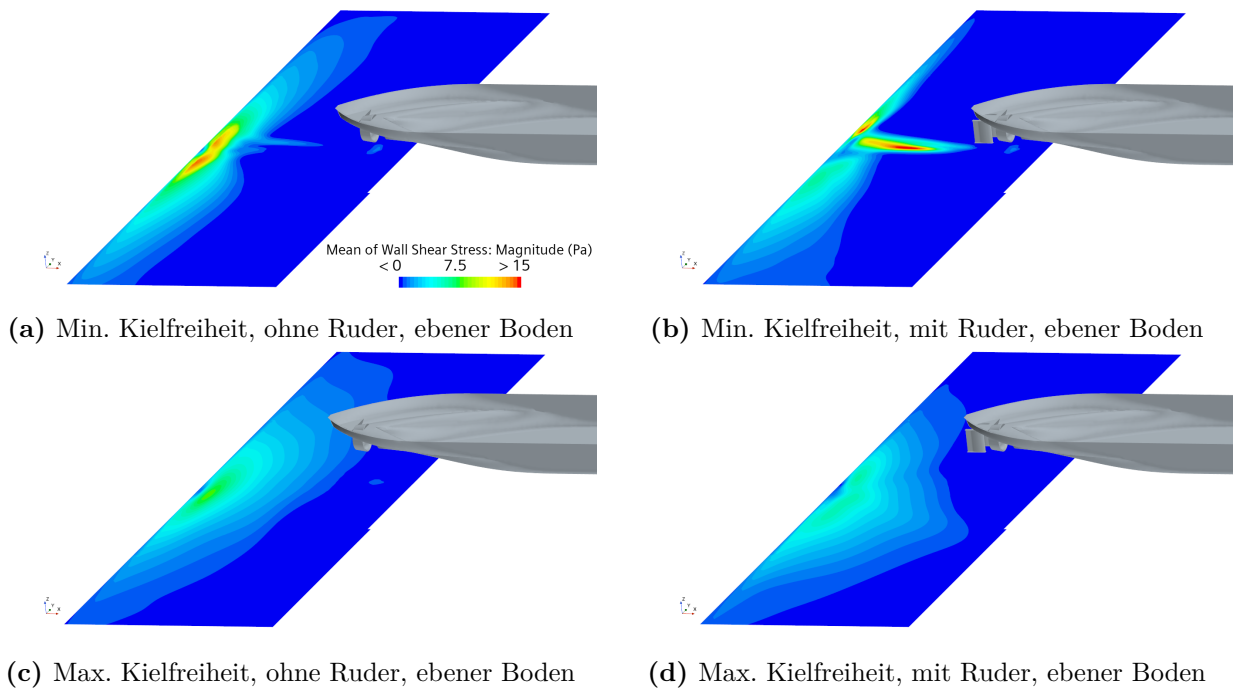
Obwohl dieses Problem in Hafenbereichen von erheblicher Relevanz ist, fanden bisher systematische Untersuchungen zu den ökologischen Auswirkungen von durch das Ruder verursachte Strömungen in begrenzten Gewässern selten statt. Deshalb wurden im Rahmen des Vorhabens numerische Simulationen an Schiffen mit unterschiedlichen Ruder-Propeller-Konfigurationen durchgeführt, wobei der Schwerpunkt auf der quantitativen Bestimmung des Einflusses des Ruders auf die Schubspannung an der Sohle lag.

### **8.3.1 Einzelantriebssystem (Binnenschiff im Modellmaßstab)**

Das untersuchte Binnenschiff ist mit einem einzelnen Propeller und einem Doppelerudersystem ausgestattet. Zum Vergleich wurden Simulationen mit zwei verschiedenen Abständen zwischen Kiel und Boden durchgeführt, wobei der Abstand zur Kaimauer konstant und gleich dem Achtfachen des Propellerdurchmessers gehalten wurde. Um den Einfluss des Ruders zu isolieren, wurden zusätzliche Simulationen ohne Ruder durchgeführt.

Wie in Abb. 62 dargestellt, führt das Vorhandensein des Ruders zu einer Erhöhung der Schubspannung an der Sohle, insbesondere bei geringer Kielfreiheit. Am Fuß der Kaimauer hingegen wird die Schubspannung reduziert. Bei zunehmender Kielfreiheit nimmt der Einfluss des Ruders ab, was eine größere Ausbreitung des Propellerstrahls ermöglicht.

Darüber hinaus lässt sich die asymmetrische Strömungsverteilung am Boden auf die Drehrichtung des jeweiligen Propellers zurückführen.



**Abbildung 62:** Binnenschiff: Schubspannung an der Sohle unter verschiedenen Simulationsbedingungen zur Untersuchung des Rudereinflusses.

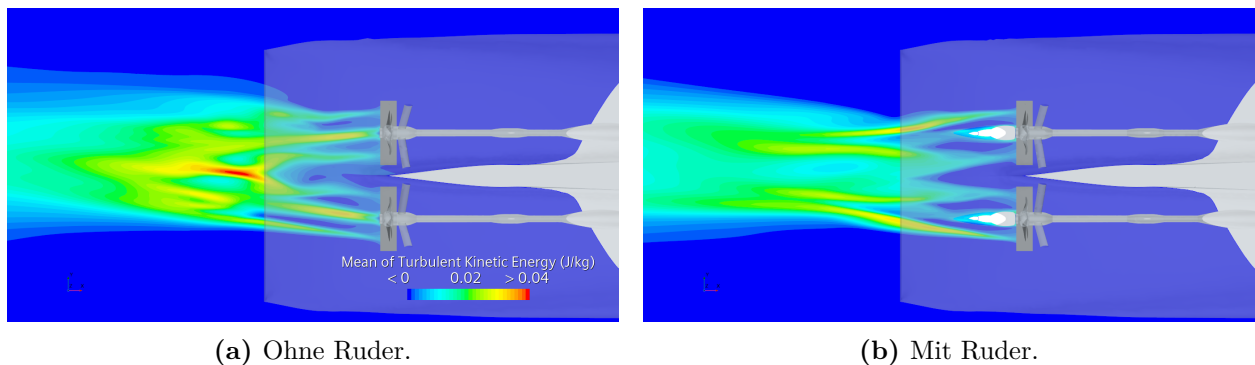
### 8.3.2 Zweischrauben-Antriebssystem (RoRo-Schiff im Modellmaßstab)

Das RoRo-Schiff ist mit zwei Propellern sowie zwei Flossenrudern ausgestattet. Die numerischen Simulationen wurden bei zwei verschiedenen Kielfreiheiten durchgeführt, jeweils in Varianten mit und ohne Ruder, während der Abstand zur Kaimauer in allen Fällen konstant gehalten wurde.

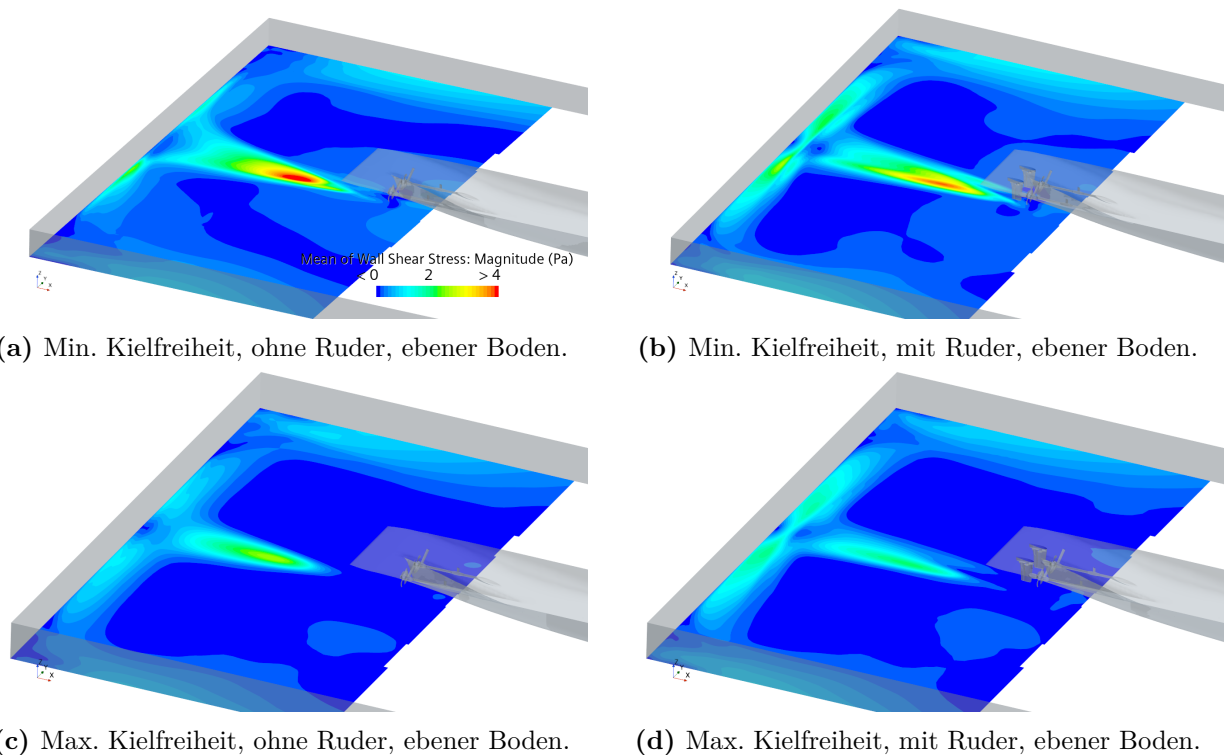
Im untersuchten Fall (Abb. 63) führte die Anwesenheit der beiden Ruder zu einer deutlichen Reduktion der TKE im Vergleich zur Konfiguration ohne Ruder. Durch die Begrenzung der Wechselwirkungen zwischen den beiden Propellerstrahlen verhindern die Ruder die Ausbildung eines vermischten Strahls, der anderenfalls zu einer Konzentration der kinetischen Energie und einer Erhöhung der Schubspannung an der Sohle führen würde, wie in Abb. 64 dargestellt. Die Verteilung der Schubspannung weist zwischen den beiden Konfigurationen deutliche Unterschiede auf. Bei Einsatz des Ruders wurde im unteren Bereich der Kaimauer eine reduzierte Schubspannung festgestellt. Ursache hierfür ist eine verminderte Strömungsdissipation innerhalb der Propellerstrahlen, welche wiederum eine stärkere Reflexion an der Wand begünstigt. Ohne Ruder hingegen führt die Vereinigung der Strahlen zu einer erhöhten TKE. Dies steigert die Strömungsdissipation und bewirkt folglich eine Abschwächung der Intensität des reflektierten Strahls.

Mit zunehmender Kielfreiheit nimmt die maximale Schubspannung aufgrund der Strömungsdiffusion weiter ab. Außerdem zeigt sich eine leicht asymmetrische Strömungsverteilung am Boden, die durch die asymmetrische Positionierung des Schiffes im Rechengebiet verursacht wird.

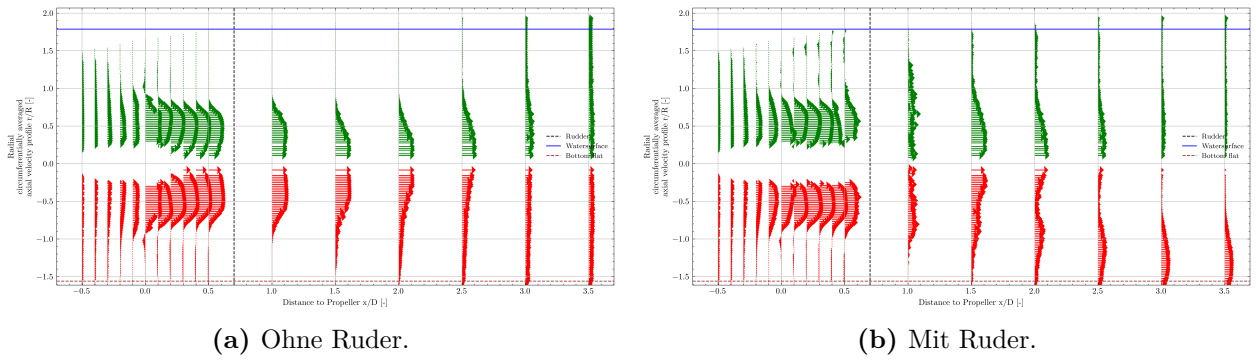
Durch das Ruder werden die Propellerstrahlen in zwei Hälften geteilt, von denen die eine einen Aufwärtsdrall und die andere einen Abwärtsdrall aufweist. Dies ändert das Strömungsbild hinter dem Propeller, siehe Abb. 65, was auch in einem früheren Auftreffen auf dem Boden resultiert, wie in Abb. 64 ersichtlich ist. Mit Ruder treffen die Strahlen nicht im gleichen Maße kombiniert auf dem Boden auf, dafür aber früher, als dies ohne Ruder der Fall wäre.



**Abbildung 63:** RoRo-Schiff: TKE in der horizontalen Ebene durch die Propellerachse, ohne und mit Ruder, bei minimaler Kielfreiheit.



**Abbildung 64:** RoRo-Schiff: Untersuchung des Rudereinflusses auf die Schubspannung an der Sohle bei zwei Kielfreiheiten.



**Abbildung 65:** RoRo-Schiff: gemittelte Geschwindigkeit in der vertikalen Ebene durch den Steuerbordpropeller mit und ohne Ruder

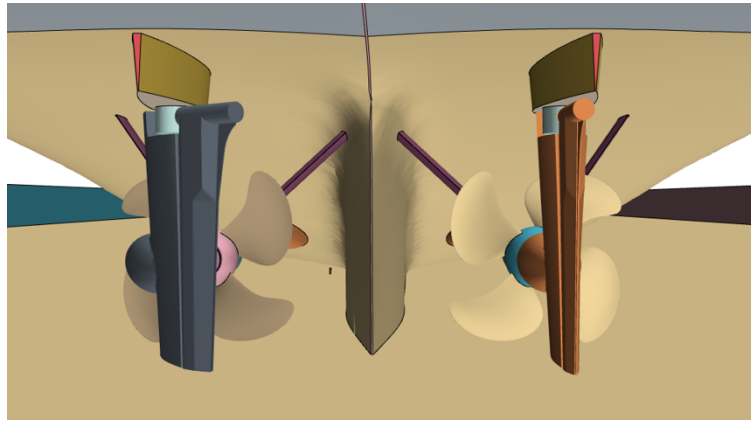
### 8.3.3 Zweischrauben-Antriebssystem mit Ruderwinkel (RoRo-Schiff im Modellmaßstab)

In den Untersuchungen wurde nur der Backbordruderwinkel variiert, mit Werten von  $+25^\circ$  und  $-25^\circ$ , um dessen Einfluss auf die Schubspannung an der Sohle zu untersuchen. Für den Fall von  $+25^\circ$  beträgt der entsprechende Flossenwinkel  $50^\circ$ , basierend auf dem angenommenen Verhältnis von 2:1 zwischen Haupt- und Flossenruder (Abb. 66).

