

**Universität
Rostock**



Traditio et Innovatio

Institut für Automatisierungstechnik

**Beitrag zur Regelung getauchter
Mehrkörpersysteme**

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

der Fakultät für Informatik und Elektrotechnik

der Universität Rostock

vorgelegt von:

Sven Lack, geb. am 13.06.1993 in Schwerin
aus Rostock

Rostock, 29. April 2025

eingereicht: 29.04.2025

verteidigt: 11.09.2025

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Torsten Jeinsch

Universität Rostock

Prof. Dr.-Ing. Sascha Kosleck

Universität Rostock

Prof. Dr.-Ing. Hans-Peter Dünow

Hochschule Wismar

Kurzfassung

Die Nutzung der Weltmeere, insbesondere unterhalb der Meeresoberfläche, schreitet immer weiter voran und erfordert die Entwicklung und den Einsatz von effizienten, innovativen und auf die individuellen Problemstellungen zugeschnittenen Technologien. In diesem Kontext stellen unbemannte Tauchroboter eine Schlüsseltechnologie dar, die für ein breites Spektrum maritimer Aufgaben eingesetzt werden kann. Neben visuellen Inspektionen steht seit jeher auch die Realisierung von Manipulationsaufgaben im Fokus der Forschung und Entwicklung. Manipulationsaufgaben im submarinen Umfeld stellen hohe Anforderungen an die Manövrierfähigkeit, Wiederholgenauigkeit und Präzision der mit Roboterarmen (auch Manipulatoren genannt) ausgestatteten Unterwasserfahrzeuge. Zusätzlich zu den zeitlich variablen, teils extremen Umweltbedingungen, den limitierten Kommunikations- und Sensorsystemen, stellen Koppeffekte, im Sinne wechselseitiger Beeinflussungen zwischen Manipulator und Trägerfahrzeug, eine zentrale Herausforderung für den Einsatz dieser Verbundsysteme dar. Insbesondere bei neuartigen, kleinen Fahrzeugen, bei denen die Masse des Manipulators einen signifikanten Anteil der Gesamtmasse ausmacht, treten diese Koppeffekte deutlich verstärkt in den Vordergrund und können nicht, wie bei großen Fahrzeugen üblich, vernachlässigt werden. Ziel dieser Arbeit ist es daher, ein Fahrzeugführungssystem zu entwickeln, das explizit Koppeffekte berücksichtigt.

Ausgangspunkt für die Entwicklung des Fahrzeugführungssystems ist die Analyse einer möglichen Manipulationsmission für ein miniaturisiertes Verbundsystem und die Ableitung der dafür notwendigen Anforderungen an die Teilsysteme Führung, Navigation und Regelung. Als Ergebnis der Analyse wird ein auf das jeweilige Verbundsystem abgestimmter, modellbasierter Ansatz vorgeschlagen. Kern des verfolgten Ansatzes ist ein detailliertes Modell des Verbundsystems, welches über eine sukzessive Erweiterung der allgemeinen, kinematischen und kinetischen Bewegungsgleichungen um hydrostatische und hydrodynamische Effekte sowie eine anschließende Synthese der Teilmodelle gewonnen wird. Neben der Verwendung des Modells für Simulationen, wird dieses auch für die Prädiktion und Kompensation der Koppeffekte im Rahmen einer Vorsteuerung im Regelungssystem eingesetzt. Die Basis des Regelungssystems bildet eine kaskadierte, Quaternion-basierte Trajektorienfolgeregelung, wobei die erforderlichen Trajektorien zur Laufzeit im Führungssystem missionspezifisch generiert werden. Durch die Entwicklung eines gestaffelten Verfahrens zur Trajektoriengenerierung wird eine Bahnplanung im erdfesten Bezugssystem und eine anschließende Formung des Geschwindigkeitsprofils für die Bahn unter Ausnutzung der Vorteile der Quaternion-Lagebeschreibung ermöglicht. Ergänzt wird das Führungssystem durch eine Ablaufsteuerung und eine Greifstrategie, die anhand einer beispielhaft gewählten Manipulationsoperation entwickelt wurde.

Das entwickelte Fahrzeugführungssystem, bestehend aus Führungs-, Navigations- und Regelungssystem, wurde für ein miniaturisiertes Verbundsystem aus Unterwasserfahrzeug und Manipulator methodisch sowie praktisch umgesetzt. Die Validierung des Fahrzeugführungssystems erfolgte sowohl in einer Simulationsumgebung als auch am realen Fahrzeug unter kontrollierten Laborbedingungen. Im Rahmen der Experimente wurde eine vollständig automatisierte Greifoperation erfolgreich durchgeführt und das Zusammenspiel von Führung, Navigation und Regelung sowie die effektive Kompensation der dynamischen Koppeffekte nachgewiesen.

Abstract

The utilization of the world's oceans, especially below the sea surface, is gaining in importance and requires the development and usage of efficient, innovative technologies tailored to individual problems. In this context, unmanned diving robots are a key technology that can be used for a wide range of maritime tasks. Beyond visual inspection, the execution of underwater manipulation tasks has long been an important topic in the research and development of these vehicles. Manipulation tasks in the submarine environment require high levels of maneuverability, repeatability and precision from underwater vehicles equipped with robotic arms, also known as manipulators. In addition to the time-varying, sometimes extreme environmental conditions and the limitations in communication and sensor systems, coupling effects, referring to the mutual influences between manipulator and carrier vehicle, represent a central challenge for the use of these multibody systems. Especially in the case of new, small multibody systems, where the mass of the manipulator is a significant part of the total mass, these coupling effects become much more prominent and cannot be neglected. Therefore, the goal of this work is to develop a vehicle guidance, navigation, and control system (GNC) that explicitly takes coupling effects into account.

The basis for the development of the GNC system is the analysis of a potential manipulation mission for a miniaturized multibody system and the derivation of the necessary requirements for the subsystems. The result of the analysis is a model-based approach customized to the respective multibody system. The core of the approach are detailed models of the elements of the multibody system, which are obtained by successively extending the general kinematic and kinetic equations of motion to include hydrostatic and hydrodynamic effects and merging the submodels. The model is used for simulations and also as part of a feedforward control path for the prediction and compensation of coupling effects in the control system. The foundation of the control system is a cascaded, quaternion-based trajectory tracking controller. The required trajectories are generated mission-specifically at runtime in the guidance system. The development of a stepwise method for trajectory generation enables path planning in the earth-fixed reference system and allows the subsequent shaping of the velocity profile along the path using the advantages of the quaternion based orientation description. The guidance system is completed by a finite state machine and a grasping strategy which was developed based on an exemplary manipulation operation.

The developed GNC system was methodically and practically implemented for a miniaturized multibody system consisting of an underwater vehicle and a manipulator. The system was validated both in simulation and on the real vehicle under controlled laboratory conditions. A fully automated grasping operation was successfully carried out and the interaction of the guidance, navigation, and control subsystems as well as the effective compensation of the dynamic coupling effects was demonstrated.

Inhaltsverzeichnis

Nomenklatur	iii
Symbole	iii
Indizes, Operatoren, Funktion	x
Abkürzungen	xi
1. Einleitung	1
1.1. Motivation	1
1.2. Historische Entwicklung	2
1.3. Stand von Wissenschaft und Technik	4
1.4. Zielsetzung	9
1.5. Struktur der Arbeit	10
2. Systembeschreibung	13
2.1. Allgemeine Aspekte	13
2.1.1. Aufbau eines Fahrzeugführungssystems	13
2.1.2. Definitionen und Referenzsysteme	14
2.1.3. Quaternion zur Lagebeschreibung	17
2.1.4. Definition der Schnittstellen der Teilsysteme	24
2.2. Modellierung von Unterwasserfahrzeugen	24
2.3. Antriebe und Antriebsallokation	29
2.4. Modellierung von getauchten Mehrgelenk-Manipulatoren	31
2.4.1. Lagebeschreibungen und Koordinatensysteme	31
2.4.2. Kinematik	32
2.4.3. Dynamik	33
2.4.4. Hydrostatik und Hydrodynamik	36
2.4.5. Modellierung des Zielobjekts	38
2.5. Synthese der Teilansätze - Gesamtmodell des getauchten Mehrkörpersystems	39
2.6. Parameteridentifikation	40
2.6.1. Identifikation - hydrostatische Parameter	41
2.6.2. Identifikation - hydrodynamische Parameter	42
3. Konzeption des Fahrzeugführungssystems eines getauchten Mehrkörpersystems	47
3.1. Missionsbeschreibung	47
3.2. Konkretisierung der Aufgabenstellung	50
3.3. Anforderungen an das Fahrzeugführungssystem	50
3.4. Vorstellung des Versuchsträgers	53
3.5. Versuchsumgebung	55
3.6. Konzept für das Fahrzeugführungssystem	55
3.6.1. Führungssystem	55
3.6.2. Navigationssystem	56

3.6.3. Regelungssystem	57
4. Methodische Umsetzung des Fahrzeugführungssystems	59
4.1. Führungssystem	59
4.1.1. Missionsplanung - Missionsablaufsteuerung	59
4.1.2. Trajektoriengenerierung - ROV	60
4.1.3. Trajektoriengenerierung - Manipulator	72
4.1.4. Manipulationsstrategie	74
4.2. Navigationssystem	81
4.2.1. Positions- und Lageerfassung	81
4.2.2. Umgang mit Sensorausfällen	84
4.3. Regelungssystem	85
4.3.1. Herleitung der hierarchischen Struktur der Regelung	85
4.3.2. Erweiterung des Regelungssystems	87
4.4. Parameteridentifikation - Bedatung des UVMS-Modells	91
4.4.1. Parameteridentifikation - ROV-Modell	92
4.4.2. Wahl der Abtastzeit - ROV	94
4.4.3. Bedatung - Manipulator-Modell	96
5. Verifikation des Fahrzeugführungssystems	99
5.1. Simulative und experimentelle Verifikation - Manipulator-Modell	99
5.2. Simulation ROV-Fahrzeugmodell und Auslegung des Regelungssystems	103
5.3. Verifikationsexperiment - „Eine hoch automatisierte Greifoperation“	104
5.3.1. Ziel, Aufbau und Ablauf der Experimente	106
5.3.2. Beschreibung des Regelungssystems	109
5.3.3. Diskussion und Bewertung der Ergebnisse	109
6. Zusammenfassung und Ausblick	115
Literatur	125
A. Anhang	137
A.1. Daten - Manipulator	137
A.1.1. DH-Parameter	137
A.1.2. Modellparameter	137
A.1.3. Inverse Kinematik	137
A.2. Orientierungsfehlerbeschreibung mit Quaternion	141
A.3. Daten - ROV	143
A.3.1. Modellparameter	143
A.3.2. Weitere Kenngrößen	143
A.4. Minimaler Abstand zweier Kapseln	148

Nomenklatur

Die in dieser Arbeit verwendete Nomenklatur folgt den etablierten Symbolen und Konventionen der Ingenieurwissenschaften. Vektorielle Größen werden durch fett gedruckte Kleinbuchstaben dargestellt, um eine eindeutige Abgrenzung zu skalaren Größen zu gewährleisten. Matrizen werden einheitlich mittels fett gedruckter Großbuchstaben bezeichnet.

Symbole

$\mathbf{0}_{n \times m}$	Nullmatrix mit n -Zeilen und m -Spalten
a_0, a_1, \dots, a_n	Koeffizienten Polynomfunktion
a_H	halbe Breite Hysterese, Schaltelement, Relais mit Hysterese
$a_{k-1 \rightarrow k}$	Translation entlang der X-Achse, Denavit-Hartenberg-Parameter
a_m	gemessene Amplitude Ausgangsschwingung, Prozess
\mathbf{a}	allgemeiner Beispielvektor
\mathbf{a}_k	Ortsvektor zum Auftriebsmittelpunkt des k -ten Armteils, Manipulator
$\mathbf{a}_{S1}, \mathbf{a}_{S2}$	Startpunkt, Parameterdarstellung der Strecke S_1 bzw. S_2
${}^{k+1}_k \mathbf{A}$	Rotationsmatrix, von System $k + 1$ nach System k , Manipulator
${}^k_{k+1} \mathbf{A}$	Rotationsmatrix, von System k nach System $k + 1$, Manipulator
$\mathbf{A}_{11}, \mathbf{A}_{22}, \mathbf{A}_{12}, \mathbf{A}_{21}$	3×3 Teilmatrizen der hydrodynamischen Massenmatrix
b_0	Randbedingung zur Startzeit, Polynomrechnung
b_{end}	Randbedingung zur Stoppzeit, Polynomrechnung
b_u	Amplitude Ausgangsschwingung, Schaltelement
\mathbf{b}	allgemeiner Beispielvektor
$\mathbf{b}_{S1}, \mathbf{b}_{S2}$	normierter Anstieg, Parameterdarstellung der Strecke S_1 bzw. S_2
C_d	empirischer Koeffizient Strömungswiderstand, Strip Theory
C_m	empirischer Koeffizient hydrodynamische Masse, Strip Theory
${}^e \mathbf{C}$	erdfeste Coriolis- und Zentripetalmatrix, ROV
\mathbf{C}_A	zusätzliche, hydrodynamische Coriolis- und Zentripetalmatrix, ROV
\mathbf{C}_{RB}	Coriolis- und Zentripetalmatrix des starren Körpers, ROV
$d(t)$	Skalierungsfunktion Drehwinkel, Kreisbahn
$d_{k-1 \rightarrow k}$	Translation entlang der Z-Achse, Denavit-Hartenberg-Parameter
dl_k	Höhe Armteilscheibe
D_k	Durchmesser des k -ten Armteils, Manipulator
\mathbf{D}	gesamt Dämpfungsmatrix, ROV
${}^e \mathbf{D}$	erdfeste Dämpfungsmatrix, ROV
\mathbf{D}_{lin}	lineare Dämpfungsmatrix, ROV
\mathbf{D}_{quad}	quadratische Dämpfungsmatrix, ROV

e_D	erdfechter Regelfehler, Down-Komponente
e_E	erdfechter Regelfehler, East-Komponente
$e_{i,dof}$	Regelfehler im Versuch i des Freiheitsgrads dof
e_N	erdfechter Regelfehler, North-Komponente
${}^b e_x$	körperfester Regelfehler, Surge-Komponente
${}^b e_y$	körperfester Regelfehler, Sway-Komponente
${}^b e_z$	körperfester Regelfehler, Heave-Komponente
e_ϕ	erdfechter Regelfehler, Roll-Komponente, Euler-Winkel
${}^b e_\phi$	körperfester Regelfehler, Roll-Komponente, Euler-Winkel
e_θ	erdfechter Regelfehler, Pitch-Komponente, Euler-Winkel
${}^b e_\theta$	körperfester Regelfehler, Pitch-Komponente, Euler-Winkel
e_ψ	erdfechter Regelfehler, Yaw-Komponente, Euler-Winkel
${}^b e_\psi$	körperfester Regelfehler, Yaw-Komponente, Euler-Winkel
$\tilde{\mathbf{e}}$	Fehlermaßvektor
E_{dof}	Gütefunktional Regelfehler des Freiheitsgrads dof
f_{Gr}	Grenzfrequenz Tiefpass
$f_{T,1}, f_{T,2}, \dots, f_{T,m}$	Schubkräfte der Antriebe, ROV
${}^b \mathbf{f}_1$	Gesamtkraftvektor des Manipulators, Body-System
${}^e \mathbf{f}_b$	erdfechter Vektor der Auftriebskraft
${}^e \mathbf{f}_g$	erdfechter Vektor der Gravitationskraft
\mathbf{f}_k	Vektor der am k -ten Armteil wirkenden Kräfte
\mathbf{f}_T	Vektor der Schubkräfte der Antriebe, ROV
F_x	körperfeste Kraftstellgröße, X-Komponente
F_y	körperfeste Kraftstellgröße, Y-Komponente
F_z	körperfeste Kraftstellgröße, Z-Komponente
$\mathbf{F}_{g_i;S_j}$	Fußpunkt, lotrechte Projektion von \mathbf{g}_i auf die Strecke \mathbf{S}_j
$\mathbf{F}_{hyd,k}$	Kräftevektor, hydrodynamische Effekte, Armteil k des Manipulators
$\mathbf{F}_{hys,k}$	Kräftevektor, hydrostatische Effekte, Armteil k des Manipulators
\mathbf{F}_k	Kräftevektor, Trägheitseffekte, Armteil k des Manipulators
g	Erdbeschleunigung
\mathbf{g}	Vektor der Rückstellkräfte und -momente
${}^e \mathbf{g}$	erdfechter Vektor der Rückstellkräfte und -momente
$\mathbf{g}_{i,start}$	Startpunkt der Strecke \mathbf{S}_i
$\mathbf{g}_{i,end}$	Endpunkte der Strecke \mathbf{S}_i
\mathbf{g}_k	Erdbeschleunigungsvektor im Bezugssystem des k -ten Armteils
$G(j\omega)$	Übertragungsfunktion
G_u	Übertragungsfunktion, Geschwindigkeit, linearisiertes System, Surge-Freiheitsgrad
\mathbf{h}_k	Ortsvektor zur betrachteten Scheibe des k -ten Armteils, Manipulator
$H_{x,i}, H_{y,i}, H_{z,i}$	Ortsvektorkomponenten des i -ten Antriebs, Body-System
\mathbf{H}	Transformationsmatrix, Geschwindigkeiten, von Body- zu Manipulator-System
\mathbf{H}_T	Positionsmatrix der Antriebe im Body-System, ROV

i	imaginäre Einheit
i	Laufvariable
$I_{rov,x}, I_{rov,y}, I_{rov,z}$	Hauptträgheitsmomente, ROV
$I_{rov,xy}, I_{rov,xz}, I_{rov,yz}$	Deviationsmomente, ROV
$\mathbf{I}_{n \times n}$	Einheitsmatrix der Dimension n
\mathbf{I}_{rov}	Trägheitstensor, ROV
$\mathbf{I}_{s,k}$	Trägheitstensor im Schwerpunkt des k -ten Armteils
j	imaginäre Einheit
j	Laufvariable
\mathbf{J}	Transformationsmatrix, von Body- zu NED-System
k	imaginäre Einheit
k	Index Armteil, Manipulator
K_D	Differential-Anteil Regler
K_I	Integral-Anteil Regler
K_p	Roll-Komponente, lineare Dämpfungsmatrix
$K_{\dot{p}}$	Roll-Komponente, hydrodynamische Massenmatrix
$K_{ p p}$	Roll-Komponente, quadratische Dämpfungsmatrix
K_P	Proportional-Anteil Regler
K_{sat}	gesamter Skalierungsfaktor der Schubkräfte, Leistungsbegrenzung
$K_{sat,all}$	Skalierungsfaktor Schubkräfte, Gesamtleistungsbegrenzung
$K_{sat,single}$	Skalierungsfaktor Schubkräfte, individuelle Leistungsbegrenzung
K_u	Verstärkung, lineare Übertragungsfunktion, Geschwindigkeit, Surge-Freiheitsgrad
\mathbf{K}_D	Differential-Anteil, Regler
\mathbf{K}_{Dr}	Differential-Anteil, rotatorisch, Regler, Body-System
\mathbf{K}_{Dt}	Differential-Anteil, translatorisch, Regler, Body-System
\mathbf{K}_I	Integral-Anteil, Regler
\mathbf{K}_{Ir}	Integral-Anteil, rotatorisch, Regler, Body-System
\mathbf{K}_{It}	Integral-Anteil, translatorisch, Regler, Body-System
\mathbf{K}_P	Proportional-Anteil, Regler
\mathbf{K}_{Pt}	Proportional-Anteil, translatorisch, Regler, Body-System
\mathbf{K}_{Pr}	Proportional-Anteil, rotatorisch, Regler, Body-System
l_1, l_2, l_3	Hilfsgrößen, Berechnung der inversen Kinematik, Manipulator
$l_{1,max}$	Länge Manipulator, äußere Arbeitsraumbegrenzung, Konfiguration 1
$l_{2,max}$	Länge Manipulator, äußere Arbeitsraumbegrenzung, Konfiguration 2
$l_{1/2,min}$	Länge Manipulator, innere Arbeitsraumbegrenzung, Konfiguration 1 & 2
l_{max}	maximale Länge, ausgestreckter Manipulator
l_{min}	minimale Länge, eingeklappter Manipulator
L	Abstand
Lat	Latitude, Breitengrad
L_k	Länge des k -ten Armteils, Manipulator
L_{min}	Minimaler Abstand
Lon	Longitude, Längengrad

m	Laufvariable, Dimension
m_k	Masse des k -ten Armteils, Manipulator
m_{obj}	Masse, Zielkörper
m_{rov}	Masse, ROV
$m_{v,k}$	Masse des vom k -ten Armteil verdrängten Mediums
${}^e\mathbf{M}$	erd feste Massenmatrix
\mathbf{M}_A	zusätzliche, hydrodynamische Massenmatrix, ROV
M_q	Pitch-Komponente, lineare Dämpfungsmatrix
$M_{\dot{q}}$	Pitch-Komponente, hydrodynamische Massenmatrix
$M_{ q q}$	Pitch-Komponente, quadratische Dämpfungsmatrix
\mathbf{M}_{RB}	Massenmatrix des starren Körpers, ROV
n	Laufvariable, Dimension
$n(t)$	Skalierungsfunktion
n_k	Anzahl Diskretisierungsschritte des k -ten Armteils, Manipulator
$n_{max}, \dot{n}_{max}, \ddot{n}_{max}$	Maximalwerte der Skalierungsfunktion sowie erste und zweite Ableitung
${}^b\mathbf{n}_1$	Gesamtdrehmomentenvektor des Manipulators, Body-System
\mathbf{n}_d	Drehachse, Polardarstellung, Quaternion
\mathbf{n}_k	Vektor der am k -ten Armteil wirkenden Drehmomente
N	Beschreibungsfunktion, nichtlineares Element
N_r	Yaw-Komponente, lineare Dämpfungsmatrix
$N_{\dot{r}}$	Yaw-Komponente, hydrodynamische Massenmatrix
$N_{ r r}$	Yaw-Komponente, quadratische Dämpfungsmatrix
N_x	körperfeste Drehmoment-Stellgröße, X-Komponente
N_y	körperfeste Drehmoment-Stellgröße, Y-Komponente
N_z	körperfeste Drehmoment-Stellgröße, Z-Komponente
$\mathbf{N}_{hyd,k}$	Drehmomentenvektor, hydrodynamische Effekte, Armteil k
$\mathbf{N}_{hys,k}$	Drehmomentenvektor, hydrostatische Effekte, Armteil k
\mathbf{N}_k	Drehmomentenvektor, Trägheitseffekte, Armteil k des Manipulators
p	Roll-Rotationsgeschwindigkeit, Body-System
${}^b\mathbf{p}_{b \rightarrow 1}$	Ortsvektor, Body- zu Manipulator-System
\mathbf{p}_k	Ortsvektor, System $k - 1$ nach k , im System k
${}^{k-1}\mathbf{p}_k$	Ortsvektor, System $k - 1$ nach k , im System $k - 1$
\mathbf{p}_{test}	Testpunkt im Basiskoordinatensystem des Manipulators
P	Polynomfunktion, Bahnkurve
$P_{limit,all}$	Gesamtleistungsbegrenzung, Allokation
$P_{limit,single}$	individuelle Leistungsbegrenzung, Allokation
P_T	ele. Leistungsaufnahme als Funktion der Schubkraft, ROV Antrieb
\mathbf{P}	erd feste, translatorische Bahnkurven-Funktion
q	Pitch-Rotationsgeschwindigkeit, Body-System
\mathbf{q}	Einheitsquaternion
$\bar{\mathbf{q}}$	komplexe Konjugation, Quaternion
$\hat{\mathbf{q}}$	beliebiges, nicht normiertes Quaternion
$\tilde{\mathbf{q}}$	Fehlerquaternion

${}^b\tilde{\mathbf{q}}$	Fehlerquaternion, Body-System
${}^b\mathbf{q}_{b \rightarrow 1}$	Quaternion, Body- zu Manipulator-System
\mathbf{q}_d	Soll-Quaternion
$\dot{\mathbf{q}}_{max}$	Maximalwerte der Winkelgeschwindigkeiten, Quaternion-Raten
\mathbf{q}_{start}	Start-Quaternion, Quaternion-Übergang
\mathbf{q}_{stop}	Ziel-Quaternion, Quaternion-Übergang
\mathbf{q}_u	Einheitsquaternion mit Realteil eins
\mathbf{Q}	Transformationsmatrix, Kräfte und Drehmomente, von Manipulator- zu Body-System
r	Yaw-Rotationsgeschwindigkeit, Body-System
\bar{r}	stationäre Yaw-Rotationsgeschwindigkeit im Arbeitspunkt
r_c	Radius Kreisbahn
${}^b\mathbf{r}_b$	Ortsvektor im Body-System, Auftriebsmittelpunkt, ROV
${}^b\mathbf{r}_g$	Ortsvektor im Body-System, Massenmittelpunkt, ROV
R_1, R_2	Radius Kugel/ Kapsel
R	Hilfsgröße Berechnung inverse Kinematik
${}^1_2\mathbf{R}$	Rotationsmatrix, translatorisch, von System 1 nach System 2
${}^2_0\mathbf{R}^*$	kombinierte Rotationsmatrix, zweier Quaternionen, von System 2 nach System 0
s	Laplace Operator
\mathbf{s}_k	Ortsvektor zum Massenmittelpunkt des k -ten Armteils des Manipulators
$\mathbf{S}(\square)$	schiefsymmetrische Kreuzproduktmatrix
$\mathbf{S}_1, \mathbf{S}_2, \mathbf{S}_L$	Strecke
t_0	Startzeitpunkt, Trajektorie
t_1	Zeitpunkt, Ende der Beschleunigungsphase, Trajektorie
t_2	Zeitpunkt, Ende der Phase mit konstanter Geschwindigkeit, Trajektorie
t_3	Zeitpunkt, Ende der Bremsphase, Trajektorie
t	Zeit
t_d	Totzeit
t_{end}	Endzeitpunkt, Trajektorie
\mathbf{t}	Zeitvektor
T	dominante Systemzeitkonstante
T_u	Zeitkonstante, lineare Übertragungsfunktion, Surge-Freiheitsgrad
\mathbf{T}	Antriebskonfigurationsmatrix, ROV
${}^{k-1}_k\mathbf{T}$	Frame, Rotationsmatrix und Verschiebungsvektor kombiniert, von System k nach System $k - 1$ des Manipulators
u	Surge-Geschwindigkeit, translatorisch, Body-System
\bar{u}	stationäre Surge-Translationsgeschwindigkeit im Arbeitspunkt
Δu	linearisierte Zustandsgröße, Surge-Translationsgeschwindigkeit
\mathbf{u}	Eingangsvektor, Stellgröße, Kraft- und Drehmomentenvektor, ROV
${}^1_2\mathbf{U}$	Rotationsmatrix, rotatorisch, von System 1 zu System 2
v	Sway-Geschwindigkeit, translatorisch, Body-System

\mathbf{v}	Geschwindigkeitsvektor, translatorisch, Body-System
\mathbf{v}_d	Soll-Geschwindigkeitsvektor, translatorisch, Body-System
\mathbf{v}_k	Geschwindigkeitsvektor des k -ten Armteils, translatorisch, Manipulator
$\mathbf{v}_{k,j}$	Geschwindigkeitsvektor der j -ten Scheibe des k -ten Armteils, translatorisch, Manipulator
$\mathbf{v}_{s,k}$	Geschwindigkeitsvektor des k -ten Armteils im Schwerpunkt, translatorisch, Manipulator
\mathbf{v}_{vr}	Geschwindigkeitsvektor des virtuellen Geschwindigkeitsreferenzsignals, translatorisch, Body-System
V_k	Volumen des k -ten Armteils, Manipulator
V_{rov}	Volumen, ROV
w	Heave-Geschwindigkeit, translatorisch, Body-System
x	X-Komponente, Position, NED-System
\mathbf{x}	Positionsvektor, NED-System
${}^b\tilde{\mathbf{x}}$	körperfester Positionsregelfehler, Body-System
\mathbf{x}_d	Soll-Position, NED-System
$\dot{\mathbf{x}}_{max}$	Maximalwerte der translatorischen Geschwindigkeiten, NED-System
X_u	Surge-Komponente, lineare Dämpfungsmatrix
$X_{\dot{u}}$	Surge-Komponente, hydrodynamische Massenmatrix
$X_{ u u}$	Surge-Komponente, quadratische Dämpfungsmatrix
y	Y-Komponente, Position, NED-System
Y_v	Sway-Komponente, lineare Dämpfungsmatrix
$Y_{\dot{v}}$	Sway-Komponente, hydrodynamische Massenmatrix
$Y_{ v v}$	Sway-Komponente, quadratische Dämpfungsmatrix
z	Z-Komponente, Position, NED-System
\mathbf{z}	Basisvektor der Länge eins in Z-Richtung
Z_w	Heave-Komponente, lineare Dämpfungsmatrix
$Z_{\dot{w}}$	Heave-Komponente, hydrodynamische Massenmatrix
$Z_{ w w}$	Heave-Komponente, quadratische Dämpfungsmatrix
α	Drehwinkel Kreisbahn
$\alpha_{k-1 \rightarrow k}$	Drehung um die X-Achse, Denavit-Hartenberg-Parameter
$\alpha_{T,i}$	Azimutwinkel des i -ten Propellerantriebs
$\beta_{T,i}$	Elevationswinkel des i -ten Propellerantriebs
γ_k	Parameter des k -ten Gelenks, Manipulator
$\boldsymbol{\gamma}$	Vektor der Gelenkparameter, Manipulator
$\boldsymbol{\gamma}_d$	Soll-Gelenkwinkelvektor, Manipulator
$\dot{\boldsymbol{\gamma}}_{max}$	Maximalwerte der Gelenkwinkelgeschwindigkeiten, Manipulator
$\boldsymbol{\gamma}_r$	Stellgröße Manipulator-Regelung, Soll-Gelenkwinkelgeschwindigkeiten
$\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3$	Komponenten des Imaginärteils des Quaternions

ϵ	Imaginärteil Vektor, Quaternion
η	Realteil des Quaternions
$\theta_{k-1 \rightarrow k}$	Drehung um die Z-Achse, Denavit-Hartenberg-Parameter
λ	Skalar
Λ	Wichtungsmatrix Regelung/ Vorsteuerung
ν	Vektor der körperfesten Translations- und Rotationsgeschwindigkeiten, Body-System
ν_c	Vektor der körperfesten Translations- und Rotationsgeschwindigkeiten des Mediums, Body-System
ν_r	körperfeste Relativgeschwindigkeiten, Body-System
ν_{vr}	körperfestes virtuelles Geschwindigkeitsreferenzsignal, Body-System
ξ	erdfeester Positions- und Orientierungsvektor, NED-System
$\tilde{\xi}$	erdfeester Regelfehlervektor, NED-System
${}^b\tilde{\xi}$	erdfeester Regelfehlervektor, Body-System
ξ_d	erdfeester Soll-Zustandsvektor, NED-System
ξ_{tcp}	Positions- und Orientierungsvektor Endeffektor, Manipulator-System
ξ_{vr}	virtuelles Geschwindigkeitsreferenzsignal, Body-System
ρ	Dichte
τ	Zeit, Variable
$\bar{\tau}_u$	Kraft-Stellgröße im Arbeitspunkt, Surge-Freiheitsgrad
$\Delta\tau_u$	Eingangsgröße linearisiertes System, Surge-Freiheitsgrad
τ	Vektor der Antriebskräfte und -drehmomente, ROV
τ_{env}	Vektor Umfeldkräfte und -drehmomente, ROV
τ_{hyd}	Kräfte- und Drehmomentenvektor, hydrodynamische Effekte, ROV
τ_{hys}	Kräfte- und Drehmomentenvektor, hydrostatische Effekte, ROV
${}^e\tau_m$	Vektor der Antriebskräfte und -drehmomente, ROV-Modell, NED-System
τ_{RB}	Vektor der Kräfte- und Drehmomente des starren Körpers, ROV
ω_0	Eigenkreisfrequenz
ω	Rotationsgeschwindigkeitsvektor, Body-System
ω_d	Soll-Rotationsgeschwindigkeitsvektor, Body-System
ω_k	Rotationsgeschwindigkeitsvektor des k -ten Armteils, Manipulator
ω_{vr}	Rotationsgeschwindigkeitsvektor des virtuellen Geschwindigkeitsreferenzsignals, Body-System
Ω	Polarwinkel für Polardarstellung eines Quaternions
Ω_{ECEF}	Winkel zwischen ECI- und ECEF-Koordinatensystem

Indizes, Operatoren, Funktion

$\hat{\square}$	geschätzte Zustandsgröße
\square_1	Basiskoordinatensystem, Manipulator
\square^{-1}	Inverse
\square^+	Pseudoinverse, linke Inverse, Moore-Penrose-Inverse
\square^T	Transponierte
\square_{\perp}	Normalenkomponente
${}^b\square$	Body-System
${}^e\square$	NED-System
$\ \square\ _2$	euklidische Norm
$\square \bullet \square$	Skalarprodukt
$\text{diag}\{\square\}$	Diagonalmatrix

Abkürzungen

AHRS	A ttitude H eading R eference S ystems
AUV	A utonomous U nderwater V ehicles
BODY	B ody-Fixed Coordinate System
CAD	C omputer A ided D esign
CCW	C ounter C lockwise
CFD	C omputational F luid D ynamics
CP	C ontinuous P ath
CW	C lockwise
DH	D enavit H artenberg
DVL	D oppler V elocity L og
ECEF	E arth-Centered E arth- F ixed Coordinate System
ECI	E arth-Centered I nertial Coordinate System
FDI	F ault D etection and I solation
GNC	G uidance, N avigation and C ontrol
IMU	I nertial M easurement U nit
LERP	L inear I nter P olation
MEMS	M icro- E lectro- M echanical- S ystems
NED	N orth- E ast- D own Coordinate System
NLERP	N ormalized L inear I nter P olation
PID	P roportional I ntegral D ifferentialanteil
PTP	P oint T o P oint
ROV	R emotely O perated U nderwater V ehicle
SLERP	S pherical L inear I nter P olation
TCP	T ool C enter P oint
UDP	U ser D atagram P rotocol
USBL	U ltra S hort B aseline
UVMS	U nderwater V ehicle M anipulator S ystem
VWS	V ersuchsanstalt für W asserbau und S chiffbau Berlin

1. Einleitung

1.1. Motivation

Unbemannte, kabelgebundene, ferngesteuerte Unterwasserfahrzeuge sogenannte Remotely Operated Underwater Vehicles (ROV), sind in der heutigen Zeit essenziell für die Erforschung und Nutzung des submarinen Bereichs. Sie lösen in den verschiedensten Einsatzfeldern, oft aus sicherheitstechnischen oder ökonomischen Gründen, bemannte Fahrzeuge oder Berufstaucher ab. Mit ihrer hohen Manövrierfähigkeit, der Möglichkeit zur Übertragung von Daten und Bildern aus dem Einsatzgebiet sowie der Fähigkeit, auch unter extremen Bedingungen zuverlässig zu arbeiten, haben sich ROVs als unverzichtbare Werkzeuge etabliert. Neben der Durchführung visueller Inspektionen und dem Umweltmonitoring, werden vermehrt auch komplexe Manipulationsaufgaben von diesen Fahrzeugen realisiert. Das ROV wird hierfür um einen oder mehrere Roboterarme, sogenannte Manipulatoren, erweitert wodurch sich ein Verbundsystem ergibt, das auch als Underwater Vehicle Manipulator System (UVMS) bezeichnet wird. UVMS erlauben beispielsweise die Durchführung anspruchsvoller Manipulationsaufgaben, wie das Öffnen und Schließen von Ventilen, das Herstellen und Lösen von Steck- und Schraubverbindungen sowie das präzise Platzieren oder sichere Bergen technischer Geräte unter Wasser. Diese etablierten Anwendungen von UVMS im professionellen Bereich, wie der Offshore-Öl- und Gasindustrie, erfordern hohe Kräfte und Drehmomente für die jeweilige Interaktion und setzen den Einsatz leistungsfähiger und entsprechend großer Fahrzeuge voraus. Der Transport und Betrieb dieser zumeist mehrere Tonnen schweren Systeme erfordert den Einsatz von Spezialschiffen sowie von umfangreichem Fachpersonal und ist entsprechend logistisch aufwendig und mit hohen Kosten verbunden.