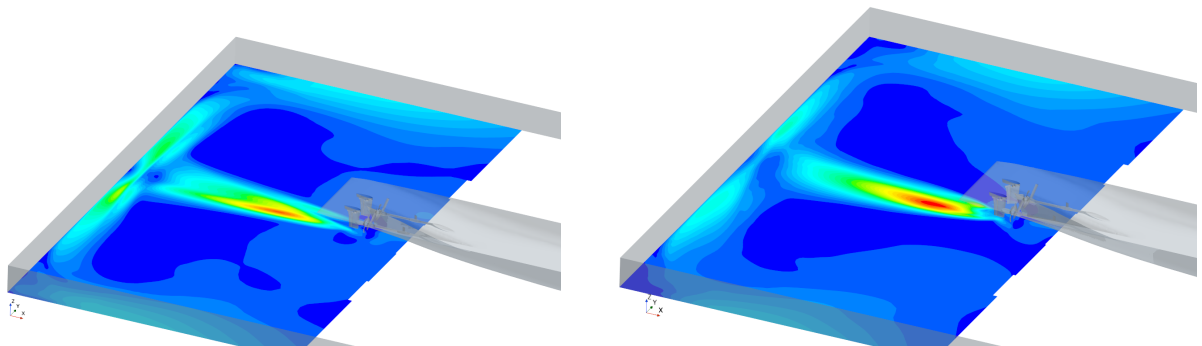
Wie in Abb. 67 gezeigt, führt ein positiver Backbordruderwinkel zu einer ausgeprägten Erhöhung der Schubspannung, die hauptsächlich durch die Verstärkung der TKE verursacht wird. Dies zeigte, dass in dem untersuchten Fall bei einem positiven Ruderwinkel nachteilige Auswirkungen auf die Sohle entstehen, insbesondere aufgrund der starken Wechselwirkung zwischen den beiden Propellerstrahlen.

Bei einem Backbordruderwinkel von  $-25^\circ$  ist die Wechselwirkung weniger ausgeprägt, da der Backbordpropellerstrahl weiter entfernt von dem des Steuerbordpropellers abgelenkt wird. Dies führt zu zwei klar unterscheidbaren Streifen verstärkter Schubspannung, wie in Abb. 68 dargestellt.

Die Q-Kriterium-Darstellungen verdeutlichen zudem mehrere relevante Wirbelstrukturen: den Nabenwirbel entlang der Propellerwelle, den Propellerspitzenwirbel, den Hufeisenwirbel um den Ruderstuhl und den Randwirbel ausgehend von der Unterkante des Ruders. Die Interaktion dieser Wirbelstrukturen trägt zur komplexen Verteilung der Schubspannung im Strömungsfeld bei.



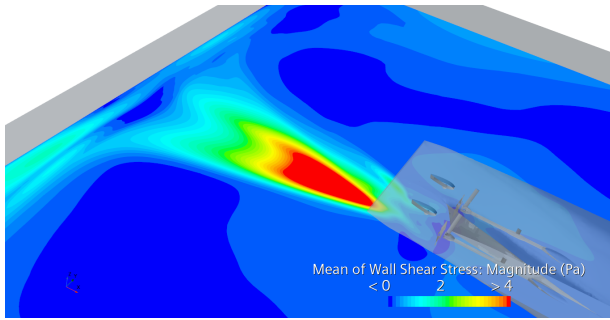
**Abbildung 66:** Darstellung des 25°-Backbord-Ruderwinkels.



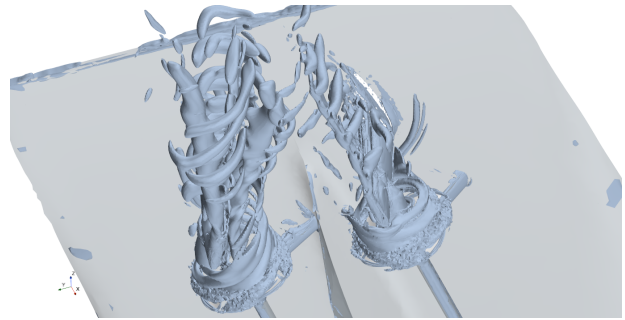
**(a)** Min. Kiefreiheit, Schubspannung an der Sohle am unverformten Boden bei 0°-Backbord-Ruderwinkel.

**(b)** Min. Kiefreiheit, Schubspannung an der Sohle am unverformten Boden bei 25°-Backbord-Ruderwinkel.

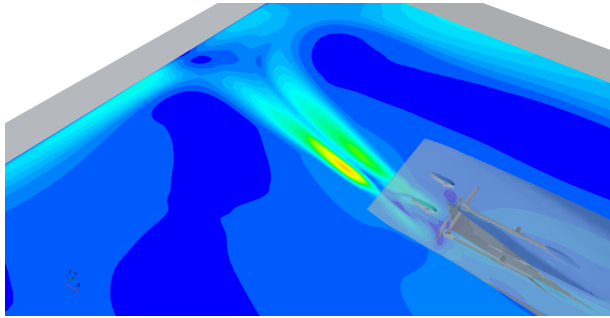
**Abbildung 67:** RoRo-Schiff: Unterschied in der Schubspannung an der Sohle zur Untersuchung des Ruderwinkeleffekts.



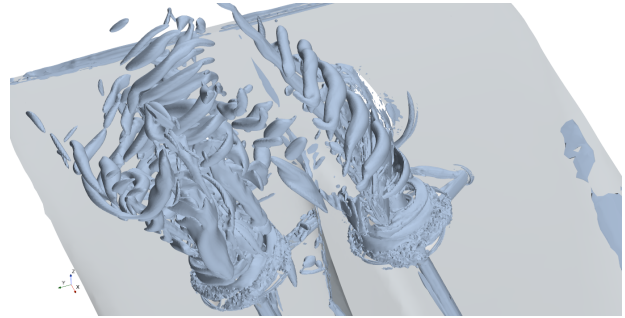
(a) Schubspannung an der Sohle am unverformten Boden mit 25°-Backbord-Ruderwinkel.



(b) Wirbelstrukturen ( $Q = 150$ ) bei Backbordruderwinkel = 25°.



(c) Schubspannung an der Sohle am unverformten Boden mit -25° Backbord-Ruderwinkel.



(d) Wirbelstrukturen ( $Q = 150$ ) bei Backbordruderwinkel = -25°.

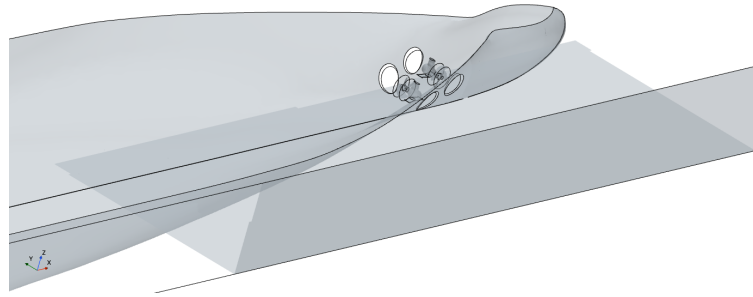
**Abbildung 68:** RoRo-Schiff: Variation der Schubspannung an der Sohle bei positivem und negativem Backbordruderwinkel bei minimaler Kielfreiheit.

## 8.4 Korrelationserkennung

Die Korrelation zwischen Strömungseigenschaften und Kolkentiefe wurde in Bezug auf hydrodynamische Faktoren wie Strömungsgeschwindigkeit, Turbulenz und Wandschubspannung untersucht. Ziel war es festzustellen, welche Strömungseigenschaften den größten Einfluss auf die Kolkbildung haben.

Als Fallstudie werden Simulationen eines RoRo-Schiffes vorgestellt, um den Einfluss des BTs auf den Boden zu bewerten. In diesen Simulationen operierte das Schiff in einem begrenzten Bereich mit geringem Abstand sowohl zur Kaimauer als auch zum Boden. Die Analyse konzentrierte sich auf die resultierenden Druck- und Schubspannungsverteilungen entlang eines definierten Abschnitts des Bodens unterhalb des BTs, der bis zur Kaimauer reicht (siehe Abb. 69).

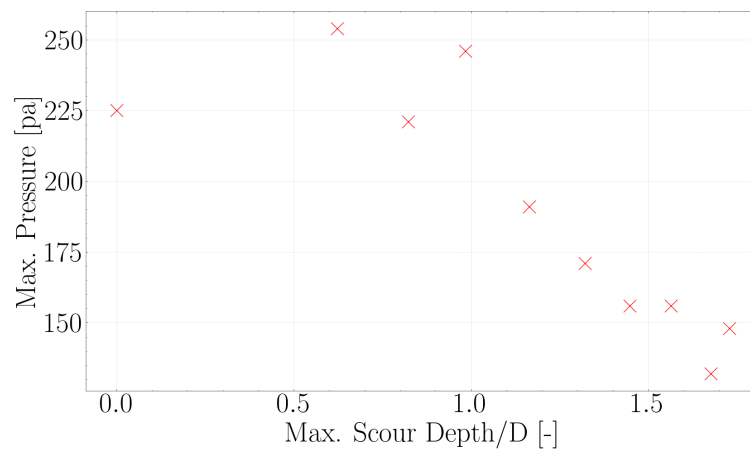
Bei geringeren Kolk-tiefen ist der Anstieg des maximalen Drucks vermutlich auf verstärkte hydrodynamische Wechselwirkungen, erhöhte Turbulenz sowie lokale Strömungsbeschleunigungen zurückzuführen. Mit zunehmender Tiefe des Kolks modifiziert sich das Strömungsfeld im Bereich der Kaimauern: Die vergrößerte Kolkhöhle schafft mehr Raum, wodurch die Strömungsversperrung reduziert und die Aufprallintensität verringert wird. Infolgedessen sinkt der Maximaldruck.



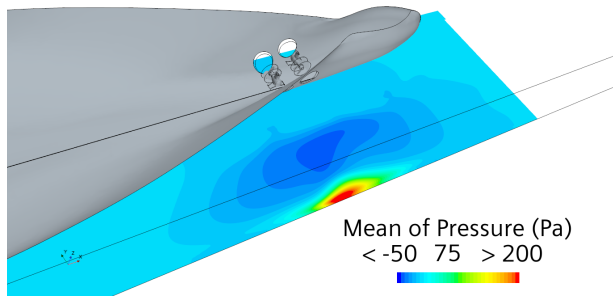
**Abbildung 69:** Definierte Bereiche zur Bewertung der Parameter, die durch die Kolkbildung infolge von Bugstrahlrudern verursacht werden.

Die Variabilität des beobachteten Maximaldrucks ist teilweise auf die Verschiebung der Position des Druckmaximums zu verschiedenen Zeitpunkten sowie auf den Wanderungseffekt zurückzuführen, der im zeitlich gemittelten Strömungsfeld nicht erfasst wird.

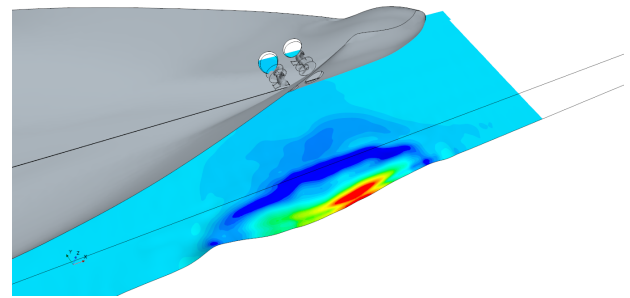
Abb. 71 zeigt die mittlere Bodendruckverteilung in verschiedenen Stadien der Kolkentwicklung.



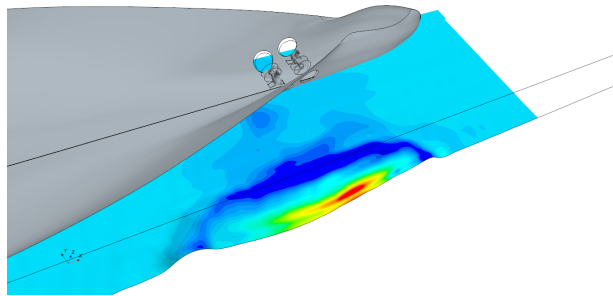
**Abbildung 70:** Verlauf des Maximaldrucks in Abhängigkeit von der maximalen Kolkentiefe im Modellmaßstab.



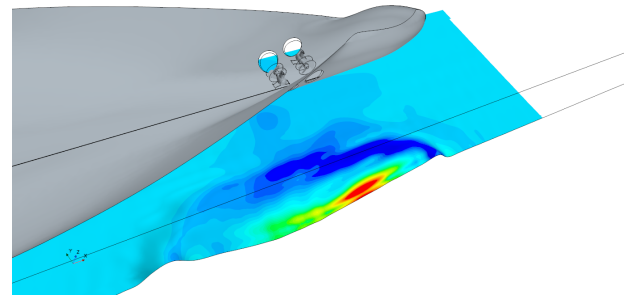
(a) Anfangszustand (ebener Boden).