Neben den klassischen Einsatzgebieten in der Offshore-Industrie existieren noch eine Vielzahl an weiteren Aufgabenfeldern, in denen die Anwendung von UVMS-Fahrzeugen ein signifikantes Entwicklungspotenzial verspricht. Ein Beispiel ist die automatisierte Überwachung und Ernte von Seefrüchten wie Seegurken und Seeigel. Seit Jahren ist ein stetiger Anstieg der Nachfrage nach diesen Produkten, vor allem im asiatischen Raum, und eine Reduktion der natürlichen Population durch Überfischung zu beobachten [1], [2]. Die jährliche Nachfrage nach Seegurken allein in China überschritt 2014 die Marke von 200 000 t (ca. 80 % der globalen Produktion), die Nachfrage nach Seeigeln in Japan die Marke von 50 000 t (ca. 85 % der globalen Produktion) und konnte in beiden Fällen nicht mehr durch die Produktionskapazität des jeweiligen Landes abgedeckt werden [1], [2], [3]. In beiden Fällen existieren Bemühungen durch Anbau der Seefrüchte in Aquakulturen die Produktionsmengen zu steigern und umweltfreundlicher zu gestalten [2]. Neben der Umgestaltung der Produktion existieren darüber hinaus Bestrebungen die Effizienz des Erntevorgangs zu erhöhen. Gegenwärtig werden Seegurken händisch durch Taucher, wie in Abbildung 1.1 gezeigt, gefangen. Die Automatisierung dieses Prozesses und der entsprechende Einsatz von UVMS für diese Aufgabe verspricht laut [4] eine Produktionssteigerung bei gleichzeitiger Reduzierung der laufenden Kosten.

Die Verwendung konventioneller, am Markt verfügbarer, großer UVMS ist in diesem Kontext jedoch aus ökonomischer und funktionaler Sicht nicht sinnvoll – sei es aufgrund hoher

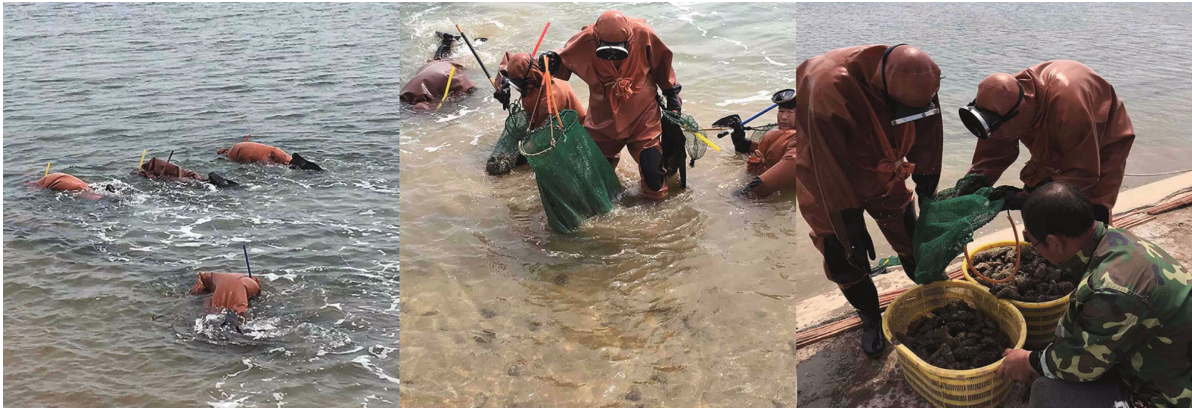


Abbildung 1.1.: Traditionelle, händische Seegurken-Ernte im Flachwasserbereich mit Tauchern in China [2].

Betriebskosten, des logistischen Aufwands oder den umfangreichen nicht benötigten Fähigkeiten dieser Fahrzeuge. Für die vorgestellte Beispielanwendung und eine Reihe von weiteren Anwendungsfeldern sind primär Pick-and-Place-Handlingaufgaben mit leichten Zielobjekten unter Wasser auszuführen, die auch mit wesentlich günstigeren, kleineren, flexibleren UVMS zu realisieren sind. Vor diesem Hintergrund werden derzeit verstärkt Entwicklungen vorangetrieben, die auf kompaktere, kosteneffizientere UVMS abzielen. Eine wesentliche Herausforderung bei der Entwicklung und dem Einsatz solcher miniaturisierten Verbundsysteme sind Koppeleffekte zwischen den Teilsystemen, die aufgrund ungleichmäßiger Skalierungseffekte bei kleinen Fahrzeugen stärker in den Vordergrund treten. Bewegt sich der Manipulator am UVMS, so hat dies unmittelbar Auswirkungen auf die Lage des Trägerfahrzeuges und umgekehrt. Für die Entwicklung von Assistenzfunktionen und die Automatisierung dieser Fahrzeuge muss daher ein neuer methodischer Ansatz für den Umgang mit diesen Effekten entwickelt werden, der in bisher etablierten Lösungen fehlt.

1.2. Historische Entwicklung

Der Einsatz von kabelgebunden ferngesteuerten Unterwasserfahrzeugen im militärischen Umfeld begann etwa ab den 50er Jahren des letzten Jahrhunderts. Die Royal Navy betrieb mit dem Cutlet eines der ersten Fahrzeuge dieser Klasse. Neben der Exploration des Unterwasserbereichs stand auch schon bei diesem einfachen Fahrzeug die Manipulation von Objekten unter Wasser im Fokus. Um die Gefährdung von Tauchern zu vermeiden, wurde beispielsweise die Bergung von Übungstorpedos und Übungsmienen mit diesem Fahrzeug durchgeführt [5]. Ein weiterer prominenter Einsatz von einem frühen ROV (mit dem Namen Cable-controlled Undersea Recovery Vehicle oder kurz CURV) der US Navy war die Bergung einer Wasserstoffbombe 1966 aus dem Mittelmeer vor dem Küstenort Palomares in Spanien. Die Bombe konnte 2,5 Monate nach dem Absturz eines B52-Bombers, der diese geladen hatte, aus einer Tiefe von 880 m geborgen und sichergestellt werden [6]. Vorbereitet durch diese ersten militärischen Prototypen begann ab den 1970er und 1980er Jahren der vermehrte Einsatz dieser Fahrzeuge auch im zivilen, industriellen Umfeld. Die Abbaustätten für die Öl- und Gasförderung verschieben sich in dieser Zeit zunehmend vom Onshore-Bereich in den Offshore-Bereich. Lagerstätten in immer größeren Tiefen wurden erkundet und mit Bohrrinseln genutzt. Bald lagen die zu er-

schließenden Vorkommen in einem Tiefenbereich der selbst mit Sättigungstauchern nicht mehr erreicht werden konnte [7]. Die Klasse der sogenannten Work Class ROVs etablierte sich schnell in diesem Umfeld. Die Anzahl der bis zum Jahr 1974 weltweit entwickelten ROVs war mit nur 20 Prototypen, von denen 17 durch staatliche Förderprogramme realisiert wurden, noch relativ klein. Ab 1974 und dem vermehrten Einsatz in der Offshore-Industrie setzte dann ein exponentielles Wachstum der Fahrzeugentwicklungen ein, wobei schon 1982 die Zahl von 500 ROVs erreicht wurde. Auch das Verhältnis der Eigenfinanzierungen zu Fremdfinanzierung kehrte sich in dieser Entstehungsphase um. Betrug im Zeitraum von 1953 bis zum Jahr 1974 der Anteil der Eigenfinanzierungen nur 15 %, so stieg dieser auf 96 % im Zeitraum von 1975 bis zum Jahr 1982 [8]. Erst im Verlauf der weiteren Entwicklung der Branche zeigte sich eine Diversifizierung der ROV-Fahrzeugklassen. Getrieben durch die industriellen Wettbewerbsbedingungen rückte ab den 1980er Jahren die Wirtschaftlichkeit der Fahrzeuge zunehmend in den Fokus der Entwickler und Betreiber. Die Firma Deep Sea International stellte mit dem MiniRover im Jahr 1983 das erste kostengünstige (ca. 29 Tsd.USD) und miniaturisierte Fahrzeug der Observation Class vor [9]. Die Definition der verschiedenen ROV-Klassen ist nicht einheitlich abgegrenzt und unterscheidet sich unter anderem bei den einzelnen Herstellern und Quellen. In [8] wird folgende Einteilung nach der Masse der Fahrzeuge der ROV-Klassen vorgenommen:

- *Observation Class*: Die Fahrzeugklasse beinhaltet alle ROVs die eine Masse von unter 91 kg aufweisen. Diese Fahrzeuge sind im Vergleich zu den anderen Klassen klein, günstig und oft nur für geringe Tauchtiefen von weniger als 300 m ausgelegt. Die Fahrzeuge sind meist voll elektrisch ausgeführt und werden über das Verbindungskabel mit einer Gleichspannung versorgt. Das Ausbringen und Einholen ist ohne spezielle Hilfsmittel realisierbar und somit der Einsatz selbst von kleinen Booten möglich. Die Missionsziele dieser Klasse beschränken sich in der Regel auf visuelle Inspektionen. Anschaffungspreise von 100 Tsd.USD für ein Fahrzeug dieser Klasse sind typisch.
- *Mid-sized Class* oder *Light Work Class*: ROVs mit einer Masse zwischen 91 kg und 907 kg werden dieser Fahrzeugklasse zugeordnet. Die Fahrzeuge werden größtenteils elektrisch ausgeführt, besitzen aber auch teilweise hydraulische Systeme für den Betrieb von Greifern und Manipulatoren. Tauchtiefen von mehr als 1000 m sind für diese Klasse typisch. Aufgrund der Masse und Größe ist für das Ausbringen und Einholen entweder ein Kran oder ein A-Rahmen auf dem Trägerschiff notwendig. Die Versorgung der Fahrzeuge erfolgt meist über dreiphasige Wechselspannung mit einer Nennspannung von 400 V. Visuelle Inspektionen in größeren Tiefen, Inspektionen mit Kontakt zur Unterwasserinfrastruktur (bspw. Ultraschall) und Manipulationsaufgaben stellen die typischen Aufgabengebiete für diese Fahrzeuge dar. Die Kosten für diese Systeme belaufen sich durchschnittlich auf 1,5 Mio.USD.
- *Work Class* oder *Heavy Work Class*: Diese Fahrzeuge haben eine Masse von mehr als 907 kg und können nur von Spezialschiffen aus eingesetzt werden. Die Energieversorgung erfolgt über dreiphasigen Drehstrom mit Nennspannungen von über 3000 V. Die, über das Kabel übertragende, elektrische Energie wird meist direkt im Fahrzeug in mechanische Energie (Hydraulik) umgewandelt. Alle Antriebe sind bei diesen Fahrzeugen als Hydraulikmotoren realisiert. Diese Fahrzeugklasse erreicht Tauchtiefen von mehr als 3000 m. Zusätzlich zu den Einsatzmöglichkeiten der beiden vorhergehenden Klassen sind mit diesen ROVs auch komplexe Manipulationsaufgaben mit größeren Kräften und Drehmomenten möglich. Typische Anschaffungskosten für diese Fahrzeuge belaufen sich auf 5 Mio.USD.

Alle genannten Anschaffungskosten sind grobe Richtwerte, beziehen sich auf das Jahr 2014 und entstammen der Quelle [8]. Trotz des Alters dieser Quelle sind die Preise immer noch geeignet um die Größenordnung der Kosten, die bei Anschaffung und beim Betrieb dieser Fahrzeuge entstehen, abzuschätzen. Ein Größenvergleich der Fahrzeuge der unterschiedlichen ROV-Klassen ist in Abbildung 1.2 dargestellt.



Abbildung 1.2.: Größenvergleich von Links nach Rechts: Observation Class ROV *Falcon* / Mid-sized Class ROV *Cougar-XTi* / Work Class ROV *Jaguar*, alle Fahrzeuge vom Hersteller Saab Seaeye Ltd. [10].

Durch die Einführung der kleineren und preisgünstigen Observation Class Fahrzeuge Mitte der 1980er Jahre wurde der Zugang zu solchen Tauchrobotern erheblich erleichtert. Ab den frühen 1990er Jahren waren die ersten Fahrzeuge dieser Klasse in der kommerziellen Serienfertigung angekommen und auch für Privatpersonen und Forschungsinstitute zugänglich [11]. In der folgenden Zeit nahmen sowohl das Forschungsinteresse als auch die Anzahl der Publikationen in diesem Bereich zu. Ein weiterhin bestehendes Problem der kommerziell erhältlichen Fahrzeuge für die Forschung war und ist der eingeschränkte Zugang zur Aktorik und Sensorik, der von den Herstellern meist nur in begrenztem Umfang ermöglicht wird [12]. Mit der Vorstellung der Open-Source und Open-Hardware Produkte: BlueROV, BlueROV2 und dem BlueROV2 Heavy durch die Firma Blue Robotics Inc. in den Jahren 2015, 2016 und 2018 wurde der Zugang zu dieser Technologie weiter vereinfacht [13], [14]. Neben der anfänglichen Entwicklung von simplen Assistenzfunktionen (z. B. Antriebsallokationen), über Regelungssysteme für die verschiedensten Aufgaben bis hin zur Automatisierung von kooperativen Multi-Fahrzeug Missionen verschob sich der Fokus der Forschungsgruppen fortlaufend hin zu immer komplexeren Aufgabenfeldern [15]. Die Automatisierung von Greif- und Manipulationsaufgaben mit einem Verbundsystem bestehend aus ROV und Manipulator stellt dabei eines der jüngeren Forschungsfelder dar [16]. Der folgende Abschnitt gibt einen Überblick zum Stand von Wissenschaft und Technik in diesem Bereich.

1.3. Stand von Wissenschaft und Technik

Wie aus [16] ersichtlich wird, forschen seit Mitte der 90er Jahre weltweit zunehmend mehr Arbeitsgruppen an der theoretischen und praktischen Umsetzung von automatisierten Manipulationsmissionen mit UVMS. Diese Tatsache spiegelt sich auch in der Anzahl der jährlich erschienenen Veröffentlichungen wider. Eine Abfrage mit dem Begriff „UVMS“ bei der Suchmaschine Google Scholar™ ergab die in Abbildung 1.3 dargestellte Verteilung der jährlichen Veröffentlichungen.

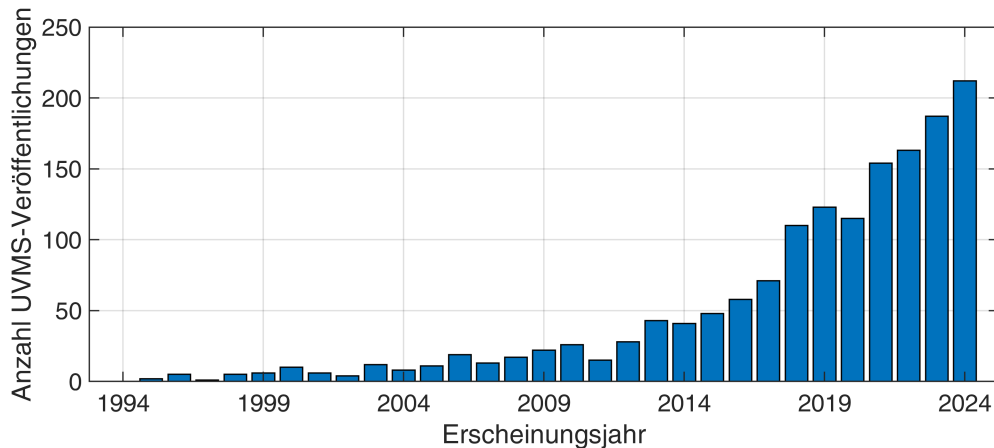


Abbildung 1.3.: Google Scholar™ Einträge zum Suchbegriff „UVMS“ [erstellt am 05.03.25].

Für die automatisierte Ausführung einer Manipulationsoperation mit einem UVMS müssen verschiedene Teilaspekte mit ihren jeweiligen spezifischen Herausforderungen bearbeitet und gelöst werden. Nach [17] wurde und wird daher in folgenden Schwerpunkten geforscht:

- Führungssysteme, Missions- und Bewegungsplanung
- Modellbildung, Parameteridentifikation und Simulation
- Regelungsstrategien und Regelungssysteme
- Umfelderkennung, Bildverarbeitung und Zielobjekterkennung
- Hardwareentwicklung (Fahrzeug-, Manipulator- und Endeffektor-Design)

Eine Reihe von Übersichtsveröffentlichungen stellen den aktuellen Stand der Forschung in den verschiedenen Schwerpunktbereichen dar. Einen allgemeinen Überblick über die einzelnen Entwicklungen verschafft dabei die Arbeit [18], welche auch die wichtigsten Forschungsprojekte vorstellt. Die Veröffentlichung [19] beschäftigt sich mit einer Zusammenstellung der verschiedenen Regelungsstrategien und [20] fokussiert sich auf die Entwicklungen in der Missions- und Bewegungsplanung. Ein Überblick über die Fortschritte im Manipulator- und Endeffektor-Design für den Unterwasserbereich wird in [21], [22], [23] und [24] gegeben. In [25] wird des Weiteren ein Überblick der Entwicklungen geordnet nach einer Klassifizierung der Art der Manipulationsoperation vorgestellt. Demnach können die bisherigen Entwicklungen in die folgenden fünf Kategorien aufgeteilt werden:

1. Greifoperation
2. Manipulationsoperation an Bedientafeln - ROV freischwimmend
3. Manipulationsoperation an Bedientafeln - ROV angedockt
4. Kontaktkraft-Mission für zerstörungsfreie Prüfverfahren (bspw. Ultraschall, Wanddickenmessungen) oder taktile Untersuchungen
5. Kooperative Manipulationsmissionen

Insgesamt werden in [25] den Kategorien 22 Veröffentlichungen zugeordnet, die einen Entwicklungsstand vorstellen, der bis zu praktischen Versuchen mit einem UVMS reicht. Dabei

werden elf Veröffentlichungen der 1., vier der 2., drei der 3. und vier der 4. Kategorie zugeschrieben. Von den elf Beiträgen für die Kategorie der automatisierten Greifoperationen sind vier Projekte besonders hervorzuheben. Die im Folgenden einzeln vorgestellt werden.

SAUVIM - (Semi Autonomous Underwater Vehicle for Intervention Mission) ist ein Fahrzeug, welches im gleichnamigen Verbundprojekt im Zeitraum von 1997 bis 2009 von den Partnern der Universität von Hawaii, Marine Autonomous System Engineering Inc. (MASE) und Naval Undersea Warfare Centre Newport (NUWC) entwickelt wurde [26]. Das Fahrzeug hat eine Masse von 6,5 t, ist 5,8 m lang, 2,1 m breit und hat eine Höhe von 1,8 m [27]. Neben verschiedenen Sensoren ist das Fahrzeug auch mit einem Manipulator mit sieben Gelenken ausgestattet (Typ: MARIS 7080 [28]), der eine maximale Auslage von 1,4 m ermöglicht. Mit diesem Fahrzeug ist der Arbeitsgruppe weltweit erstmalig eine teilautomatisierte Manipulationsmission in einem unbekanntem Unterwasserumfeld gelungen. Ein Testkörper konnte erfolgreich mehrmalig an einer vordefinierten Position, vom freischwimmenden Fahrzeug, abgelegt werden. Darüber hinaus wurde auch eine teilautomatisierte Bergungsoperation mit dem SAUVIM durchgeführt [28]. Aufgrund der Massenverteilung des Fahrzeugs, welche einen Abstand von 9 cm zwischen dem Auftriebsmittelpunkt und dem Massenmittelpunkt verursacht, ist das Fahrzeug lagestabil in der Wassersäule [26]. Das günstige Größenverhältnis zwischen Manipulator (65 kg) und dem SAUVIM (6 t), macht eine Betrachtung der Koppeleffekte in dem Regelungssystem überflüssig [18]. Die Systeme wurden daher als entkoppelt betrachtet.

TRIDENT war ein EU FP7 Projekt (Teil des 7. Rahmenprogramms der Europäischen Kommission), welches in den Jahren 2010 bis 2014 von einem Konsortium aus 26 Mitgliedern bearbeitet wurde [29]. Ziel war es, eine automatisierte Such- und Bergungsmission mit einem Unterwasserfahrzeug durchzuführen [30]. Im Mittelpunkt des Projekts stand die Suche und Bergung eines Flugschreibers (Black-Box) aus einem grob eingegrenzten Suchareal. Das für diese Mission verwendete Fahrzeug war das GIRONA 500, welches an der Universität Girona entwickelt wurde. Der in den Experimenten verwendete Manipulator mit vier Gelenken wurde von der Firma Graal Tech und der Endeffektor von der Universität Bologna bereitgestellt [31]. Das GIRONA 500 besteht aus drei miteinander verbundenen spindelförmigen Hüllen mit je 0,3 m Durchmesser und hat die Maße $1,5 \text{ m} \times 1 \text{ m} \times 1 \text{ m}$ (LxBxH). Dabei hat es je nach Ausstattung eine Masse zwischen 140 kg bis 200 kg an Land [32], [33]. Der Manipulator hat nach [32] eine Masse von 29 kg. Koppeleffekte werden aber trotzdem nicht im Regelungssystem berücksichtigt. Um die Auswirkungen der vorhandenen Koppeleffekte zwischen den beiden Systemen zu reduzieren, wird im TRIDENT-Projekt zum einen mit einer robust ausgelegten und langsamen Regelung gearbeitet und zum anderen werden die Bewegungen des Endeffektors primär durch die Antriebe der Trägerplattform realisiert. Jegliche Koppeleffekte zwischen den beiden Teilsystemen werden als Störungen wahrgenommen und müssen durch das Regelungssystem kompensiert werden. Ein weiterer Grund für die langsame Ausführung der Greifoperation im TRIDENT-Projekt war die begrenzte Rechenleistung des Systems, welche nur eine Auswertung des Kamera- und Zielerkennungssystems mit einer Abtastfrequenz von 2 Hz erlaubte [34].

MARIS - (Marine Robotics for Interventions) war ein nationales italienisches Projekt, welches 2013 bis 2016 von sieben universitären Partnern im Konsortium bearbeitet wurde [35]. Die Zielstellung des Projekts war die Realisierung einer automatisierten Such- und Bergungsmission, ähnlich wie im Projekt TRIDENT. Diese Mission sollte im ersten Schritt mit einem Fahrzeug und in der Erweiterung mit einem kooperierenden Fahrzeugverbund erfolgen. Für die Untersuchungen wurde der etwa 300 kg schwere Prototyp mit dem Namen R2 entwickelt. Der verwendete Roboterarm mit sieben Gelenken der Firma Graal Tech hat eine Masse von 30 kg an Land. Mit diesem Verbundsystem konnten 2016 erfolgreich, freischwimmend erste

Greifoperationen in einem Pool durchgeführt werden. Alle Freiheitsgrade wurden dabei entkoppelt betrachtet und jeweils durch PI-Regler geregelt. Kooperative Manipulationsmanöver wurden nur simulativ umgesetzt [36]. Der primäre Fokus des Projekts lag auf der Entwicklung eines aufgabenorientierten Software-Frameworks für ein UVMS, der Bildverarbeitung und Objekterkennung sowie auf der praktischen Umsetzung [35]. Das Regelungssystem war nur rudimentär ausgeprägt und verzichtete auf die Modellierung beziehungsweise Vorsteuerung der Koppeleffekte zwischen ROV und Manipulator. Daraus resultierende Regelfehler wurden vom Manipulator durch entsprechende Anpassungen der Trajektorie kompensiert [34].

RobCutt-II - (ROBotic CUTTlefish II) ist ein UVMS, welches an der Universität der Chinesischen Akademie der Wissenschaften entwickelt und im Rahmen des chinesischen National Key Research and Development Program gefördert wurde [37]. Die Entwicklungen fanden im Zeitraum von 2017 bis 2020 statt und hatten zum Ziel, ein Underwater Biomimetic Vehicle-Manipulator System (UBVMS) in Hardware und Software umzusetzen, welches in der Lage sein sollte, freischwimmend Manipulationsaufgaben in unterschiedlichen Szenarien zu realisieren. Im Gegensatz zu den bisher vorgestellten Fahrzeugen, besitzt das RobCutt-II keine Propellerantriebe für die Fortbewegung, sondern einen bionischen Flossenantrieb (long fin propulsor) nach dem Vorbild der Flossen eines Kalmars. Des Weiteren ist das Fahrzeug mit einer Masse von 52 kg deutlich leichter [38]. Ausgestattet mit einem vier Freiheitsgrade Manipulator ist dieses Fahrzeug für Manipulationsaufgaben einsetzbar. Ebenfalls im Kontrast zu den anderen Arbeiten wurden bei diesem Projekt die Koppeleffekte im Regelungssystem modellbasiert berücksichtigt. Mit diesem System ist es der Arbeitsgruppe gelungen automatisiert einen Ball anzufahren und diesen zu greifen [37]. Für einen weiteren Anwendungsfall, bei dem Meeresfrüchte (Seegurken, Seeigel und Muscheln) vom Meeresboden aufgenommen werden sollten, reichte die ursprüngliche Fahrzeugkonfiguration nicht aus. Das Fahrzeug wurde daher um vier Propellerantriebe und um ein Landegestell erweitert. Mit diesen Erweiterungen konnte auch dieser Anwendungsfall erfolgreich automatisiert ausgeführt werden. Durch die Fixierung des Fahrzeugs am Boden während der Manipulationsoperation, entfiel eine Betrachtung der Koppeleffekte in [39].

Die Versuchsträger der vorgestellten Forschungsprojekte sind in Abbildung 1.4 dargestellt. Aus der Abbildung wird deutlich, wie die entsprechenden Größenverhältnisse zwischen Trägerfahrzeug und Manipulator ausgeprägt sind. Der Manipulator des SAUVIM ist im Bild nur teilweise zu sehen, da er sich in seiner Parkposition in der blauen Front-Sektion des Fahrzeugs befindet.

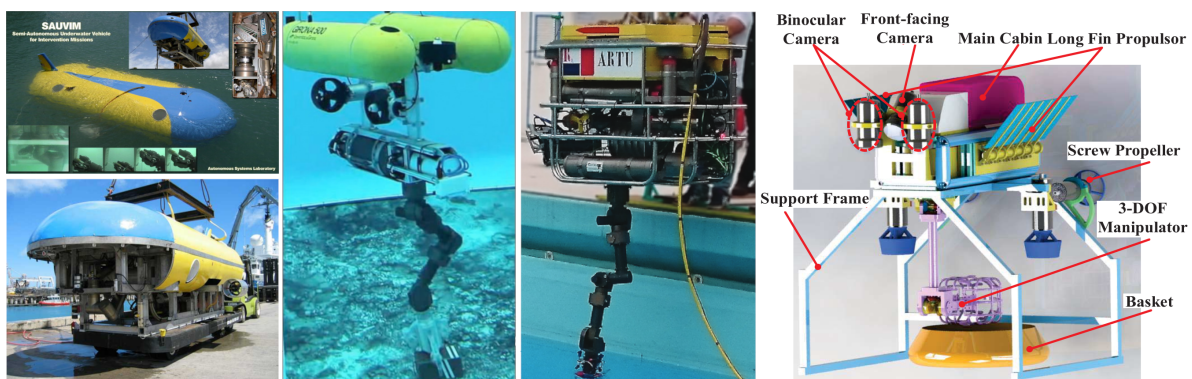


Abbildung 1.4.: Stand der Technik, UVMS-Fahrzeuge von bisherigen Forschungsprojekten v.l.n.r: SAUVIM [28], [40], GIRONA 500 (TRIDENT) [31], MARIS [41] und RobCutt-II [39].

Weitere nennenswerte Projekte, die sich in der Vergangenheit ebenfalls mit Manipulationsoperation im Unterwasserbereich beschäftigt haben, sind beispielsweise ODIN [42] und Otter [43]. Beide Projekte sind frühe Beiträge zum Thema UVMS, in denen mit einfachen Greifern gearbeitet wurde. Untersucht wurden unter anderem die Auswirkungen von Bewegungen eines Manipulators mit nur einem Gelenk auf das jeweilige Trägerfahrzeug. Das Projekt AMADEUS [44] untersuchte das kooperative Zusammenspiel von zwei Manipulatoren unter Wasser in einer festen Arbeitszelle. Im Fokus stand dabei die Missions- und Aufgabenplanung sowie Kommunikations- und Interaktionsstrategien. SWIMMER [45] und ALIVE [46] waren aufeinander aufbauende Projekte, die sich mit Manipulationsaufgaben an Bedientafeln an Offshore-Infrastrukturen beschäftigt haben. Dabei wurde die Manipulationsaufgabe nach dem Andocken an die Bedientafel realisiert. Für das Andocken wurde ein zweiter Manipulator verwendet, der vorhandene Ösen an der Bedientafel für die Fixierung nutzte. Somit waren mit diesem Prototypen Manipulationsoperationen auch an bestehenden Installationen möglich. Das Projekt PANDORA [47], welches aus dem Projekt TRITON [48], [49], [50] hervorging, hatte ähnliche Ziele wie SWIMMER und ALIVE, sah dabei aber spezielle Andockpunkte an der Bedientafel für die Fixierung des Fahrzeugs vor. Bestehende Infrastrukturen unter Wasser konnten mit diesem System zwar nicht bedient werden aber durch die feste und immer gleiche Kopplung des Fahrzeugs an das Bedienpanel, konnte eine hohe Erfolgsquote der Missionen erzielt werden. Das Projekt MERBOTS [51] hatte ebenfalls Manipulationsaufgaben an Bedientafeln im Fokus. Entsprechende Manipulationen konnten in diesem Projekt erstmalig mit einem freischwimmenden Fahrzeug realisiert werden. Koppeleffekte zwischen Arm und Fahrzeug wurden durch geringe Ausführungsgeschwindigkeiten reduziert und durch die Regelung ausgeglichen. Für alle drei Projekte PANDORA, TRITON und MERBOTS wurde eine modifizierte Variante des GIRONA 500 Fahrzeugs verwendet. Im Projekt TWINBOT [36] wurden ebenfalls zwei dieser Fahrzeuge für eine kooperative Greif- und Transportoperation eingesetzt. Der Umgang mit Koppeleffekten zwischen den Teilsystemen ist dabei ähnlich wie im TRIDENT Projekt. Durch gezielte Vorgaben in der Trajektorien- und Missionsplanung werden Koppeleffekte reduziert, anstatt diese im Regelungssystem modellbasiert vorzusehen. Ein letztes Projekt, welches hier erwähnt werden soll, ist OCEAN ONE [52] beziehungsweise das Folgeprojekt OCEAN ONE K [53]. In diesen Projekten wurde ein futuristischer, humanoider Tauchroboter für Manipulationsoperationen entwickelt. Durch zwei Manipulatoren mit sieben Gelenken, acht Propellerantrieben und eine Stereokamera waren selbst komplizierte Interaktionen mit der Unterwasserwelt möglich. Die Automatisierung des Systems beschränkte sich dabei aber auf einfache Assistenzfunktionen wie beispielsweise eine Kurs- und Tiefenregelung [54]. Manipulationen wurden mit dem System ferngesteuert mit haptischem und visuellem Feedback ausgeführt [55].

Aus der vorgestellten Übersicht wird deutlich, dass es in den letzten drei Jahrzehnten einige vielversprechende Entwicklungen gab, die eine Automatisierung von Manipulationsoperationen mit einem UVMS vorangetrieben haben. Die Arbeit [17] kommt zu einer ähnlichen Schlussfolgerung, hebt aber auch hervor, dass einige Kernaspekte in zukünftigen Arbeiten weiter adressiert und konkretisiert werden müssen. So sei die Berücksichtigung von Koppeleffekten zwischen den Teilsystemen und dem Einfluss der aufgenommenen Last auf ein freischwimmendes UVMS im Regelungssystem in den bisherigen Arbeiten unterrepräsentiert gewesen. Des Weiteren adressieren viele Veröffentlichungen nach Ansicht der Autoren nur einzelne Teilerforderungen der Anwendung und erarbeiten sehr spezifische und komplexe Lösungen. Eine erweiterte Sichtweise, die die gesamte Aufgabenkette umfasst und dabei realisierbar ist, lässt sich nur bei den hier vorgestellten Projekten und einigen wenigen weiteren Ausnahmen finden.

Ebenfalls nur im begrenzten Maße zu finden sind laut dieser Quelle Validierungen in Form von praktischen Experimenten. Die Einschätzung der praktischen Relevanz und Realisierbarkeit der Entwicklungen sei dadurch erschwert.

Im folgenden Abschnitt werden die Beiträge, die die vorliegende Arbeit über den Stand der Wissenschaft und Technik hinaus erbringt, kurz vorgestellt.

1.4. Zielsetzung

Die wissenschaftlichen Hauptziele dieser Arbeit sind Beiträge zur Automatisierung getauchter, miniaturisierter Mehrkörpersysteme, bestehend aus einem Observation Class ROV-Trägerfahrzeug und einem Mehrgelenk-Manipulator, zur Verbesserung der Nutzbarkeit und zur entsprechenden Erweiterung des Anwendungsspektrums dieser Fahrzeuge. Die Literaturrecherche hat gezeigt, dass in bisherigen Arbeiten die Verkopplungen zwischen den Teilsystemen vernachlässigt oder deren Auswirkungen durch entsprechende Vorgaben, beispielsweise geringe Ausführungsgeschwindigkeiten, minimiert wurden. In dieser Arbeit hingegen wird ein holistischer Ansatz für die modellbasierte Prädiktion und Kompensation dieser Kopplungen innerhalb des Regelungssystems erarbeitet. Für die Umsetzung eines solchen Regelungssystems werden darüber hinaus Funktionsgruppen aus dem Bereich der Führung und Navigation benötigt. Die Arbeit beschränkt sich daher nicht nur auf den Bereich der Regelung, sondern schließt alle Komponenten des Fahrzeugführungssystems mit ein. Das entwickelte Fahrzeugführungssystem für die Automatisierung von Manipulationsoperationen unter Wasser wird an einem miniaturisierten UVMS-Testfahrzeug evaluiert. Folgende Problemstellungen werden im Detail in dieser Arbeit betrachtet und entsprechende Beiträge zu deren Lösung erarbeitet.

- Wie Simulationen, die im Rahmen dieser Arbeit entstanden sind, oder auch die Veröffentlichung [56] zeigen, können die auftretenden Koppeleffekte bei einem miniaturisierten UVMS signifikant sein und die Steuerungsaufgaben des Fahrzeugführers erschweren. Die Prädiktion und Kompensation der Koppeleffekte ist somit eine essenzielle Voraussetzung für eine erfolgreiche Missionsausführung mit diesen Fahrzeugen. In der vorliegenden Arbeit wird daher eine aus der Literatur entnommene modellbasierte Trajektorienfolgeregelung erweitert und auf ein Testfahrzeug angepasst. Es wird, im Kontrast zum Stand der Technik, der Ansatz einer holistischen, hierarchischen Regelungsstruktur verfolgt.
- Für eine erfolgreiche Prädiktion und Kompensation des Fahrzeugverhaltens werden neben dem aktuellen Bewegungszustand auch die zukünftigen Zustände benötigt. Die Berechnung der zukünftigen Bewegungszustände erfolgt im Führungssystem basierend auf den Vorgaben des Anwenders. Die Erzeugung geeigneter Trajektorien für die Lagebeschreibung mit Quaternionen stellt einen weiteren Beitrag dieser Arbeit dar.
- Für die Missionsplanung und die darauf aufbauende Trajektorienerzeugung eines UVMS wird der genaue Arbeitsraum des Manipulators benötigt. Neben den kinematischen Beschränkungen der Gelenke, müssen für die Berechnung auch die Gelenkwinkelkonfigurationen berücksichtigt werden, bei denen es sonst zu Kollisionen innerhalb der kinematischen Kette oder mit dem Trägerfahrzeug kommen würde. Die vorliegende Arbeit stellt ein Verfahren für die Analyse des beschränkten Arbeitsraums des Manipulators vor und wendet dieses auf die Zielhardware an.

- Eine Herausforderung bei der Verwendung von parametrischen Modellen innerhalb des Regelungssystems ist die Ermittlung der Parameter für die korrekte Nachbildung des Verhaltens des realen Systems. Ein Teil der Arbeit befasst sich daher mit der experimentellen Parameteridentifikation und der anschließenden Validierung des Modellverhaltens.
- Um die entwickelten wissenschaftlichen Beiträge dieser und anderer Arbeiten auf dem Gebiet der UVMS-Automation zu evaluieren, wurde eine Testumgebung geschaffen und die Schnittstellen zwischen realem Fahrzeug und dem Fahrzeugführungssystem entwickelt und realisiert. Im Rahmen dieser Arbeit wurde das entworfene Fahrzeugführungssystem in dieser Testumgebung umgesetzt und dessen Funktion nachgewiesen.

Zudem sind im Rahmen der Forschungs- und Entwicklungstätigkeit dieser Arbeit folgende Publikationen entstanden.

S. Lack, E. Rentzow und T. Jeinsch, „Experimental parameter identification for an open-frame ROV: Comparison of towing tank tests and open water self-propelled tests,“ in *IFAC-PapersOnLine*, Bd. 52, Daejeon, Korea: Elsevier Ltd., 18. Sep. 2019, S. 271–276

S. Lack, E. Rentzow und T. Jeinsch, „Trajectory generation for a quaternion based 6-DoF ROV tracking controller,“ in *2022 30th Mediterranean Conference on Control and Automation (MED)*, ISSN: 2473-3504, Vouliagmeni, Greece: IEEE, 30. Juni 2022, S. 414–419

S. Lack, E. Rentzow und T. Jeinsch, „Modelling and workspace analysis for an underwater manipulator,“ in *2023 31st Mediterranean Conference on Control and Automation (MED)*, ISSN: 2473-3504, Limassol, Cyprus: IEEE, Juni 2023, S. 698–703

C. Rethfeldt, S. Lack und T. Jeinsch, „Optimization-based actuator allocation for underwater vehicles with variable buoyancy systems,“ in *2023 International Interdisciplinary PhD Workshop (IIPhDW)*, Wismar, Germany: IEEE, Mai 2023, S. 1–6

S. Lack, E. Rentzow und T. Jeinsch, „Control of a Small Underwater Vehicle Manipulator System - A Highly Automated Pick and Place Experiment,“ in *OCEANS 2024 - Singapore*, Singapore: IEEE, Apr. 2024, S. 1–8

1.5. Struktur der Arbeit

Die vorliegende Arbeit gliedert sich in die folgenden Kapitel:

Kapitel 2 beginnt mit der Erläuterung allgemeiner Begrifflichkeiten und Definitionen im Zusammenhang mit der Beschreibung des Bewegungsverhaltens von Unterwasserfahrzeugen. Neben der Beschreibung des generellen Aufbaus eines Fahrzeugführungssystems und der Vorstellung der verwendeten Koordinatensysteme wird dabei besonders auf die Lagebeschreibung mit Quaternion und deren Besonderheiten eingegangen. Aufbauend auf diesen Grundlagen wird die Modellierung der beiden Teilsysteme, der ROV-Trägerplattform sowie des Mehrgelenk-Manipulator des getauchten Mehrkörpersystems UVMS, vorgestellt. Bei der Modellierung werden die Effekte der Kinematik, der Festkörperdynamik, der Hydrostatik und der Hydrodynamik

mik für beide Systeme getrennt betrachtet. Im sich anschließenden Schritt der Modellsynthese erfolgt die Zusammenführung der Teilmodelle an den vorab definierten Schnittstellen zu einem Gesamtmodell des UVMS. Das Kapitel schließt mit der Vorstellung ausgewählter Methoden zur Bedatung des entwickelten Modells, wobei eine Fokussierung auf die Ermittlung der hydrostatischen und hydrodynamischen Parameter gewählt wurde.

Kapitel 3 stellt eingangs den Ablauf und die Abschnitte einer typischen Manipulationsmission zum Bergen eines Zielobjekts in einem initial unbekanntem Missionsgebiet mit einem UVMS vor. Es folgt eine Analyse der Mission basierend auf dem Stand der Technik und eine Einordnung und Konkretisierung der Aufgabenstellung dieser Arbeit. Im weiteren Verlauf des Kapitels erfolgt die Vorstellung des für die späteren Verifikationsexperimente verwendeten Fahrzeugs und die der Versuchsumgebung. Vor dem Hintergrund dieses miniaturisierten UVMS werden die Anforderungen an das Fahrzeugführungssystem für die Realisierung der Aufgabenstellung erarbeitet. Dabei wird getrennt auf die Teilsysteme Führung, Navigation und Regelung des Fahrzeugführungssystems eingegangen. Abschließend wird ein Konzept entwickelt, mit dem die gestellten Anforderungen erfüllt und eine automatisierte Greifoperation realisiert werden kann.

Kapitel 4 stellt den Hauptteil dieser Arbeit dar und beschreibt die methodische Umsetzung des im vorherigen Kapitel erarbeiteten Konzepts des Fahrzeugführungssystems. Begonnen wird mit der Erarbeitung des Führungssystems, welches die Umsetzung der Missionsplanung, Trajektoriengenerierung für ROV und Manipulator sowie die Manipulationsstrategie umfasst. Im Kontext der Trajektoriengenerierung wird für das ROV ein gestaffelter Ansatz entwickelt, der eine Bahnplanung komfortabel im erdfesten Bezugssystem und eine anschließende Geschwindigkeitsprofilformung, unter Ausnutzung der Vorteile der Quaternion-Lagebeschreibung, gestattet. Es wird gezeigt, dass mit diesem Ansatz die Berechnung von kontinuierlichen, eindeutigen, zweifach differenzierbaren Trajektorien ermöglicht wird, wie sie für das Regelungssystem erforderlich sind. Im weiteren Verlauf des Kapitels wird auf die Entwicklung des Navigationssystems und auf den Umgang mit Sensorausfällen eingegangen. Dazu wird ein Kalman-Filter verwendet, der die Systemzustände durch die Fusion der verschiedenen Sensormesswerte erzeugt. Primäre Datenquelle zur Bestimmung der absoluten Position und Orientierung des UVMS im gewählten Experimentalaufbau ist ein kamerabasiertes Messsystem. Eine Untersuchung der Reaktionszeit dieses Systems ist essenziell für die Wahl einer geeigneten Abtastzeit und stellt einen weiteren Bestandteil des Navigationsabschnitts dar. Im folgenden Abschnitt des Kapitels wird die Entwicklung des Regelungssystems beschrieben. Ausgehend von einer dem Stand der Technik entnommenen Regelungsstruktur wird ein kaskadiertes, holistisches Regelungssystem mit modellgestützter, inversionsbasierter Vorsteuerung zur Prädiktion und Kompensation der Koppeffekte im UVMS-Verbundsystem entwickelt. Der letzte Abschnitt des Kapitels befasst sich anschließend mit der Bedatung der Modelle, die in der Regelung verwendet werden.

Kapitel 5 fasst die Simulation und Experimente zusammen, die für die Verifikation des entwickelten Fahrzeugführungssystems durchgeführt wurden. Das Kapitel beginnt mit der Beschreibung, Ausführung und Auswertung einer Simulation und eines Experiments zur Evaluierung der Abbildungseigenschaften des bedateten Manipulator-Modells. Im zweiten Abschnitt wird das ROV-Modell untersucht, wobei im Gegensatz zur Verifikation des Manipulator-Modells die Ergebnisse von Simulation und realem Versuch im geschlossenen Regelkreis betrachtet werden. In diesem Zusammenhang wird auch auf die gewählte Methodik zur Auslegung des Regelungssystems eingegangen. Der dritte Abschnitt des Kapitels fokussiert sich abschließend auf die praktische Erprobung des Fahrzeugführungssystems. Am Beispiel

1. Einleitung

einer automatisierten Greifoperation wird in der Versuchsumgebung mit dem UVMS die Funktion des entwickelten Systems nachgewiesen und das Potenzial des verfolgten Konzepts exemplarisch gezeigt.

2. Systembeschreibung

2.1. Allgemeine Aspekte

In den folgenden Abschnitten werden ausgewählte Aspekte und Grundlagen vorgestellt, die für das Verständnis der vorliegenden Arbeit relevant sind. Dabei wird auf den allgemeinen Aufbau eines Fahrzeugführungssystems eingegangen und dessen Teilkomponenten werden erläutert. Außerdem werden die in der Arbeit verwendeten Referenzkoordinatensysteme vorgestellt und damit zusammenhängende Begriffe definiert. Für die Lagebeschreibung des freischwimmenden Fahrzeugs werden Einheitsquaternionen verwendet. Deren Aufbau und Eigenschaften stellen einen weiteren Bestandteil des folgenden Abschnitts dar. Abschließend wird das UVMS-Mehrkörpersystem vorgestellt und die Schnittstellen der Teilsysteme für die folgenden Kapitel definiert.

2.1.1. Aufbau eines Fahrzeugführungssystems

Soll ein Fahrzeug definierte Manöver automatisiert ausführen, sei es an Land, in der Luft, auf oder auch eben unter Wasser, werden sogenannte Fahrzeugführungssysteme eingesetzt. Diese Systeme besitzen im Wesentlichen drei Teilkomponenten, die mit Führung, Navigation und Regelung (engl. Guidance, Navigation and Control - kurz GNC) bezeichnet werden. Die Verkopplung dieser drei Komponenten kann, je nach Ausprägung des Fahrzeugführungssystems, unterschiedlich ausfallen. Teilweise sind komplett modularisierte Systeme anzutreffen, die nur über den Austausch von Daten und Signalen untereinander interagieren, teilweise realisiert auch ein System die Funktionalität von mehreren dieser Teilkomponenten. Zusätzlich zu diesen drei Hauptkomponenten, in ihrer jeweiligen spezifischen Ausprägung, können auch noch weitere Bestandteile das Fahrzeugführungssystem ergänzen. So ist oft eine Mensch-Maschine-Schnittstelle vorhanden, um Vorgaben des Anwenders einzubinden und den aktuellen Status des Systems zu visualisieren. Eine Prinzipdarstellung eines Fahrzeugführungssystems zeigt Abbildung 2.1. Die folgenden Beschreibungen der Komponenten des Systems sind inhaltlich [62] entnommen.

Führungssystem: Es ist das System, welches aus den Vorgaben des Fahrzeugführers und verschiedenen anderen Informationen die notwendigen Vorgaben für das Regelungssystem berechnet. Die Eingangsgröße des Systems wird zum einen aus den Vorgaben des Anwenders in Form von Wegpunkten, Wegpunkt-Trajektorien (d. h. mit zeitlichem Bezug) oder allgemein Missionszielen, zum anderen aus den aktuellen Zustandsgrößen des Systems und dessen Umgebung gebildet. So können die Informationen von übergeordneten, externen Systemen mit einfließen, die zum Beispiel Wetterdaten, Umgebungsdaten (z. B. aus Tiefenkarten, Straßenplänen etc.) und Daten anderer Verkehrsteilnehmer in der Umgebung bereitstellen. Die Vorgaben für das Regelungssystem, beziehungsweise der Ausgang des Führungssystems, beinhalten meist die Soll-Position, Soll-Geschwindigkeit und Soll-Beschleunigung für das zu automatisierende Fahrzeug für den aktuellen Zeitschritt oder auch für zukünftige Abtastschritte. Die Berechnung der Ausgangsgrößen stellt in der Regel ein Optimierungsproblem dar, welches neben den

Eingängen zusätzlich auch entsprechende Nebenbedingungen und Vorgaben berücksichtigen muss. Typische Nebenbedingungen bei der Lösung des Führungsproblems sind Reduzierung des Energiebedarfs, Minimierung der benötigten Zeit und die Vermeidung von Kollisionen. Das verwendete Führungssystem dieser Arbeit wird in Abschnitt 4.1 vorgestellt.

Navigationssystem: Navigation im klassischen Sinne der Seefahrt, wo der Begriff seinen Ursprung hat, beinhaltet nicht nur die Frage „Wo bin ich?“, sondern auch „Wie komme ich zum Ziel?“. Die zweite Frage der Navigation wird typischerweise ausgelagert und, wie bereits beschrieben, vom Führungssystem beantwortet. Die Bestimmung des Zustandsvektors der Bewegungsgrößen des Fahrzeugs ist somit die Hauptaufgabe des Navigationssystems. Die Eingangsgröße für dieses System stellen alle verfügbaren Sensoren dar, die den aktuellen Zustand des Fahrzeugs ermitteln können. Aufgrund der Absorptionseigenschaften von Wasser kommen primär im Unterwasserbereich Sensoren zum Einsatz, deren Messprinzip auf Ultraschall basiert. Eine Geschwindigkeitsmessung kann beispielsweise mit einem Doppler Velocity Log (DVL), eine Abstandsmessung mittels Echolot und eine Positionsbestimmung über ein Ultra Short Base Line System (USBL) realisiert werden. Zusätzlich kommen inertielle Messeinheiten (engl. Inertial Measurement Unit - IMU), Drucksensoren, Kameras und weitere Sensoren für die Bestimmung der Bewegungszustände zum Einsatz. Innerhalb des Navigationssystems werden die bereitgestellten mit Störungen behafteten Rohdaten der Sensoren aufbereitet und in geeigneter Weise zusammengeführt. Zum Einsatz kommen dafür meist modellbasierte Filteralgorithmen wie beispielsweise Kalman-Filter. Als Ausgangsgröße wird vom Navigationssystem der geschätzte Zustandsvektor bereitgestellt. Dieser beinhaltet die aktuelle Position, Orientierung, Geschwindigkeit und Beschleunigung in allen oder nur in einem Teil der sechs Bewegungsfreiheitsgrade. Zusätzlich kann, wenn entsprechende Sensorik verbaut ist, das Navigationssystem auch Informationen aus der Umfelderkennung bereitstellen. Abschnitt 4.2 stellt das für diese Arbeit verwendete Navigationssystem vor.

Regelungssystem: In diesem Teilsystem werden alle Methoden zur Bestimmung des notwendigen Stellgrößenvektors für die Realisierung des Regelungsziels des Führungssystems zusammengefasst. Eingangsgrößen für dieses System sind die Ist-Bewegungszustände des Fahrzeugs, welche im Navigationssystem berechnet werden, und die jeweiligen Soll-Zustände aus dem Führungssystem. Der Ausgang stellt die Stellgrößen für die verschiedenen Aktoren dar. Das Regelungsziel, welches vom Regelungssystem verfolgt wird, kann je nach Anwendung unterschiedlich ausgeprägt sein (Bahn-, Trajektorien-, Geschwindigkeitsregelung etc.). Demnach ist auch das Regelungsgesetz unterschiedlich zu wählen. In dieser Arbeit wird eine hierarchische Regelungsstruktur mit modellbasierter Vorsteuerung verwendet. Die verwendete Struktur wird in Abschnitt 4.3 beschrieben.

2.1.2. Definitionen und Referenzsysteme

Vollständig getauchte, freischwimmende Unterwasserfahrzeuge können sich im dreidimensionalen Raum in allen sechs Freiheitsgraden bewegen. Diese sechs Freiheitsgrade gliedern sich in jeweils drei translatorische und drei rotatorische Bewegungen. Die Freiheitsgrade tragen die in Tabelle 2.1 aufgeführten Bezeichnungen [63]. In dieser Arbeit werden, wie im Forschungsbereich üblich, die englischen Bezeichnungen der Freiheitsgrade verwendet.

Wird eine Fahrzeugbewegung auf der Erde im globalen Maßstab beschrieben, so werden meist vier Koordinatensysteme verwendet. Zusätzlich kann eine beliebige Anzahl von Hilfskoordinatensystemen definiert werden, die je nach spezifischem Anwendungsfall vorteilhaft sein können. Das von den vier Basiskoordinatensystemen hierarchisch am höchsten angesie-

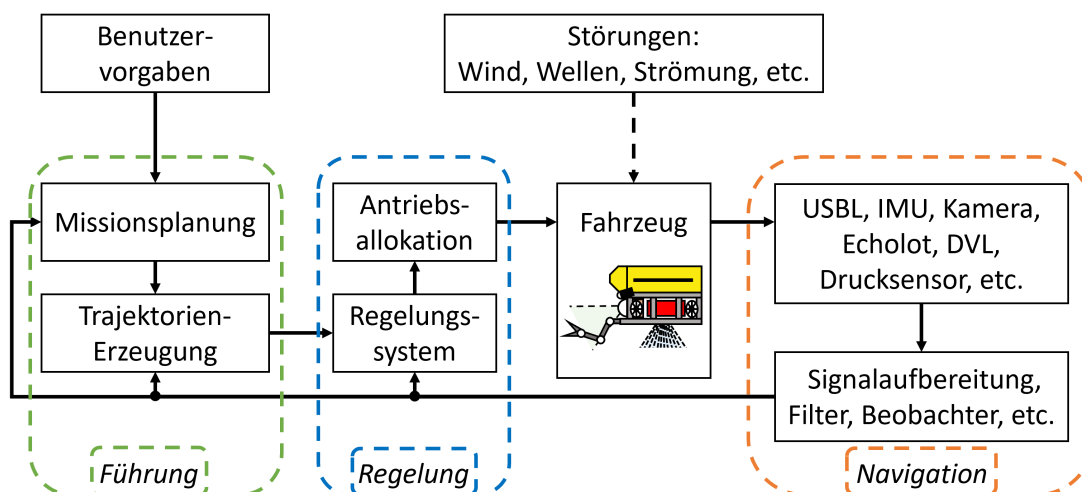


Abbildung 2.1.: Blockdiagramm eines Fahrzeugführungssystems mit den Teilkomponenten Führung, Navigation und Regelung.

Tabelle 2.1.: Bezeichner der Bewegungsfreiheitsgrade eines Unterwasserfahrzeugs.

englischer Bezeichner	Beschreibung
Surge	Translation entlang der X-Achse (Längsachse)
Sway	Translation entlang der Y-Achse (Querachse)
Heave	Translation entlang der Z-Achse (Hochachse)
Roll	Rotation um die X-Achse (Längsachse)
Pitch	Rotation um die Y-Achse (Querachse)
Yaw	Rotation um die Z-Achse (Hochachse)

delte ist das Earth-Centered Inertial-Koordinatensystem (ECI-System) [62]. Dieses System liegt mit seinem Koordinatenursprung im Mittelpunkt der Erde und dreht sich nicht mit dieser mit. Ebenfalls im Erdmittelpunkt liegt der Ursprung des Earth-Centered Earth-Fixed-Koordinatensystems (ECEF-System). Im Gegensatz zum ECI-System dreht sich dieses jedoch mit der Erde mit, ist also erdfest, und weist den Verdrehwinkel Ω_{ECEF} zum ECI-System auf. Die Z-Achse dieses Systems zeigt entlang der Rotationsachse der Erde, vom Südpol zum Nordpol, und die X-Achse zeigt auf den Greenwich-Meridian [64]. Beide Systeme werden nur notwendig, wenn große Transienten eines Fahrzeugs auf der Erdoberfläche beschrieben werden sollen, beispielsweise die eines Containerschiffes. Für die Beschreibung des Bewegungszustandes eines Fahrzeugs im lokalen Maßstab werden in der Regel nur zwei hierarchisch darunter angesiedelte Koordinatensysteme eingesetzt. Das North-East-Down-Koordinatensystem (NED-System) ist erdfest definiert und der Ursprung dieses Systems wird meist in die Nähe der aktuellen Position des Fahrzeugs gelegt. In dieser Arbeit werden Angaben im NED-System mit dem Index e gekennzeichnet. Grundlage für die Beschreibung der Position im ECI-System ist der Referenzellipsoid der Erde, der nach [65] definiert ist. Die Position wird im ECI-System mit Breitengrad Lat (Latitude) und Längengrad Lon (Longitude) sowie der Höhe angegeben. Die Ebene des NED-Koordinatensystems liegt tangential zum Ellipsoid und die Achsen des

Koordinatensystemen zeigen nach Norden und Osten. Da das Koordinatensystem, wie alle vorher genannten Systeme, ein rechtshändiges ist, zeigt die dritte Achse nach unten Richtung Erdmittelpunkt. Die beschriebene hierarchische Konstellation der Koordinatensysteme ist in Abbildung 2.2 dargestellt.

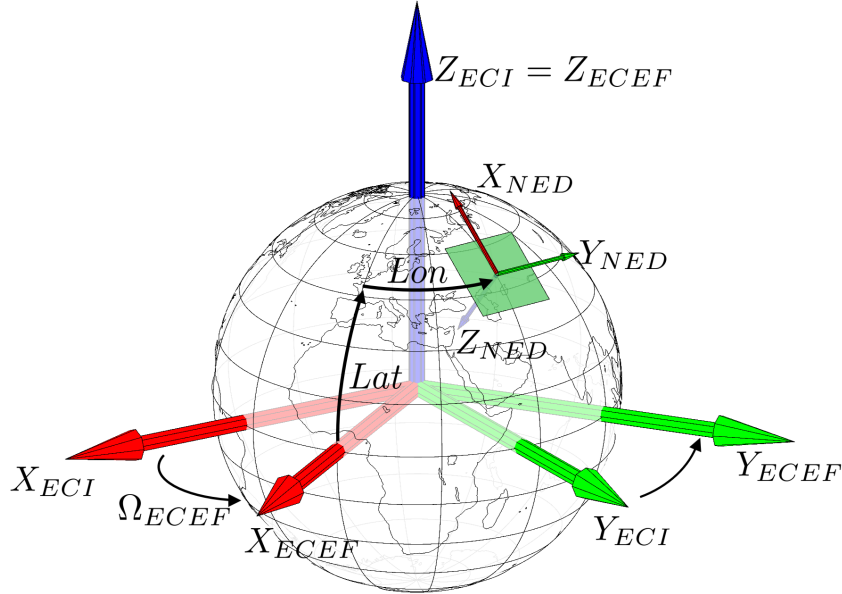


Abbildung 2.2.: Darstellung der hierarchischen Koordinatensystemstruktur zur Beschreibung einer Fahrzeugbewegungen auf der Erdoberfläche, mit Ω_{ECEF} als Verdrehwinkel zwischen dem ECI- und ECEF-System sowie mit Lat und Lon , als Breiten- und Längengrad für die Angabe der Position des NED-Systems im ECEF-System.

Beschränkt sich das Operationsgebiet nur auf einen kleinen Ausschnitt des Referenzellipsoids, so kann in guter Näherung der Operationsbereich als flach angesehen und im kartesischen NED-System angegeben werden. Die Angabe der Position des Fahrzeugs erfolgt in [m] relativ zum gewählten Ursprung. Das letzte Koordinatensystem der Beschreibungskette ist körperfest. Es bewegt sich also mit dem Fahrzeug mit und ist meist bei getauchten Fahrzeugen, wie auch in dieser Arbeit, im Massenmittelpunkt des Fahrzeugs eingetragen. Die X-Achse dieses Koordinatensystems zeigt entlang der Längsachse vom Heck zum Bug, die Y-Achse entlang der Querachse in Richtung Steuerboard und die Z-Achse entlang der Vertikalachse von der Oberseite zur Unterseite. Dieses Koordinatensystem wird als Body-Fixed-Koordinatensystem oder kurz als Body-System bezeichnet. Gekennzeichnet wird es im Kontext dieser Arbeit mit dem Index b . Die Transformation der Bewegungszustände zwischen dem Body- und dem NED-System erfolgt durch die Transformationsmatrix $\mathbf{J}(\mathbf{q})$ [62] mit

$$\mathbf{J}(\mathbf{q}) = \begin{bmatrix} {}^b_e \mathbf{R}(\mathbf{q}) & \mathbf{0}_{3 \times 3} \\ \mathbf{0}_{4 \times 3} & \frac{1}{2} {}^b_e \mathbf{U}(\mathbf{q}) \end{bmatrix} \quad (2.1)$$

in

$$\dot{\boldsymbol{\xi}} = \mathbf{J}(\mathbf{q})\boldsymbol{\nu} \Rightarrow \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{x}} \\ \dot{\mathbf{q}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} {}^b_e\mathbf{R}(\mathbf{q}) & \mathbf{0}_{3 \times 3} \\ \mathbf{0}_{4 \times 3} & \frac{1}{2} {}^b_e\mathbf{U}(\mathbf{q}) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{v} \\ \boldsymbol{\omega} \end{bmatrix}, \quad (2.2)$$

wobei $\boldsymbol{\xi}$ die Position $\mathbf{x} = [x, y, z]^T$ und die Lage $\mathbf{q} = [\eta, \boldsymbol{\epsilon}^T]^T = [\eta, \epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3]^T$ (Einheitsquaternion) des Fahrzeugs im erdfesten NED-System beschreibt [66]. Der Vektor $\boldsymbol{\nu}$, mit den Teilkomponenten $\mathbf{v} = [u, v, w]^T$ und $\boldsymbol{\omega} = [p, q, r]^T$, beschreibt die körperfesten translatorischen Geschwindigkeiten \mathbf{v} und die rotatorischen Geschwindigkeiten $\boldsymbol{\omega}$ in den verschiedenen Bewegungsfreiheitsgraden des Fahrzeugs im Body-System. Für die Darstellung von Transformationen eines Vektors zwischen zwei Koordinatensystemen gilt im Folgenden die Notation

$$\text{Zielsystem } \mathbf{a} = \begin{matrix} \text{Startsystem} \\ \text{Zielsystem} \end{matrix} \mathbf{R}(\mathbf{q}) \begin{matrix} \text{Startsystem} \\ \text{Zielsystem} \end{matrix} \mathbf{a}. \quad (2.3)$$

Da in dieser Arbeit nur die Bewegungen eines UVMS in einem stark eingegrenzten Operationsgebiet untersucht werden, werden primär die Systeme NED und Body verwendet. Wie aus (2.2) ersichtlich wird, werden für die Beschreibung der Orientierung des Fahrzeugs Einheitsquaternionen verwendet. Der Vektor $\boldsymbol{\xi}$ weist daher die Dimension $\mathbb{R}^{7 \times 1}$ auf. Die Lagebeschreibung mit Quaternionen und die entsprechenden Transformationsmatrizen ${}^b_e\mathbf{R}(\mathbf{q})$ und ${}^b_e\mathbf{U}(\mathbf{q})$ werden in den folgenden Abschnitten weiter thematisiert.