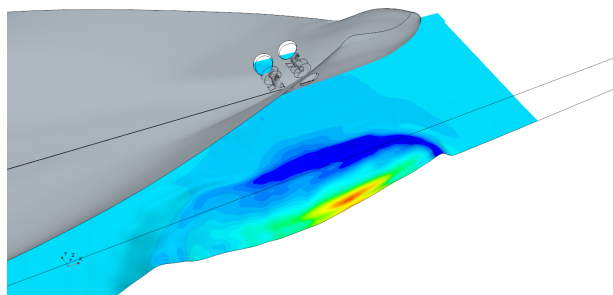
(b)  $t = 70$  s



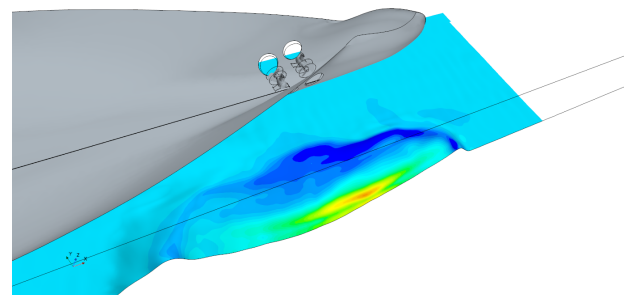
(c)  $t = 150$  s



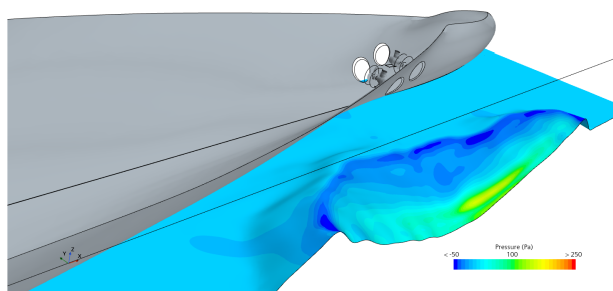
(d)  $t = 310$  s



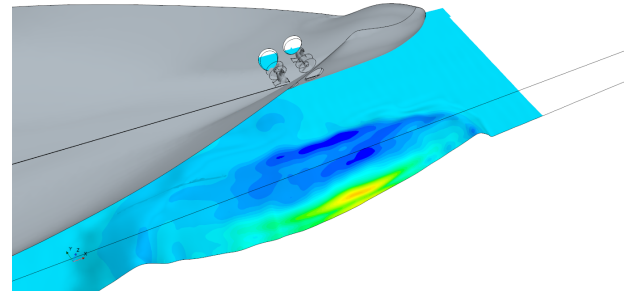
(e)  $t = 630$  s



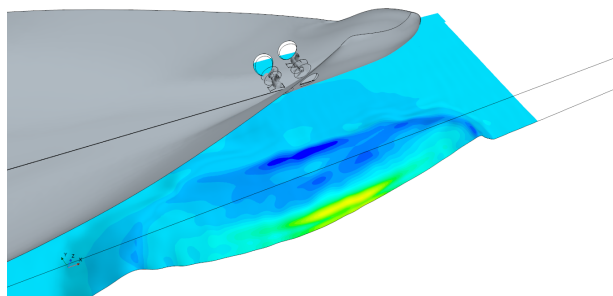
(f)  $t = 1280$  s



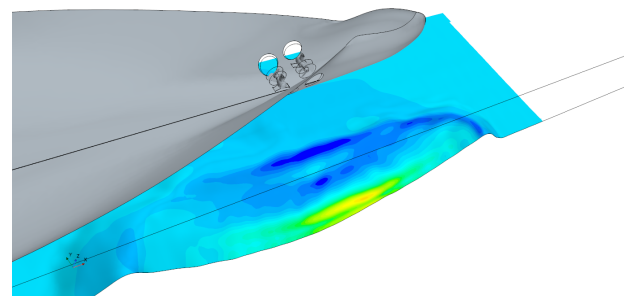
(g)  $t = 2550$  s



(h)  $t = 5110$  s



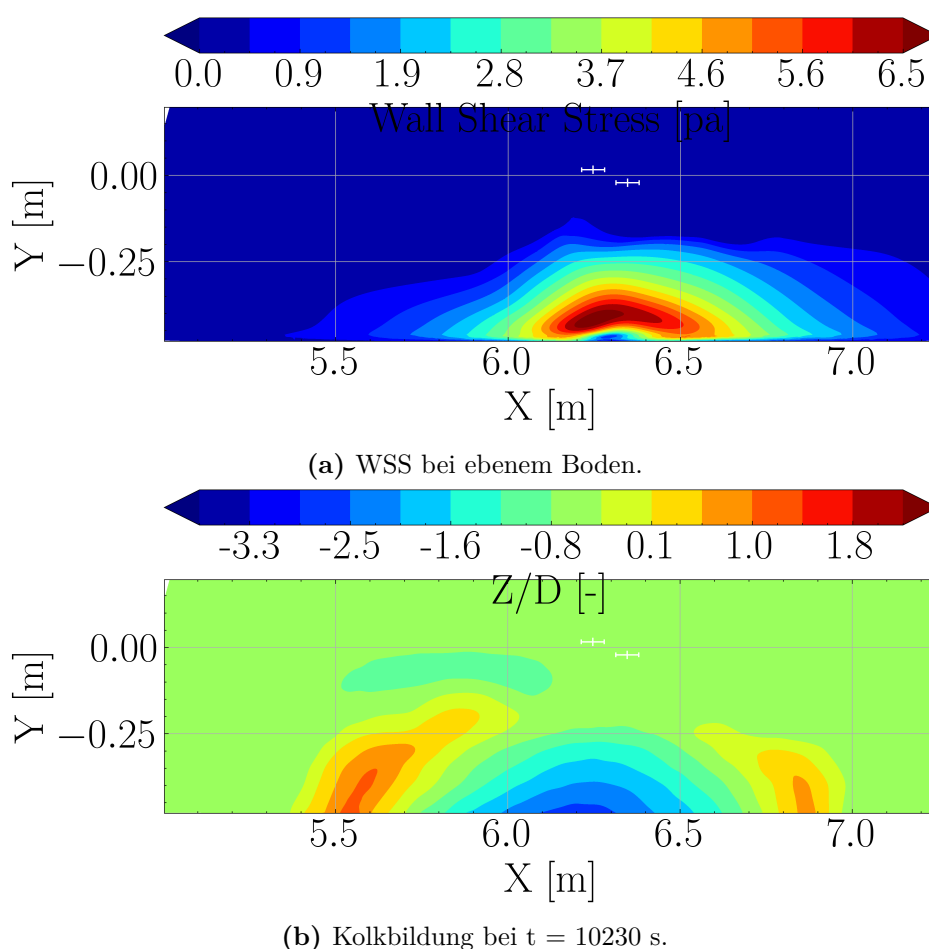
(i)  $t = 7200$  s



(j)  $t = 10230$  s

**Abbildung 71:** Druckverteilung auf dem gemessenen Kolk in verschiedenen Zeitstadien im Modellmaßstab.

Abb. 72 stellt die zeitlich gemittelte WSS im Zusammenhang mit dem Endzustand des Kolks nach 10.230 s dar. Die Ergebnisse verdeutlichen, dass die WSS einen entscheidenden Einflussfaktor für die Kolkform darstellt. Bereiche mit erhöhter Schubspannung weisen eine intensivere Erosionsaktivität auf, was im zeitlichen Verlauf zu einer ausgeprägteren Kolkvertiefung führt. Überschreitet die mittlere Schubspannung den kritischen Schwellenwert zur Sedimentmobilisierung, setzt die Sedimentbewegung ein, und der Kolkbildungsprozess entwickelt sich fortschreitend.

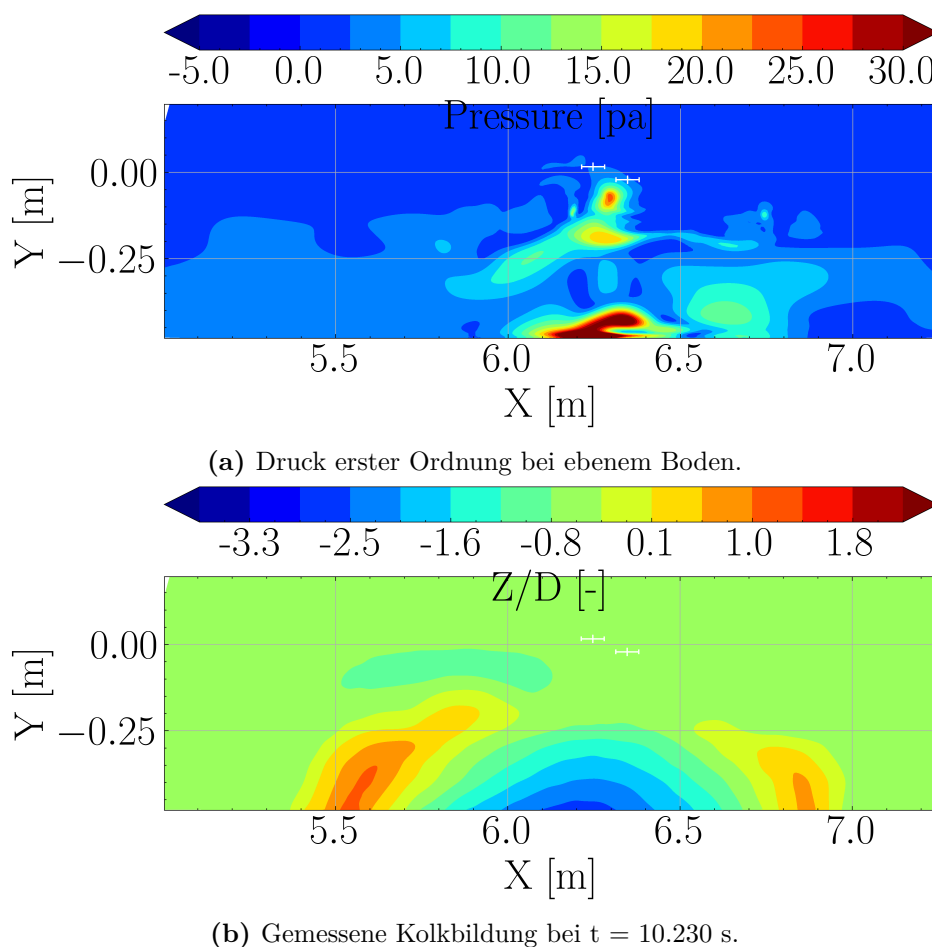


**Abbildung 72:** Korrelation zwischen Schubspannung und Kolkbildung. Die weißen Markierungen geben die Positionen der beiden Bugstrahlruder an.

Die Wechselwirkung zwischen dem Propellerstrahl und der Kaimauer führt zur Bildung einer Wirbelströmung, die maßgeblich zur Entstehung des Kolks beiträgt. Die in PIANC häufig verwendeten Größen wie Austrittsgeschwindigkeit und Sohlengeschwindigkeit [11] erfassen die dynamischen Eigenschaften der Strömung jedoch nicht ausreichend. Zur genaueren Beschreibung der relevanten Strömungsphänomene wird daher der Druck erster Ordnung in die Analyse einbezogen. Abb. 73 zeigt die Verteilung des Drucks erster Ordnung zusammen mit dem endgültigen Profil des ausgehöhlten Bodens nach 10.230 Sekunden. Der Ort der maximalen Kolktiefe stimmt eng mit den Bereichen des hohen anfänglichen Drucks erster Ordnung überein.

In der Nähe der Kaimauer lassen sich abwechselnde Zonen hohen und niedrigen Drucks erster Ordnung erkennen. Diese Erscheinung lässt darauf schließen, dass der von den Bugstrahlrudern erzeugte Propellerstrahl mit der Kaimauer interagiert und an dieser reflektiert wird, was zur Ausbildung einer wellenförmigen Druckverteilung führt.

Zusätzliche Simulationen unter variierenden Bedingungen, wie Änderungen des Abstands und der Propellerdrehzahl, bestätigen diese Feststellungen. Die Ergebnisse zeigen, dass der Druck erster Ordnung hauptsächlich die Lage der maximalen Kolkentiefe bestimmt, während die Schubspannung die Form der Erosion festlegt.



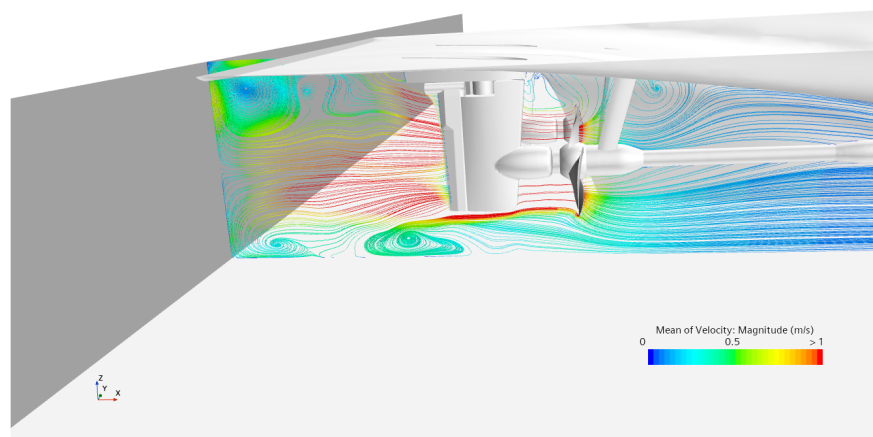
**Abbildung 73:** Korrelation zwischen Druck erster Ordnung und Kolkbildung.

## 8.5 Einfluss des deformierten Bodens auf das Kavitationsverhalten des Propellers

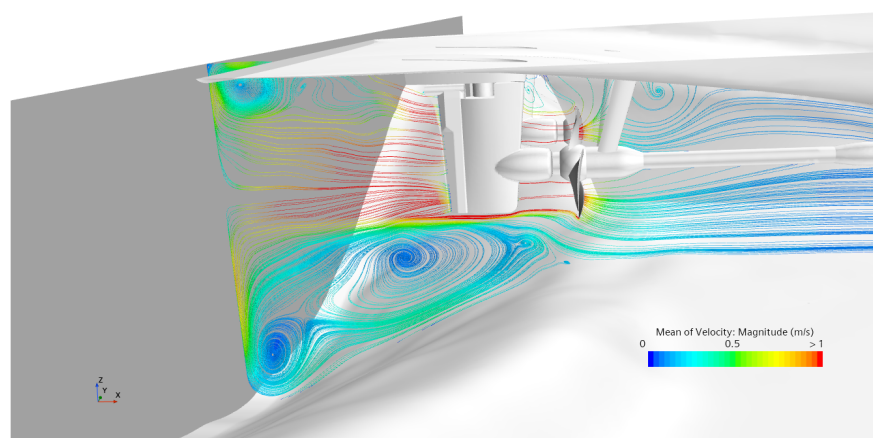
Um den Einfluss der Bodenverformung auf das akustische Verhalten des Schiffes zu bewerten, wurden weitere Untersuchungen durchgeführt. Die Simulationen erfolgten im Modellmaßstab unter Bedingungen, die den Bedingungen der Labortests entsprachen. Die Analyse konzentrierte sich auf die Druckdifferenz am Propeller unter zwei Szenarien: einem ebenen Boden und einem Boden mit maximal gemessener Auskolkung.

Abb. 74 zeigt das Strömungsgeschwindigkeitsfeld und die Wirbelstrukturen, visualisiert durch Stromlinien in einem vertikalen Schnitt durch den Backbordpropeller, der in der Nähe des ausgekolkten Bodens neben der Kaimauer arbeitet. Die Geschwindigkeit wird durch Farben dargestellt, wobei Rot höhere und Blau niedrigere Geschwindigkeiten markieren.

Der vom Propeller erzeugte Strahl interagiert mit der Kaimauer, wodurch eine Strömungsreflexion hervorgerufen wird, die maßgeblich zur Bodenerosion beiträgt. Das abgetragene Sediment wird verdrängt und in weiter von der Kaimauer entfernten Bereichen abgelagert, insbesondere unterhalb des Propellers und des Ruders. Mit zunehmender Dauer des Erosionsprozesses wird die Wechselwirkung zwischen Propellerstrahl, ausgekolktem Boden und Kaimauer zunehmend komplexer, was zur Ausbildung ausgeprägter Zirkulationszonen in Bodennähe führt.

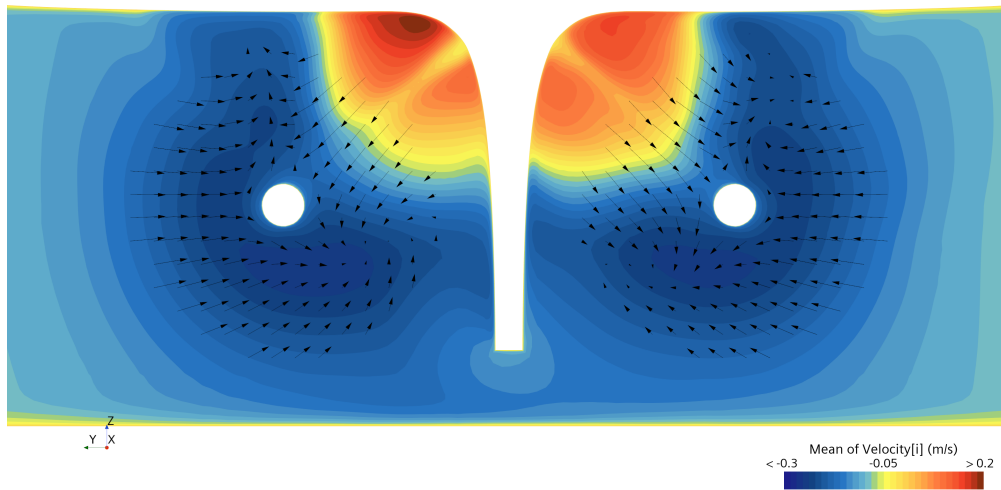


(a) Ebener Boden.