2.1.3. Quaternion zur Lagebeschreibung

Für die Beschreibung von Rotationen und der Orientierung des Fahrzeugs im NED-System werden in dieser Arbeit Einheitsquaternionen verwendet. In den folgenden Ausführungen wird daher zuerst die Auswahl dieser Beschreibungsform begründet, die Grundrechenregeln im Umgang mit Quaternionen vorgestellt und anschließend die Verwendung von Quaternionen im Kontext von Transformationsbeschreibungen fokussiert.

Vergleich von Quaternion und Euler-Winkel zur Lagebeschreibung

Quaternionen bieten gegenüber den Alternativen, wie beispielsweise Euler-Winkel, auch in der Form von Rotationsmatrizen, nach [67] einige besondere Eigenschaften, wodurch sie vorteilhaft für die spätere Beschreibung des ROV-Verhaltens in sechs Freiheitsgraden sind. Tabelle 2.2 listet einige der Vor- und Nachteile der beiden Beschreibungsformen auf. Die wesentlichen Punkte aus Tabelle 2.2 sollen im Folgenden näher erläutert werden.

Eine beliebige Verdrehung eines Koordinatensystems zu einem Inertialsystem kann mittels drei Teilrotationen in Form der Euler-Winkel dargestellt werden. Die Teilrotationen erfolgen dabei nacheinander um die Achsen des jeweils entstehenden, gedrehten Koordinatensystems. Die Reihenfolge der Drehungen um die entsprechenden Achsen wird als Rotationskonvention bezeichnet. Für die korrekte Interpretation der Euler-Winkel muss daher auch immer die verwendete Rotationskonvention bekannt sein [68]. Die unterschiedlichen Konventionen der Euler-Winkel können ineinander umgerechnet werden, weisen aber immer Singularitätspunkte in der Beschreibung auf [69], [70]. Das Problem der Singularität wird auch als Gimbal Lock bezeichnet. Dabei hat die Drehung um die erste Achse die gleiche Auswirkung auf die Beschreibung der Rotation wie eine Drehung um die dritte Achse. Es geht somit ein Beschreibungsfreiheitsgrad verloren. Diese Situation wird durch eine kritische Drehung um die zweite Achse erreicht, die sich je nach gewählter Konvention unterscheidet [69]. Durch die inkrementelle Natur der Euler-

Tabelle 2.2.: Vor- und Nachteile von Euler-Winkel/ Rotationsmatrizen und Quaternion.

	Euler-Winkel/ Rotationsmatrizen	Quaternion
Nachteile	<ul style="list-style-type: none"> • kontraintuitiv • unterschiedliche Rotationskonventionen • Gimbal Lock • Interpolation schwierig 	<ul style="list-style-type: none"> • nur für Rotationen geeignet • geringe Verbreitung in der Lehre und Anwendung • Anwendung erscheint schwierig
Vorteile	<ul style="list-style-type: none"> • große Verbreitung • als Standardpakete oft verfügbar (MATLAB, Octave, etc.) • homogen Matrizen auch für andere Transformation geeignet 	<ul style="list-style-type: none"> • einfache geometrische Interpretierbarkeit • unabhängig von Rotationskonventionen • Interpolation einfach • kein Gimbal Lock • kompakte Darstellungsform

Winkel ist eine Interpolation einer Drehung mit definierter Bahn im dreidimensionalen Raum nicht trivial [67]. Mit entsprechenden trigonometrischen Funktionen können die Euler-Winkel in Rotationsmatrizen überführt werden, was sie ungenauer (Verwendung von Näherungen) und rechenintensiver macht [68].

Im Gegensatz zu Euler-Winkeln wirkt die Orientierungsbeschreibung mit Quaternionen komplexer und ist für die meisten Anwender ungewohnt, da sie nach [67] nur selten in der Lehre thematisiert wird und entsprechend selten Anwendung in Forschungsarbeiten findet. Die Vorteile, wie kein Gimbal Lock oder die einfache Umsetzung von Interpolation, die diese Beschreibungsform bietet, werden daher oft vernachlässigt und eine Beschreibung mit Euler-Winkel wird vorgezogen. Des Weiteren werden für die kinematischen Berechnungen mit Quaternion keine trigonometrischen Funktionen benötigt, sondern ausschließlich Multiplikationen und Additionen ausgeführt [71]. Eine weitere Besonderheit einer Quaternion-basierten Lagebeschreibungen ist, dass die kinematische Berechnung linear im Bezug auf das jeweilige Quaternion \mathbf{q} ist [71].

Grundrechenarten - Quaternion

Quaternionen im Allgemeinen sind, ähnlich wie die komplexen Zahlen, eine Erweiterung der reellen Zahlen und besitzen einen reellen Anteil η sowie einen imaginären Anteil mit drei Komponenten, welcher mit $\boldsymbol{\epsilon} = [\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3]^T$ zusammengefasst werden kann [72]. Ein Quaternion \mathbf{q} kann entweder als Linearkombination zur Basis $\{1, i, j, k\}$ oder als Vektor mit

$$\begin{aligned}
 \mathbf{q} &\equiv \eta + \epsilon_1 i + \epsilon_2 j + \epsilon_3 k & \eta, \epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3 &\in \mathbb{R} \\
 &\equiv \begin{bmatrix} \eta, & \boldsymbol{\epsilon}^T \end{bmatrix}^T & \eta &\in \mathbb{R}, \quad \boldsymbol{\epsilon} \in \mathbb{R}^3 \\
 &\equiv \begin{bmatrix} \eta, & [\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3] \end{bmatrix}^T & \eta, \epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3 &\in \mathbb{R}
 \end{aligned} \tag{2.4}$$

dargestellt werden [67], [73]. In dieser Arbeit werden Einheitsquaternionen für alle Transformationen verwendet. Diese weisen die in (2.4) gezeigte Form auf, haben aber die Besonderheit, dass der Betrag genau eins beträgt. Die Berechnung der Norm eines Quaternion \mathbf{q} ist äquivalent zu der euklidischen Norm in \mathbb{R}^4 . Es gilt

$$\|\mathbf{q}\|_2 = \sqrt{\mathbf{q} \bullet \mathbf{q}} = \sqrt{\eta^2 + \epsilon_1^2 + \epsilon_2^2 + \epsilon_3^2} = 1 \quad (2.5)$$

(\bullet kennzeichnet das Skalarprodukt), womit die Inverse eines Einheitsquaternion durch die komplexe Konjugation des Quaternion mit

$$\mathbf{q}\bar{\mathbf{q}} = \mathbf{I}_{4 \times 4} \Rightarrow \bar{\mathbf{q}} = \mathbf{q}^{-1} \quad (2.6)$$

berechnet werden kann [67], wobei $\mathbf{I}_{4 \times 4}$ für die Einheitsmatrix der Größe vier steht. Die komplexe Konjugation ist dabei mit

$$\bar{\mathbf{q}} = [\eta, -\epsilon^T]^T \quad (2.7)$$

definiert. Jedes beliebige Quaternion $\hat{\mathbf{q}}$ kann durch eine Normierung, wie in (2.8) gezeigt, in ein Einheitsquaternion \mathbf{q} überführt werden, wobei (2.14) Anwendung findet.

$$\mathbf{q} = \frac{\hat{\mathbf{q}}}{\|\hat{\mathbf{q}}\|_2} = \frac{\eta + \epsilon_1 \mathbf{i} + \epsilon_2 \mathbf{j} + \epsilon_3 \mathbf{k}}{\sqrt{\eta^2 + \epsilon_1^2 + \epsilon_2^2 + \epsilon_3^2}} \quad (2.8)$$

Die Addition und Subtraktion von Quaternionen erfolgt elementweise und kann entsprechend mit

$$\begin{aligned} \mathbf{q}_1 \pm \mathbf{q}_2 &= (\eta_{0,1} + \epsilon_{1,1}\mathbf{i} + \epsilon_{2,1}\mathbf{j} + \epsilon_{3,1}\mathbf{k}) \pm (\eta_{0,2} + \epsilon_{1,2}\mathbf{i} + \epsilon_{2,2}\mathbf{j} + \epsilon_{3,2}\mathbf{k}) \\ &= (\eta_{0,1} \pm \eta_{0,2}) + (\epsilon_{1,1} \pm \epsilon_{1,2})\mathbf{i} + (\epsilon_{2,1} \pm \epsilon_{2,2})\mathbf{j} + (\epsilon_{3,1} \pm \epsilon_{3,2})\mathbf{k} \end{aligned} \quad (2.9)$$

gebildet werden [74]. Nach [74] ist das Skalarprodukt, oder innere Produkt, für die Quaternionen als

$$\begin{aligned} \mathbf{q}_1 \bullet \mathbf{q}_2 &= (\eta_{0,1} + \epsilon_{1,1}\mathbf{i} + \epsilon_{2,1}\mathbf{j} + \epsilon_{3,1}\mathbf{k}) \bullet (\eta_{0,2} + \epsilon_{1,2}\mathbf{i} + \epsilon_{2,2}\mathbf{j} + \epsilon_{3,2}\mathbf{k}) \\ &= \eta_{0,1}\eta_{0,2} + \epsilon_{1,1}\epsilon_{1,2} + \epsilon_{2,1}\epsilon_{2,2} + \epsilon_{3,1}\epsilon_{3,2} \end{aligned} \quad (2.10)$$

definiert. Die allgemeine Quaternion-Multiplikation kann mit

$$\begin{aligned} \mathbf{q}_1 \mathbf{q}_2 &= (\eta_{0,1} + \epsilon_{1,1}\mathbf{i} + \epsilon_{2,1}\mathbf{j} + \epsilon_{3,1}\mathbf{k})(\eta_{0,2} + \epsilon_{1,2}\mathbf{i} + \epsilon_{2,2}\mathbf{j} + \epsilon_{3,2}\mathbf{k}) \\ &= \begin{bmatrix} \eta_{0,1} & -\epsilon_1^T \\ \epsilon_1 & \eta_{0,1}\mathbf{I}_{3 \times 3} + \mathbf{S}(\epsilon_1) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \eta_{0,2} \\ \epsilon_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} (\eta_{0,1}\eta_{0,2} - \epsilon_{1,1}\epsilon_{1,2} - \epsilon_{2,1}\epsilon_{2,2} - \epsilon_{3,1}\epsilon_{3,2}) \\ (\eta_{0,1}\epsilon_{1,2} + \epsilon_{1,1}\eta_{0,2} + \epsilon_{2,1}\epsilon_{3,2} - \epsilon_{3,1}\epsilon_{2,2})\mathbf{i} \\ (\eta_{0,1}\epsilon_{2,2} - \epsilon_{1,1}\epsilon_{3,2} + \epsilon_{2,1}\eta_{0,2} + \epsilon_{3,1}\epsilon_{1,2})\mathbf{j} \\ (\eta_{0,1}\epsilon_{3,2} + \epsilon_{1,1}\epsilon_{2,2} - \epsilon_{2,1}\epsilon_{1,2} + \epsilon_{3,1}\eta_{0,2})\mathbf{k} \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (2.11)$$

realisiert werden, da nach den allgemeinen Hamilton-Regeln [75] gilt

$$\mathbf{i}^2 = \mathbf{j}^2 = \mathbf{k}^2 = \mathbf{ijk} = -1, \quad \mathbf{ij} = \mathbf{k} = -\mathbf{ji}, \quad \mathbf{jk} = \mathbf{i} = -\mathbf{kj}, \quad \mathbf{ki} = \mathbf{j} = -\mathbf{ik}. \quad (2.12)$$

Die Funktion $\mathbf{S}(\epsilon)$ in (2.11) bildet die schiefsymmetrische Kreuzproduktmatrix aus dem übergebenen Vektor und kann für eine kompakte Darstellung (mit Matrizenmultiplikation) des Kreuzprodukts verwendet werden. Die Bildung dieser schiefsymmetrischen Matrix und der

Zusammenhang zum Kreuzprodukt sind in (2.13) aufgeschlüsselt [62].

$$\mathbf{S}(\boldsymbol{\epsilon}) = \begin{bmatrix} 0 & -\epsilon_3 & \epsilon_2 \\ \epsilon_3 & 0 & -\epsilon_1 \\ -\epsilon_2 & \epsilon_1 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.13)$$

$$\mathbf{S}(\boldsymbol{\epsilon}) = -\mathbf{S}^T(\boldsymbol{\epsilon}), \quad \mathbf{a} \times \mathbf{b} \equiv \mathbf{S}(\mathbf{a})\mathbf{b} \quad \text{mit } \mathbf{a}, \mathbf{b} \in \mathbb{R}^3$$

Die Multiplikation eines Quaternions mit einem Skalar λ kann aus (2.11) abgeleitet werden [67]. Wird $\mathbf{q}_\lambda = [\lambda, \mathbf{0}_{1 \times 3}]^T$ in (2.11) eingesetzt erhält man

$$\mathbf{q}_\lambda \mathbf{q}_2 = [\lambda, \mathbf{0}_{1 \times 3}]^T [\eta_{0,2}, \boldsymbol{\epsilon}_2]^T = [\lambda\eta_{0,2}, \lambda\boldsymbol{\epsilon}_2]^T. \quad (2.14)$$

Der Zusammenhang in (2.14) ist im Gegensatz zur reinen Quaternion-Multiplikation in (2.11) kommutativ. Jedes Einheitsquaternion kann in die einfach geometrisch zu interpretierende Polarform überführt werden. Diese besteht aus einer Achse, beschrieben durch einen Vektor \mathbf{n}_d und dem Drehwinkel Ω . Der Drehwinkel (auch Polarwinkel genannt) gibt dabei an, wie weit der Körper um die definierte Achse gedreht werden muss. Ein beliebiges Einheitsquaternion lässt sich mit

$$\begin{aligned} \mathbf{q} &= \eta + \epsilon_1 \mathbf{i} + \epsilon_2 \mathbf{j} + \epsilon_3 \mathbf{k} \\ &= \cos\left(\frac{1}{2}\Omega\right) + \mathbf{n}_d \sin\left(\frac{1}{2}\Omega\right) \end{aligned} \quad (2.15)$$

in die beschriebene Polardarstellung überführen [76], [67], wobei

$$\Omega = 2 \arccos(\eta) \in]-\pi, \pi] \quad (2.16)$$

und

$$\mathbf{n}_d = \frac{\boldsymbol{\epsilon}}{|\boldsymbol{\epsilon}|} = \frac{[\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3]^T}{\sqrt{\epsilon_1^2 + \epsilon_2^2 + \epsilon_3^2}} = \frac{[\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3]^T}{\sqrt{1 - \eta^2}} \quad (2.17)$$

verwendet wird.

Die in (2.2) eingeführte Transformation mit der Matrix $\mathbf{J}(\mathbf{q})$ zwischen dem erdfesten NED-System und dem körperfesten Body-System beinhaltet die Teiltransformationen ${}^b_e\mathbf{R}(\mathbf{q})$ und ${}^b_e\mathbf{U}(\mathbf{q})$, welche im Folgenden näher erläutert werden.

Rotationsmatrix ${}^b_e\mathbf{R}(\mathbf{q})$ der translatorischen Freiheitsgrade

Die Rotationsmatrix ${}^b_e\mathbf{R}(\mathbf{q})$ für die Transformation der translatorischen Geschwindigkeiten zwischen Body- und NED-System ist für Einheitsquaternionen definiert mit

$${}^b_e\mathbf{R}(\mathbf{q}) = \mathbf{I}_{3 \times 3} + 2\eta\mathbf{S}(\boldsymbol{\epsilon}) + 2\mathbf{S}^2(\boldsymbol{\epsilon}) \in \mathbb{R}^{3 \times 3} \quad (2.18)$$

und lässt sich unter Zuhilfenahme von (2.5) und (2.13) ausgeschrieben mit

$${}^b\mathbf{R}(\mathbf{q}) = \begin{bmatrix} \eta^2 + \epsilon_1^2 - \epsilon_2^2 - \epsilon_3^2 & 2(\epsilon_1\epsilon_2 - \eta\epsilon_3) & 2(\eta\epsilon_2 + \epsilon_1\epsilon_3) \\ 2(\eta\epsilon_3 + \epsilon_1\epsilon_2) & \eta^2 - \epsilon_1^2 + \epsilon_2^2 - \epsilon_3^2 & 2(\epsilon_2\epsilon_3 - \eta\epsilon_1) \\ 2(\epsilon_1\epsilon_3 - \eta\epsilon_2) & 2(\epsilon_2\epsilon_3 + \eta\epsilon_1) & \eta^2 - \epsilon_1^2 - \epsilon_2^2 + \epsilon_3^2 \end{bmatrix} \quad (2.19)$$

darstellen [62]. Gleichung (2.18) ist zweideutig, da sowohl \mathbf{q} als auch $-\mathbf{q}$ die gleiche Transformation beschreiben [69]. Es gilt

$${}^b\mathbf{R}(\mathbf{q}) \equiv {}^b\mathbf{R}(-\mathbf{q}). \quad (2.20)$$

Betrachtet man diese Zweideutigkeit im Kontext der in (2.15) vorgestellten Polarform, so wird deutlich, dass eine Drehung um eine definierte Achse hin zu einer Ziellage ebenfalls in zwei Varianten (Drehrichtungen) realisierbar ist. In der Anwendung wird diese Zweideutigkeit meist durch die Betrachtung des Realteils η (indirekt des Polarwinkels Ω) des Quaternionen \mathbf{q} aufgelöst. Dabei wird entweder der Drehsinn um die Achse konstant gehalten oder der kleinere der beiden Übergänge gewählt. Die Inverse ${}^e\mathbf{R}(\mathbf{q})$ der Rotationsmatrix ${}^b\mathbf{R}(\mathbf{q})$ kann aufgrund von (2.6) und (2.7) mit

$${}^e\mathbf{R}(\mathbf{q}) = \left({}^b\mathbf{R}(\mathbf{q})\right)^{-1} = \left({}^b\mathbf{R}(\mathbf{q})\right)^T = {}^b\mathbf{R}(\bar{\mathbf{q}}) \quad (2.21)$$

berechnet werden [71]. Werden zwei Rotationen, beschrieben durch die Quaternionen \mathbf{q}_1 und \mathbf{q}_2 , nacheinander ausgeführt, so kann die entstehende Rotation ${}^2\mathbf{R}^*(\mathbf{q}_1, \mathbf{q}_2)$ mit

$${}^2\mathbf{R}^*(\mathbf{q}_1, \mathbf{q}_2) = {}^1\mathbf{R}(\mathbf{q}_1) {}^2\mathbf{R}(\mathbf{q}_2) = {}^2\mathbf{R}(\mathbf{q}_1\mathbf{q}_2), \quad (2.22)$$

bestimmt werden. Wie aus (2.22) ersichtlich wird, kann entweder die Matrixmultiplikation der beiden Rotationsmatrizen oder die Quaternion-Multiplikation angewendet werden, um die Gesamtrationsmatrix zu berechnen. Wird angenommen, dass die beiden Rotationen ${}^1\mathbf{R}(\mathbf{q}_1)$ und ${}^2\mathbf{R}(\mathbf{q}_2)$ jeweils eine Verdrehung ausgehend von derselben initial nicht verdrehten Körperlage beschreiben und wird die Transformation ${}^2\mathbf{R}^*(\mathbf{q}_1, \mathbf{q}_2)$ gesucht, die den Übergang zwischen diesen beiden Orientierungen darstellt, kann

$${}^2\mathbf{R}^*(\mathbf{q}_1, \mathbf{q}_2) = \left({}^1\mathbf{R}(\mathbf{q}_1)\right)^T {}^2\mathbf{R}(\mathbf{q}_2) = {}^2\mathbf{R}(\bar{\mathbf{q}}_1\mathbf{q}_2) \quad (2.23)$$

angewendet werden.

Rotationsmatrix ${}^b\mathbf{U}(\mathbf{q})$ der rotatorischen Freiheitsgrade

Die Rotationsmatrix ${}^b\mathbf{U}(\mathbf{q})$ aus (2.2) beschreibt die Transformation der körperfesten rotatorischen Geschwindigkeiten in erdfeste Geschwindigkeiten. Die Rotationsmatrix kann mit dem Einheitsquaternion \mathbf{q} und der Bestimmungsvorschrift

$${}^b\mathbf{U}(\mathbf{q}) = \begin{bmatrix} -\boldsymbol{\epsilon}^T \\ \eta\mathbf{I}_{3\times 3} + \mathbf{S}(\boldsymbol{\epsilon}) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\epsilon_1 & -\epsilon_2 & -\epsilon_3 \\ \eta & -\epsilon_3 & \epsilon_2 \\ \epsilon_3 & \eta & -\epsilon_1 \\ -\epsilon_2 & \epsilon_1 & \eta \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{4\times 3} \quad (2.24)$$

gebildet werden [62]. Die inverse Transformationsmatrix $\left({}^b\mathbf{U}(\mathbf{q})\right)^+$ (Pseudoinverse) der rotatorischen Freiheitsgrade kann durch Transponierung der Matrix ${}^b\mathbf{U}(\mathbf{q})$ mit

$${}^e\mathbf{U}(\mathbf{q}) = \left({}^b\mathbf{U}(\mathbf{q})\right)^+ = \left({}^b\mathbf{U}(\mathbf{q})\right)^T \quad (2.25)$$

berechnet werden. In dieser Arbeit werden Pseudoinversen mit $+$ gekennzeichnet. Verwendet wird die Moore-Penrose-Inverse, die mit

$$\mathbf{A}^+ = (\mathbf{A}^T \mathbf{A})^{-1} \mathbf{A}^T \quad (2.26)$$

für Matrizen mit linear unabhängigen Spalten (linke Inverse) und mit

$$\mathbf{A}^+ = \mathbf{A}^T (\mathbf{A} \mathbf{A}^T)^{-1} \quad (2.27)$$

für Matrizen mit linear unabhängigen Zeilen (rechte Inverse) definiert ist [77]. Der Zusammenhang aus (2.25) ergibt sich mit (2.26), da bei Verwendung von Einheitsquaternionen gilt

$$\left({}^b\mathbf{U}(\mathbf{q})\right)^T {}^b\mathbf{U}(\mathbf{q}) = \mathbf{I}_{3 \times 3}, \quad (2.28)$$

wobei zu beachten ist, dass (2.28) nicht kommutativ ist und somit

$${}^b\mathbf{U}(\mathbf{q}) \left({}^b\mathbf{U}(\mathbf{q})\right)^T \neq \mathbf{I}_{4 \times 4} \quad (2.29)$$

ergibt. Das im vorherigen Abschnitt beschriebene Vorgehen bei gestaffelten Transformationen und das Vorgehen für den Umgang mit Mehrdeutigkeit, kann in gleicher Weise auf die Transformationsmatrix der rotatorischen Freiheitsgrade angewendet werden.

Inverse und Ableitung der Transformationsmatrix $\mathbf{J}(\mathbf{q})$:

Die Inverse der Transformationsmatrix $\mathbf{J}(\mathbf{q})$, die für die Transformation von Geschwindigkeiten vom NED-System in das Body-System benötigt wird, ergibt sich aus (2.21) und (2.25) zu

$$\mathbf{J}(\mathbf{q}) = \begin{bmatrix} {}^b\mathbf{R}(\mathbf{q}) & \mathbf{0}_{3 \times 3} \\ \mathbf{0}_{4 \times 3} & \frac{1}{2} {}^b\mathbf{U}(\mathbf{q}) \end{bmatrix} \Rightarrow \mathbf{J}^+(\mathbf{q}) = \begin{bmatrix} \left({}^b\mathbf{R}(\mathbf{q})\right)^T & \mathbf{0}_{3 \times 4} \\ \mathbf{0}_{3 \times 3} & 2 \left({}^b\mathbf{U}(\mathbf{q})\right)^T \end{bmatrix}. \quad (2.30)$$

Da $\mathbf{J}(\mathbf{q})$ nicht quadratisch ist, kann die Inverse nur über eine Pseudoinverse abgebildet werden. Die Pseudoinverse von $\mathbf{J}(\mathbf{q})$ kann mit

$$\mathbf{J}^+(\mathbf{q}) = \left(\mathbf{J}^T(\mathbf{q})\mathbf{J}(\mathbf{q})\right)^{-1} \mathbf{J}^T(\mathbf{q}) \quad (2.31)$$

aufgestellt werden. Es ergibt sich somit der inverse Zusammenhang von (2.2) zu

$$\dot{\boldsymbol{\xi}} = \mathbf{J}(\mathbf{q})\boldsymbol{\nu} \quad \Rightarrow \quad \boldsymbol{\nu} = \mathbf{J}^+(\mathbf{q})\dot{\boldsymbol{\xi}}. \quad (2.32)$$

Durch Ableitung der Beziehungen in (2.32) ergeben sich die Transformationen für die translatorischen und rotatorischen Beschleunigungen zwischen dem NED- und dem Body-System.

Die erste Ableitung der Transformationen aus (2.32) kann durch

$$\ddot{\xi} = \dot{J}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\nu + J(\mathbf{q})\dot{\nu} \Rightarrow \dot{\nu} = \dot{J}^+(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\xi} + J^+(\mathbf{q})\ddot{\xi} \quad (2.33)$$

dargestellt werden, wobei die Ableitung der Transformationsmatrix und deren Inverse mit

$$J(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = \begin{bmatrix} 2 {}^b \dot{\mathbf{R}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) & \mathbf{0}_{3 \times 3} \\ \mathbf{0}_{4 \times 3} & \frac{1}{2} {}^b \dot{\mathbf{U}}(\dot{\mathbf{q}}) \end{bmatrix} \Rightarrow J^+(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = \begin{bmatrix} 2 \left({}^b \dot{\mathbf{R}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \right)^T & \mathbf{0}_{3 \times 4} \\ \mathbf{0}_{3 \times 3} & 2 \left({}^b \dot{\mathbf{U}}(\dot{\mathbf{q}}) \right)^T \end{bmatrix} \quad (2.34)$$

definiert sind. Die Ableitungen der translatorischen und rotatorischen Teiltransformationsmatrizen sind Teilmatrizen von (2.34) und können mit

$${}^b \dot{\mathbf{R}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = \begin{bmatrix} (\eta\dot{\eta} + \epsilon_1\dot{\epsilon}_1 - \epsilon_2\dot{\epsilon}_2 - \epsilon_3\dot{\epsilon}_3) & (\dot{\epsilon}_1\epsilon_2 + \epsilon_1\dot{\epsilon}_2 - \dot{\eta}\epsilon_3 - \eta\dot{\epsilon}_3) & (\dot{\epsilon}_1\epsilon_3 + \epsilon_1\dot{\epsilon}_3 + \dot{\eta}\epsilon_2 + \eta\dot{\epsilon}_2) \\ (\dot{\epsilon}_1\epsilon_2 + \epsilon_1\dot{\epsilon}_2 + \dot{\eta}\epsilon_3 + \eta\dot{\epsilon}_3) & (\eta\dot{\eta} - \epsilon_1\dot{\epsilon}_1 + \epsilon_2\dot{\epsilon}_2 - \epsilon_3\dot{\epsilon}_3) & (\dot{\epsilon}_2\epsilon_3 + \epsilon_2\dot{\epsilon}_3 - \dot{\eta}\epsilon_1 - \eta\dot{\epsilon}_1) \\ (\dot{\epsilon}_1\epsilon_3 + \epsilon_1\dot{\epsilon}_3 - \dot{\eta}\epsilon_2 - \eta\dot{\epsilon}_2) & (\dot{\epsilon}_2\epsilon_3 + \epsilon_2\dot{\epsilon}_3 + \dot{\eta}\epsilon_1 + \eta\dot{\epsilon}_1) & (\eta\dot{\eta} - \epsilon_1\dot{\epsilon}_1 - \epsilon_2\dot{\epsilon}_2 + \epsilon_3\dot{\epsilon}_3) \end{bmatrix} \quad (2.35)$$

und

$${}^b \dot{\mathbf{U}}(\dot{\mathbf{q}}) = \begin{bmatrix} -\dot{\epsilon}_1 & -\dot{\epsilon}_2 & -\dot{\epsilon}_3 \\ \dot{\eta} & -\dot{\epsilon}_3 & \dot{\epsilon}_2 \\ \dot{\epsilon}_3 & \dot{\eta} & -\dot{\epsilon}_1 \\ -\dot{\epsilon}_2 & \dot{\epsilon}_1 & \dot{\eta} \end{bmatrix} \quad (2.36)$$

beschrieben werden. Zu beachten ist dabei, dass aufgrund der Struktur der Matrix $\left({}^b \mathbf{U}(\mathbf{q}) \right)^T$ immer

$$\left({}^b \mathbf{U}(\mathbf{q}) \right)^T \mathbf{q} = \mathbf{0} \quad (2.37)$$

und entsprechend auch $\left({}^b \dot{\mathbf{U}}(\mathbf{q}) \right)^T \dot{\mathbf{q}} = \mathbf{0}_{4 \times 4}$ gilt [78]. Dieser Zusammenhang vereinfacht die Bildung der inversen Transformationsmatrix der Winkelbeschleunigung, da in

$$\dot{\mathbf{q}} = \frac{1}{2} {}^b \mathbf{U}(\mathbf{q})\boldsymbol{\omega} \Rightarrow \boldsymbol{\omega} = 2 \left({}^b \mathbf{U}(\mathbf{q}) \right)^T \dot{\mathbf{q}} \quad (2.38)$$

$$\dot{\boldsymbol{\omega}} = \underbrace{2 \left({}^b \dot{\mathbf{U}}(\mathbf{q}) \right)^T \dot{\mathbf{q}}}_{\mathbf{0}_{4 \times 4}} + 2 \left({}^b \mathbf{U}(\mathbf{q}) \right)^T \ddot{\mathbf{q}} \quad (2.39)$$

der genannte Term entfällt [78]. An dieser Stelle sei erwähnt, dass eine einfache Umformung von (2.39) nach $\ddot{\mathbf{q}}$ aufgrund von (2.29) nicht möglich ist. Des Weiteren ergeben sich die folgenden Zusammenhänge für die Transformationsmatrix $J(\mathbf{q})$ und deren Inverse:

$$J^+(\mathbf{q})J(\mathbf{q}) = \mathbf{I}_{6 \times 6} \quad (2.40)$$

$$J^T(\mathbf{q})J^{+T}(\mathbf{q}) = \mathbf{I}_{6 \times 6} \quad (2.41)$$

$$\dot{J}^+(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})J(\mathbf{q}) + J^+(\mathbf{q})\dot{J}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = \mathbf{0}_{6 \times 6} \quad (2.42)$$

aber

$$J(\mathbf{q})J^+(\mathbf{q}) \neq \mathbf{I}_{7 \times 7} \quad (2.43)$$

$$\dot{J}^+(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{J}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \neq \mathbf{I}_{6 \times 6}. \quad (2.44)$$

Aus (2.19), (2.21), (2.24), (2.25), (2.35) und (2.36) wird deutlich, dass für die Berechnung der Transformationsmatrix $\mathbf{J}(\mathbf{q})$, ihrer Inversen $\mathbf{J}^+(\mathbf{q})$ und deren Ableitung $\dot{\mathbf{J}}(\mathbf{q})$ nur Matrixmultiplikationen benötigt werden. Dieser Umstand führt dazu, dass der Rechenaufwand bei der Verwendung von Quaternionen signifikant geringer ist als bei der Verwendung von Euler-Winkeln und entsprechenden trigonometrischen Funktionen.

2.1.4. Definition der Schnittstellen der Teilsysteme

Das UVMS besteht aus den beiden Teilsystemen ROV, als Trägerfahrzeug, und einem Mehrgelenk-Manipulator, deren Modellierung in den folgenden Abschnitten vorgestellt wird. Damit eine individuelle Modellierung möglich wird, müssen die Grenzen der Systembeschreibungen definiert werden. Die Grenzen der Systeme definieren sich auf Basis der Schnittstellen mit ihren jeweiligen Ein- und Ausgangsgrößen. Abbildung 2.3 zeigt ein Übersichtsbild des Gesamtmodells.

Eingangsgrößen des ROV-Modells sind die Stellgrößen, in Form eines kombinierten Kraft- und Drehmomentenvektors \mathbf{u} , die auftretenden Umgebungseinflüsse sowie die Kräfte ${}^b\mathbf{f}_1$ und Drehmomente ${}^b\mathbf{n}_1$, die durch die Bewegung des Manipulators entstehen. Die Einbeziehung von Umwelteinflüssen kann je nach Detaillierungsgrad unterschiedlich komplex ausfallen. Das in dieser Arbeit verwendete Modell berücksichtigt nur die Strömungsgeschwindigkeit des umgebenden Mediums in Form eines Geschwindigkeitsvektors \mathbf{v}_c . Auf die Modellierung des dynamischen Verhaltens der Antriebe des ROVs wird im folgenden Modell verzichtet, da die Zeitkonstanten im Vergleich zu den restlichen Systemzeitkonstanten als vernachlässigbar klein angenommen werden. Ausgangsgrößen des ROV-Modells sind die erdfesten und körperfesten Zustandsgrößen in Form der Vektoren $\boldsymbol{\xi}$ und $\boldsymbol{\nu}$ sowie deren Ableitungen. Das ROV-Modell wird in Abschnitt 2.2 und dessen Unterabschnitte vorgestellt.

Der Manipulator ist starr mit dem Trägerfahrzeug verbunden. Das Basis-Koordinatensystem des Manipulators kann gegenüber dem Bezugssystem des ROVs verschoben und verdreht sein. Eine Prinzipdarstellung der Lage der Koordinatensysteme ist in Abbildung 2.4 gegeben. Daher ist eine Transformation für die Größen, die zwischen den beiden Teilsystemen wirken, notwendig. Eingangsgrößen des Manipulator-Modells sind der im Body-System definierte und in das Manipulator-System transformierte Zustandsvektor sowie die aktuellen Orientierungsdaten aus dem $\boldsymbol{\xi}$ Vektor. Zusätzliche Eingangsgrößen sind die Winkel γ , die Winkelgeschwindigkeiten $\dot{\gamma}$ sowie die Winkelbeschleunigungen $\ddot{\gamma}$ für die jeweiligen Achsgelenke. Auch das dynamische Verhalten des gegriffenen Objekts wirkt auf das Modell. Dieser Umstand wird als Umgebungseinfluss in Form einer Punktmasse mit der Größe m_{obj} modelliert. Die Ausgangsgrößen des Modells sind der Kräftevektor \mathbf{f}_1 und der Drehmomentenvektor \mathbf{n}_1 , die an der Basis des Manipulators wirken. Eine weitere Ausgangsgröße ist die aktuelle Position und Orientierung des Tool Center Points (TCP) $\boldsymbol{\xi}_{tcp}$. Detailliert wird das Manipulator-Modell in Abschnitt 2.4 und dessen Unterabschnitten beschrieben.

2.2. Modellierung von Unterwasserfahrzeugen

Die kinematische Beschreibung eines freischwimmenden Unterwasserfahrzeugs erfordert, wie in Abschnitt 2.1.2 erläutert, die Verwendung von mindestens zwei Koordinatensystemen. Dabei ist das NED-System erdfest und stellt das inertielle Referenzsystem dar und das Body-System ist körperfest und bewegt sich mit dem Unterwasserfahrzeug fort. Der Übergang der Zustandsgrößen zwischen diesen beiden Systemen kann mit (2.2) realisiert werden.

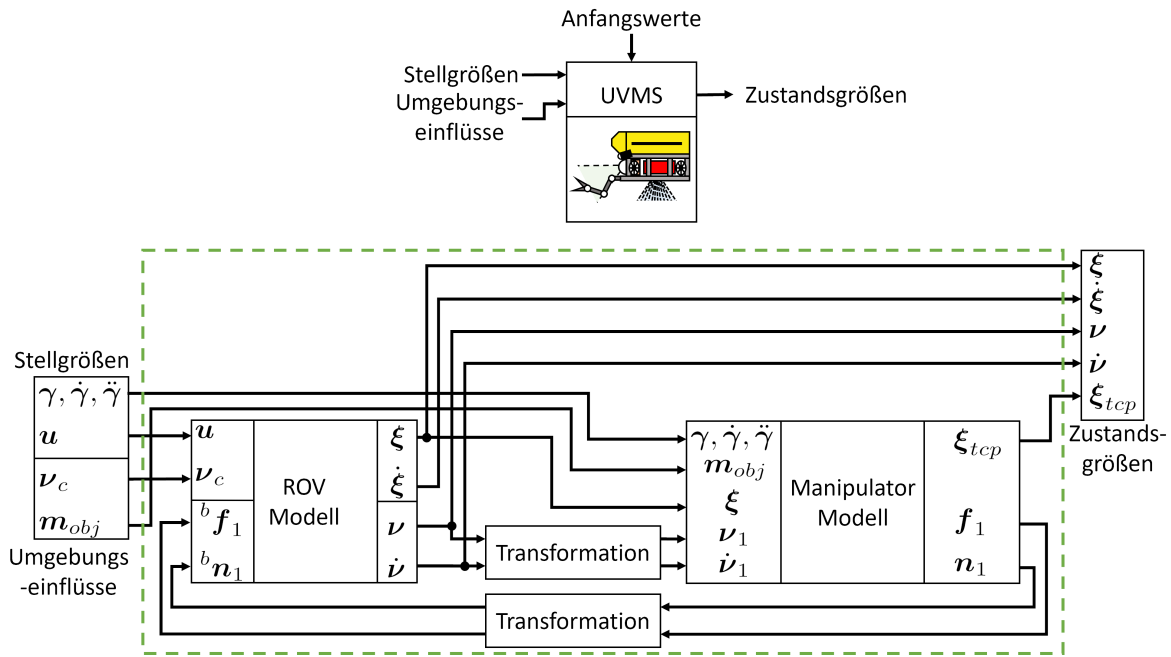


Abbildung 2.3.: Blockdiagramm des Gesamtmodells des UVMS.

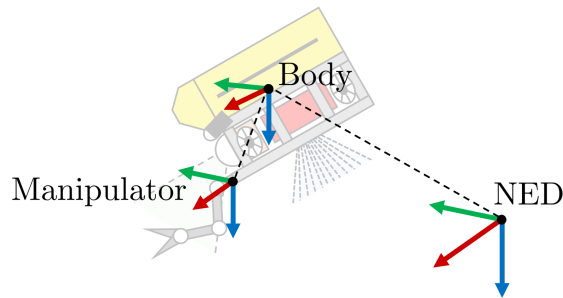


Abbildung 2.4.: Kinematische Kette der Koordinatensysteme des UVMS, mit NED-System inertial/ erdfest, Body-System körperfest und Manipulator-System ebenfalls körperfest.

Mit dem Newton-Euler-Verfahren kann das Modell des starren Körpers (engl. Rigid Body, Index: RB) im Body-System hergeleitet werden, wie es in [62] detailliert vorgestellt wird. Zur Vermeidung einer Transformation der Massenmatrix und der Zentripetalmatrix wird der Ursprung des Body-Systems übereinstimmend mit dem Massenmittelpunkt des Fahrzeugs gewählt. Das Verhalten des starren Körpers lässt sich durch

$$M_{RB}\dot{\nu} + C_{RB}(\nu)\nu = \tau_{RB} \quad (2.45)$$

abbilden. Dabei stellt die Matrix M_{RB} die Massenmatrix und C_{RB} die Coriolis- und Zentripetalmatrix sowie τ_{RB} den Kräfte- und Drehmomentenvektor des starren Körpers dar. Die

Massenmatrix im Massenmittelpunkt ist mit

$$\mathbf{M}_{RB} = \begin{bmatrix} m_{rov} \mathbf{I}_{3 \times 3} & \mathbf{0}_{3 \times 3} \\ \mathbf{0}_{3 \times 3} & \mathbf{I}_{rov} \end{bmatrix} \quad (2.46)$$

definiert, wobei m_{rov} der Masse und \mathbf{I}_{rov} dem Trägheitstensor des Fahrzeugs entspricht. Die allgemeine Definition des Trägheitstensors ist

$$\mathbf{I}_{rov} = \begin{bmatrix} I_{rov,x} & -I_{rov,xy} & -I_{rov,xz} \\ -I_{rov,yx} & I_{rov,y} & -I_{rov,yz} \\ -I_{rov,zx} & -I_{rov,zy} & I_{rov,z} \end{bmatrix}, \quad (2.47)$$

wobei die Größen $I_{rov,x}$, $I_{rov,y}$, und $I_{rov,z}$ die Trägheitsmomente um die Hauptträgheitsachsen des Body-Systems darstellen [79]. Die Nebendiagonalelemente, auch Deviationsmomente genannt, sind nur null, wenn der Ursprung des Bezugssystems identisch mit dem Massenmittelpunkt des Objekts gewählt wird und das Bezugskoordinatensystem nicht zu den Hauptträgheitsachsen des Fahrzeugs verdreht ist (ein homogenes Gravitationsfeld vorausgesetzt). Wird ein homogener, symmetrischer Körper angenommen, so sind die Symmetrieachsen des Körpers identisch mit den Hauptträgheitsachsen [79]. Der genannte Sonderfall wird in dieser Arbeit angenommen und das Fahrzeug wird entsprechend wie ein Quader mit homogener Masseverteilung behandelt. Die Massenmatrix des starren Körpers kann daher vereinfacht mit

$$\mathbf{M}_{RB} = \text{diag} \{ m_{rov}, m_{rov}, m_{rov}, I_{rov,x}, I_{rov,y}, I_{rov,z} \} \quad (2.48)$$

beschrieben werden. Die Coriolis- und Zentripetalmatrix des starren Körpers im Massenmittelpunkt kann aus der Massenmatrix und dem körperfesten Drehratenvektor $\boldsymbol{\omega}$ mit (2.13) über

$$\mathbf{C}_{RB} = \begin{bmatrix} m_{rov} \mathbf{S}(\boldsymbol{\omega}) & \mathbf{0}_{3 \times 3} \\ \mathbf{0}_{3 \times 3} & -\mathbf{S}(\mathbf{I}_{rov} \boldsymbol{\omega}) \end{bmatrix} \quad (2.49)$$

berechnet werden [62].

Aufgrund der höheren Dichte im Vergleich zu Luft muss der Einfluss des umgebenden Mediums bei der Bewegungsbeschreibung für Fahrzeuge unter Wasser mit berücksichtigt werden. Die Abbildung der hydrodynamischen Effekte wird vereinfacht mit einer konstanten zusätzlichen Massenmatrix \mathbf{M}_A (engl. added, Index: A), der sich ergebenden zusätzlichen Coriolis- und Zentripetalmatrix \mathbf{C}_A sowie einer Widerstands- beziehungsweise Dämpfungsmatrix $\mathbf{D}(\boldsymbol{\nu}_r)$ realisiert. Die Beschreibung des starren Körpers in (2.45) muss daher um

$$\mathbf{M}_A \dot{\boldsymbol{\nu}}_r + \mathbf{C}_A(\boldsymbol{\nu}_r) \boldsymbol{\nu}_r + \mathbf{D}(\boldsymbol{\nu}_r) \boldsymbol{\nu}_r = \boldsymbol{\tau}_{hyd} \quad (2.50)$$

erweitert werden. Die durch die hydrodynamischen Effekte entstehenden Kräfte und Drehmomente werden im Vektor $\boldsymbol{\tau}_{hyd}$ zusammengefasst. Der Geschwindigkeitsvektor $\boldsymbol{\nu}_r$ in (2.50) stellt die Relativgeschwindigkeit des Körpers durchs Wasser dar und kann mit

$$\boldsymbol{\nu}_r = \boldsymbol{\nu} - \boldsymbol{\nu}_c \quad (2.51)$$

angegeben werden [80]. Auf diese Weise können beispielsweise Meeresströmungen in (2.51) mit $\boldsymbol{\nu}_c$ berücksichtigt werden.

Bewegt sich ein Körper durch Wasser, so bildet sich um den Körper ein Strömungsfeld

aus. Das umgebende Wasser wird durch den Körper verdrängt und mit diesem beschleunigt beziehungsweise gebremst. Die Relativgeschwindigkeit zwischen dem bewegten Körper und den umgebenden Wassermolekülen ist an der Oberfläche des Körpers null und steigt mit der Entfernung an [81]. Die Summe der Effekte wird in der zusätzlichen hydrodynamischen Massenmatrix \mathbf{M}_A abgebildet [62]. Für vollständig getauchte Körper kann angenommen werden, dass \mathbf{M}_A symmetrisch und positiv definit ist [82], [83]. Bei vollständig getauchten Körpern, die sich mit geringer Geschwindigkeit bewegen und drei Symmetrieebenen aufweisen, dominieren die Diagonalelemente der hydrodynamischen Massenmatrix [62], [82]. Diese Bedingungen sind in guter Näherung für ROVs erfüllt, wodurch sich die Verwendung einer diagonalen hydrodynamischen Massenmatrix bei der Beschreibung von ROVs als eine legitime und gängige Vereinfachung etabliert hat [84], [85], [86], die auch in dieser Arbeit Anwendung findet. Die zusätzliche hydrodynamische Massenmatrix ist daher mit

$$\mathbf{M}_A = -\text{diag} \left\{ X_{\dot{u}}, Y_{\dot{v}}, Z_{\dot{w}}, K_{\dot{p}}, M_{\dot{q}}, N_{\dot{r}} \right\} \quad (2.52)$$

definiert. Aus der hydrodynamischen Massenmatrix lässt sich ebenfalls, wie schon bei der Beschreibung des starren Körpers, die hydrodynamische Coriolis- und Zentripetalmatrix \mathbf{C}_A bilden. Es gilt

$$\mathbf{C}_A = \begin{bmatrix} \mathbf{0}_{3 \times 3} & -\mathbf{S}(\mathbf{A}_{11}\boldsymbol{\nu} + \mathbf{A}_{12}\boldsymbol{\omega}) \\ -\mathbf{S}(\mathbf{A}_{11}\boldsymbol{\nu} + \mathbf{A}_{12}\boldsymbol{\omega}) & -\mathbf{S}(\mathbf{A}_{21}\boldsymbol{\nu} + \mathbf{A}_{22}\boldsymbol{\omega}) \end{bmatrix}, \quad (2.53)$$

wobei sich die Komponenten $\mathbf{A}_{ij} \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ aus

$$\mathbf{M}_A = - \begin{bmatrix} \mathbf{A}_{11} & \mathbf{A}_{12} \\ \mathbf{A}_{21} & \mathbf{A}_{22} \end{bmatrix} \quad (2.54)$$

ergeben [62].

Die Dämpfungsmatrix bildet den Widerstand ab, den ein Körper durch ein Fluid in Abhängigkeit von seiner Geschwindigkeit erfährt. Üblich ist eine Modellierung des hydrodynamischen Widerstands mit einem Polynomansatz mit einem linearen \mathbf{D}_{lin} und einem quadratischen Anteil \mathbf{D}_{quad} [82]. Die Dämpfungsmatrix in (2.50) kann mit

$$\mathbf{D}(\boldsymbol{\nu}_r) = \mathbf{D}_{lin} + \mathbf{D}_{quad}(\boldsymbol{\nu}_r) \quad (2.55)$$

approximiert werden. Dabei bildet der lineare Widerstandsanteil den laminaren Schubspannungswiderstand (oder auch Reibungswiderstand genannt [87]) ab [80], der durch das Abscheren des an der Oberfläche anhaftenden Fluides verursacht wird [88]. Der quadratische Anteil ist primär durch turbulente Strömungsverhältnisse und Wirbelablösungen geprägt [80]. Diese Effekte werden mit dem sogenannten Druckwiderstand und dem induzierten Widerstand beschrieben [87]. Für einen starren Körper, der sich durch ein ideales Medium bewegt, ist die Dämpfungsmatrix reell, nicht symmetrisch und alle Elemente sind positiv [62]. Auch die Diagonalelemente der hydrodynamischen Widerstandsmatrix können als dominant bei der Bewegungsbeschreibung eines ROVs angenommen werden [82]. Der lineare und der quadratische Anteil der Widerstandsmatrix lässt sich daher mit

$$\begin{aligned} \mathbf{D}_{lin} &= -\text{diag} \left\{ X_u, Y_v, Z_w, K_p, M_q, N_r \right\} \\ \mathbf{D}_{quad}(\boldsymbol{\nu}_r) &= -\text{diag} \left\{ X_{|u|u}|u_r|, Y_{|v|v}|v_r|, Z_{|w|w}|w_r|, K_{|p|p}|p_r|, M_{|q|q}|q_r|, N_{|r|r}|r_r| \right\} \end{aligned} \quad (2.56)$$

vereinfacht darstellen.

Ist die Ausdehnung des Fluides nicht unendlich und wird das Strömungsfeld entsprechend durch Randbereiche begrenzt, wie beispielsweise durch den Beckenboden oder die Wasseroberfläche, so verändert dies die hydrodynamischen Parameter [89]. Für diese Arbeit wird angenommen, dass der Abstand zu Grenzflächen ausreichend groß ist und somit der Einfluss dieser vernachlässigt werden kann.

Neben den hydrodynamischen Effekten spielen auch hydrostatische Effekte eine bedeutende Rolle für die Beschreibung der Kinetik eines ROVs. Stimmt die Position des Massenmittelpunkts nicht mit der des Auftriebsmittelpunkts des Wasserfahrzeugs überein, so treten lageabhängig Rückstellkräfte und -drehmomente auf [62]. Diese Rückstelleffekte, zusammengefasst im Kräfte- und Drehmomentenvektor $\boldsymbol{\tau}_{hys}$, können mit (2.13), (2.19) und (2.21) als

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\tau}_{hys} = \mathbf{g}(\boldsymbol{\xi}) &= - \begin{bmatrix} {}^b \mathbf{f}_g + {}^b \mathbf{f}_b \\ {}^b \mathbf{r}_g \times {}^b \mathbf{f}_g + {}^b \mathbf{r}_b \times {}^b \mathbf{f}_b \end{bmatrix} \\ &= - \begin{bmatrix} ({}^b \mathbf{R}(\mathbf{q}))^T ({}^e \mathbf{f}_g + {}^e \mathbf{f}_b) \\ \mathbf{S}({}^b \mathbf{r}_g) ({}^b \mathbf{R}(\mathbf{q}))^T {}^e \mathbf{f}_g + \mathbf{S}({}^b \mathbf{r}_b) ({}^b \mathbf{R}(\mathbf{q}))^T {}^e \mathbf{f}_b \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (2.57)$$

angegeben werden, wobei ${}^e \mathbf{f}_g$ und ${}^e \mathbf{f}_b$ jeweils die Gravitationskraft und die Auftriebskraft im erdfesten Bezugssystem darstellt. Die Gravitationskraft kann aus der Fahrzeugmasse m_{rov} und der Erdbeschleunigung g mit ${}^e \mathbf{f}_g = [0, 0, m_{rov}g]^T$, die Auftriebskraft aus dem verdrängten Volumen V_{rov} , der Dichte des Mediums ρ und der Erdbeschleunigung g mit ${}^e \mathbf{f}_b = [0, 0, -V_{rov}\rho g]^T$ berechnet werden. Die Ortsvektoren ${}^b \mathbf{r}_g$ und ${}^b \mathbf{r}_b$ beschreiben in (2.57) die Lage des Massenmittelpunkts und des Auftriebsmittelpunkts im körperfesten Body-System.

Wie in diesem Abschnitt vorgestellt wurde, sind für die Beschreibung eines vollständig getauchten Unterwasserfahrzeugs mehrere unterschiedliche Effekte zu modellieren. Die Zusammenführung erfolgt durch eine Addition der Teilkomponenten mit

$$\boldsymbol{\tau}_{RB} + \boldsymbol{\tau}_{hyd} + \boldsymbol{\tau}_{hys} = \boldsymbol{\tau} + \boldsymbol{\tau}_{env} . \quad (2.58)$$

Dabei stehen den Kräften und Drehmomenten des starren Körpers $\boldsymbol{\tau}_{RB}$, der Hydrodynamik $\boldsymbol{\tau}_{hyd}$ und der Hydrostatik $\boldsymbol{\tau}_{hys}$ in der Bilanz die Antriebskräfte und -drehmomente mit $\boldsymbol{\tau}$ sowie weitere Kräfte und Drehmomente in Form von $\boldsymbol{\tau}_{env}$ aus Umgebungseinflüssen gegenüber. Weitere Umgebungseinflüsse können beispielsweise aus dem Einwirken von Wind und Wellen resultieren. Diese Effekte werden in dieser Arbeit nicht weiter betrachtet und entsprechend in der Modellierung vernachlässigt. Mit der Zusammenführung der Gleichungen (2.45), (2.50), (2.57) und (2.58) erhält man

$$\mathbf{M}_{RB} \dot{\boldsymbol{\nu}} + \mathbf{C}_{RB}(\boldsymbol{\nu}) \boldsymbol{\nu} + \mathbf{M}_A \dot{\boldsymbol{\nu}}_r + \mathbf{C}_A(\boldsymbol{\nu}_r) \boldsymbol{\nu}_r + \mathbf{D}(\boldsymbol{\nu}_r) \boldsymbol{\nu}_r + \mathbf{g}(\boldsymbol{\xi}) = \boldsymbol{\tau} + \boldsymbol{\tau}_{env} . \quad (2.59)$$

Die Kombination der Ausdrücke aus (2.2) und (2.59) bildet das Gesamtmodell des ROVs [90]. Das Blockschaltbild zur Veranschaulichung der Wirkungskette von (2.2) und (2.59) ist in Abbildung 2.5 dargestellt.

Der Antriebsvektor $\boldsymbol{\tau}$ wird bei ROVs nicht durch einen Antrieb allein erzeugt, sondern durch eine gezielte Kombination mehrerer verteilter Antriebsaggregate. Diese Aufteilung wird auch als Antriebsallokation bezeichnet und ist Gegenstand des folgenden Abschnitts.

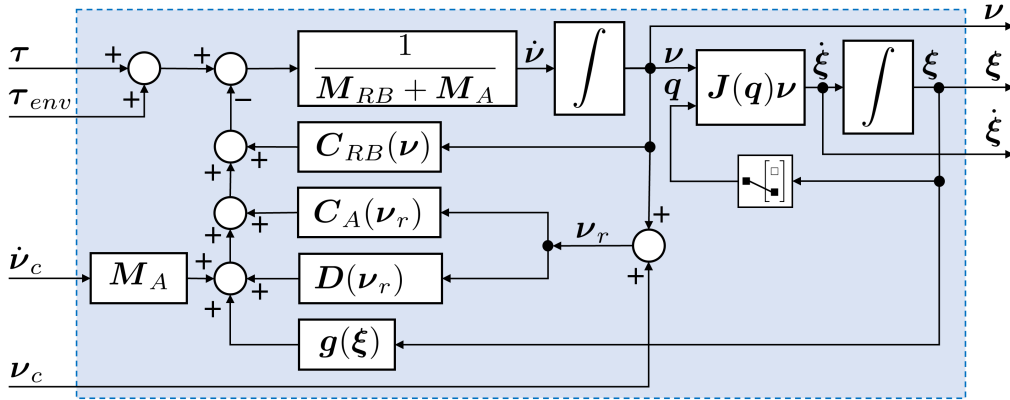


Abbildung 2.5.: Blockschaltbild des ROV-Modells.

2.3. Antriebe und Antriebsallokation

Die allgemein für Wasserfahrzeuge eingesetzte Aktorik ist sehr vielschichtig und wird für den jeweiligen Einsatzzweck des Fahrzeugs speziell ausgewählt. Neben starren Propellern in Kombination mit Rudern, Propellergondeln und Strahlantrieben gibt es noch eine große Anzahl an weiterer Antriebseinheiten. Für Tauchroboter wie ROVs werden fast ausschließlich Mantelpropellerantriebe verwendet, die starr am Fahrzeug verbaut sind. Das heißt, dass Kräfte- und Drehmomentvorgaben mit den Aktoren für alle Bewegungsfreiheitsgrade individuell realisiert werden können. Die entkoppelte Realisierung der Vorgaben ist dabei nur bis zum Erreichen der Stellgrößenbegrenzung gegeben. Um diese Forderung zu erfüllen, werden mindestens sechs Propellerantriebe benötigt. Aus Symmetriegründen sind im Allgemeinen, wie auch in dieser Arbeit, die Fahrzeuge mit acht Antrieben ausgestattet. Die Anzahl der Antriebe sei im Folgenden mit m und die Anzahl der aktuierten Freiheitsgrade mit n definiert. Jeder Antrieb erzeugt in seinem eigenen Bezugssystem, welches fest mit diesem verbunden ist, einen Kraftvektor. Aufgrund der festen Orientierung und Position der Antriebe im ROV kann ein geometrischer Ansatz als Allokationsstrategie gewählt werden [80], um den geforderten Kraft- und Drehmomentenvektor τ auf die Antriebe zu verteilen. Es gilt

$$\tau = \mathbf{T} \mathbf{f}_T, \quad (2.60)$$

wobei $\mathbf{T} \in \mathbb{R}^{n \times m}$ die Antriebskonfigurationsmatrix und $\mathbf{f}_T \in \mathbb{R}^{m \times 1}$ den Vektor der einzelnen Schubkräften der Antriebe mit

$$\mathbf{f}_T = [f_{T,1}, f_{T,2}, \dots, f_{T,m}]^T \quad (2.61)$$

darstellt [80]. Die i -te Spalte der Antriebskonfigurationsmatrix kann aus der Position und Orientierung des jeweiligen Antriebs i mit

$$\mathbf{T}_i = \begin{bmatrix} \cos(\alpha_{T,i}) \cos(\beta_{T,i}) \\ \sin(\alpha_{T,i}) \cos(\beta_{T,i}) \\ -\sin(\beta_{T,i}) \\ -H_{z,i} \sin(\alpha_{T,i}) \cos(\beta_{T,i}) - H_{y,i} \sin(\beta_{T,i}) \\ H_{z,i} \cos(\alpha_{T,i}) \cos(\beta_{T,i}) + H_{x,i} \sin(\beta_{T,i}) \\ -H_{y,i} \cos(\alpha_{T,i}) \cos(\beta_{T,i}) + H_{x,i} \sin(\alpha_{T,i}) \cos(\beta_{T,i}) \end{bmatrix} \quad (2.62)$$

berechnet werden, wobei $\alpha_{T,i}$ den Azimutwinkel und $\beta_{T,i}$ den Elevationswinkel des i -ten Antriebs im Body-System des Fahrzeugs darstellt [80]. Die Position des Propellerantriebs wird mit der Matrix $\mathbf{H}_T \in \mathbb{R}^{3 \times m}$ vorgegeben. Die Matrix ist mit

$$\mathbf{H}_T = \begin{bmatrix} H_{x,1} & H_{x,2} & \dots & H_{x,m} \\ H_{y,1} & H_{y,2} & \dots & H_{y,m} \\ H_{z,1} & H_{z,2} & \dots & H_{z,m} \end{bmatrix} \quad (2.63)$$

definiert, wobei die i -te Spalte die X-, Y- und Z-Koordinaten des i -ten Antriebs angibt. Mit der Pseudoinversen (2.26) kann (2.60) in

$$\mathbf{f}_T = \mathbf{T}^+ \boldsymbol{\tau} \quad (2.64)$$

umgeformt werden [63]. Mit einer invertierten Antriebskennlinie können nun die geforderten Einzelschubkräfte in die spezifischen Stellgrößen der Antriebe umgeformt werden. Dabei ist zu beachten, dass die Kraftforderungen an die einzelnen Antriebe nicht die Stellgrößenbegrenzung dieser übersteigen. Tritt dieser Fall ein, so entspricht der realisierte Vektor der Antriebskräfte und -momente in Betrag und Richtung nicht mehr dem geforderten Vektor. Um einen solchen Fall zu erkennen und diesen zu behandeln, ist eine reine statische Begrenzung nicht sinnvoll und zielführend. Wie in [91] erläutert, lässt sich eine solche Problemstellung in ein nichtlineares Optimierungsproblem überführen und mit entsprechenden Verfahren lösen. Ziel ist es dabei, zum einen eine Situation mit Begrenzung zu erkennen, zum anderen die Richtung des Kraft- beziehungsweise Drehmomentenvektors beizubehalten und nur den Betrag des Vektors zu begrenzen. Da das in dieser Arbeit verwendete ROV-System primär in der Leistungsver-sorgung begrenzt ist, wird ein zweistufiges Optimierungsverfahren für die Stellgrößenbegrenzung verwendet. In der ersten Stufe wird der geforderte Kraft- und Drehmomentenvektor mit $K_{sat,single}$ so skaliert, dass die maximale Leistungsaufnahme der einzelnen Antriebe die Vorgabe $P_{limit,single}$ nicht übersteigt. In der zweiten Stufe wird die Gesamtleistungsaufnahme aller Antriebe $P_{limit,all}$ als zusätzliche Begrenzung berücksichtigt und mit dem Skalierungsfaktor $K_{sat,all}$ die geforderten Schubkräfte bei Bedarf weiter reduziert. Für die erste Stufe wird in jedem Zeitschritt das Optimierungsproblem

$$K_{sat,single}^* = \min_{K_{sat,single}} \left| P_T \left(\max(\mathbf{f}_T) K_{sat,single} \right) - P_{limit,single} \right| \quad (2.65)$$

unter der Nebenbedingung $K_{sat,single} > 0$

und für die zweite Stufe entsprechend das Optimierungsproblem

$$K_{sat,all}^* = \min_{K_{sat,all}} \left| \sum_{i=1}^m \left(P_T(f_{T,i}, K_{sat,all}) \right) - P_{limit,all} \right| \quad (2.66)$$

unter der Nebenbedingung $K_{sat,all} > 0$

mit einem Simplex-Verfahren mit fester Anzahl an Iterationen gelöst. Die Grundlage für die Optimierung ist die nichtlineare Leistungskurve der Antriebe, die mit der Funktion $P_T(f_{T,i})$ die benötigte elektrische Leistung über die geforderte statische Schubkraft abbildet, siehe Abbildung A.7 im Anhang. Das Ergebnis der beiden Begrenzungsstufen sind die Skalierungsfaktoren $K_{sat,single}^*$ und $K_{sat,all}^*$, die mit $K_{sat}^* = K_{sat,single}^* K_{sat,all}^*$ zu einem Faktor zusammengefasst werden können. Der Vektor \mathbf{f}_T der Schubkräfte der einzelnen Antriebe wird mit dem Faktor K_{sat}^* skaliert. Ist $K_{sat}^* < 1$ gegeben, so ist eine der Begrenzungsstufen aktiv und der umgesetzte Kraft- und Drehmomentenvektor entspricht im Betrag nicht der Forderung.

2.4. Modellierung von getauchten Mehrgelenk-Manipulatoren

In den folgenden Abschnitten wird die Modellierung des getauchten Mehrgelenk-Manipulators vorgestellt. Ausgehend von der etablierten Beschreibung von Industrierobotern an Land [92], [93] erfolgt die Erweiterung des Modells um die Besonderheiten für den Einsatz unter Wasser. Für die Modellierung der dynamischen Eigenschaften wird das rekursive Newton-Euler-Verfahren verwendet.