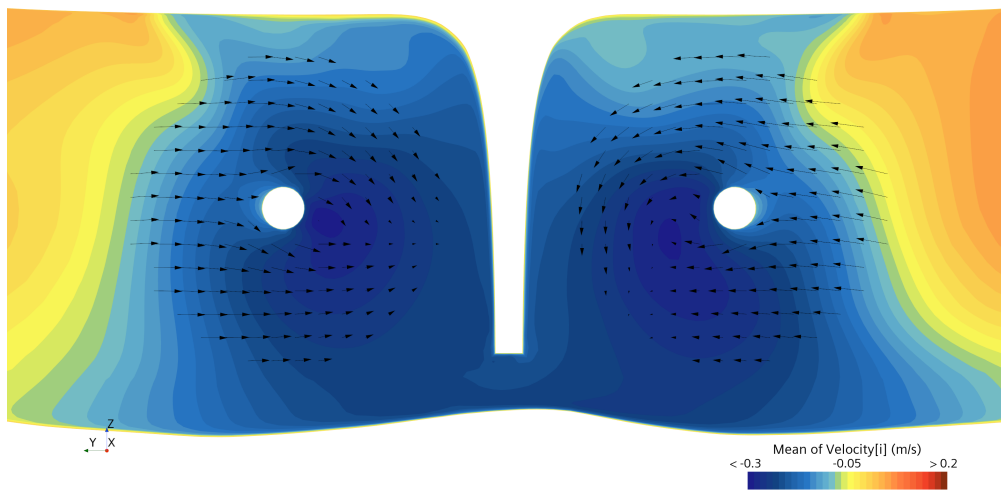


(b) Verformter Boden bei  $t = 10.230$  s.

**Abbildung 74:** Stromlinien in einem vertikalen Querschnitt durch den Steuerbordpropeller für zwei Bodenkonfigurationen.

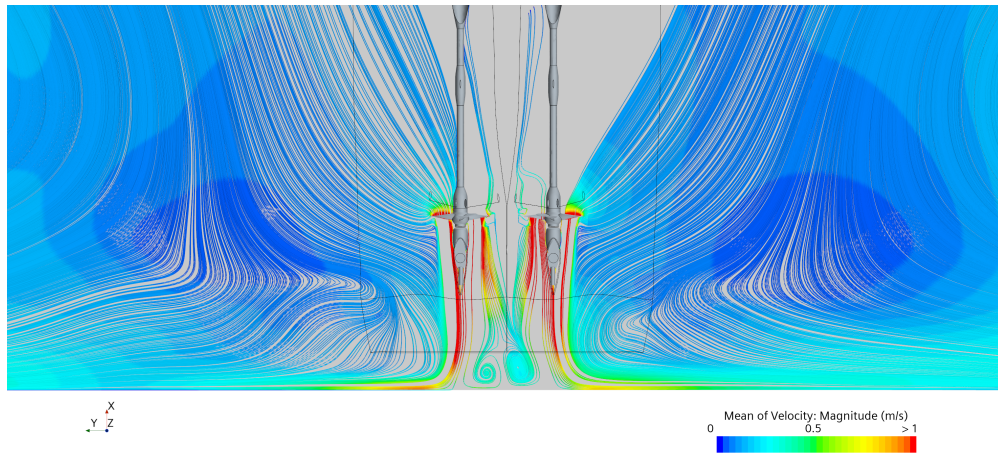


(a) Anströmung bei ebenem Boden.

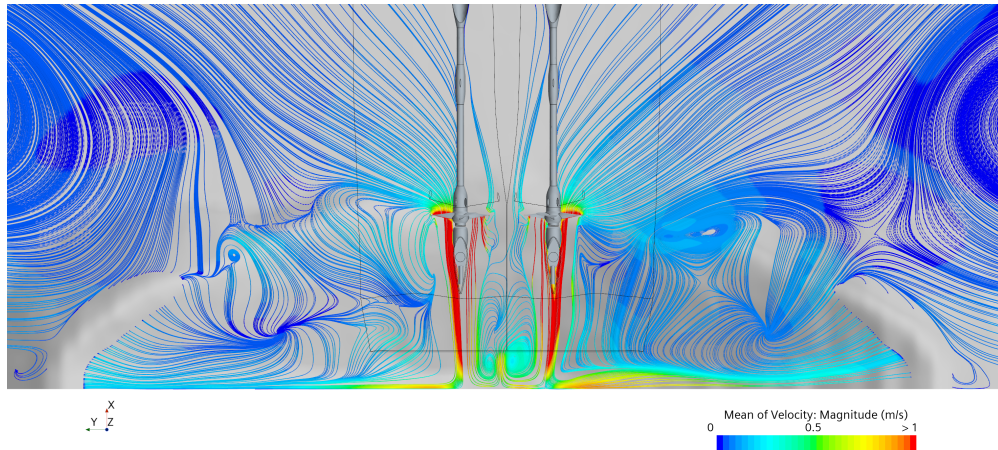


(b) Anströmung bei  $t=10.230$  s.

**Abbildung 75:** Zeitgemittelte axiale Strömung im Abstand von einem Radius vor dem Propeller. Die Pfeile stellen die Strömungsrichtung in der Ebene dar, während die Farbe die axiale Geschwindigkeit in der Ebene angibt.

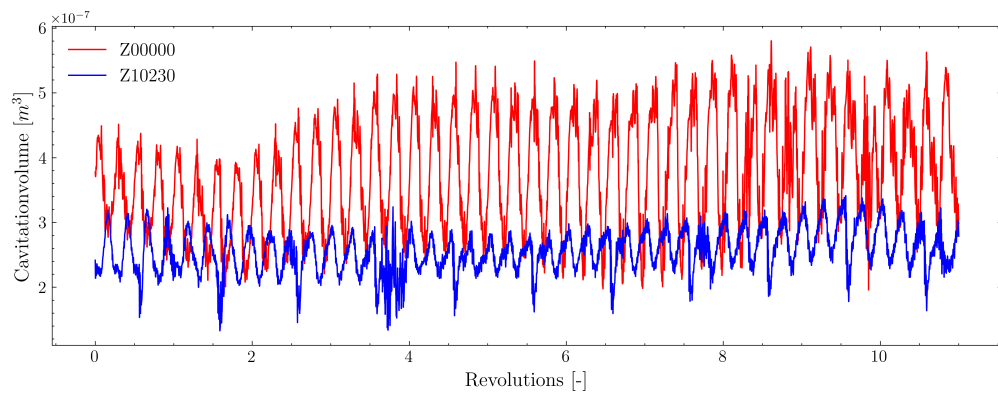


(a) Stromlinien bei ebenem Boden

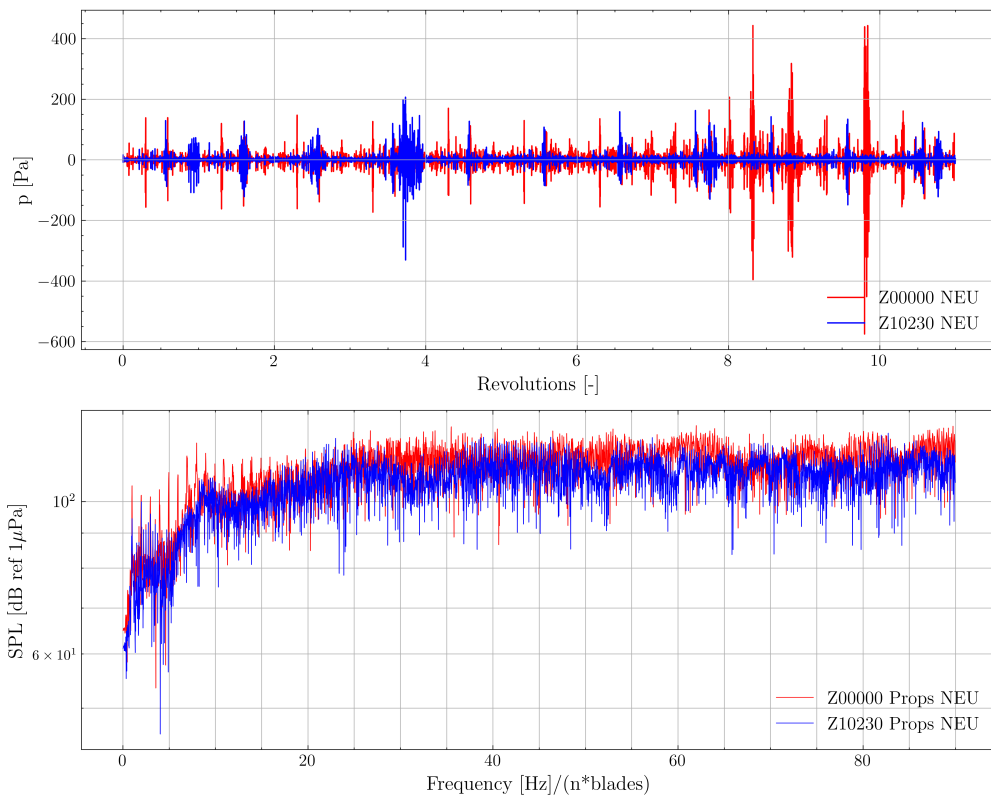


(b) Stromlinien bei  $t=10.230s$

**Abbildung 76:** Stromlinien in einem horizontalen Querschnitt durch die Propeller für zwei Bodenkonfigurationen.



**Abbildung 77:** Kavitationsvolumen mit verformtem Boden und nicht verformtem Boden.



**Abbildung 78:** Schalldruck durch die Änderung des Kavitationsvolumens mit verformtem Boden und nicht verformtem Boden.

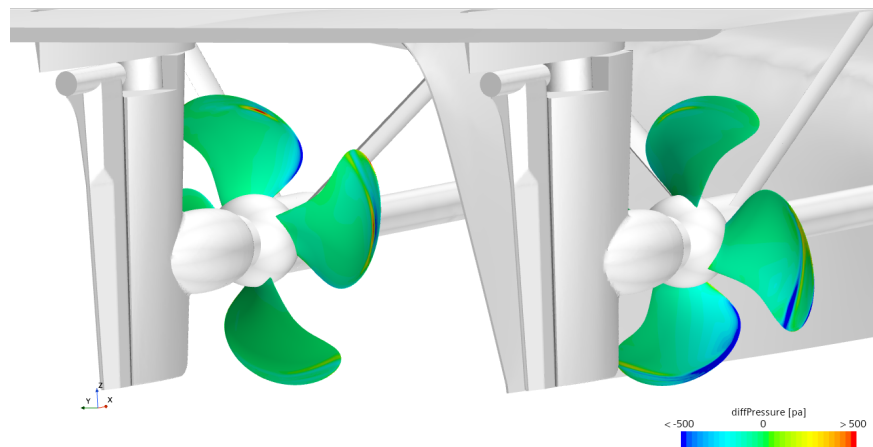
Die Wechselwirkung zwischen Propellerstrahl, ausgekolktem Boden und Kaimauer erhöht die induzierte Strömungsgeschwindigkeit durch den engen Spalt zwischen Propeller und Boden, was zu einer weiteren Druckminderung auf der Druckseite des Propellers führt. Abb. 79 zeigt diesen Druckunterschied für die Fälle des ebenen und ausgekolkten Bodens.

Wie im Abschnitt zur Validierung 7.4 erwähnt, wurden zeitliche Schwankungen des Kavitationsvolumens als Schlüsselfaktor identifiziert, der den SPL bei höheren Frequenzen beeinflusst. Der Umfang des Kavitationsvolumens über eine Umdrehung hängt stark von der Zuströmung zum Propeller ab. In Abb. 75 ist das Nachstromfeld des Schiffes, also die Zuströmung zum Propeller, einen Propellerradius vor dem Propeller dargestellt.

Durch den verformten Boden entsteht direkt außerhalb der Propeller eine Rückströmung und somit eine deutlich ungleichmäßigere Anströmung als bei unverformtem Boden. Dies geschieht, da das Abfließen des Propellerstrahls nach dem Auftreffen auf die Wand zu den Seiten durch das dort abgelagerte Material behindert wird, siehe Abb. 76. Das Kavitationsvolumen sowohl mit ebenem als auch mit deformiertem Boden zeigt eine deutliche Schwingung mit der Blattfrequenz. Die Amplitude dieser Schwingung ist bei ebenem Boden deutlich größer, was darauf zurückzuführen ist, dass die Störung im Nachstromfeld durch den Wellenbock, siehe Abb. 77, und die umliegende Rückströmung deutlich größere Geschwindigkeitsgradienten aufweist, verglichen mit der schwächeren Änderung im Fall des verformten Bodens. Die Fluktuation zeigt sich auch in der Fourieranalyse des SPL für den emittierten Schalldruck.

Der Schalldruck wurde für den skalierten Messpunkt berechnet welcher bei der Feldmessung der Akustik des RoRo Schiffes verwendet wurde, siehe Abbildung 16 in Abschnitt 6.1.1. Insgesamt führt die Kolkbildung somit zu einer leichten Verringerung des Schalldruckpegels im Vergleich zu ebenem Boden. Allerdings wird die Strömung in der Nähe der Sohle bei verformtem Boden aus der Sicht der Stromlinien komplexer. Diese erhöhte Komplexität beeinflusst die lokalen Druckschwankungen an der Sohle und weist ausgeprägtere turbulente Eigenschaften auf, was im Vergleich zu ebenem Boden indirekt auch den Schalldruckpegel verändert. Hierfür wären weiterführende Untersuchungen erforderlich.

Da das Schiff nicht zentral innerhalb des Messtanks positioniert war, liegen die Kolkungsmuster und Druckverteilungen an den Propellern nicht symmetrisch zur Mittschiffslinie.



**Abbildung 79:** Darstellung des Druckunterschieds am Propeller für die Fälle des ebenen und ausgekolkten Bodens.

## 8.6 Einfluss unterschiedlicher Manövriergane auf die Strömungseigenschaften

Die numerischen Simulationen wurden für das Passagier- und das RoRo-Schiff unter den in Tab. 5 genannten Betriebsbedingungen durchgeführt. Als Testfall wurde das Ablegen vom Liegeplatz (Szenario 1) ausgewählt. Die Analyse konzentriert sich auf den Heckbereich des Schiffes, siehe Abb. 80.