2.4.1. Lagebeschreibungen und Koordinatensysteme

Wie in Abschnitt 2.1.4 erläutert, ist die Schnittstelle zwischen dem Manipulator- und ROV-Modell über das Basiskoordinatensystem des Manipulators definiert. In diesem werden alle Kräfte und Drehmomente abgebildet, die durch die Bewegung des Manipulators beziehungsweise das Einwirken der Umwelt auf diesen entstehen. Zusätzlich dazu werden noch weitere Bezugssysteme benötigt, um das Verhalten und die Beziehungen innerhalb des Mehrkörpersystems Mehrgelenk-Manipulator zu beschreiben. Jeder Armteil kann als ein eigenständiger Körper betrachtet werden und erhält daher je ein körperfestes Koordinatensystem. Die Arnteile sind über Drehgelenke miteinander verbunden, die als holonome, skleronome Bindungen mit einem Freiheitsgrad für die Relativbewegung interpretiert werden können [79]. Ein Knickarmroboter, wie er in dieser Arbeit verwendet wird, bildet somit eine offene kinematische Kette [92]. Da die Gelenke nur einen Relativbewegungsfreiheitsgrad zulassen, sind für die Beschreibung der Position und Orientierung der Armteil-Koordinatensysteme untereinander weder eine vollständige Transformationsmatrix noch ein vollständiger Verschiebungsvektor erforderlich. Werden die Koordinatensysteme nach der Konvention von Jacques Denavit und Richard Hartenberg für kinematische Ketten [94] definiert, so sind vier Parameter, je Gelenk zwei Winkel $\theta_{k-1 \rightarrow k}$ (Drehung um die Z-Achse) und $\alpha_{k-1 \rightarrow k}$ (Drehung um die X-Achse) sowie zwei Abstände $a_{k-1 \rightarrow k}$ (Translation entlang der X-Achse) und $d_{k-1 \rightarrow k}$ (Translation entlang der Z-Achse) für eine eindeutige Beschreibung zweier benachbarter Systeme ausreichend [95]. Dabei ist nur ein Parameter zeitlich veränderlich, bei Schubgelenken der Abstand $d_{k-1 \rightarrow k}$ und bei Drehgelenken der Winkel $\theta_{k-1 \rightarrow k}$. Dieser veränderliche Parameter wird im Folgenden mit γ_k , beziehungsweise der Vektor der Gelenkparameter mit $\boldsymbol{\gamma}$ gekennzeichnet. Die Rotationsmatrix ${}_{k-1}^k \mathbf{A}(\boldsymbol{\gamma}_k)$ und der Verschiebungsvektor ${}^{k-1} \mathbf{p}_k(\boldsymbol{\gamma}_k)$ können aus den vier DH-Parametern

berechnet und in eine homogene Matrix (ein sogenanntes Frame) zusammengeführt werden [96]. Ein Frame für ein Drehgelenk kann mit

$$\begin{aligned} {}^{k-1}\mathbf{T}(\gamma_k) &= \begin{bmatrix} \cos \theta_{k-1 \rightarrow k}^* & -\sin \theta_{k-1 \rightarrow k}^* \cos \alpha_{k-1 \rightarrow k} & \sin \theta_{k-1 \rightarrow k}^* \sin \alpha_{k-1 \rightarrow k} & \cos \theta_{k-1 \rightarrow k}^* a_{k-1 \rightarrow k} \\ \sin \theta_{k-1 \rightarrow k}^* & \cos \theta_{k-1 \rightarrow k}^* \cos \alpha_{k-1 \rightarrow k} & -\cos \theta_{k-1 \rightarrow k}^* \sin \alpha_{k-1 \rightarrow k} & \sin \theta_{k-1 \rightarrow k}^* a_{k-1 \rightarrow k} \\ 0 & \sin \alpha_{k-1 \rightarrow k} & \cos \alpha_{k-1 \rightarrow k} & d_{k-1 \rightarrow k} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \\ &= \begin{bmatrix} {}^k\mathbf{A}(\gamma_k) & {}^{k-1}\mathbf{p}_k(\gamma_k) \\ \mathbf{0}_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix}, \end{aligned} \quad (2.67)$$

wobei $\theta_{k-1 \rightarrow k}^* = \theta_{k-1 \rightarrow k}(\gamma_k)$ gilt, aufgestellt werden. Eine Überführung des Vektors $\mathbf{a} \in \mathbb{R}^{4 \times 1}$ vom System k in das System $(k-1)$ kann mit folgender Notation beschrieben werden

$$\text{Zielsystem } \mathbf{a} = \text{Startsystem } \mathbf{T}(\gamma) \text{ Startsystem } \mathbf{a}. \quad (2.68)$$

Die Inverse des Frames lässt sich mit

$${}^{k-1}\mathbf{T}(\gamma_k) = \left({}^{k-1}\mathbf{T}(\gamma_k) \right)^{-1} = \begin{bmatrix} \left({}^{k-1}\mathbf{A}(\gamma_k) \right)^T & - \left({}^{k-1}\mathbf{A}(\gamma_k) \right)^T {}^{k-1}\mathbf{p}_k(\gamma_k) \\ \mathbf{0}_{1 \times 3} & 1 \end{bmatrix} \quad (2.69)$$

bilden [96]. Weitere Details zu der Denavit-Hartenberg-Konvention (DH-Konvention) können [93], [92], [96] oder [95] entnommen werden.

Abbildung 2.6 zeigt zwei benachbarte Armteile eines Manipulators und deren Koordinatensysteme. Zusätzlich zu den Koordinatensystemen ist der Verschiebungsvektor \mathbf{p}_k und der Ortsvektor \mathbf{s}_k , der den Massenmittelpunkt kennzeichnet, eingezeichnet. Des Weiteren ist der Ortsvektor \mathbf{a}_k dargestellt, welcher den Auftriebsmittelpunkt kennzeichnet, der für die Beschreibung des getauchten Manipulators benötigt wird. Die Vektoren \mathbf{p}_k , \mathbf{a}_k und \mathbf{s}_k sind konstant, da sie im System k des Armteils definiert sind und sich mit diesem mitbewegen. Alle Vektoren eines Armteils k werden im armteileigenen Koordinatensystem angegeben, es gilt beispielsweise $\mathbf{p}_k = {}^k\mathbf{p}_k$, für eine bessere Lesbarkeit wird im Folgenden auf den voran- und hochgestellten Index für das Bezugssystem verzichtet.

2.4.2. Kinematik

Die Kinematik eines Mehrgelenk-Manipulators in Form einer offenen kinematischen Kette ist mit den im vorherigen Abschnitt vorgestellten Parametern in Kombination mit der DH-Konvention vollständig beschrieben. Der Zusammenhang (2.67) kann daher direkt für die Vorwärtstransformation, oder auch direkte Kinematik beziehungsweise Vorwärtskinematik verwendet werden [92], [97], [96]. Die direkte Kinematik beschreibt eine eindeutige Abbildung zwischen Gelenkparametern und den kartesischen Koordinaten des jeweiligen Arm-Koordinatensystems im Basiskoordinatensystem des Manipulators [92]. Die Position und Orientierung des Koordinatensystems k wird dabei im System eins angegeben. Die Teiltransformationen zwischen dem System k und dem System eins können multiplikativ mit

$${}^k\mathbf{T}(\gamma) = {}^2_1\mathbf{T}(\gamma_1) {}^3_2\mathbf{T}(\gamma_2) \cdots {}^{k-1}_{k-2}\mathbf{T}(\gamma_{k-1}) {}^k_{k-1}\mathbf{T}(\gamma_k) \quad (2.70)$$

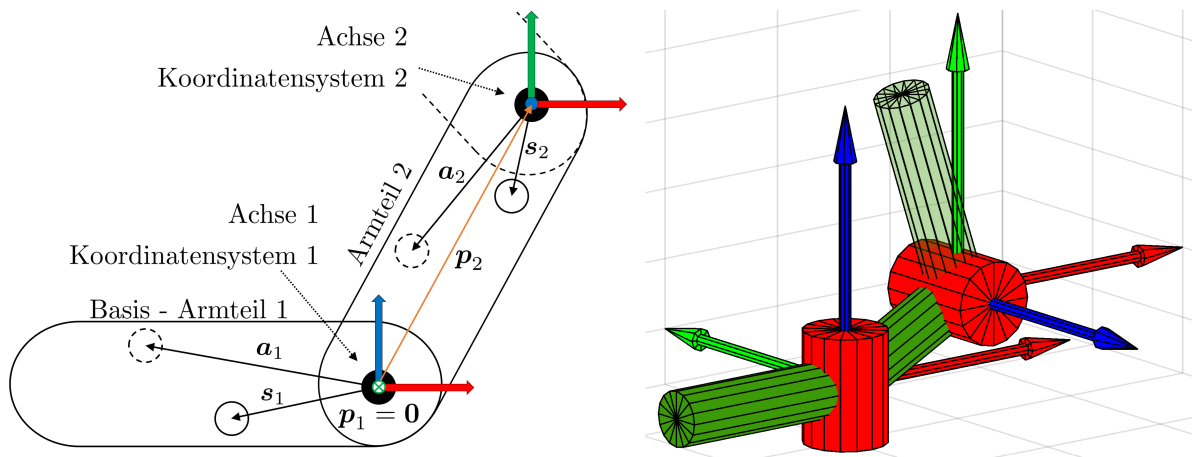


Abbildung 2.6.: Schematische 2D- und 3D-Darstellung einer offenen kinematischen Kette mit Definition der Koordinatensysteme und der Ortsvektoren zu Auftriebs- und Massenmittelpunkt (\mathbf{a}_k und \mathbf{s}_k) sowie zwischen den Gelenken der Arnteile \mathbf{p}_k des Manipulators.

zusammengefasst werden [92].

Für die Inverse dieser Abbildung, die sogenannte Rückwärtstransformation oder inverse Kinematik, gibt es keinen allgemeinen Lösungsansatz, stattdessen muss je nach Manipulatorkonfiguration ein individueller Lösungsansatz erarbeitet werden. Erschwerend kommt hinzu, dass die Abbildung der kartesischen Weltkoordinaten eines Manipulator-Koordinatensystems auf eine Gelenkwinkelkonfiguration mehrdeutig sein und Singularitätspunkte aufweisen kann. Ebenfalls ist es möglich, dass ein Punkt nicht im Arbeitsraum des Manipulators liegt und es entsprechend keine Lösung für die inverse Kinematik gibt. Für Manipulatoren mit bis zu sechs Gelenken können analytische Lösungen der nichtlinearen Rückwärtstransformation auf Basis von geometrischen Ansätzen gefunden werden. Weist die kinematische Kette mehr als sechs Gelenke auf, so können nur numerische Näherungslösungen mittels Optimierungsverfahren gefunden werden [96]. Die Lösung der inversen Kinematik des in dieser Arbeit verwendeten Roboterarms ist im Anhang im Abschnitt A.1.3 angegeben.

2.4.3. Dynamik

Für die Beschreibung des dynamischen Verhaltens eines Mehrgelenk-Manipulators stehen, neben einigen anderen, zwei oft verwendete Verfahren zur Auswahl: Zum einen der Lagrange-Euler-Formalismus, welcher auf dem Konzept der generalisierten Koordinaten, Energie und generalisierten Kräfte basiert und zum anderen das rekursive Newton-Euler-Verfahren, welches auf dem zweiten newtonschen Axiom beziehungsweise dem Impulssatz und dem Drallsatz basiert [96]. In der jüngeren Literatur wird des Weiteren die sogenannte „Kane’s Methode“ für Mehrkörpersysteme angewendet, welche auf einer Beschreibung mit Quasigeschwindigkeiten und Quasikoordinaten, im Gegensatz zu der Beschreibung mit generalisierten Koordinaten des Lagrange-Formalismus, basiert [98], [99]. Durch die stringente Trennung der dynamischen Differenzialgleichungen und der statischen kinematischen Beschränkungen beziehungsweise Nebenbedingungen können mit dieser Methode sehr kompakte mathematische Beschreibungen generiert werden [99]. Das grundsätzliche Vorgehen bei Kane’s Methode ähnelt dem des Lagrange-Formalismus, sodass die folgenden Aussagen zu diesem Formalismus auch auf

Kane's Methode bezogen werden können. Der Lagrange-Euler-Formalismus leitet sich aus einer Bilanz der kinetischen und potenziellen Energien, das rekursive Newton-Euler-Verfahren aus einer Bilanz der Kräfte und Momente ab. Beide Verfahren haben individuelle Vorteile. So führt der Lagrange-Euler-Formalismus zu einer kompakten analytischen Beschreibung im Basiskoordinatensystem [100] mit physikalisch direkt interpretierbarer Trägheitsmatrix, Coriolis- und Zentripetalmatrix sowie einem Gravitationsvektor [95]. Das rekursive Newton-Euler-Verfahren ist eine inhärent rekursive Methode, die rechentechnisch sehr effizient zu realisieren und leicht zu erweitern ist [95]. Laut [101] steigt der Berechnungsaufwand beim rekursiven Newton-Euler-Verfahren linear mit der Anzahl der Gelenke des Manipulators, wohingegen der Berechnungsaufwand beim Lagrange-Euler-Formalismus mit der Potenz vier ansteigt. Die Arbeiten von [102] und [100] haben gezeigt, dass durch geeignete Umformulierungen des Lagrange-Euler-Formalismus ebenfalls ein linearer Anstieg des Berechnungsaufwands realisiert werden kann, wobei die genannten Vorteile des Verfahrens verloren gehen. Da in dieser Arbeit eine Berechnung der Dynamik in Echtzeit mit einer Abtastfrequenz von 100 Hz angestrebt wird, wurde das rekursive Newton-Euler-Verfahren ausgewählt.

Rekursives Newton-Euler-Verfahren

Mit dem rekursiven Newton-Euler-Verfahren kann das inverse Problem der Dynamik für eine offene kinematische Kette in zwei Berechnungsschritten gelöst werden. Aus dem aktuellen Bewegungszustand, der kinematischen Struktur, den kinematischen Parametern, wie der Masse, dem Schwerpunkt und dem Trägheitstensor der Armteile des Roboterarms sowie den externen Kräften und Momenten, die auf den Manipulator einwirken, können die Kräfte und Drehmomente in den Gelenken und den einzelnen Bezugssystemen mit diesem Verfahren berechnet werden. Das allgemeine Vorgehen bei der Anwendung des rekursiven Newton-Euler-Verfahrens ist in Abbildung 2.7 illustriert. Fundamentale Voraussetzung für die Anwendung ist, dass die genannten Informationen zum jeweiligen Manipulator vorliegen und die Definition der Koordinatensysteme nach der DH-Konvention erfolgt ist. Alle folgenden Erläuterungen zum rekursiven Newton-Euler-Verfahren wurden [92] entnommen.

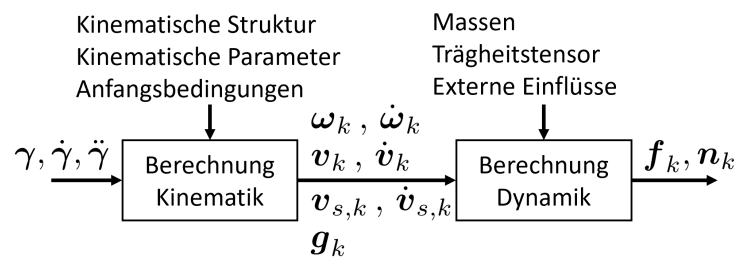


Abbildung 2.7.: Aufbau des rekursiven Newton-Euler-Verfahrens mit getrennten Berechnungsschritten für Kinematik und Dynamik eines Mehrgelenk-Manipulators.

Im ersten Berechnungsschritt werden die kinematischen Zusammenhänge rekursiv für die einzelnen Armteile des Manipulators gelöst. Die Berechnung erfolgt dabei ausgehend von der Basis und setzt sich bis zum Endeffektor fort. Aus den Gelenkwinkeln, Winkelgeschwindigkeiten und Winkelbeschleunigungen ($\gamma, \dot{\gamma}, \ddot{\gamma}$) in Kombination mit der kinematischen Struktur ($\mathbf{p}_k, \mathbf{s}_k$) und den Anfangsbedingungen ($\boldsymbol{\omega}_1(0), \dot{\boldsymbol{\omega}}_1(0), \mathbf{v}_1(0), \dot{\mathbf{v}}_1(0), \mathbf{g}_1(0)$) werden für jeden Armteil die rotatorischen und translatorischen Geschwindigkeiten und Beschleunigungen

$(\boldsymbol{\omega}_k, \dot{\boldsymbol{\omega}}_k, \mathbf{v}_k, \dot{\mathbf{v}}_k)$ berechnet. Zusätzlich erfolgt eine Berechnung der translatorischen Geschwindigkeit und Beschleunigung im Schwerpunkt des jeweiligen Armteils $(\mathbf{v}_{s,k}, \dot{\mathbf{v}}_{s,k})$. Für die vorgesehene Erweiterung des rekursiven Newton-Euler-Verfahrens für eine Anwendung im Unterwasserbereich wurde die Erdbeschleunigung, im Kontrast zur üblichen Darstellung, aus dem Beschleunigungsvektor $\dot{\mathbf{v}}_k$ herausgelöst. Dieser wird für die Modellierung der Rückstellkräfte und -momente, die aus dem Zusammenspiel der Gravitationskraft und der Auftriebskraft resultieren, gesondert in Abschnitt 2.4.4 benötigt. Die Matrix \mathbf{g} mit den Komponenten \mathbf{g}_k stellt den Erdbeschleunigungsvektor in den verschiedenen Bezugssystemen dar. Die gekürzte Formelzusammenstellung für die kinematische Berechnung des rekursiven Newton-Euler-Verfahrens, für offene kinematische Ketten, die ausschließlich über Drehgelenke verfügen, kann mit

$$\begin{aligned}
 \boldsymbol{\omega}_{k+1} &= {}_{k+1}^k \mathbf{A}(\gamma_k)(\boldsymbol{\omega}_k + \mathbf{z}\dot{\gamma}_{k+1}) \\
 \dot{\boldsymbol{\omega}}_{k+1} &= {}_{k+1}^k \mathbf{A}(\gamma_k) \left(\dot{\boldsymbol{\omega}}_k + (\mathbf{z}\ddot{\gamma}_{k+1} + \boldsymbol{\omega}_k \times \mathbf{z}\dot{\gamma}_{k+1}) \right) \\
 \mathbf{v}_{k+1} &= {}_{k+1}^k \mathbf{A}(\gamma_k)\mathbf{v}_k + \boldsymbol{\omega}_{k+1} \times \mathbf{p}_{k+1} \\
 \dot{\mathbf{v}}_{k+1} &= {}_{k+1}^k \mathbf{A}(\gamma_k)\dot{\mathbf{v}}_k + \dot{\boldsymbol{\omega}}_{k+1} \times \mathbf{p}_{k+1} + \boldsymbol{\omega}_{k+1} \times (\boldsymbol{\omega}_{k+1} \times \mathbf{p}_{k+1}) \\
 \mathbf{v}_{s,k+1} &= \mathbf{v}_{k+1} + \boldsymbol{\omega}_{k+1} \times \mathbf{s}_{k+1} \\
 \dot{\mathbf{v}}_{s,k+1} &= \dot{\mathbf{v}}_{k+1} + \dot{\boldsymbol{\omega}}_{k+1} \times \mathbf{s}_{k+1} + \boldsymbol{\omega}_{k+1} \times (\boldsymbol{\omega}_{k+1} \times \mathbf{s}_{k+1}) \\
 \mathbf{g}_{k+1} &= {}_{k+1}^k \mathbf{A}(\gamma_k)\mathbf{g}_k
 \end{aligned} \tag{2.71}$$

angegeben werden. Dabei ist ${}_{k+1}^k \mathbf{A}(\gamma_k)$ die Transformationsmatrix für die Überführung der Zustände zwischen den Armteilkoodinatenystemen, wie sie aus der Definition (2.69) hervorgeht und $\mathbf{z} = [0, 0, 1]^T$ entspricht dem Basisvektor in Z-Richtung. Da der Manipulator fest mit der Trägerplattform verbunden ist, ergeben sich die Anfangsbedingungen der kinematischen Berechnung aus einer Transformation der Bewegungszustände des ROV in das Basiskoordinatensystem des Manipulators. Die translatorische Geschwindigkeit und Beschleunigung des Schwerpunkts der Basis des Manipulators ergeben sich aus den Anfangsbedingungen mit

$$\begin{aligned}
 \mathbf{v}_{s,1}(0) &= \mathbf{v}_1(0) + \boldsymbol{\omega}_1(0) \times \mathbf{s}_1 \\
 \dot{\mathbf{v}}_{s,1}(0) &= \dot{\mathbf{v}}_1(0) + \dot{\boldsymbol{\omega}}_1(0) \times \mathbf{s}_1 + \boldsymbol{\omega}_1(0) \times (\boldsymbol{\omega}_1(0) \times \mathbf{s}_1).
 \end{aligned} \tag{2.72}$$

Nach dem kinematischen Berechnungsschritt (2.71) des rekursiven Newton-Euler-Verfahrens sind für alle Armteile der Vektor der Bewegungszustände bekannt. Unter Nutzung des Drallsatzes, des zweiten Newtonschen Gesetzes und des Freischnitts können nun die Kräfte \mathbf{F}_k und die Drehmomente \mathbf{N}_k , die am jeweiligen Teil des Manipulators durch Trägheitseffekte wirken, berechnet werden. Durch Transformationen können die Teilkräfte und -momente rekursiv zusammengefasst werden. Die Berechnung erfolgt dabei ausgehend vom Endeffektor und setzt sich stückweise zur Basis fort. Die beschriebene kinetische Berechnung kann mit

$$\begin{aligned}
 \mathbf{F}_k &= m_k(\dot{\mathbf{v}}_{s,k} + \mathbf{g}_k) \\
 \mathbf{N}_k &= \mathbf{I}_{s,k}\dot{\boldsymbol{\omega}}_k + \boldsymbol{\omega}_k \times (\mathbf{I}_{s,k}\boldsymbol{\omega}_k) \\
 \mathbf{f}_k &= {}_{k+1}^k \mathbf{A}(\gamma_k)\mathbf{f}_{k+1} + \mathbf{F}_k \\
 \mathbf{n}_k &= {}_{k+1}^k \mathbf{A}(\gamma_k) \left(\mathbf{n}_{k+1} + ({}_{k+1}^k \mathbf{A}(\gamma_k)\mathbf{p}_k) \times \mathbf{f}_{k+1} \right) + (\mathbf{p}_k + \mathbf{s}_k) \times \mathbf{F}_k + \mathbf{N}_k
 \end{aligned} \tag{2.73}$$

für Manipulatoren mit Drehgelenken dargestellt werden. Für diesen Berechnungsschritt wer-

den die Masse m_k und der Trägheitstensor im Schwerpunkt des Armteils $\mathbf{I}_{s,k}$ verwendet. Auf eine Beschreibung von Reibungseffekten in den Manipulatorgelenken wurde verzichtet, da die hydrodynamischen Dämpfungseffekte bei einem Manipulator unter Wasser dominieren. Die Einbindung externer Kräfte und Drehmomente, die am Endeffektor angreifen, kann mit

$$\begin{aligned} \mathbf{f}_{k+1} &= {}^{extern}_{k+1} \mathbf{A} \mathbf{f}_{extern} \\ \mathbf{n}_{k+1} &= {}^{extern}_{k+1} \mathbf{A} \left(\mathbf{n}_{extern} + ({}^{k+1}_{extern} \mathbf{A} \mathbf{p}_{k+1}) \times \mathbf{f}_{extern} \right) \end{aligned} \quad (2.74)$$

erfolgen.

Die bisher vorgestellte Modellierung von Mehrgelenk-Manipulator mit der DH-Konvention und dem rekursiven Newton-Euler-Verfahren ist in dieser Form für Industrieroboter an Land anwendbar. Für die Beschreibung von Manipulatoren unter Wasser muss dieses Modell um Terme für die hydrostatischen und hydrodynamischen Effekte erweitert werden. Die Erweiterung des Modellansatzes wird im folgenden Abschnitt vorgestellt.

2.4.4. Hydrostatik und Hydrodynamik

Die hydrostatischen Effekte, die auf einen Industrieroboter unter Wasser einwirken, können auf das Zusammenspiel von verdrängtem Wasser und dem damit verbundenen Auftrieb sowie der Gravitationskraft der Masse zurückgeführt werden. Wie schon in Abschnitt 2.2 vorgestellt, wirkt die Auftriebskraft am Auftriebsmittelpunkt, welcher für jeden Armteil des Manipulators durch den Ortsvektor \mathbf{a}_k (siehe Abschnitt 2.4.1) definiert ist, und die Gravitationskraft am Massenmittelpunkt, der mit dem Ortsvektor \mathbf{s}_k beschrieben wird [82]. Da das in Abschnitt 2.4.3 vorgestellte rekursive Newton-Euler-Verfahren mit Freischnitten arbeitet, können die Armteile auch für die hydrostatische Modellierung getrennt betrachtet werden. Die Beschreibung in (2.72) kann daher mit

$$\begin{aligned} \mathbf{F}_{hys,k} &= -m_{v,k} \mathbf{g}_k \\ \mathbf{N}_{hys,k} &= (\mathbf{p}_k + \mathbf{a}_k) \times (-m_{v,k} \mathbf{g}_k) \end{aligned} \quad (2.75)$$

für die Einbindung des statischen Auftriebs erweitert werden [82]. Dabei kann die Masse des durch den Armteil verdrängten Mediums mit $m_{v,k} = V_k \rho$ beschrieben werden, wobei ρ die Dichte des Mediums und V_k das verdrängte Volumen darstellen.

Die hydrodynamischen Koeffizienten, wie hydrodynamische Masse und Dämpfung, eines getauchten Körpers hängen im Allgemeinen von der Geometrie, der Reynolds-Zahl, der Keulegan-Carpenter-Zahl, der Anströmung, der Oberflächenrauheit und dem Abstand zu Grenzflächen ab [103]. Eine physikalische Modellierung in Form eines White-Box-Modells mit hohem Detaillierungsgrad ist daher nicht zielführend. Ebenso ungeeignet sind Beschreibungen auf Basis von Lösungsmethoden der numerischen Strömungsmechanik (engl. Computational Fluid Dynamics - CFD) unter Nutzung beispielsweise der Finite-Elemente-Methode oder der Finite-Volumen-Methode. Diese Verfahren sind für detaillierte und kleinteilige Problemstellungen, die turbulente Strömungen enthalten, rechenintensiv und nicht für Online-Anwendungen geeignet, da sie oft iterative Lösungsverfahren verwenden [104]. Für die Modellierung der hydrodynamischen Effekte, die an einem getauchten Manipulator wirken, werden daher in der Literatur verschiedene vereinfachte Verfahren vorgeschlagen. Eine gängige Methode ist die sogenannte Strip Theory, zu Deutsch Steifen-Theorie oder auch Slender Body Theory genannt [105], [83], in den verschiedensten Ausprägungen [106], [107], [43], [108]. Dabei wird angenom-

men, dass ein langer, starrer und dünner Körper im unendlich ausgedehnten Fluid vorliegt [103]. Es wird des Weiteren davon ausgegangen, dass sich entlang des gesamten Körpers die gleichen Strömungsverhältnisse einstellen, diese sich auch untereinander nicht beeinflussen und der Beitrag der Strömung an den Enden des Körpers vernachlässigbar klein ist [105]. Unter diesen Vereinfachungen und Annahmen kann das dreidimensionale strömungsmechanische Problem auf ein zweidimensionales reduziert werden [108]. Somit wird nicht mehr der gesamte Körper betrachtet, sondern nur noch dünne Scheiben dieses Körpers. Die Kräfte, die durch die hydrodynamischen Effekte an den einzelnen Scheiben auftreten, werden anschließend über ein Linienintegral entlang des Körpers zusammengefasst. Entscheidend für die Berechnung sind Koeffizienten, die in Abhängigkeit der Querschnittsfläche zu wählen sind. Für einige einfache geometrische 2D-Formen liegen die empirischen Koeffizienten C_m und C_d vor, um näherungsweise die hydrodynamische Masse und Dämpfung des Körpers zu berechnen [103]. Mit diesen Koeffizienten und mit

$$\begin{aligned} d\mathbf{f}_{k,j} &= C_d \frac{1}{2} \rho D_k dl_k |\mathbf{v}_{\perp,k,j}| \mathbf{v}_{\perp,k,j} + C_m \rho \frac{\pi}{4} D_k^2 dl_k \dot{\mathbf{v}}_{\perp,k,j} \\ d\mathbf{n}_{k,j} &= \mathbf{h}_k(j) \times d\mathbf{f}_{k,j} \end{aligned} \quad (2.76)$$

können die Kräfte- und Drehmomente für die einzelnen Scheiben mit der Dicke dl_k berechnet werden [107]. Dabei ist k der Index für den Armteil und j der Index für die betrachtete Scheibe des Körpers. Der Körper wird in n_k identische Scheiben aufgeteilt. Die Armteile eines Manipulators können in grober Näherung mit Zylindern nachgebildet werden. Die Größe D_k in (2.76) stellt somit den Durchmesser und L_k die Länge des Zylinders sowie $\mathbf{h}_k(j)$ den Ortsvektor vom Ursprung bis zur betrachteten Scheibe j des Zylinders dar. Der Einfluss des umgebenden Mediums wird mit der Dichte ρ eingebunden. Abbildung 2.8 zeigt die Parameter aus (2.76) an einem abstrahierten Manipulator.

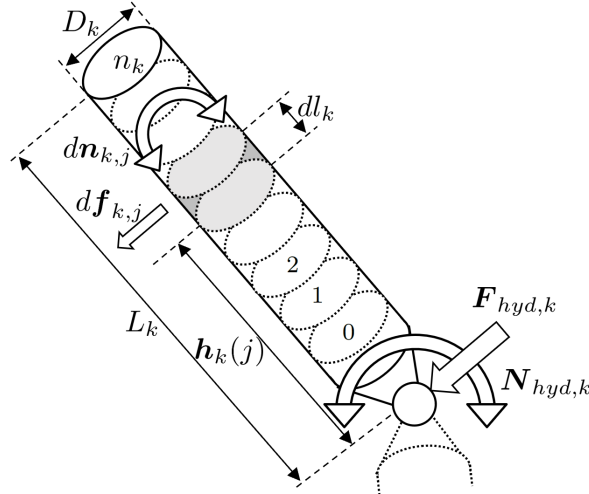


Abbildung 2.8.: Skizze eines abstrahierten Manipulators und Darstellung der Parameter der Strip Theory-Methode.

Die für (2.76) erforderlichen Geschwindigkeits- und Beschleunigungsvektoren der einzelnen

Scheiben können mit

$$\begin{aligned}
 L_k &= \|\mathbf{p}_k\|_2 \Rightarrow dl_k = L_k/n_k \Rightarrow \mathbf{h}_k(j) = \frac{\mathbf{p}_k dl_k}{L_k} j \\
 \mathbf{v}_{k,j} &= \mathbf{v}_k + \boldsymbol{\omega}_k \times \mathbf{h}_k(j) \\
 \dot{\mathbf{v}}_{k,j} &= \dot{\mathbf{v}}_k + \dot{\boldsymbol{\omega}}_k \times \mathbf{h}_k(j) + \boldsymbol{\omega}_k \times (\boldsymbol{\omega}_k \times \mathbf{h}_k(j)),
 \end{aligned} \tag{2.77}$$

ähnlich zu den Geschwindigkeit und Beschleunigung der Armeile in (2.71), berechnet werden. Laut der Strip Theory haben nur die Normalenkomponenten der translatorischen Geschwindigkeit $\mathbf{v}_{\perp,k,j}$ und Beschleunigung $\dot{\mathbf{v}}_{\perp,k,j}$ einen Einfluss auf die Kräfte und Momente, die durch die hydrodynamische Masse und Dämpfung an den Scheiben entstehen. Mit der Vorschrift

$$\mathbf{a}_{\perp b} = \frac{((\mathbf{b} \times \mathbf{a}) \times \mathbf{b}) \circ \mathbf{a}}{\|(\mathbf{b} \times \mathbf{a}) \times \mathbf{b}\|_2^2} ((\mathbf{b} \times \mathbf{a}) \times \mathbf{b}) \tag{2.78}$$

kann die Normalenkomponente von \mathbf{a} in Bezug auf den Vektor \mathbf{b} berechnet werden. Um $\mathbf{v}_{\perp,k,j}$ beziehungsweise $\dot{\mathbf{v}}_{\perp,k,j}$ zu erhalten, muss für \mathbf{a} entsprechend $\mathbf{v}_{k,j}$ oder $\dot{\mathbf{v}}_{k,j}$ und für \mathbf{b} entsprechend $-\mathbf{p}_k$ eingesetzt werden. Dabei ist hervorzuheben, dass in $\mathbf{v}_{k,j}$ beziehungsweise $\dot{\mathbf{v}}_{k,j}$ nicht nur die Geschwindigkeiten und Beschleunigungen, die aus der Bewegung der Gelenke resultieren, sondern auch die Bewegungszustände des Fahrzeugs enthalten sind. Die einzelnen Teilkräfte $d\mathbf{f}_{k,j}$ und Drehmomente $d\mathbf{n}_{k,j}$ aus (2.76) können mit

$$\begin{aligned}
 \mathbf{F}_{hyd,k} &= \sum_{j=1}^{n_k} d\mathbf{f}_{k,j} \\
 \mathbf{N}_{hyd,k} &= \sum_{j=1}^{n_k} d\mathbf{n}_{k,j}
 \end{aligned} \tag{2.79}$$

zusammengefasst werden.