Das Pod-Antriebssystem unterscheidet sich von der konventionellen Propeller-Ruder-Konfiguration in zwei wesentlichen Punkten:

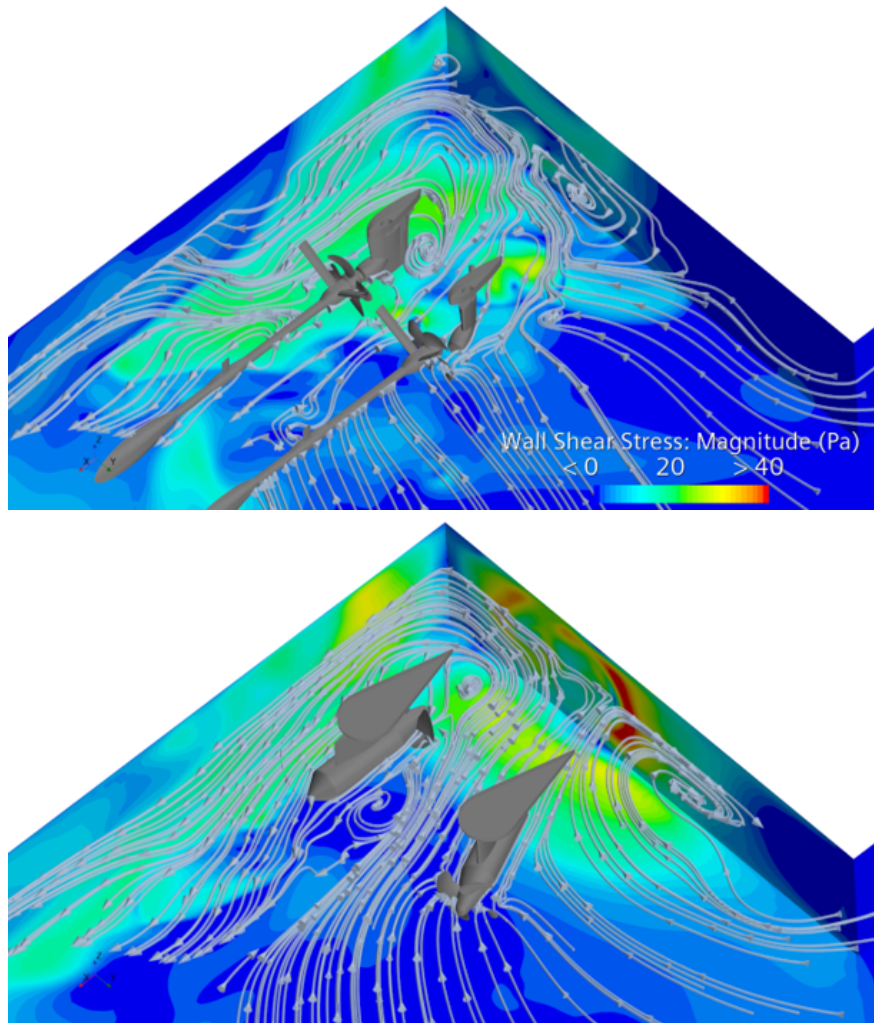
1. Bei einem Pod-Antriebssystem ist der Propeller auf einem steuerbaren Pod montiert, der um seine vertikale Achse drehbar ist, damit der Schub in beliebige Richtungen gelenkt werden kann. Im Gegensatz dazu wird bei einer konventionellen Propeller-Ruder-Konfiguration die Schubrichtung durch Verstellen der Propellersteigung verändert. In solchen Systemen arbeitet bei Rückwärtsschub der Propeller im Nachstrom des Ruders, wobei die entstehenden Turbulenzen den Wirkungsgrad beeinträchtigen können.

2. In einer konventionellen Konfiguration verändert das Ruder den Propellerstrahl, indem es ihn teilt und eine Hälfte nach unten zur Gewässersohle lenkt, insbesondere bei größeren Ruderwinkeln, siehe Abschnitt 8.3.3. Im Gegensatz dazu wird bei einem Pod-System der Propellerstrahl zunächst gegen die Kaimauer gerichtet, bevor er nach unten zur Sohle abgelenkt wird. Dies führt zu erhöhten Schubspannungen, insbesondere im Übergangsbereich zwischen Kaimauer und Sohlenbereich.

Die Strömungseigenschaften sowie die daraus resultierenden Schubspannungsverteilungen zeigen erhebliche Unterschiede zwischen den beiden Antriebssystemen, wie anhand der Stromlinien in Abb. 81 zu sehen ist.



**Abbildung 80:** Betriebsbedingungen für beide Antriebssysteme.



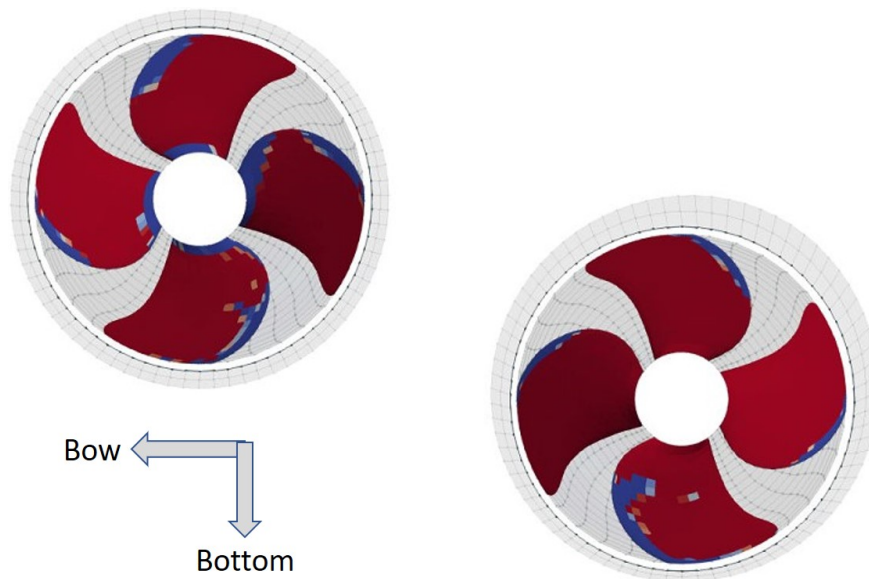
**Abbildung 81:** Verteilung der Wandschubspannung und der Stromlinien im Heckbereich beider Antriebssysteme.

## 8.7 Gekoppelte BEM/RANS-Simulationen

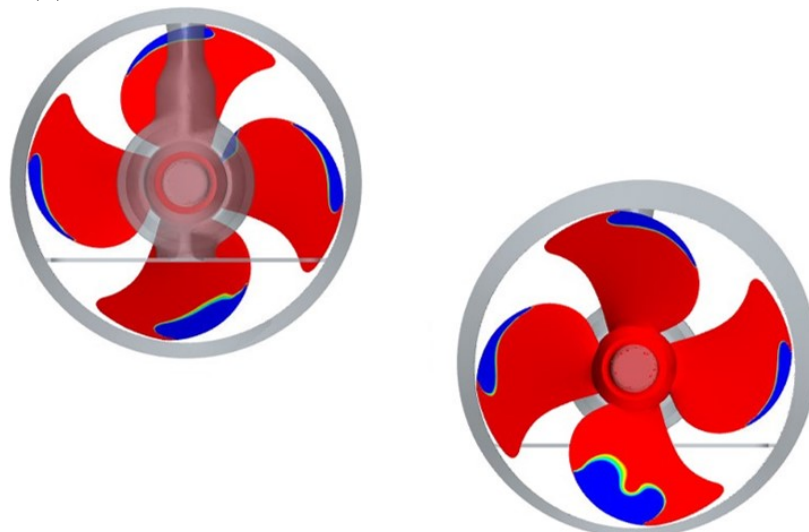
Zur Reduzierung des rechnerischen Aufwands bei der direkten Modellierung der Propellerumströmung wurde eine Kopplungsmethode zwischen der FVM und dem Paneelverfahren *panMARE* entwickelt. In diesem Ansatz dienen die Strömungsbedingungen des aktuellen Zeitschritts aus der auf der FVM basierenden Simulation als Eingabedaten für das Paneelverfahren, welches die auf den Propeller wirkenden Kräfte berechnet. Diese Kräfte werden anschließend auf das Volumengitter der RANS-Simulation übertragen, um die Wechselwirkungen zwischen Propeller und umgebender Strömung abzubilden.

Als Anwendungsfall wurden Simulationen für die BT unter Betriebsbedingungen durchgeführt, die dem Ablegemanöver (Szenario 1 in Tab. 4) entsprechen. In diesem Szenario erzeugen beide BTs Schub, um das Schiff von der Kaimauer weg zu bewegen. Die Betriebsbedingungen wurden sowohl in der gekoppelten als auch in der nicht gekoppelten Simulation identisch gehalten.

Abb. 82 vergleicht die Druckverteilung auf der Saugseite des Propellers, die mit dem Paneelverfahren (oben) und der RANS-Methode (unten) ermittelt wurde. Die blauen Bereiche zeigen Drücke unterhalb des Dampfdrucks. Beide Simulationen wurden ohne Aktivierung des Kavitationsmodells durchgeführt.



(a) Druck an den Bugstrahlrudern in der gekoppelten Simulation.



(b) Druck an den Bugstrahlrudern in der nicht gekoppelten Simulation.

**Abbildung 82:** Vergleich der Druckverteilung in gekoppelten und nicht gekoppelten Simulationen.

Insgesamt zeigen die Druckverteilungen ähnliche Verläufe. In der 6-Uhr-Position der Flügel, an welcher der Flügel durch Strömungsabriss am Tunneleingang beeinflusst wird, ist der Beginn von Schichtkavitation zu erwarten. Bei den übrigen drei Blättern treten geringe Drücke entlang der Vorderkante auf, die sich zu den Blattspitzen hin ausdehnen.

Die größten Unterschiede zwischen den beiden Simulationen sind hauptsächlich in Bereichen mit starker Strömungsablösung festzustellen. Neben der Strömungsablösung am Tunnelein-

gang können Gehäuseeffekte ebenfalls Strömungsabrisse verursachen. Dies ist besonders relevant für BT, die im Nachstrom des Gehäuses betrieben werden.

Zusätzliche Druckabfälle werden im Bereich der Blattspitzen beobachtet, wo Wechselwirkungen zwischen der Tunnelwand und den Propellerblättern auftreten. In diesem engen Spalt führt die durch den Druckausgleich hervorgerufene umgekehrte hohe Strömungsgeschwindigkeit zu einer lokalen Druckreduzierung. Dieser Effekt verringert den Druck auf der Saugseite des Propellers zusätzlich.

Tab. 17 veranschaulicht die Unterschiede im Propellerschub zwischen gekoppelten und nicht gekoppelten Simulationen. Die Ergebnisse verdeutlichen, dass die gekoppelte Simulation den erzeugten Propellerschub tendenziell unterschätzt.

**Tabelle 17:** Vergleich des Propellerschubs bei gekoppelten und nicht gekoppelten Simulationen.

	<b>Propeller Thrust</b> [kN]	
	<b>BT1</b>	<b>BT2</b>
<b>Gekoppelte Simulation</b>	59	67
<b>Uncoupled Simulation</b>	101	93

Im Betrieb von RoRo-Schiffen mit Verstellpropellern wird die Schiffsgeschwindigkeit während der Hafenmanöver durch Anpassung der Propellersteigung, nicht jedoch durch eine Reduzierung der Propellerdrehzahl, geregelt. Bei geringer Belastung, d. h. bei reduzierter Steigung, tritt auf der Druckseite der Propellerblätter Kavitation auf, wie in Abb. 43 dargestellt. Diese Druckseitenkavitation entsteht, weil der lokale Propellerschub in entgegengesetzter Richtung wirkt (vgl. Abb. 36) und anschließend mit den übrigen Blättern interagiert. Solche Wechselwirkungen begrenzen die Anwendbarkeit von Potentialströmungslösern unter diesen Betriebsbedingungen erheblich.

Unter Bedingungen, die nicht den Entwurfsbedingungen entsprechen, neigen Propeller zu kavitierender Strömung aufgrund von Strömungsablösung, Blatt-Tunnel-Interaktionen und Blatt-Nachlauf-Interaktionen. Potenzialströmungslöser können diese Phänomene nicht hinreichend genau erfassen. Aus diesem Grund wurden gekoppelte Simulationen unter Betriebsbedingungen im Hafen für hydroakustische Vorhersagen nicht in den Projektumfang aufgenommen.

## 8.8 Modell zur Bestimmung der maximalen Kolkentiefe

Die vorgeschlagenen Verbesserungen in der Vorhersagegenauigkeit der Kolkentiefe (30%) und der Berechnungszeit (40%) verdeutlichen die potenziellen Vorteile der Verwendung eines KI-basierten Modells. Das Training eines KI-Modells anhand von Messdaten ermöglicht es,

komplexe nichtlineare Zusammenhänge, welche die Kolkttiefe unter verschiedenen Betriebsbedingungen beeinflussen, zu identifizieren und abzubilden.

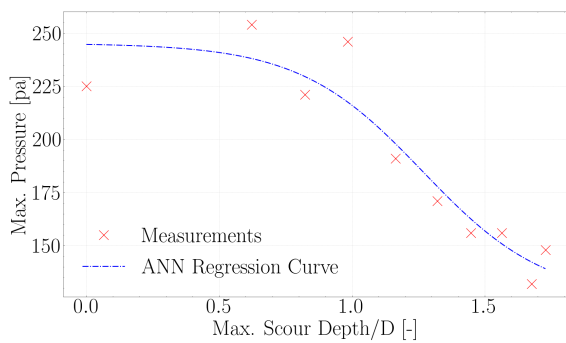
Eine der zentralen Herausforderungen bei der Modellierung mit neuronalen Netzen besteht im sogenannten Overfitting. Dabei wird das Modell zwar sehr gut an die Trainingsdaten angepasst, weist jedoch eine unzureichende Generalisierungsfähigkeit gegenüber unbekanntem Daten auf. Zur Minderung dieses Problems wurden neuronale Netze unter Verwendung der Bayesschen Regularisierung eingesetzt, basierend auf dem von MacKay vorgeschlagenen Ansatz (oft als „Bayesscher Ansatz nach MacKay“ bezeichnet [41]).

### **8.8.1 Testfall: Simulation der maximal auftretenden Drücke in verschiedenen Phasen der Kolkentwicklung**

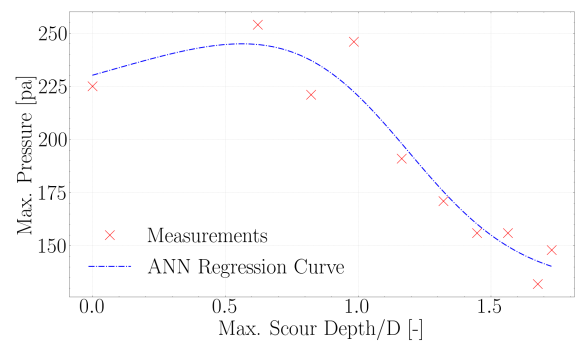
Zur Validierung des beschriebenen Ansatzes wurde die Korrelation zwischen den maßgeblichen Variablen, insbesondere der maximalen Kolkttiefe und dem Druck, untersucht (vgl. Abb. 70). Für die Lösung dieses Regressionsproblems kam ein künstliches neuronales Netz mit drei Schichten zum Einsatz. Hier werden zwei Variablen betrachtet: die maximale Kolkttiefe als Eingabevariable und der maximale Druck als Ausgabevariable. Zwischen Eingabe und Ausgabe befindet sich eine verborgene Schicht, in der eine unterschiedliche Anzahl von Neuronen verwendet werden kann, um die Beziehung zwischen Eingabe und Ausgabe zu modellieren. Zur Bewertung der Robustheit des neuronalen Netzes wurden verschiedene Anzahlen von Neuronen in der verborgenen Schicht untersucht. Eine größere Anzahl von Neuronen in dieser Schicht erhöht typischerweise die Komplexität und Empfindlichkeit des Netzes, da die Anzahl der Parameter entsprechend zunimmt, die im Training berücksichtigt werden.

Gemäß dem in Abschnitt 5.5 beschriebenen Verfahren (vgl. Abb. 11) wurde der effektive Parameter  $\lambda$  für Netze mit 1, 5, 10 bzw. 50 Neuronen in der verborgenen Schicht zu folgenden Werten bestimmt: 3,3; 4,1; 4,1 und 4,1. Diese Ergebnisse lassen darauf schließen, dass bereits ein einzelnes Neuron in der verborgenen Schicht für die vorliegende Regressionsaufgabe hinreichend sein könnte, da ein dreischichtiges Netz mit einer verborgenen Einheit ( $1 \times 1 \times 1$ ) lediglich vier zu trainierende Parameter aufweist.