Arbeiten wie [109] und [43] haben gezeigt, dass die bei der Strip Theory konstant angenommenen Koeffizienten C_m und C_d keinesfalls konstant sind. Tatsächlich sind diese Koeffizienten variabel und abhängig von der aktuellen Umströmungssituation am Körper. In [43] wurde die Änderung der Umströmung und damit die Änderung der Koeffizienten über den zurückgelegten Weg des Armsegments abgebildet. Durch dieses Vorgehen konnte bei Laborversuchen eine deutlich höhere Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment erreicht werden. Da bei einem UVMS sowohl die Bewegung des Manipulators, als auch die Bewegung des Trägerfahrzeugs sowie die Strömung des umgebenden Mediums einen Einfluss auf die Umströmung des jeweiligen Arnteils haben, ist eine parameterabhängige Beschreibung der Koeffizienten komplex und mit Unsicherheiten behaftet. Daher wird in dieser Arbeit von konstanten Koeffizienten ausgegangen. Die Parametrierung des Manipulator-Modells wird in Abschnitt 4.4.3 vorgestellt.

2.4.5. Modellierung des Zielobjekts

Das vom UVMS zu greifende Zielobjekt kann, bei entsprechendem Vorwissen, ebenfalls in das Gesamtmodell des Fahrzeugs aufgenommen werden. Die mögliche Detailtiefe der Modellierung richtet sich dabei vorwiegend nach der Art des Objekts. Wenn ein unbekanntes Objekt aufgenommen werden soll, wie beispielsweise ein Lebewesen, so sind nur wenige ungenaue In-

formationen vorhanden, die zum Beispiel auf Erfahrungswerten basieren. Ist das Zielobjekt bekannt, weil es zum Beispiel eine ausgebrachte Messeinrichtung ist, so stehen im Allgemeinen eine Reihe weiterer Informationen zur Verfügung.

Auch wenn das zu manipulierende Objekt und dessen Eigenschaften bekannt sind (Form, Masse, Trägheitstensor, Schwerpunkt, Strömungswiderstand usw.), kann das Modell dieses Objekts nicht ohne Weiteres in das Gesamtmodell integriert werden. Ein Grund dafür ist das Fehlen einer starren und eindeutigen Kopplung zwischen UVMS und Zielobjekt. Selbst wenn spezielle Greifpunkte am Zielobjekt vorhanden sind, kann die relative Orientierung und Position des aufgenommenen Zielobjekts zum UVMS nicht verlässlich vorhergesagt werden. Um Abweichung bei der Manipulationsoperation zu kompensieren, werden die Greifpunkte typischerweise größer als der Greifer ausgelegt. Entsteht bei der Manipulationsoperation keine feste Verbindung, kann das Zielobjekt entsprechend während der Laufzeit der Mission verrutschen oder sich verdrehen. Ohne zusätzliche Sensorik ist daher die Lage und Position des Zielobjekts als unbestimmt zu betrachten.

Aufgrund dieses Umstands ist die detaillierte Modellierung des Zielobjekts nicht sinnvoll. In dieser Arbeit wird die Annahme getroffen, dass die Masse des Zielkörpers m_{obj} bekannt ist und die Verbindung zwischen Greifer und Objekt Relativbewegungen zulässt. Dadurch wäre eine Modellierung des gegriffenen Zielkörpers als physikalisches Pendel mit dem Drehpunkt im TCP möglich. Da aber im Allgemeinen die hydrodynamische Dämpfung unbekannt ist und von der Umströmung des Körpers, der Orientierung sowie von weiteren Einflussgrößen abhängt, liegen nicht genügend Informationen für die Schätzung der Dämpfung des Pendels vor. In der skizzierten Konstellation ist daher lediglich eine Modellierung des Zielkörpers als Massepunkt im TCP möglich. Mit (2.74) als Grundlage kann der Einfluss des Objekts in Form von

$$\mathbf{f}_{k+1} = \mathbf{m}_{obj}(\dot{\mathbf{v}}_{k+1} + \mathbf{g}_{k+1}) \quad (2.80)$$

modelliert werden.

2.5. Synthese der Teilansätze - Gesamtmodell des getauchten Mehrkörpersystems

Die in den Abschnitten 2.2 und 2.4 vorgestellten Teilmodelle eines UVMS können unter Berücksichtigung der in Abschnitt 2.1.4 definierten Schnittstellen und Bezugssysteme zu einem Gesamtmodell zusammengefasst werden. Da die beiden Teilsysteme starr miteinander verkoppelt sind, können die Koppelgrößen zwischen den Systemen über statische Zusammenhänge ausgetauscht werden. Die Beschleunigung und Geschwindigkeit der Basis des Manipulators können mit

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} \mathbf{v}_1 \\ \boldsymbol{\omega}_1 \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} {}^b_1\mathbf{R}({}^b\mathbf{q}_{b \rightarrow 1})\mathbf{v} + {}^b_1\mathbf{R}({}^b\mathbf{q}_{b \rightarrow 1})\boldsymbol{\omega} \times {}^b\mathbf{p}_{b \rightarrow 1} \\ {}^b_1\mathbf{R}({}^b\mathbf{q}_{b \rightarrow 1})\boldsymbol{\omega} \end{bmatrix} \\ &= \mathbf{H}(\boldsymbol{\nu}, {}^b\mathbf{p}_{b \rightarrow 1}, {}^b\mathbf{q}_{b \rightarrow 1}) \quad (2.81) \\ \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{v}}_1 \\ \dot{\boldsymbol{\omega}}_1 \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} {}^b_1\mathbf{R}({}^b\mathbf{q}_{b \rightarrow 1})\dot{\mathbf{v}} + {}^b_1\mathbf{R}({}^b\mathbf{q}_{b \rightarrow 1})\dot{\boldsymbol{\omega}} \times {}^b\mathbf{p}_{b \rightarrow 1} + {}^b_1\mathbf{R}({}^b\mathbf{q}_{b \rightarrow 1})\boldsymbol{\omega} \times \left({}^b_1\mathbf{R}({}^b\mathbf{q}_{b \rightarrow 1})\boldsymbol{\omega} \times {}^b\mathbf{p}_{b \rightarrow 1} \right) \\ {}^b_1\mathbf{R}({}^b\mathbf{q}_{b \rightarrow 1})\dot{\boldsymbol{\omega}} \end{bmatrix} \\ &= \dot{\mathbf{H}}(\boldsymbol{\nu}, \dot{\boldsymbol{\nu}}, {}^b\mathbf{p}_{b \rightarrow 1}, {}^b\mathbf{q}_{b \rightarrow 1}) \end{aligned}$$

aus den Bewegungszuständen des Trägerfahrzeugs bestimmt werden. Wobei der Index „b“ für eine Beschreibung im Body-System des ROVs und der Index „1“ für eine Darstellung im Basiskoordinatensystem des Manipulators steht. Der Ortsvektor ${}^b\mathbf{p}_{b \rightarrow 1}$ stellt den Abstand, beschrieben im Body-System und ${}^b_1\mathbf{R}({}^b\mathbf{q}_{b \rightarrow 1})$ die Rotationsmatrix nach (2.19) zwischen den beiden Bezugssystemen dar. Die Rückkopplung vom Manipulator auf das ROV-Modell erfolgt auf Kräfte- und Drehmomentenebene. Die Transformation der Größen kann mit

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} {}^b\mathbf{f}_1 \\ {}^b\mathbf{n}_1 \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} -\left(\left({}^b_1\mathbf{R}({}^b\mathbf{q}_{b \rightarrow 1}) \right)^T \mathbf{f}_1 \right) \\ -\left(\left({}^b_1\mathbf{R}({}^b\mathbf{q}_{b \rightarrow 1}) \right)^T \mathbf{n}_1 + {}^b\mathbf{p}_{b \rightarrow 1} \times \left({}^b_1\mathbf{R}({}^b\mathbf{q}_{b \rightarrow 1}) \right)^T \mathbf{f}_1 \right) \end{bmatrix} \\ &= \mathbf{Q}(\mathbf{f}_1, \mathbf{n}_1, {}^b\mathbf{p}_{b \rightarrow 1}, {}^b\mathbf{q}_{b \rightarrow 1}) \end{aligned} \quad (2.82)$$

durchgeführt werden.

2.6. Parameteridentifikation

Das in den Abschnitten 2.2, 2.4 und 2.5 vorgestellte Modell definiert die Modellstruktur, die Modellkomponenten und die Modellgrenzen für ein UVMS-Verbundsystem. Des Weiteren wurden in diesen Abschnitten auch die Modellparameter beschrieben und die getroffenen Erweiterungen und Vereinfachungen erläutert. Durch die Anpassung der Modellparameter kann das Gesamtmodell das Bewegungsverhalten unterschiedlicher realer Fahrzeuge abbilden. Ein Teil der dafür benötigten Parameter wird von den Herstellern der eingesetzten Geräte bereitgestellt, wie die DH-Parameter für den Manipulator, oder kann mit einfachen Verfahren direkt bestimmt werden, wie zum Beispiel die Masse und die Abmessungen des Fahrzeugs. Andere Parameter, wie die hydrostatischen und hydrodynamischen Kenngrößen des ROV-Trägerfahrzeugs, müssen über die Anwendung geeigneter experimenteller oder theoretischer Methoden der Parameteridentifikation bestimmt werden [110].

Wie im Abschnitt 2.4.4 und 2.4.5 erläutert, sind theoretische Ansätze komplex und nur für simple Problemstellungen umsetzbar. Zudem erfüllt ein ROV im Allgemeinen nicht die Anforderungen, die durch die Strip Theory an die Relationen des zu untersuchenden Körpers gestellt werden, womit dieser empirische Ansatz für die Parameterbestimmung ebenfalls ungeeignet ist. Die Arbeiten [111], [112], [113] und [114] zeigen, dass Verfahren der numerischen Strömungsmechanik grundsätzlich für diese Aufgabe einsetzbar sind. In den Artikeln werden die Softwareprodukte STAR CCM+ und WAMIT, sowie das Lösungsverfahren RE-FRESCO [115] angewendet. Die Autoren der genannten Arbeiten kommen zu dem Schluss, dass sehr gute Übereinstimmungen zwischen den Berechnungen mit CFD-Methoden und den experimentell bestimmten Werten aus skalierten Modellversuchen erzielt werden können [111]. Dennoch sind die Ergebnisse nicht überzubewerten, denn sowohl die Berechnung als auch die Modellexperimente wurden nur mit vereinfachten Körperformen durchgeführt. Kleinteilige Elemente des Fahrzeugs wurden nicht betrachtet, wie beispielsweise Kabelverbindungen zwischen den einzelnen Komponenten. Daher ist zu erwarten, dass die Parameter des realen Fahrzeugs entsprechend deutlicher von den ermittelten Werten abweichen. Diese Beispiele zeigen, dass für die genaue Ermittlung der hydrostatischen und hydrodynamischen Kenngrößen von Unterwasserfahrzeugen im Wesentlichen immer Experimente notwendig sind.

2.6.1. Identifikation - hydrostatische Parameter

Die Hydrostatik beruht, wie es auch schon der griechische Mathematiker Archimedes (287-212 v. Chr.) erkannt hat, auf dem Zusammenspiel der Gravitations- und der Auftriebskraft, die an einem vollständig oder teilweise getauchten Körper wirken [116]. Die resultierenden Effekte dieser Kräfte sind zum einen von deren Betrag und Richtung, sowie zum anderen von deren Angriffspunkt abhängig. Generell ist die Wirkung der Hydrostatik äquivalent zu der einer Feder in einem Feder-Masse-Dämpfer-System, wodurch sich die Bezeichnung der hydrostatischen Effekte als Rückstelleffekte beziehungsweise als Rückstellkräfte und -drehmomente etabliert hat [62]. Für die Berechnung der Rückstelleffekte nach (2.57) werden die Parameter Gravitationskraft ${}^e\mathbf{f}_g$, Auftriebskraft ${}^e\mathbf{f}_b$, der Ortsvektor zum Massenmittelpunkt ${}^b\mathbf{r}_g$ und der Ortsvektor zum Auftriebsmittelpunkt ${}^b\mathbf{r}_b$ des Fahrzeugs benötigt.

Die Bestimmung des Parameters Gravitationskraft ${}^e\mathbf{f}_g$ kann über eine direkte Messung der Masse des Körpers in Verbindung mit der wirkenden Erdbeschleunigung erfolgen. Für die Ermittlung der Auftriebskraft ${}^e\mathbf{f}_b$ muss das vom Körper verdrängte Fluidvolumen bestimmt werden, da die Auftriebskraft der Gewichtskraft des verdrängten Volumens entspricht.

Die Lage des Massenmittelpunkts, beschrieben durch den Ortsvektor ${}^b\mathbf{r}_g$, ist abhängig von der Dichteverteilung innerhalb des starren Körpers [117]. Der ebenfalls in der Literatur oft verwendete Begriff des Schwerpunkts ist äquivalent zum Massenmittelpunkt, unter der Annahme eines konstanten und parallelen Gravitationsfeldes. Wird eine homogene Dichteverteilung im Körper angenommen, so stimmt der Massenmittelpunkt mit dem geometrischen Schwerpunkt beziehungsweise Volumenmittelpunkt überein und kann über die Form des Körpers berechnet werden [117]. Weist der Körper eine nicht homogene Massenverteilung auf, so muss entweder ein Volumenintegral über die einzelnen Drehmomente der verteilten Massen berechnet werden oder es muss eine experimentelle Bestimmung erfolgen. Die Massenverteilung ist oft nur näherungsweise bekannt, sodass die experimentelle Bestimmung dieses Parameters in der Praxis überwiegt. Ein mögliches empirisches Verfahren für die Ermittlung des Massenmittelpunktes stellt das Aufhängen des Körpers an verschiedenen Punkten dar. Wird ein beliebig geformter Körper an einem Seil aufgehängt, so befindet sich nach einem Einschwingvorgang der Massenmittelpunkt auf der Lotgeraden unterhalb des gewählten Aufhängepunkts. Wird dieser Versuch mit verschiedenen Aufhängepunkten wiederholt, so befindet sich der Massenmittelpunkt im Schnittpunkt der Lotgeraden. Die Teildarstellungen 1 und 2 in Abbildung 2.9 zeigen das beschriebene Vorgehen.

Im Gegensatz zum Massenmittelpunkt ist die Lage des Auftriebsmittelpunkts, beschrieben durch den Ortsvektor ${}^b\mathbf{r}_b$, nicht von der Massenverteilung innerhalb des Fahrzeugs abhängig, sondern von der Körperform und der Dichteverteilung des Mediums, welches vom Fahrzeug verdrängt wird. Wird eine homogene Dichteverteilung des Mediums angenommen, so befindet sich der Auftriebsmittelpunkt immer im geometrischen Schwerpunkt (auch Formschwerpunkt genannt) des verdrängten Volumenkörpers [118]. Liegt eine nicht homogene Dichteverteilung des umgebenden Mediums vor, wie es beispielsweise bei Schiffen der Fall ist, so kann die Position des Auftriebsmittelpunkts von der des geometrischen Schwerpunkts abweichen. Für die theoretische Bestimmung des Auftriebsmittelpunkts, unter der Annahme eines homogenen Fluids, kann die Form des getauchten Fahrzeugs verwendet und entsprechend der geometrische Schwerpunkt berechnet werden. Alternativ ist eine experimentelle Bestimmung möglich. Im stationären Bewegungszustand befindet sich der Auftriebsmittelpunkt und der Massenmittelpunkt des Fahrzeugs auf einer Lotgeraden, wobei im Falle der stabilen Ruhelage der Auftriebsmittelpunkt über dem Massenmittelpunkt liegt. Ist der Massenmittelpunkt des Un-

terwasserfahrzeugs bekannt, so kann über ein definiertes Drehmoment eine Auslenkung des Fahrzeugs aus der Ruhelage erreicht und über die sich einstellende stationäre Verdrehung die Lage des Auftriebsmittelpunkts, über einen geometrischen Ansatz, bestimmt werden. Wird der Bezug zur aufgezeigten Analogie mit einem Feder-Masse-Dämpfer-System hergestellt, so ist das beschriebene Experiment vergleichbar mit dem Spannen einer Torsionsfeder. Der Aufbau eines solchen Experiments ist in Abbildung 2.9 in der Teildarstellung 3 skizziert. Für die Erzeugung des Drehmoments wird das Fahrzeug unter Wasser aufgehängt und über eine bekannte Testmasse, die an einem anderen Punkt befestigt wird, wird eine Kraft über den sich ergebenden Hebelarm aufgeprägt.

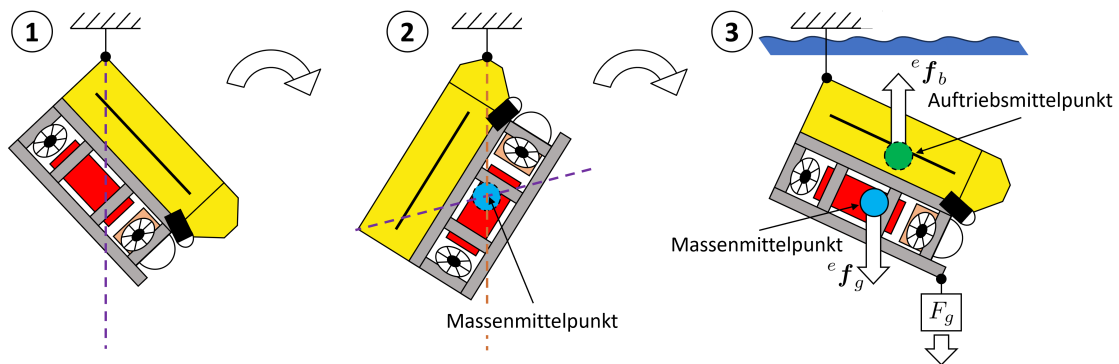


Abbildung 2.9.: Skizze möglicher Versuche zur Bestimmung der hydrostatischen Parameter eines ROV-Modells. Teilabbildung 1 und 2: Bestimmung des Massenmittelpunkts durch Aufhängen des Körpers an verschiedenen Punkten. Die Lotgeraden sind lila beziehungsweise braun gestrichelt eingezeichnet. Teilabbildung 3: Herbeiführung einer Auslenkung durch eine Testmasse zur Bestimmung des Auftriebsmittelpunkts.

2.6.2. Identifikation - hydrodynamische Parameter

Die hydrodynamischen Eigenschaften des ROVs werden innerhalb des Bewegungsmodells (2.59) durch die Dämpfungsmatrizen D_{lin} und D_{quad} sowie durch die Massenmatrix M_A , beziehungsweise durch die Dämpfungsparameter und die hydrodynamischen Massen, abgebildet. Die Dämpfungsmatrix bildet dabei den Widerstand ab, den ein Körper durch ein Fluid in Abhängigkeit seiner Geschwindigkeit erfährt. Die hydrodynamische Masse beschreibt die zusätzlich zur Fahrzeugmasse beschleunigte Fluidmasse, welche die Trägheit des Fahrzeugs erhöht. Die genaue Ermittlung der hydrodynamischen Parameter des UVMS-Modells stellt eine besondere Herausforderung im Sinne der Parameteridentifikation dar. Wie bereits erläutert wurde, ist eine theoretische Berechnung der hydrodynamischen Parameter nur in sehr wenigen Fällen sinnvoll möglich. Liegen einfache, geschlossene Körperformen vor, wie es oft bei AUVs der Fall ist, können mit den Methoden der numerischen Strömungsmechanik gute Ergebnisse erzielt werden. Für Fahrzeuge mit einer offenen Gehäusestruktur und vielen kleinteiligen, individuell umströmten Elementen sind theoretische Methoden aufwändig und trotzdem ungenau. Die Parameter des in dieser Arbeit verwendeten UVMS werden daher über Experimente ermittelt.

Für die experimentelle Parameteridentifikation werden geeignete Anregungs- oder Testsignale benötigt [119]. Die Einprägung dieser Testsignale auf das zu untersuchende System kann unterschiedlich erfolgen. Im Falle von ROVs werden üblicherweise zwei verschiedenen Klassen

von Parameteridentifikationsmethoden unterschieden, die sich über die Art der Einprägung der Testsignale definieren. Die erste Klasse umfasst alle Arten von Experimenten, bei denen die Kräfte und Drehmomente, die für eine zu untersuchende Bewegung des Fahrzeugs notwendig sind, von außen eingepreßt werden. In diese Klasse fallen primär Schleppversuche, die in speziellen dafür ausgestatteten Versuchsanstalten für den Schiffbau durchgeführt werden. Diese Experimente sind oft komplex und aufgrund der benötigten Versuchsumgebung kostenintensiv. In der Literatur werden solche Experimente nur in wenigen Arbeiten für Unterwasserfahrzeuge vorgestellt, ein Beispiel ist die Arbeit [85], in der Modellparameter, die mit CFD-Berechnungen sowie mit Schleppversuchen bestimmt wurden, verglichen werden. Die zweite Klasse umfasst dagegen Identifikationsexperimente, bei denen die Kräfte und Momente durch die Aktorik des jeweiligen Fahrzeugs selbst erzeugt werden. Diese Art von Experimenten ist im Vergleich leichter zu realisieren, günstiger und weit verbreitet [86], [120], [121], [122], [123]. Nachteilig bei dieser Art der Parameterermittlung ist, dass die tatsächlich entstehenden Kräfte und Drehmomente nicht bekannt sind und nur über das Antriebsmodell geschätzt werden können. Die ermittelten Parameter sind daher mit einem unbekanntem Fehler behaftet. Im Folgenden werden Methoden zur Parameteridentifikation mit fremd- und selbstangetriebenen Versuchen vorgestellt.

Bedutung mit fremdangetriebenen Versuchen

Eine mögliche Methode zur Ermittlung dieser Parameter fußt auf der Herbeiführung definierter Bewegungszustände bei gleichzeitiger Messung der dafür erforderlichen Kräfte und Drehmomente. Dieser Ansatz wird bei sogenannten Schleppversuchen verfolgt. Klassische Schleppversuche werden in speziell dafür ausgestatteten Versuchsanstalten in Schlepprinnen ausgeführt. Eine Schlepprinne ist ein typischerweise langes Wasserbecken, über das ein oft begehrter Messwagen auf parallel zum Becken verlegten Schienen verfahren werden kann [124]. Für die Schleppversuche wird das zu untersuchende Fahrzeug oder ein skaliertes Modell des realen Fahrzeugs über einen mehrachsigen Kraft- und Drehmomentensensor an dem Messwagen befestigt. Der Messwagen führt, je nach zu untersuchender Eigenschaft, Bewegungen mit unterschiedlichen Geschwindigkeits- und Beschleunigungsprofilen aus. Aus den vorgegebenen Geschwindigkeits- und Beschleunigungsprofilen und den vom Kraft- und Drehmomentensensor gemessenen Daten können anschließend beispielsweise über die Methode der kleinsten Quadrate die gesuchten Parameter ermittelt werden.

Für die Bestimmung der Dämpfungsparameter sind Schleppfahrten mit verschiedenen konstanten Geschwindigkeiten vorteilhaft. Wird das zu untersuchende Objekt mit konstanter Geschwindigkeit durch das Wasser bewegt, so wirkt nach dem Modellansatz (2.59) nur die hydrodynamische Dämpfung. Die Dämpfungskurve, welche die Dämpfungskraft über die Fahrzeuggeschwindigkeit beschreibt, kann somit direkt über die Messwerte bestimmt werden. Die Parameter der quadratischen Näherung dieser Kurve, die in (2.59) verwendet wird, können über Regressionsverfahren berechnet werden. Für die Bestimmung der hydrodynamischen Masse sind dagegen Versuchsfahrten mit unterschiedlichen, konstanten Beschleunigungen sinnvoll. Im Gegensatz zur Dämpfungskurve kann dabei die hydrodynamische Masse nicht direkt aus den Messwerten des Kraft- und Drehmomentensensors bestimmt werden. Die bei Beschleunigungsfahrten gemessenen Kraft- und Drehmomentenverläufe resultieren aus einer Kombination der Trägheitseffekte der hydrodynamischen Masse und der Masse des starren Körpers sowie aus den Dämpfungseffekten. Ist die Dämpfungskurve und die Masse des starren Körpers bekannt, so kann durch Subtraktion dieser Effekte auf die Kräfte geschlossen werden, die durch

die zusätzliche Trägheit der hydrodynamischen Masse entstehen. Grundlegend wird angenommen, dass die hydrodynamische Masse konstant und somit unabhängig von der vorliegenden Geschwindigkeit und Beschleunigung ist. Die Durchführung verschiedener Beschleunigungsversuche zur Erkennung von Ausreißern in den Messreihen und zur Mittelung der Ergebnisse ist trotzdem essenziell für die zuverlässige Bestimmung von Parametern mit relativ geringer Unsicherheit.

Werden ausschließlich klassische Schleppversuche durchgeführt, so ist nur eine Ermittlung der Parameter des translatorischen Teils des Bewegungsmodells möglich. Für die Bestimmung der rotatorischen, hydrodynamischen Modellparameter müssen Experimente durchgeführt werden, bei denen das Fahrzeug um seine Hauptträgheitsachsen gedreht wird. Wie für die Bedatung des translatorischen Teilmodells sind Experimente mit konstanten Winkelgeschwindigkeiten sowie Experimente mit konstanten Winkelbeschleunigungen notwendig, bei denen die erforderlichen Antriebsdrehmomente gemessen werden. Das weitere Vorgehen ist äquivalent zu den translatorischen Freiheitsgraden.

Bedatung mit selbstangetriebenen Versuchen

Neben den fremdangetriebenen Versuchen zur Ermittlung der hydrodynamischen Parameter des Fahrzeugmodells können ebenso selbstangetriebene Versuchsfahrten durchgeführt werden. Die Erzeugung der Antriebskräfte und -drehmomente erfolgt dabei durch das Antriebssystem des zu untersuchenden Fahrzeugs. Für die Ermittlung der resultierenden Bewegungen wird entweder das Navigationssystem des Fahrzeugs oder ein externes Referenzsystem verwendet. Liegen zusammengehörige Messungen des zeitlichen Verlaufs der Eingangs- und Ausgangsgrößen vor, so kann mittels Parameterschätzverfahren die Parameter des zugehörigen Teilmodells bestimmt werden [110]. Abbildung 2.10 zeigt einen möglichen Aufbau eines Parameterschätzverfahrens mit Parallelmodell-Struktur. Wird angenommen, dass der wirkende Störeinfluss $d(t)$ vernachlässigbar klein ist, so kann durch Anpassung der Modellparameter der Abbildungsfehler \tilde{e} minimiert werden. Entscheidend für die Qualität der Parameterschätzung ist bei dieser Methode die Wahl der Systemanregung. Sowohl das Klein- als auch das Großsignalverhalten des Systems sowie die relevante Bandbreite müssen vom Testsignal angeregt werden. Als Anregungssignal können beispielsweise Sinus, Mehrfachsinus, Sinus Sweeps, weißes Rauschen oder Pseudorandom Binary Sequence (PRBS) Signale verwendet werden [110].

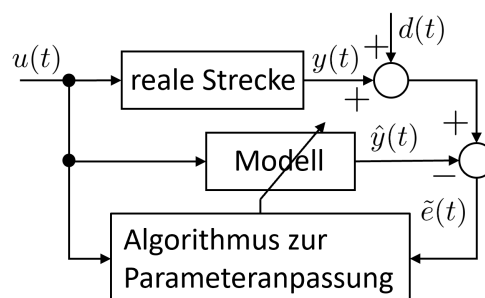


Abbildung 2.10.: Blockschaftbild eines Parameterschätzverfahrens mit Parallelmodell.

Neben dem vorgestellten Parameterschätzverfahren innerhalb der offenen Wirkungskette, kann auch die Parameterermittlung im geschlossenen Regelkreis durchgeführt werden. Diese

Variante ist vorteilhaft, wenn die Experimente in einem begrenzten Missionsgebiet ausgeführt werden müssen. Ein Beispiel für ein Parameterschätzverfahren mit geschlossenem Regelkreis ist in [123] beschrieben. Das Verfahren verwendet ein nichtlineares Schaltelement (Relais mit Hysterese) im geschlossenen Regelkreis, um das zu untersuchende System zum Schwingen anzuregen. Es wird davon ausgegangen, dass sich eine reine, symmetrische Grundschwingung ohne Oberwellen als Bewegungsverlauf bei diesen Experimenten ausbildet. Die Verbindung zwischen der sich einstellenden Schwingungsfrequenz und -amplitude sowie den Parametern des Prozesses kann über die Beschreibung des nichtlinearen Elements hergestellt werden. Die Beschreibungsfunktion für ein Zweipunktglied mit Hysterese [125] in der Form

$$N(a_m) = \frac{4b_u}{\pi a_m} \sqrt{1 - \left(\frac{a_H}{a_m}\right)^2} - j \frac{4a_H b_u}{\pi a_m^2} \quad (2.83)$$

wurde nahezu zeitgleich von verschiedenen Wissenschaftlern entwickelt [126]. In (2.83) ist a_m die gemessene Amplitude der Schwingung, b_u die Amplitude am Ausgang des Schaltelements und a_H die halbe Breite der Hysterese. Befindet sich der geschlossene Regelkreis im Zustand einer konstanten Schwingung, so kann über einen Koeffizientenvergleich zwischen der Beschreibungsfunktion des nichtlinearen Elements und der angesetzten Modellstruktur die Parameter des Modells aus der Frequenz und Amplitude der Schwingung bestimmt werden. Weitere Details sind in [123], [127] und [128] zu finden.

3. Konzeption des Fahrzeugführungssystems eines getauchten Mehrkörpersystems

3.1. Missionsbeschreibung

Im Fokus dieser Arbeit stehen Manipulationsoperationen mit kleinen UVMS der Observation Class, bei denen die Koppelwirkungen zwischen den Teilsystemen aufgrund der spezifischen, bauartbedingten Größenverhältnisse nicht ohne weitere Einschränkungen (bspw. geringe Ausführungsgeschwindigkeiten) vernachlässigbar sind. Dabei richten sich die Missionsziele dieser Manipulationsoperationen nach den Fähigkeiten und Eigenschaften des eingesetzten UVMS. Missionen, die hohe Interaktionskräfte und -momente erfordern, können demnach nicht von Observation Class UVMS durchgeführt werden. Typische Missionen, wie Manipulationen an Steuertafeln oder Montagearbeiten an Unterwasserinfrastrukturen sind daher nicht für die verwendeten miniaturisierten Verbundsysteme geeignet. Manipulationsmissionen unter Wasser, die geringe Interaktionskräfte und -momente erfordern, sind im Bereich der gezielten Probenentnahme oder der Bergung von kleinen Objekten zu finden. Solche Missionen weisen die Teilabschnitte Aufnehmen, Transportieren und Ablegen auf und werden auch als Pick-and-Place-Missionen bezeichnet. Wobei die eigentliche Manipulationsmission von mehreren vorbereitenden und nachbereitenden Missionssequenzen im vollständigen Ablauf eingeschlossen wird. Im Folgenden wird der Ablauf einer möglichen automatisierten Pick-and-Place-Mission für ein bekanntes Objekt beschrieben. Der beschriebene Ablauf ist schematisch in Abbildung 3.1 dargestellt.