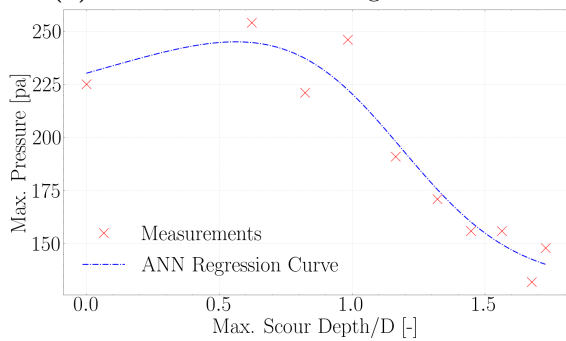
Darüber hinaus zeigen die Regressionskurven für den maximalen Druck in Abhängigkeit von der Kolkttiefe auch bei zunehmender Komplexität des Netzes eine hohe Konsistenz (Abb. 83), was darauf hinweist, dass der vorgeschlagene Ansatz eine wirksame Reduzierung von Overfitting ermöglicht und sich für weiterführende Untersuchungen eignet.



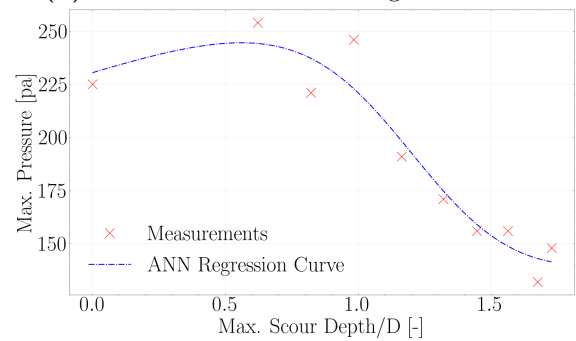
(a) 1 Neuron in der verborgenen Schicht



(b) 5 Neuronen in der verborgenen Schicht



(c) 10 Neuronen in der verborgenen Schicht



(d) 50 Neuronen in der verborgenen Schicht

**Abbildung 83:** Mit einer auf KI basierenden Methode erzeugte Regressionskurven unter Verwendung unterschiedlicher Neuronenzahlen in der verborgenen Schicht

### 8.8.2 Anwendungsbeispiele: Gemessene maximale Kolkentiefe unter unterschiedlichen Bedingungen

Ein wesentliches Merkmal dieses Bayesschen Netzes ist seine Fähigkeit, die Anzahl der Parameter automatisch zu begrenzen, wodurch das Risiko von Overfitting reduziert wird. Damit ist es möglicherweise nicht notwendig, den Datensatz in separate Trainings-, Validierungs- und Testdatensätze zu unterteilen; stattdessen können alle verfügbaren Fälle zum Trainieren des Netzes verwendet werden.

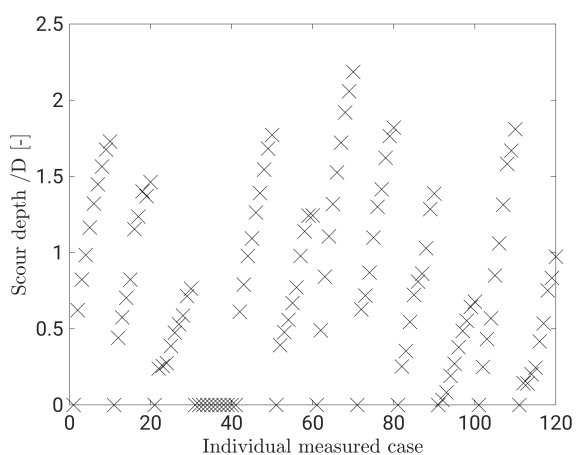
Die vom LWI bestimmten maximalen Kolkiefen beruhen auf insgesamt 120 Versuchsdurchführungen, in denen der Einfluss des gleichzeitigen Betriebs beider Bugstrahler auf die maximale Kolkentiefe untersucht wurde. Abb. 84(a) zeigt die entsprechenden Messergebnisse. Der Datensatz umfasst 120 Testfälle, von denen jeder eine spezifische Kombination geometrischer Parameter, zeitlicher Variationen sowie Propellerdrehzahlen repräsentiert.

Eine dreischichtige Struktur wurde eingesetzt. Vier Eingabeparameter wurden verwendet: Abstand zur Kaimauer, Wassertiefe, Propellerdrehzahl und Kolkbildungszeit. Die Ausgabe ist die maximale Kolkentiefe.

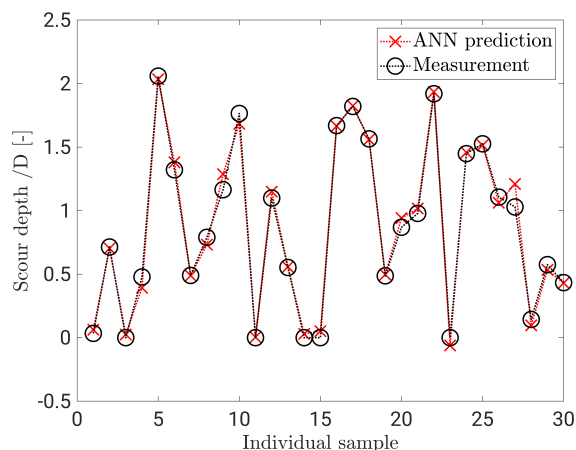
Zur Erfassung der Zusammenhänge zwischen Eingabe- und Ausgabedaten wurde die Anzahl der verborgenen Neuronen systematisch variiert. Da die Anfangsgewichte zufällig initialisiert werden, ist eine einzelne Ermittlung der mittleren quadratischen Abweichung (MSE) nicht

hinreichend aussagekräftig. Um verlässliche Werte zu erhalten, wurden 100 unabhängige Trainingsläufe für jede Konfiguration der verborgenen Neuronen durchgeführt.

Ein Dreischichtnetz mit sieben verborgenen Neuronen erwies sich als angemessen, da eine weitere Erhöhung der Neuronenzahl über sieben hinaus die mittlere quadratische Abweichung (MSE) nicht weiter verringert (siehe Tab. 18). Die berechneten Ergebnisse stimmen gut mit den experimentellen Daten überein (siehe Abb. 84(b)). Aufgrund der zufälligen Initialisierung der Gewichte sind die Resultate jedoch nicht exakt reproduzierbar, sodass zwischen verschiedenen Läufen geringfügige Abweichungen auftreten können.



(a) Gesamtanzahl der erfassten Fälle der Kolkbildung (LWI).



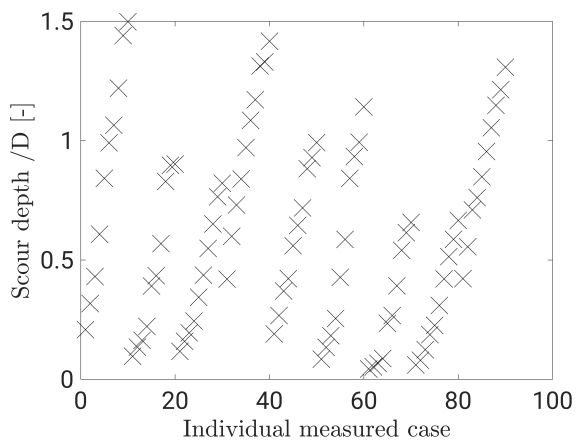
(b) Vorhersage des KI-Modells für zufällig ausgewählte 25 % der Messfälle.

**Abbildung 84:** RoRo-Schiff: Vom KI-Modell prognostizierte Kolktiefe beim Betrieb der BT.

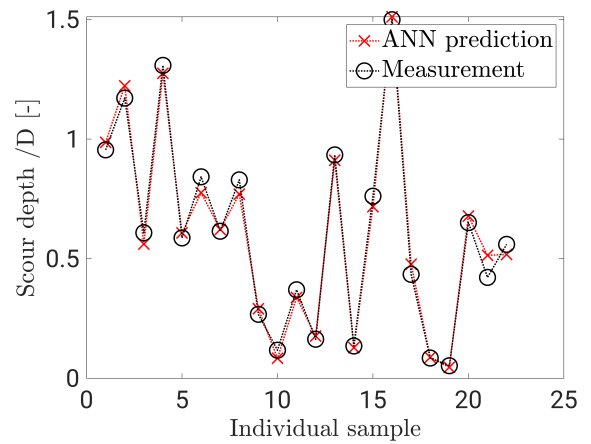
**Tabelle 18:** Zusammenhang zwischen Anzahl der verborgenen Neuronen und MSE.

	Anzahl der verborgenen Neuronen									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
<b>MSE</b>	0,0733	0,0214	0,0104	0,0078	0,0051	0,0036	0,0035	0,0035	0,0035	0,0035

Die Entwicklung der Kolkbildung variiert in Abhängigkeit vom jeweiligen Manövrierorgan. Die maximal gemessenen Kolk-tiefen beim Betrieb der Hauptantriebssysteme des RoRo-Schiffes bzw. des Binnenschiffes sind in Abb. 85 und Abb. 86 gezeigt. Für jeden Fall wurde ein separates KI-Modell entwickelt. Die in den Abbildungen dargestellten Ergebnisse zeigen, dass die Modellgenauigkeit als zufriedenstellend bewertet werden kann. Eine weiterführende Diskussion zur Generalisierungsfähigkeit des Modells erfolgt im nächsten Abschnitt 8.8.3.

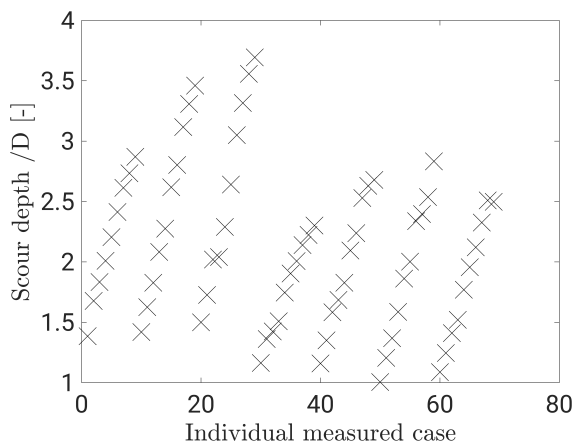


(a) Gesamtanzahl der erfassten Fälle der Kolkbildung (LWI).

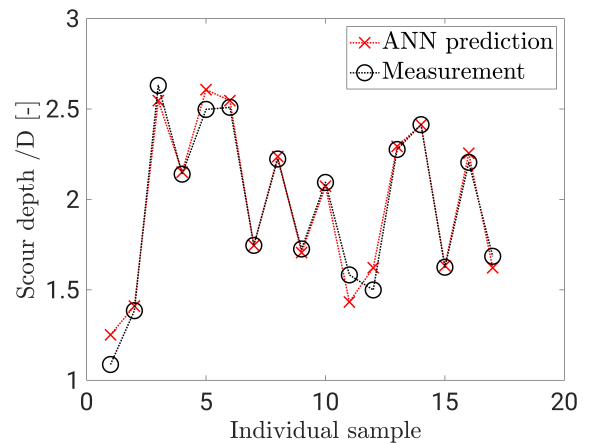


(b) Vorhersage durch das KI-Modell für eine zufällig ausgewählte Stichprobe von 25% der Messfälle.

**Abbildung 85:** RoRo-Schiff: Vorhersage der Kolkiefen durch das KI-Modell beim Betrieb des Hauptantriebssystems.



(a) Gesamtanzahl der erfassten Fälle der Kolkbildung (LWI-Messungen).



(b) Prognose des KI-Modells für zufällig ausgewählte 25% der erfassten Fälle.

**Abbildung 86:** Binnenschiff: Vorhersage der Kolktiefe durch ein KI-Modell beim Betrieb eines einzelnen Düsenpropellers.

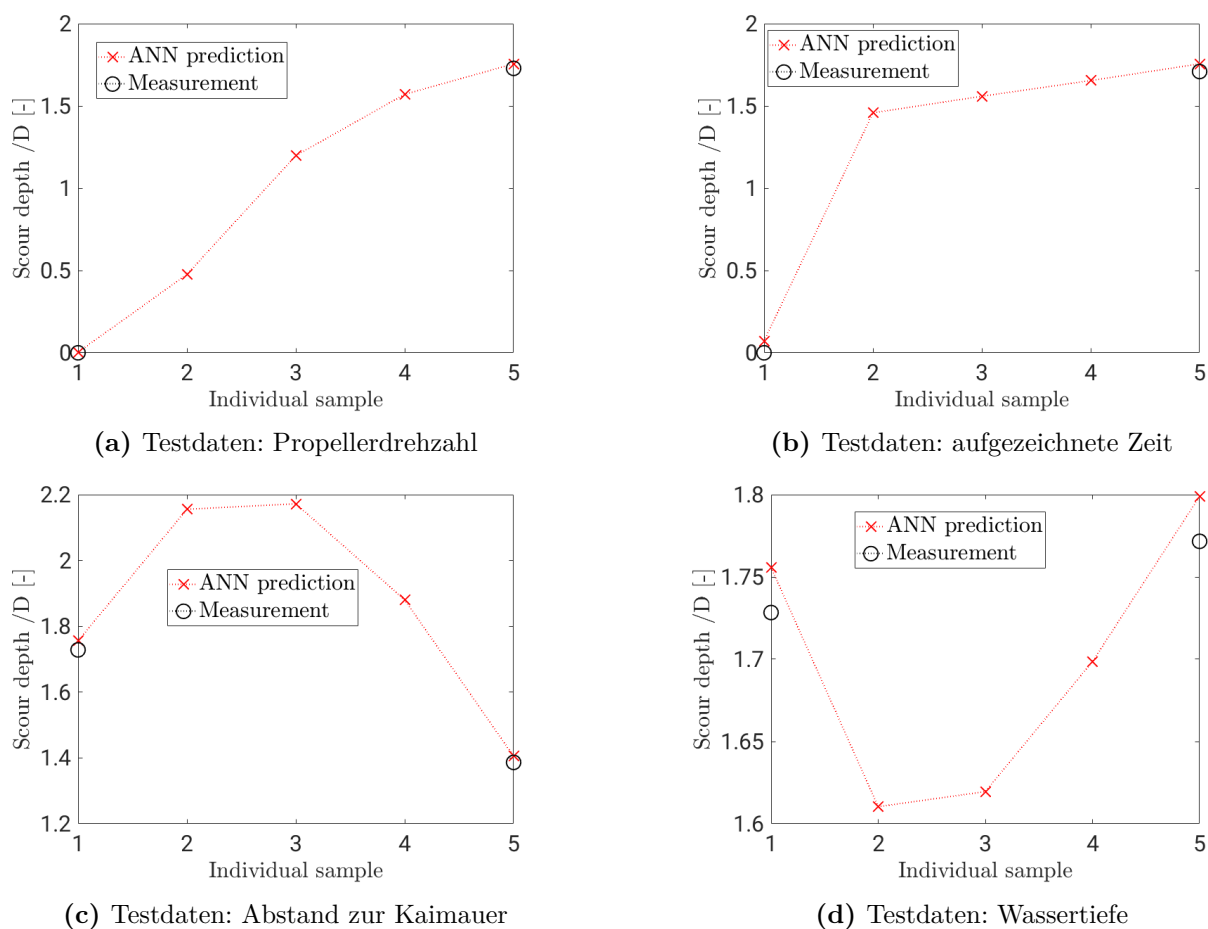
### 8.8.3 Weitere Diskussion

Die Robustheit eines Netzes hängt von seiner Fähigkeit ab, für unbekannte Eingaben plausible Ausgaben zu prognostizieren. Zur Bewertung dieser Generalisierungsfähigkeit wird ein zusätzlicher Datensatz benötigt, der als Testdatensatz bezeichnet wird.

Der Testdatensatz wird innerhalb des jeweiligen Minimal- und Maximalbereichs der gewählten Parameter generiert. Bei der Untersuchung eines spezifischen Eingabeparameters werden zusätzliche Stützstellen bei 25%, 50% und 75% des Wertebereichs zwischen Minimum und Maximum definiert. Beispielsweise werden für den Eingabeparameter Propellerdrehzahl drei Zwischenwerte innerhalb dieses Bereichs festgelegt, während alle übrigen Eingaben, der Abstand zur Kaimauer, die Wassertiefe und die Kolkbildungszeit, auf konstante Referenzwerte

fixiert bleiben. Zu diesen konstanten Referenzparametern zählen der minimale Abstand zur Kaimauer, die minimale Wassertiefe, die maximale Propellerdrehzahl sowie der zuletzt zeitlich erfasste Messpunkt.

Eine separate Untersuchung zum Einfluss der vier Eingabeparameter auf die maximale Kolk-  
tiefe ist in Abb. 87 dargestellt. In jeder Teilabbildung sind fünf Stichproben gezeigt: Die  
Stichproben 1 und 5 repräsentieren die minimalen bzw. maximalen Werte der Eingabepa-  
rameter, für welche Messdaten (maximale Kolk-  
tiefe) vorliegen, während die Stichproben 2,  
3 und 4 Testfälle ohne verfügbare Messdaten darstellen, für die lediglich die durch die KI  
prognostizierte maximale Kolk-  
tiefe vorhanden ist.



**Abbildung 87:** RoRo-Schiff: Vom KI-Modell prognostizierte Kolk-  
tiefe beim Betrieb der BT im  
Zusammenhang mit den Testdaten.

Im Fall einer variierenden Propellerdrehzahl (vgl. Abb. 87(a)) lässt sich ein deutlicher Trend  
erkennen: Mit zunehmender Propellerdrehzahl steigt die maximale Kolk-  
tiefe, wobei die Zu-  
wachsrate allmählich abnimmt. Das KI-Modell bildet diesen Zusammenhang präzise ab.

In Bezug auf die Zeit (Abb. 87(b)) nimmt die Kolk-  
tiefe stetig zu. Der Anstieg ist anfangs  
schnell, verlangsamt sich jedoch im Verlauf. Dieses Verhalten wird vom KI-Modell ebenfalls  
reproduziert.

Die Analyse der Auswirkungen des Abstands zur Kaimauer (siehe Abschnitt 8.2) zeigt, dass die Kolkbildung hauptsächlich durch die Wechselwirkung zwischen dem sich ausbreitenden Strahl und dem reflektierten Strahl bestimmt wird. Die experimentellen Ergebnisse (Tab. 16) zeigen, dass die maximale Kolkiefe<sup>4</sup> bei mittleren Kaimauer-Abständen zunimmt und bei größeren Abständen wieder abnimmt. Dieser Trend wird vom KI-Modell ebenfalls gut erfasst (siehe Abb. 87(c)).

Abb. 87(d) zeigt die Vorhersagen des KI-Modells zum Einfluss der Wassertiefe auf die maximale Kolkiefe. Da die Messungen lediglich bei zwei unterschiedlichen Wassertiefen durchgeführt wurden, führt diese Einschränkung zu einer erhöhten Unsicherheit in den vorhergesagten Kolkiefen. Aus diesem Grund kann die Zuverlässigkeit der KI-Vorhersage in diesem Zusammenhang nicht abschließend beurteilt werden.

Insgesamt zeigen die Testfälle, dass das KI-Modell zuverlässige Vorhersagen liefert, deren Kolkiefe im realistischen Bereich bleibt. Die Einflüsse von Propellerdrehzahl, Abstand zur Kaimauer und Zeit auf die Kolkbildung werden angemessen abgebildet, da der Datensatz vier Propellerdrehzahlen, drei Kaimauer-Abstände und zehn Zeitpunkte umfasst. Die Messungen wurden jedoch nur bei zwei Wassertiefen durchgeführt, wodurch die Fähigkeit des Modells, wassertiefenabhängige Effekte abzubilden, eingeschränkt ist. Zur Verbesserung der Modellgüte sollte der Datensatz um weitere Erhebungen und eine größere Variation der Abstandsparameter ergänzt werden.

---

<sup>4</sup>Die hier angegebenen Werte weichen von den in Tab. 16 aufgeführten Messdaten ab. Die Messwerte basieren unmittelbar auf den ermittelten Daten, bei denen die maximale Kolkiefe in einem Abstand von 3,6 cm zur Kaimauer festgestellt wurde. In den numerischen Simulationen hingegen wird die maximale Kolkiefe aus extrapolierten Datensätzen bestimmt, die bis an die Kaimauer fortgeführt wurden, wie in Abb. 19 veranschaulicht.

## 9 Schlussfolgerung

Der Bericht befasst sich mit den Herausforderungen, die durch die Wirkung von Propellerstrahlen verschiedener Antriebssysteme in engen Hafengebieten entstehen. Der Schwerpunkt liegt auf propellerinduzierter Erosion sowie den damit verbundenen hydrodynamischen und akustischen Phänomenen. Mithilfe angewandter numerischer Modellierungen wurden das durch Propellerstrahlen verursachte Strömungsverhalten, basierend auf Felddaten und experimentellen Messungen, validiert und anschließend durch weitere Simulationen der Einfluss auf die Hafenumgebung quantifiziert.

Im Mittelpunkt dieser Untersuchung stand ein kritischer Vergleich zwischen semi-empirischen Formulierungen, insbesondere jenen, die von PIANC [11] empfohlen werden, und den Ergebnissen aus CFD-Simulationen. Empirische Ansätze sind für schnelle Abschätzungen geeignet, weisen jedoch aufgrund ihrer zugrunde liegenden Annahmen wesentliche Einschränkungen auf. Im Gegensatz dazu ergeben CFD-Simulationen durchgängig höhere Austritts- und Sohlengeschwindigkeiten als die empirische Prognose. Dieses Verhalten tritt sowohl unter Propellerfreifahrtbedingungen als auch in begrenzten Umgebungen auf. Die beobachteten Abweichungen verdeutlichen, dass physikalische Komplexitäten, insbesondere die dynamischen Wechselwirkungen zwischen Rumpf, Propellerstrahl und Wand, stärker in Betracht gezogen werden müssen, um Prognosemodelle zu verbessern.

Der Vergleich mit den Feldmessungen zeigt, dass das CFD-Modell die zeitlich gemittelten Druckwerte präzise reproduziert. Die verbleibenden Abweichungen lassen sich auf die begrenzte Abtastrate sowie auf die Variabilität der Schiffsbewegungen zurückführen. Ergänzende Anpassungen der Beobachtungspunkte in der numerischen Simulation bestätigen zudem die Zuverlässigkeit des gewählten Simulationsansatzes.

Neben der Analyse der hydrodynamischen Effekte liegt ein besonderer Schwerpunkt dieses Berichts auf den Quellen des Unterwasserschalls, insbesondere auf dem Kavitationsgeräusch moderner Propeller. Simulationen auf Basis multiphasiger Kavitationsmodelle in Verbindung mit der FWH-akustischen Analogie erfassen SPL über verschiedene Frequenzbereiche. Der Vergleich mit Hydrofonmessungen zeigt eine gute Übereinstimmung in den von Kavitation dominierten Frequenzbereichen. Die im Niederfrequenzbereich beobachteten Abweichungen können überwiegend auf die begrenzte Empfindlichkeit der verwendeten Sensoren zurückzuführen sein.

Die vorliegenden Untersuchungen betrafen den sedimentären Bereich, wobei der Schwerpunkt auf der Entstehung und Entwicklung von Kolken lag, die durch Manövrierorgane induziert werden. Diese Prozesse wurden sowohl experimentell als auch numerisch untersucht. Als maßgeblicher Einflussfaktor gilt die WSS, deren räumliche Verteilung eine zentrale Rolle bei der Kolkbildung spielt. Die numerischen Simulationen wurden systematisch anhand experimenteller Messdaten wie Druck an der Kaiwand, Schubspannungen an der Sohle und

Geschwindigkeiten nahe der Kaimauer validiert. Mithilfe dieser Validierung konnten die Simulationsergebnisse zur vertieften Analyse und Interpretation relevanter Strömungsphänomene im Rahmen erweiterter Parameterstudien unter verschiedenen Einsatzbedingungen herangezogen werden.

Der Einfluss horizontaler und vertikaler Begrenzungen wurde analysiert. Parametrische Untersuchungen zeigen, dass eine geringere Kieffreiheit die Strömungsenergie in der Nähe der Sohle konzentriert und somit das Erosionspotenzial signifikant erhöht. Das dynamische Strömungsverhalten wurde mit POD analysiert, mit dem Ziel, die Strömungseigenschaften zu analysieren und die dominanten energetischen Modi zu identifizieren, die zur Kolkbildung beitragen. Die Zeitverläufe der ersten beiden TKE-Modi zeigten keine Abhängigkeit von der Blattfrequenz. Für eine genauere Beschreibung der turbulenten Strukturen wären fortgeschrittene Turbulenzmodelle wie Detached-Eddy-Simulation (DNS) oder Large-Eddy-Simulation (LES) vorteilhaft, da sie die instationären Effekte genauer als RANS-Simulationen abbilden können. Allerdings würde dies den Rechenaufwand erheblich erhöhen. Die Auswirkungen des Ruders auf die Schubspannung an der Sohle wurden durch den Vergleich von Strömungsszenarien mit und ohne Ruder untersucht. Der Einfluss des Ruders zeigt deutliche Unterschiede zwischen Ein- und Zweischraubenkonfigurationen. Sowohl Intensität als auch räumliche Verteilung der Schubspannungen werden wesentlich durch die Ausbildung des Propellerstrahls und die daraus resultierenden Interaktionseffekte bestimmt.

Zwischen den untersuchten Antriebssystemen zeigen die Simulationsergebnisse deutlich ausgeprägte Unterschiede im Strömungsverhalten und in den resultierenden WSS-Verteilungen. Bei konventionellen Propeller-Ruder-Konfigurationen führt die durch das Ruder induzierte Turbulenz zu einer komplexen räumlichen Verteilung der WSS. Im Gegensatz dazu führen Pod-Antriebssysteme unter den untersuchten Betriebsbedingungen zu lokal begrenzten Bereichen erhöhter Schubspannungen entlang der Kaimauer.

Ein weiterer wesentlicher Beitrag der durchgeführten Untersuchungen liegt in der Anwendung einer mittels Bayesianischer Methoden regularisierten KI zur Modellierung nichtlinearer Zusammenhänge, welche die maximale Kolkentiefe unter unterschiedlichen Betriebsbedingungen beeinflussen. Das neuronale Netz wurde auf Basis eines umfangreichen Datensatzes trainiert. Die Ergebnisse zeigen, dass dieser Ansatz eine wertvolle Ergänzung zu bestehenden empirischen Methoden darstellt. Die Analyse macht jedoch deutlich, dass die Verlässlichkeit der Vorhersagen in erheblichem Maße von der Verfügbarkeit und Diversität der Trainingsdaten abhängt, insbesondere im Hinblick auf die Wassertiefe. In diesem Zusammenhang besteht weiterer Forschungsbedarf, der durch vertiefte experimentelle und numerische Untersuchungen berücksichtigt werden sollte.

Die Anwendbarkeit gekoppelter Simulationen für hydroakustische Analysen ist aufgrund von Abweichungen gegenüber den Resultaten von herkömmliche RANS-Berechnungen derzeit nur eingeschränkt gegeben. Zu den spezifischen Herausforderungen zählen ausgepräg-

te Strömungsablösungen sowie komplexe Wechselwirkungen zwischen Propeller und Tunnel bzw. zwischen Propeller und Nachstrom. Daher wäre eine weitergehende Verfeinerung des gekoppelten Simulationsansatzes in zukünftigen Arbeiten erforderlich.

Die Untersuchung der Auswirkungen von Kolken auf den SPL ist derzeit auf Modellversuche aufgrund der Verfügbarkeit der Kolk-Daten beschränkt. Die Übertragung des Einflusses der Kolkbildung auf den SPL für die Großausführung bleibt Gegenstand weiterer Untersuchungen.



## 10 Bearbeitung der Arbeitspakete

Der vorliegende Bericht orientiert sich nicht strikt an der im Projektantrag vorgegebenen Gliederung der einzelnen Arbeitspakete, sondern strukturiert die bearbeiteten Inhalte nach ihren tatsächlichen fachlichen Zusammenhängen. Darüber hinaus vermittelt er, soweit möglich, einen Überblick über die Zuordnung der abgeschlossenen Arbeiten zu den im Antrag definierten Arbeitspaketen. Die durchgeführten Arbeiten gemäß Tab. 1 sind in Tab. 19 aufgelistet.

**Tabelle 19:** TUHH-Arbeitspakete und Methoden (Teil 1).

<b>Arbeitspaket</b>	<b>Hauptaufgaben für TUHH</b>	<b>Erfüllte Anforderungen</b>
<b>AP1</b>	Datenanalyse & Manöverauswahl	<ul style="list-style-type: none"><li>• AIS- und VDR-Datensätze zu Schiffspositionen, Geschwindigkeiten und Parametern der Manövrierorgane.</li><li>• Datenverarbeitung und -analyse mit Schwerpunkt auf der Untersuchung von Ruderwinkeln, Pod-Azimutwinkeln, Propellerdrehzahlen sowie der Anpassung der Propellersteigung.</li><li>• Identifikation von An- und Ablegephasen anhand der Nähe zur Kaimauer, Wassertiefe und Betrieb der Manövrierorgane als Input für Simulationen.</li></ul>

Arbeitspaket	Hauptaufgaben für TUHH	Erfüllte Anforderungen
AP3	Geometriemodellierung & CFD-Simulation	<ul style="list-style-type: none"> <li>• <b>AP3.1:</b> Rekonstruktion von 3D-CAD-Modellen der Schiffe und Propulsoren aus Linienrissen, technischen Zeichnungen und experimentellen Referenzen mit FreeCAD. Erzeugung von Rechenetzen für Rumpf, Propeller, Ruder und Tunnelstrahlerbereiche inkl. Netzverfeinerung und Einsatz von Overset-/Sliding-Mesh-Techniken zur Modellierung beweglicher Komponenten.</li> <li>• <b>AP3.2:</b> Vergleichender Simulationsaufbau für Pod-Antriebssysteme mit Schubidentität zu konventionellen Propeller-Ruder-Konfigurationen. Festlegung der Simulationsgebiete entsprechend der Versuchseinrichtung sowie des Hafenmaßstabs unter Anwendung geeigneter Randbedingungen (Geschwindigkeitseinlass, Druckauslass, reibungsfreie bzw. reibungsbehaftete Wände). Verwendung des <math>k-\omega</math> SST-Turbulenzmodells, von Rauheitswandfunktionen und einer multiphysikalischen Konfiguration zur Modellierung von Kavitation und akustischen Phänomenen.</li> <li>• <b>AP3.3:</b> RANS-basierte Simulationen zur Untersuchung der Geschwindigkeits-, Druck-, WSS- und TKE-Verteilungen im Propellerstrahl unter verschiedenen Betriebszuständen.</li> </ul>

Arbeitspaket	Hauptaufgaben für TUHH	Erfüllte Anforderungen
<b>AP5</b>	Simulationen & Validierung	<ul style="list-style-type: none"> <li>• <b>AP5.1:</b> Numerische Schiffsmanöversimulationen unter Berücksichtigung der Kolkgeometrie sowie Anpassung des Rechengebiets und der Simulationsparameter.</li> <li>• <b>AP5.2:</b> Durchführung von Kavitationssimulationen mit Auswertung des SPLs zum Vergleich mit experimentellen Hydrofondaten. Implementierung eines gekoppelten FVM/Paneel-Verfahrens (STAR-CCM+ und <i>panMARE</i>) zur numerischen Prognose hydroakustischer Phänomene.</li> <li>• <b>AP5.3:</b> Die Randbedingungen der Sedimentgeometrie wurden angepasst, und der Einfluss der Sohlendeformation auf die Propellerkavitation sowie die daraus resultierende SPL wurde erneut bewertet.</li> <li>• <b>AP5.4:</b> Numerische Validierung anhand von Feld- und Experimentaldaten (Druck, Geschwindigkeit, WSS und akustische Sensordaten). Der Vergleich der berechneten Austritts- und Sohlengeschwindigkeiten erfolgte mit semiempirischen Referenzdaten.</li> </ul>
<b>AP6</b>	Unterstützung bei der Entwicklung von Kolkformeln	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Numerische Sensitivitätsanalysen der Rand- und Geometrieparameter (Propellerdrehzahl, Antriebssystemkonfiguration, Wassertiefe, Abstand zur Kai-mauer) zur Parametrisierung bestehender Kolkformeln.</li> <li>• Simulationsdaten der zeitaufgelösten Geschwindigkeits- und Druckfelder, der WSS sowie der Sohlengeschwindigkeiten zur Kalibrierung empirischer Formeln.</li> <li>• Bewertung eines auf KI basierenden Modells anhand von Messdaten.</li> </ul>



## 11 Verwertung

Die Ergebnisse der im Rahmen des Forschungsvorhabens durchgeführten numerischen Simulationen wurden allen Projektpartnern zur Verfügung gestellt. Die numerischen Untersuchungen dienten außerdem als Grundlage für Studienarbeiten sowie für die während des Projektzeitraums angefertigten Abschlussarbeiten. Die erfolgreiche Zusammenarbeit mit den Projektpartnern hat bereits zu mehreren Konferenzveröffentlichungen geführt. Weitere Beiträge sind geplant, einschließlich der Erstellung einer wissenschaftlichen Veröffentlichung, in der die numerischen Ergebnisse und die wichtigsten Vorhabensergebnisse vorgestellt werden.

### **Projektarbeit:**

Marco Weiß: Numerische Untersuchung der Propellerstrahlcharakteristik beim An- und Ablegemanöver eines RORO-Schiffes, TU Hamburg, 2024

### **Masterarbeit:**

Marco Weiß: Validierung von Ansätzen zur Vorhersage des abgestrahlten Unterwasserschalls in Hafengebieten, TU Hamburg, 2025

### **Konferenz:**

K. Wang, M. Abdel-Maksoud, M. Weiß, J. Aberle, P. Pinkenburg, J. A. Macías Lezcano und A. I. Llull Marroig: Numerical Study of Propeller Slipstream Characteristics during Berthing and Unberthing Maneuvers of a RORO Vessel, 8th International Symposium on Marine Propulsors, 2024.

### **In Arbeit befindliche Veröffentlichungen:**

K. Wang, M. Weiß, J. A. Macías Lezcano, M. Abdel-Maksoud, J. Aberle und P. Pinkenburg: Numerical Investigation of Propeller-Induced Erosion Phenomena in Confined Environments

M. Weiß, K. Wang und M. Abdel-Maksoud: Numerical Validation of Underwater Radiated Noise Prediction Methods in Shallow Waters with Cavitation Effects



## 12 Literatur

- [1] W. Khan, M. Nahon und R. Caverly. *Propeller Slipstream Model for Small Unmanned Aerial Vehicles*. 2013.
- [2] M. Wei, Y. M. Chiew und S. C. Hsieh. Plane boundary effects on characteristics of propeller jets. *Experiments in Fluids*, 58:141, 09 2017.
- [3] E. Schmidt. Belastungen durch Bugstrahlruder. In Institut für Wasserbau und technische Hydromechanik and Technische Universität Dresden, editor, *Belastung, Stabilisierung und Befestigung von Sohlen und Böschungen wasserbaulicher Anlagen*, number 18 in Dresdner Wasserbauliche Mitteilungen, page 157, Dresden, 2000. Technische Universität Dresden, Institut für Wasserbau und technische Hydromechanik.
- [4] M. Abdel-Maksoud. *Lecture: Special Topics of Ship Propulsion - Podded Drives*. Hamburg University of Technology, Hamburg, 2011.
- [5] M. P. Schultz und Ge. W. Swain. The influence of biofilms on skin friction drag. *Biofouling*, 15(1-3):129–139, 2000. PMID: 22115298.
- [6] K. A. Flack, M. P. Schultz, J. M. Barros und Y. C. Kim. Skin-friction behavior in the transitionally-rough regime. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 61:21–30, 2016. SI TSFP9 special issue.
- [7] M. Wei, Y. M. Chiew and N. S. Cheng. Recent advances in understanding propeller jet flow and its impact on scour. *Physics of Fluids*, 32(10):101303, 10 2020.
- [8] S. Kastner, C. Stearns, A. Horner-Devine und J. Thomson. Ferry vessel propeller wash effects on scour at the kingston ferry terminal, WA, USA. In *Ports 2019*, pages 500–511. American Society of Civil Engineers.
- [9] J. Macías-Lezcano, T. Llull, and J. Aberle. Scouring induced by a confined propeller jet nearby a vertical quay structure: scale model tests, Apr 2024.
- [10] H. Ghodsi, M. Khanjani und A. Beheshti. Artificial neural network modeling to predict complex bridge pier scour depth. 07 2015.
- [11] PIANC, Maritime Navigation Commission (MarCom). *Guidelines for Protecting Berthing Structures from Scour Caused by Ships*. PIANC Report No. 180. PIANC – The World Association for Waterborne Transport Infrastructure, Brussels, Belgium, 2015. Produced by an international Working Group convened by the Maritime Navigation Commission (MarCom).
- [12] F. Coscarella, G. Curulli, N. Penna und R. Gaudio. Physically based formula for the maximum scour depth induced by a propeller jet. 35(3):035113.

- [13] W. T. Yew. *Seabed Scour Induced by Twin-Propeller Ships*. PhD thesis, University of Malaya, Kuala Lumpur, Malaysia, 2017.
- [14] Y. Cui, W. H. Lam, Z. C. Ong, L. Ling C. L. Siow, D. Robinson und G. Hamill. Experimental scours by impinging twin-propeller jets at quay wall. *Journal of Marine Science and Engineering*, 8(11), 2020.
- [15] J. H. Hong, Y. M. Chiew, und N. S. Cheng. Scour caused by a propeller jet. *Journal of Hydraulic Engineering*, 139:1003–1012, 09 2013.
- [16] Y. Cui, W. H. Lam, T. Zhang, C. Sun, und G. Hamill. Scour induced by single and twin propeller jets. *Water*, 11(5), 2019.
- [17] T. L. Lee, D. S. Jeng, G. H. Zhang und J. H. Hong. Neural network modeling for estimation of scour depth around bridge piers. *Journal of Hydrodynamics, Ser. B*, 19(3):378–386, 2007.
- [18] K. Devi, J. R. Khuntia, M. A. Mumtaz, M. H. Elgamal und B. Shankar Das. Advancements in predicting scour depth induced by turbulent wall jets: A comparative analysis of mathematical formulations and machine learning models. *AIP Advances*, 14(5):055008, 05 2024.
- [19] M. Wei und Y. M. Chiew. Impingement of propeller jet on a vertical quay wall. *Ocean Engineering*, 183:73–86, 2019.
- [20] J. Carlton. *Marine propellers and propulsion third edition*. Elsevier Ltd, 2012.
- [21] Bundesanstalt für Wasserbau und Verein für europäische Binnenschifffahrt und Wasserstraßen e.V. (VBW), editors. *Driving Dynamics of Inland Vessels: Vessel Behaviour on European Inland Waterways and Waterway Infrastructure with Special Respect to German Waterways*. Bundesanstalt für Wasserbau, Karlsruhe, 2016.
- [22] Finnliness fleet. <https://www.finnlines.com/company/about-us/our-fleet/>. Accessed: 2024-04-02.
- [23] J. Brix. *Querstrahlsteuer*. Forschungszentrum des Deutschen Schiffbaus, Hamburgische Schiffbauversuchsanstalt GmbH, 1978.
- [24] Becker Flap Rudder. <https://becker-marine-systems.com/de/produkte/manoevriersysteme/becker-flap-rudder>. Accessed: 2025-6-25.
- [25] DMS Marine Consultant. Engineering software - freeship/delftship. <https://www.dmsonline.us/ship-science-blog/software/>. Accessed: 2024-03-30.
- [26] M.F. Islam, B. Veitch, S. Molloy, N. Bose und P. Liu. Effects of geometry variations on the performance of podded propulsors. *Society of Naval Architects and Marine Engineers*, 115:140–162, 2007.

- [27] M. F. Islam. *Performance Study of Podded Propulsors with Varied Geometry and Azimuthing Conditions*. PhD thesis, Memorial University of Newfoundland, 2009.
- [28] Y. Kuwata und Y. Kawaguchi. Direct numerical simulation of turbulence over systematically varied irregular rough surfaces. *Journal of Fluid Mechanics*, 862:781–815, 2019.
- [29] J. Connelly, M. Schultz und K. Flack. Velocity-defect scaling for turbulent boundary layers with a range of relative roughness. *Experiments in Fluids*, 40:188–195, 11 2005.
- [30] B. W. T. Zeelen. Effect of roughness on propulsion efficiency. Master’s thesis, Eindhoven University of Technology, 2023.
- [31] C. Johansson. Optimization of wall parameters using CFD. Master’s thesis, Royal Institute of Technology (KTH), Stockholm, Sweden, 2014. Available at DiVA portal: <http://kth.diva-portal.org/smash/record.jsf?pid=diva2>
- [32] G. H. Schnerr und J. Sauer. *Physical and numerical modeling of unsteady cavitation dynamics*. 2001.
- [33] J. Delfs. *Grundlagen der Aeroakustik (Basics of Aeroacoustics)*. Institut für Aerodynamik und Strömungstechnik Abteilung Technische Akustik DLR – Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt e.V., WS 2023/2024.
- [34] D. Casalino. An advanced time approach for acoustic analogy predictions. *Journal of Sound and Vibration*, 261(4):583–612, 2003.
- [35] P. di Francescantonio. A new boundary integral formulation for the prediction of sound radiation. *Journal of Sound and Vibration*, 202(4):491–509, 1997.
- [36] A. Lidtke, T. Lloyd und G. Vaz. Acoustic modelling of a propeller subject to non-uniform inflow. 05 2019.
- [37] Y. Wang, T. Mikkola und S. Hirdaris. Hydroacoustic evaluation of cavitating flow based on direct fwh approach and dual mesh technique. 10 2022.
- [38] J. P. Tomy, K. W. Shin, S. Berger, M. Steden, H. B. Bingham und P. Andersen. Propeller cavitation noise in hybrid viscous flow/FWH simulations using robust impermeable surface formulations. Technical report, Eighth International Symposium on Marine Propulsors smp’24, Berlin, Germany, March 2024.
- [39] R. Kohavi und D. Wolpert. Bias plus variance decomposition for zero-one loss functions. 09 1997.
- [40] A. N. Tikhonov. On the solution of ill-posed problems and the method of regularization. pages 501–504, 09 1963.

- [41] D. Mackay. Bayesian interpolation. *Neural Computation*, 4:415–447, 1992.
- [42] M. T. Hagan, H. B. Demuth und M. H. Beale. *Neural network design* (2nd edition). pages 13–12–13–17, 2014.
- [43] Levenberg–Marquardt algorithm. [https://en.wikipedia.org/wiki/Levenberg-Marquardt\\_algorithm](https://en.wikipedia.org/wiki/Levenberg-Marquardt_algorithm). Accessed: 2024-5-21.
- [44] FreeCAD. <https://www.freecad.org/>, 2024. Version 0.21.2, Open-source parametric 3D CAD modeler.
- [45] SVA. <https://www.sva-potsdam.de/en/potsdam-propeller-test-case-pptc>. Accessed: 2024-7-28.
- [46] panMARE (FDS). <https://www.tuhh.de/panmare/home>. Accessed: 2024-7-28.
- [47] F. Menter, M. Kuntz, R. B. Langtry. Ten years of industrial experience with the SST turbulence model. *Heat and Mass Transfer*, 4, 01 2003.
- [48] F. Núñez González, K. Koll, und D. Spitzer. Experimental study of the velocity field induced by a propeller jet in an inland-ship model and the related bed scour. *E3S Web of Conferences*, 40:03029, 01 2018.
- [49] H. G. Blaauw, und E. J. Van de Kaa. Erosion of bottom and sloping banks caused by the screw race of manoeuvring ships. *Delft Hydraulics Lab, Netherlands*, 202:1–12, 01 1978.
- [50] W. H. Lam, D. J. Robinson, G. A. Hamill, J. F. Zhao und M. Jia. Time-averaged velocity and turbulence intensity at the initial downstream flow from a six-bladed ship propeller. *Ocean Engineering*, 51:85–93, 2012.
- [51] G. Hamill, C. Kee und D. Ryan. Three-dimension efflux velocity characteristics of marine propeller jets. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Maritime Engineering*, 168(2):62–75, 2015.
- [52] G.A. Hamill und C. Kee. Predicting axial velocity profiles within a diffusing marine propeller jet. *Ocean Engineering*, 124:104–112, 2016.
- [53] J. H. Hong, P. H. Yeh und Y. M. Chiew. Prediction of mean axial velocity of a free turbulent propeller jet, 2020.
- [54] K. Wang, M. Abdel-Maksoud, M. Weiß, J. Aberle, P. Pinkenburg, J. A. Macías Lezcano und A. I. Llull Marroig. Numerical study of propeller slipstream characteristics during berthing and unberthing maneuvers of a roro vessel. <https://doi.org/10.15480/882.9354>, Apr 2024.
- [55] ITTC. Recommended procedures and guidelines 7.5-04-04-01: Underwater noise from

- ships, full scale measurements, 2017.
- [56] T. Abramowicz-Gerigk, Z. Burciu, W. Górski und M. Reichel. Full scale measurements of pressure field induced on the quay wall by bow thrusters – indirect method for seabed velocities monitoring. *Ocean Engineering*, 162:150–160, 2018.
- [57] T. Abramowicz-Gerigk und J. Jachowski. Ship berthing and unberthing monitoring system in the ferry terminal. *Sensors*, 22(23), 2022.
- [58] F. Magionesi, G. Dubbioso, R. Muscari und A. Di Mascio. Modal analysis of the wake past a marine propeller. *Journal of Fluid Mechanics*, 855:469–502, 2018.
- [59] J. Weiss. *A Tutorial on the Proper Orthogonal Decomposition*. 2019.
- [60] G. Hamill, J. A. Mc Garvey und P. MacKinnon. A method for estimating the bed velocities produced by a ship’s propeller wash influenced by a rudder. Jun 1998. 26th International conference on Coastal Engineer (ICCE’98) ; Conference date: 15-06-1998 Through 18-06-1998.