Es wird angenommen, dass sich das UVMS zu Beginn der Mission auf einem Schiff beziehungsweise Arbeitsboot befindet, daher beginnt der Missionsablauf mit dem Ausbringen des Fahrzeugs im Missionsgebiet (Teildarstellung 1 in Abbildung 3.1). Besteht im Vorfeld kein Wissen über das Missionsgebiet und die genaue Position des Zielobjekts in diesem, so beginnt der Missionsablauf mit einer groben Such- und Kartierungsaufgabe (Teildarstellung 2 in Abbildung 3.1). Diese wird vorzugsweise mit großem Abstand zu Hindernissen und dem Boden ausgeführt, um Kollisionen und die Beschädigung beziehungsweise den Verlust des Fahrzeugs vorzubeugen. Aufgrund der größeren Abstände werden primär akustische Sensorsysteme für diese Teilaufgabe verwendet. Damit das Zielgebiet effizient abgesucht werden kann, muss zu jeder Zeit die aktuelle Position und Orientierung des Fahrzeugs in der Umgebung bekannt sein. Ist im Sensorsetup kein Sensor für die Lokalisierung des UVMS im Missionsgebiet vorhanden, so muss auf Methoden der Domäne des Simultaneous Localization and Mapping (SLAM) zurückgegriffen werden. Dabei wird basierend auf den Messwerten der Sensorik gleichzeitig, zum einen eine Karte und zum anderen die eigene Position und Orientierung in dieser geschätzt [129]. Ist das Problem der Lokalisierung des Fahrzeugs durch das Navigationssystem gelöst, so können vom Führungssystem geeignete Suchtrajektorien vorgegeben werden, die vom Regelungssystem umgesetzt werden können. Bei der Ausführung der Trajektorien muss die Umfeldsensorik ausgewertet werden, um trotz getroffener Vorkehrungen eine eventuelle Unterschreitung von Sicherheitsabständen zu erkennen und eine Umplanung der Trajektorie einzuleiten. Nach der ersten Suche und Kartierung des Missionsgebiets kann nun entweder direkt die Anfahrt zum

Zielobjekt geplant werden (Teildarstellung 4 in Abbildung 3.1), sofern dieses schon erkannt wurde, oder bei mehreren potenziellen Zielgebieten in denen sich das Objekt befinden kann, weitere Suchen mit geringerem Abstand durchgeführt werden (Teildarstellung 3 in Abbildung 3.1). Für die Detailsuchen werden die Sicherheitsabstände verringert, sodass auch Kameras, Laserentfernungsmesser und andere auf Sicht arbeitende Sensorsysteme zum Einsatz kommen können. Ist das Zielobjekt gefunden, so muss dessen genaue Position und Orientierung vom UVMS und dessen Sensoren ermittelt werden. In besonderen Maße eignen sich für diese Aufgabe der Einsatz von Kameras. Wird nur eine Kamera verwendet, so muss über einen weiteren Sensor, wie beispielsweise ein Sonar, die Tiefeninformation ermittelt und mit dem aufgenommenen Bild fusioniert werden. Ist das UVMS mit mehreren Kameras ausgestattet, kann über eine stereoskopische Auswertung der Bilder ebenfalls die dreidimensionale Position und Orientierung berechnet werden. In jedem Fall wird für die Auswertung der Kamerabilder Bildverarbeitungsalgorithmen für die Bildsegmentierung, Feature- und Objekterkennung benötigt. Gerade im Bereich der Objekterkennung sind angelegte neuronale Netze das Standardtool für diese Aufgabe. Da das Objekt bekannt ist, sind auch die relevanten Greifpunkte am Objekt a priori bekannt. Im Rahmen einer Greifstrategie kann nun anhand der Lage und Orientierung des Objekts, den räumlichen Einschränkungen der Missionsumgebung, dem Arbeitsraum des Manipulators und den möglichen Positionen und Ausrichtungen des Trägerfahrzeugs entschieden werden, welcher der möglichen Greifpunkte für die Operation in Frage kommt. Aufgrund der Redundanzen in den Bewegungsfreiheitsgraden des UVMS können unendlich viele Lösungen für die Trajektorien der Greifoperation existieren. Um die Auswahl einzuschränken werden Randbedingungen eingeführt. Beispielsweise kann ein Abstand zum Zielobjekt und Boden definiert werden, um zu vermeiden, dass Sediment aufgewirbelt wird und das Objekt außer Sicht gerät. Während der Ausführung der Greifoperation muss der relative Abstand und die Ausrichtung zwischen Objekt und UVMS fortlaufend durch das Navigationssystem ermittelt werden, damit eine eventuell notwendige Anpassung der Trajektorien realisiert werden kann. Durch die Verschiebung des Massenmittelpunkts des Manipulator-Koordinatensystems und weitere Effekte entstehen während der Operation Koppelkräfte und -momente, die sich auf das Bewegungsverhalten des UMVS auswirken. Das Regelungssystem muss diese Einflüsse anhand der geplanten Trajektorie präzisieren und mit der verfügbaren Aktorik kompensieren, um ein Verkippen oder Verdriften der Trägerplattform und somit das Verfehlen des Zielpunkts mit dem Endeffektor zu vermeiden. War die Greifoperation (Teildarstellung 4 in Abbildung 3.1) erfolgreich, so besteht nun eine Verbindung zwischen UVMS und dem Zielobjekt. Diese Verbindung kann, je nach Ausprägung des Endeffektors und des Greifpunktes am Objekt, Relativbewegungen zulassen (bspw. bei kugelförmigen Greifpunkten) oder diese teilweise unterbinden (bspw. bei Greifstangen). Sind Relativbewegungen möglich und keine Sensorik zur Überwachung dieser vorhanden, so muss das Regelungssystem autark in der Lage sein, die resultierenden Kräfte und Drehmomente auszugleichen und das Gesamtsystem während der Transportphase zu stabilisieren. Am neuen Bestimmungsort angekommen wird das Zielobjekt abgelegt (Teildarstellung 5 in Abbildung 3.1). Die Transportphase und die Ablegephase sind aufgrund der nicht vollständig bekannten Kopplung des Zielobjekts an das UVMS mit Unsicherheiten behaftet, welche wiederum zu Performanceeinbußen des Fahrzeugführungssystems führen. Im Gegensatz zu der eigentlichen Greifoperation, sind die Anforderungen an die Präzision der Ausführung in diesen beiden Missionsabschnitten aber auch geringer, sodass eine Steigerung des Detaillierungsgrads des Systemmodells oder eine Erweiterung der Sensorik oft nicht sinnvoll sind. War die Pick-and-Place-Mission erfolgreich, fährt das UVMS zur Ausgangsposition und wird geborgen (Teildarstellung 6 in Abbildung 3.1).

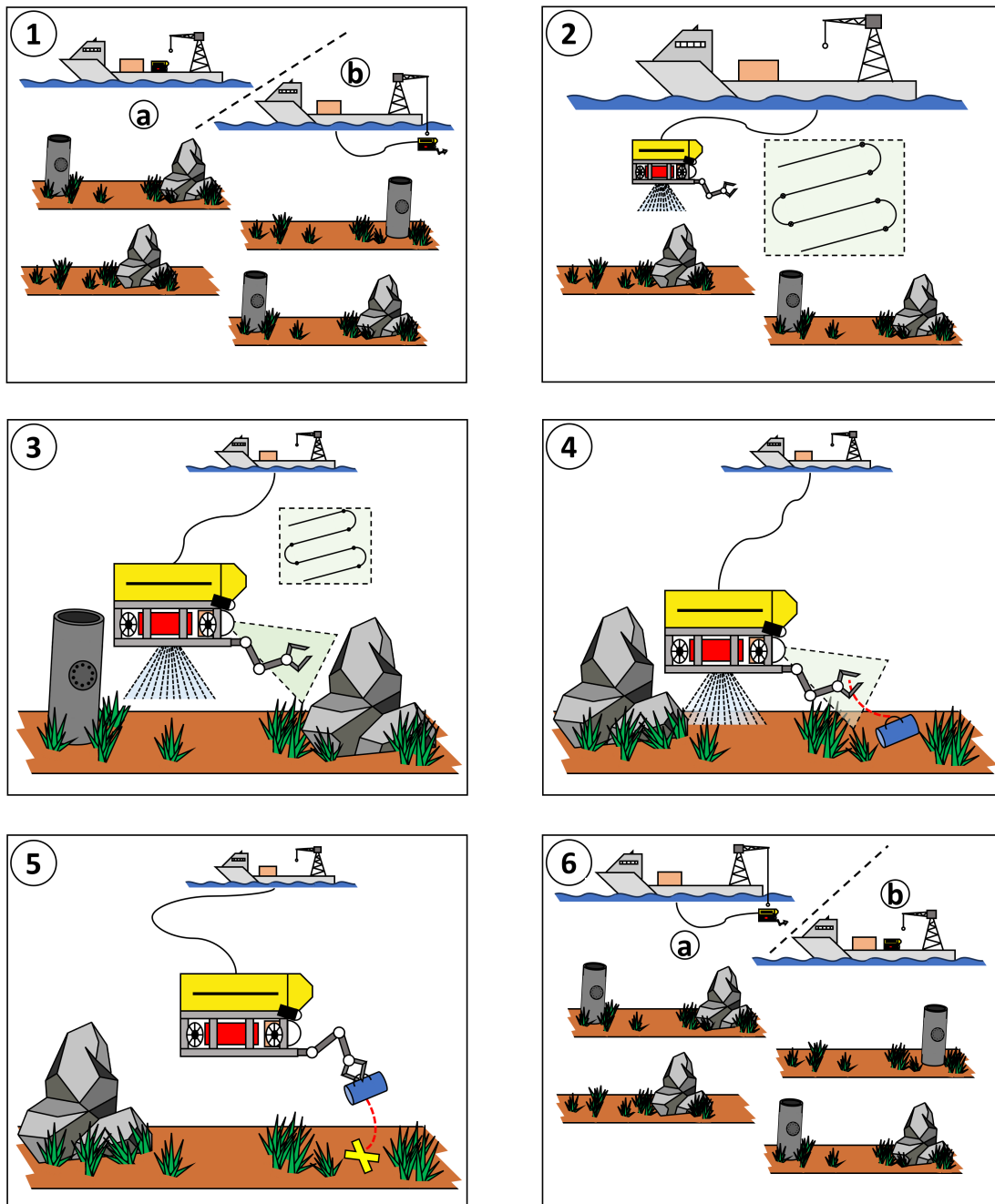


Abbildung 3.1.: Prinzipdarstellung des Ablaufs einer Pick-and-Place-Mission mit einem UVMS. Dargestellt sind die Teilabschnitte:

1. Ausbringen des UVMS
2. Grobe Suche und Kartierung (akustische Sensorik)
3. Detailsuche (akustische und optische Sensorik)
4. Manipulationsoperation, Aufnahme des Zielobjekts
5. Transport und Ablage des Objekts im Zielbereich
6. Einholen des UVMS.

Basierend auf der geschilderten automatisierten Pick-and-Place-Mission ergeben sich eine Reihe von Anforderungen an das Fahrzeugführungssystem des UVMS. Diese werden, nach einer Konkretisierung der Aufgabenstellung in der folgenden Passage, in Abschnitt 3.3 erarbeitet und vorgestellt.

3.2. Konkretisierung der Aufgabenstellung

Wie aus der Beschreibung in Abschnitt 3.1 hervorgeht, ist die Automatisierung der gesamten Pick-and-Place-Mission mit einem miniaturisierten UVMS sehr aufwendig und komplex. Die Mission erfordert die Bearbeitung eines sehr breiten Aufgabenspektrums aus verschiedenen Themenbereichen. Dabei müssen nicht für alle Aufgaben neue Lösungen entwickelt werden. Teile der beschriebenen Mission, wie beispielsweise das grobe Abfahren von Suchmustern mit Unterwasserfahrzeugen, konnten schon in ausreichender Güte in anderen Arbeiten [130], [131], [132] gezeigt werden und bedarf daher keiner weiteren tiefgreifenden Untersuchung. Der Abschnitt der Pick-and-Place-Mission, der die höchsten Anforderungen an das Fahrzeugführungssystem stellt, ist die Ausführung der eigentlichen Greifoperation (Missionsabschnitt 4 aus Abbildung 3.1). Gerade durch die Verwendung eines miniaturisierten UVMS, bei dem sich die Verkopplungen zwischen den Teilsystemen viel stärker auswirken als bei größeren Fahrzeugsystemen, ist dieser Missionsabschnitt besonders kritisch. Die vorliegende Arbeit soll sich daher nur auf die Lösung einiger Teilaspekte der Missionsabschnitte 4 und 5 aus Abbildung 3.1 beschränken. Die Teilkomponenten Regelungssystem und Führungssystem stehen dabei im Fokus, wobei konkret die Ziele aus Abschnitt 1.4 verfolgt werden. Es wird, wie in der vorgestellten Beispielmission, angenommen, dass das Zielobjekt in seiner Ausprägung und seinen technischen Parametern bekannt ist. Die Problemstellungen, die im Bereich des Navigationssystems in diesen Missionsabschnitten zu lösen sind, werden in dieser Arbeit durch die Wahl einer geeigneten Versuchsumgebung abgeschwächt. Diese wird in Abschnitt 3.5 vorgestellt. Die getroffenen Vereinfachungen erleichtern die Fokussierung auf die im Stand der Technik bisher unzureichend bearbeiteten Probleme der Koppeffekte im Mehrkörpersystem UVMS während der Ausführung der Greifoperation. Aufgrund des modularen Ansatzes im Fahrzeugführungssystem schränkt dieser Umstand aber nicht die Allgemeingültigkeit der erarbeiteten Beiträge ein. Der reale Einsatz des in dieser Arbeit verfolgten Konzepts ist bei entsprechender Anpassung im Navigationssystem und geeigneter Ausstattung des Sensorsetups des Fahrzeugs auch im Freiwasser abseits von Laborbedingungen umsetzbar.

3.3. Anforderungen an das Fahrzeugführungssystem

Das Fahrzeugführungssystem hat grundlegend die Aufgabe, die Missionsplanung und -ausführung für das jeweilige Fahrzeug zu automatisieren. Dabei werden im Kern die Hauptziele der Automatisierungstechnik:

- Erhöhung der Prozesssicherheit
- Verbesserung der Wiederholbarkeit beziehungsweise Reproduzierbarkeit
- Steigerung der Ausführungsgeschwindigkeit
- Senkung der Kosten
- Erhöhung der Qualität
- Verbesserung der Planbarkeit

verfolgt [133]. Wobei einzelnen Maßnahmen oft eine Kombination von Verbesserungen zur Folge haben. Beispielsweise resultiert aus einer Steigerung der Automation in einem Prozess die Senkung der vom Benutzer notwendigen Eingriffe und somit das Auftreten von menschlichen Fehlern, was wiederum zu einer höheren Prozesssicherheit führt und die Planbarkeit, Reproduzierbarkeit und die Qualität des Prozesses erhöht. Wie in Abschnitt 2.1.1 vorgestellt wurde, besteht das Fahrzeugführungssystem aus den Komponenten Führung, Navigation und Regelung. Um das UVMS zu automatisieren und die beschriebene Pick-and-Place-Mission aus Abschnitt 3.1 mit den Konkretisierungen aus Abschnitt 3.2 zu realisieren, müssen die Teilkomponenten des Führungssystems einige Anforderungen erfüllen. Dabei wird eine hoch automatisierte Missionsausführung angestrebt. Mit „hoch automatisiert“ ist eine Realisierung gemeint, die die äquivalenten Bedingungen zur Autonomie-Klasse Level 4 der Norm SAE J3016 (SAE - Society of Automotive Engineers) [134] aus dem Automobilbereich erfüllt. Ein System dieser Klasse kann ohne das Zutun des Fahrzeugführers eine vorab geplante Mission ausführen. Treten Probleme während der Missionsausführung auf oder wird der Missionsablauf gestört, so ist das System in der Lage, einen sicheren Zustand als Rückfallebene einzunehmen und die Kontrolle an den Fahrzeugführer zu übergeben. Wird die Autonomie-Klasse Level 4 avisiert und das skizzierte Szenario aus Abschnitt 3.1 angenommen, ergeben sich folgende Anforderungen an die Teilkomponenten des Fahrzeugführungssystems.

Anforderungen - Führungssystem

Die Komponente Führung beinhaltet nach Abbildung 2.1 die Schnittstelle zum Fahrzeugführer und muss entsprechend in der Lage sein, aus dessen Vorgaben geeignete Abläufe und Trajektorien zu generieren. Dabei sind mehrere hierarchische Abstufungen zu unterscheiden. Wird die Beschreibung aus Abschnitt 3.1 für die Missionssequenzen 4 und 5 aus Abbildung 3.1 betrachtet, muss das Führungssystem eine globale Ablaufsteuerung der Mission realisieren. Es muss entsprechend vorgeben, welche Teiloperationen in welcher Reihenfolge auszuführen sind, um das Missionsziel zu erfüllen. Des Weiteren muss es anhand von Sensorinformationen entscheiden, wann eine Teiloperation als abgeschlossen markiert werden kann. Der globalen Missionsplanung ist die Trajektoriengenerierung unterlagert. Für jede Teiloperation, in der eine Bewegung ausgeführt werden soll, muss das Führungssystem eine geeignete Trajektorie generieren, die die Begrenzungen im System beachtet. Im Rahmen dieser Trajektoriengenerierung muss das Führungssystem auch eine Strategie bereitstellen, wie mit den Redundanzen in den Bewegungsfreiheitsgraden des UVMS umgegangen werden soll. Basierend auf den Vorgaben des Fahrzeugführers und weiteren Randbedingungen muss das System entscheiden, ob eine Bewegung auf die Teilsysteme Trägerplattform und Manipulator aufgeteilt werden soll und wenn ja, in welcher Art und Weise. Eine weitere Aufgabe die von der Komponente Führung des Fahrzeugführungssystems realisiert werden muss, ist die Bereitstellung einer Greifstrategie. Die Greifstrategie ist der Trajektoriengenerierung unterlagert und entscheidet wie die Greifoperation ausgeführt werden soll. Anhand der Position und Lage des Zielobjekts zum UVMS sowie der Ausprägung der Missionsumgebung muss die Greifstrategie einen Zielpunkt auswählen und die Randbedingungen für das Vorgehen bei dieser Operation beschreiben. Mögliche weitere Beschränkungen beispielsweise durch den Arbeitsraum des Manipulators müssen berücksichtigt werden und in die Greifstrategie mit einfließen.

Für die Realisierung der Aufgaben des Führungssystems werden zwingend die Informationen des Navigationssystems zu den Systemzuständen des Fahrzeugs und der Umgebung benötigt. Außerdem werden in jedem Fall, für eine erfolgreiche Planung innerhalb des Führungssystems,

die Beschreibungen des Systemverhaltens, der möglichen Arbeitsräume und der Missionsumgebung benötigt.

Anforderungen - Navigationssystem

Alle Daten der verfügbaren Sensoren im UVMS laufen im Navigationssystem zusammen. Dort werden diese aufbereitet und an die anderen Teilsysteme weitergeleitet. Die Verarbeitung und Aufbereitung der Daten der unterschiedlichen Sensoren kann, aufgrund der jeweiligen Zielstellung der Teilmission, verschiedenartig ausfallen. In jedem Fall muss das Navigationssystem den aktuellen Bewegungszustand des UVMS für jeden Zeitschritt aus den Sensordaten ermitteln können. Für die vollständige Bestimmung des aktuellen Bewegungszustands werden für gewöhnlich mehrere Sensorsysteme kombiniert, da die einzelnen Einheiten nur einen Teil der Bewegungsfreiheitsgrade messtechnisch abdecken können. Das Navigationssystem muss die jeweils verfügbaren Messwerte der Sensoren zusammenfügen und bei Redundanzen in den Messgrößen eine Gewichtung vornehmen, um eine akkurate Schätzung der aktuellen Systemzustände zu berechnen. Sensorausfälle oder das zeitweise Ausbleiben von neuen Messwerten müssen vom Navigationssystem abgefangen und durch andere Sensoren als Rückfallebene ausgeglichen werden. Des Weiteren muss vom Navigationssystem die Position und Orientierung des Zielobjekts bestimmt werden.

Anforderungen - Regelungssystem

Das Regelungssystem bildet die Vergleichsstelle zwischen den Sollwerten des Führungssystems und den Istwerten des Navigationssystems innerhalb des gesamten Fahrzeugführungssystems. Basierend auf den jeweiligen Abweichungen zwischen diesen beiden Werten und den spezifischen Regelungszielen der Teilmission, berechnet das Regelungssystem einen Stellgrößenvektor. Die Verteilung beziehungsweise die Allokation der gewünschten Stellgrößen auf die Antriebsaggregate des Fahrzeugs stellt eine weitere Aufgabe für das Regelungssystem dar. Die Anforderungen an das Regelungssystem variieren, wie schon bei den anderen beiden Teilkomponenten des Fahrzeugführungssystems, in Abhängigkeit des auszuführenden Missionsabschnitts und den verfolgten Regelungszielen. Für den ersten Abschnitt der Mission, in dem ein grobes Suchmuster mit großen Sicherheitsabständen abgefahren werden soll, sind die Anforderungen an die Regelgüte gering. Trotzdem muss das Regelungssystem zu jedem Zeitpunkt in der Mission sicherstellen, dass das UVMS in seiner Lage und Tiefe stabilisiert wird. Für den ersten Abschnitt ist daher eine entkoppelte Geschwindigkeits- und Kursregelung in Kombination mit einer Tiefenregelung ausreichend. Mit jedem folgenden Abschnitt in der Mission steigen die Anforderungen an die Robustheit und Güte der Regelung, da sich die Sicherheitsabstände und die tolerierbaren Abweichungen von der jeweiligen Trajektorie verringern. Während der finalen Greifoperation in Missionsabschnitt 5 muss der Endeffektor sehr genau positioniert werden und die Orientierung der Trägerplattform darf in allen drei Freiheitsgraden nur wenig von der Vorgabe abweichen. Die Genauigkeitsanforderungen an die Orientierung der Trägerplattform des UVMS sind dabei abhängig von der Entfernung zwischen Endeffektor und ROV in der jeweiligen Manipulationsmission. Des Weiteren muss immer eine Kombination aus Lage- und Positionsfehler der Trägerplattform aufgrund der Kinematik des UVMS für die Bewertung der Endeffektorposition herangezogen werden.



Abbildung 3.2.: Funktionsmodell eines UVMS für die Validierung der Funktion des entwickelten Fahrzeugführungssystems.

3.4. Vorstellung des Versuchsträgers

Die Funktion und Eignung des in dieser Arbeit entwickelten Fahrzeugführungssystems wird im Rahmen von Pick-and-Place-Experimenten in Kapitel 5 validiert. Für diese Experimente wird ein umgerüstetes BlueROV2, welches in Abbildung 3.2 dargestellt ist, verwendet. Das BlueROV2 ist ein kostengünstiges Open Source und Open Hardware Projekt der Firma BlueRobotics Inc., welches den Zugang für Wissenschaftler und Forscher zum Bereich der Unterwasserrobotik erleichtern soll. Im Kontrast zu anderen Serienfahrzeugen für den Unterwasserbereich sind alle Ressourcen, wie Zeichnungen, Schaltpläne und Schnittstellenbeschreibungen zum ROV frei verfügbar und individuelle Anpassungen sind dadurch leicht umsetzbar. Im Rahmen dieser Arbeit wurde das Serienfahrzeug BlueROV2 um einen Manipulator, ein DVL, eine Landstromversorgung und eine inertielle Messeinheit in MEMS Bauweise (MEMS - Micro-Electro-Mechanical Systems) mit AHRS-Funktionalität (AHRS - Attitude Heading Reference Systems) erweitert. Die genaue Ausstattung des Versuchsträgers mit Aktorik und Sensorik ist in Tabelle 3.1 aufgelistet. Die Implementierung des Fahrzeugführungssystems erfolgt in einer Echtzeitumgebung in der Basisstation an der Oberfläche und nicht im Fahrzeug selbst. Im Fahrzeug befindet sich ein Mikrocontroller der Firma NXP Semiconductors welcher die direkte Kommunikation mit der Hardware realisiert. Die unterschiedlichen hardwarenahen Schnittstellen der Sensoren und Aktoren werden vom Mikrocontroller angesteuert, die Messwerte und Stellgrößen verarbeitet und in UDP-Pakete (UDP - User Datagram Protocol) gebündelt über eine Ethernet Verbindung mit der Oberflächenstation ausgetauscht. Die Gegenseite dieser Kommunikation ist in MATLAB, ein Softwareprodukt der Firma The Mathworks Inc., genauer in Simulink, einer Erweiterung von MATLAB, grafisch, blockorientiert programmiert. MATLAB/ Simulink bietet mit dem Zusatzpaket Simulink Real-Time und der Anbindung von Speedgoat-Echtzeitsystemen, der Firma Speedgoat GmbH, die Möglichkeit, Rapid Control Prototyping und Hardware-in-the-Loop-Tests durchzuführen. Durch das Verschieben der Berechnungseinheit des Fahrzeugfüh-

Tabelle 3.1.: Sensor und Aktuator Ausstattung des UVMS-Versuchsträgers.

Sensorik		
Bezeichnung	Hersteller	Typ
MEMS IMU/AHRS	Movella Inc.	XSENS MTi-G-700
DVL	Water Linked AS	DVL A50
Drucksensor	TE Connectivity	MS5837-02BA
Temperatursensor	TE Connectivity	TSYS01
Kamera	Sony	Exmor IMX322

Aktorik		
Bezeichnung	Hersteller	Typ
Manipulator	Reach Robotics Pty Ltd.	Reach Alpha 5
Propellerantrieb	BlueRobotics Inc.	T200
Scheinwerfer	BlueRobotics Inc.	Lumen Subsea Light

ungssystem an die Oberfläche ist im ersten Schritt der Entwicklung eine Implementierung ohne harte Hardware- und Ressourcenbeschränkungen möglich. Der Fokus der Entwicklungsarbeit kann somit auf der methodischen Realisierung der Lösung verbleiben. Ist das entwickelte System nachweisbar für die Lösung der Problemstellung geeignet und in dieser Umgebung erprobt, kann in weiteren Entwicklungsschritten die Applizierung auf anwendungsnaher Hardware mit zusätzlichen Ressourcenbeschränkungen erfolgen. Die Massen und Abmessungen der Teilsysteme des UVMS-Versuchsträgers sind in Tabelle 3.2 aufgelistet. Zum Vergleich sind zusätzlich, zu dem in dieser Arbeit verwendeten Versuchsträger, auch die Kenngrößen eines klassischen UVMS auf Work Class ROV-Basis in der Tabelle aufgelistet. Der Vergleich verdeutlicht, dass das für die Koppelleffekte im System entscheidende Massenverhältnis zwischen ROV und Manipulator bei dem miniaturisierten UVMS mit 1:8,9 signifikant größer ausfällt als bei einem beispielhaft gewählten Work Class UVMS mit 1:65. Der Massenmittelpunkt des Mini UVMS wird sich daher bei Manipulationsoperationen stärker verschieben als beim Work Class UVMS und beim unregelmäßig geformten Fahrzeug als Lageänderung sichtbar werden.

Tabelle 3.2.: Vergleich der Eigenschaften des miniaturisierten UVMS-Versuchsträgers dieser Arbeit und eines klassischen Work Class UVMS.

	Mini UVMS	Work Class UVMS
ROV	BlueROV2 [135] (BlueRobotics Inc.)	NEXXUS [137] (Oceaneering Inc.)
Manipulator	Reach Alpha 5 [136] (Reach Robotics Pty Ltd.)	ATLAS 7P [138] (Schilling Robotics LLC)
Eigenschaften		
Dimensionen (L×B×H)	0,46 m × 0,58 m × 0,25 m	3,2 m × 1,7 m × 1,9 m
Masse ROV (trocken)	12,56 kg	4750 kg
Masse Manipulator (trocken)	1,41 kg	73 kg
Massenverhältnis (Manipulator zu ROV)	1:8,9	1:65

3.5. Versuchsumgebung

Für die in dieser Arbeit durchgeführten Verifikations- und Validierungsexperimente wird das in Abschnitt 3.4 vorgestellte Mini-UVMS unter Laborbedingungen betrieben. Die Experimente wurden dabei in einem Versuchsbecken in der Prozess- und Prüfstandhalle des Anwendungszentrums Regelungstechnik der Universität Rostock durchgeführt. Das Becken ist ein runder Stahlwandpool mit Folienauskleidung und hat einen Durchmesser von 6 m bei einer Tiefe von ca. 1,2 m. Das Becken ist mit einer Filteranlage ausgestattet, um eine hohe Wasserqualität (geringe Trübung, hohe Sichtweite unter Wasser) zu gewährleisten und damit den Einsatz von optischen Sensoren zu ermöglichen. Des Weiteren ist im Becken ein kamerabasiertes Lokalisierungssystem der Firma Qualisys AB installiert. Das System verwendet acht Unterwasserkameras vom Typ Miquis M5U, welche gleichzeitig blaues Licht aussenden und den Missionsbereich aus verschiedenen Blickwinkeln aufnehmen. Die Position und Orientierung von Fahrzeugen und Objekten, die mit speziellen für die ausgesendete Wellenlänge reflektierenden optischen Markern ausgestattet sind, werden über eine Triangulation auf Basis der verschiedenen Blickwinkel bestimmt. Wird das eindeutige Markermuster eines Objekts von mindestens drei Kameras erkannt, so wird vom Lokalisierungssystem eine absolute Position und Orientierung bereitgestellt, welche als Stützung für das Navigationssystem verwendet wird. Die aufwendige Auswertung der bildgebenden Umfeldsensorik mit Objekterkennungsalgorithmen, die sonst für diese Aufgabe erforderlich ist, entfällt somit. Erkennt das System mehrere Marker nicht, da sie beispielsweise verdeckt sind, kann die Lokalisierung nicht ausgeführt werden und das Navigationssystem muss auf andere Sensorsysteme zurückgreifen. Die Versuchsumgebung ist frei von unbekanntem Hindernissen, sodass auf die aufwendige Auswertung der Umfeldsensorik und die Implementierung von Kollisionsvermeidungsstrategien verzichtet werden kann.

3.6. Konzept für das Fahrzeugführungssystem

Aus dem skizzierten Anwendungsfall in Abschnitt 3.1 und der Konkretisierung der Aufgabenstellung in Abschnitt 3.2 wurden in Abschnitt 3.3 Anforderungen für das Fahrzeugführungssystem abgeleitet. Der verwendete Versuchsträger aus Abschnitt 3.4 und die Versuchsumgebung aus Abschnitt 3.5 schränken die Problemstellungen, für die das Konzept des Fahrzeugführungssystems Lösungen bereithalten muss, weiter ein. Das Ziel des Konzepts muss es sein die in Abschnitt 1.3 aufgezeigte Technologielücke, im Umgang mit Koppeleffekten bei der Ausführung von Manipulationsoperationen mit miniaturisierten UVMS, zu schließen. Der Lösungsweg beziehungsweise das Konzept für die Teilkomponenten des Fahrzeugführungssystems für die angestrebte Teilmission wird in den folgenden Abschnitten vorgestellt.

3.6.1. Führungssystem

Für die Ausführung der vorgestellten Teilmission muss eine globale Ablaufsteuerung vom Führungssystem bereitgestellt werden. Zweckmäßig kann diese in Form eines vorab geplanten Zustandsautomaten realisiert werden. Innerhalb des Zustandsautomaten werden die Ablaufschritte sowie erforderliche Aktionen der Mission und eventuell vorhandene Verzweigungen implementiert. Des Weiteren werden Zustandsübergänge und die Bedingungen für die Übergänge definiert. Bedingungen für einen Zustandsübergang können entweder auf vorgegebenen Verweilzeiten oder auf Änderungen in den Prozesszuständen basieren. Für jeden Teilschritt der Mission muss nicht nur die erforderliche Aktion, sondern bei redundanten Freiheitsgraden

auch das System, welches diese ausführen soll, festgelegt werden. Für den Fall, dass der Ablauf in irgendeiner Form gestört wird, werden Rückfallebenen im Zustandsautomaten vorgesehen, die eine Übernahme der Bedienung durch den Operator ermöglichen.

Die der globalen Ablaufsteuerung unterlagerte Trajektoriengenerierung muss geeignete Trajektorien für beide Teilsysteme des UVMS auf Grundlage des jeweiligen Missionsziels und der vorliegenden Randbedingungen erzeugen. Das Missionsziel wird von der globalen Ablaufsteuerung in Form eines Vektors mit dem Start- und Zielpunkt sowie der Orientierung für die auszuführende Bewegung vorgegeben. Die Randbedingungen sind dabei vielschichtig und entstammen unterschiedlichen Ursprüngen. Neben den kinematischen Beschränkungen, Hindernissen im Missionsraum und Beschränkungen im Antriebssystem, müssen beispielsweise auch Vorgaben vom Anwender, wie maximale Geschwindigkeiten und Beschleunigungen, bei der Generierung der Trajektorien berücksichtigt werden. Diese Trajektorien werden unmittelbar in der modellgestützten Vorsteuerung des Regelungssystems benötigt. Nur wenn bekannt ist, welche Bewegungen in der Zukunft ausgeführt werden, kann eine Prädiktion und Kompensation des Prozessverhaltens erfolgen. In dieser Arbeit wird die Trajektoriengenerierung für das Trägerfahrzeug im erdfesten Koordinatensystem durch die Zusammenführung von Standardbahnsegmenten und einer anschließenden Geschwindigkeitsprofilformung realisiert. Mit diesem Vorgehen können kollisionsfreie Trajektorien generiert werden, die zu jedem Zeitpunkt die Einhaltung der geforderten maximalen Geschwindigkeiten und Beschleunigungen sicherstellen. Für die Generierung der Trajektorien des Manipulators wird auf gängige Verfahren aus dem Bereich der Industrieroboter zurückgegriffen.

Die unterste Ebene der Planung im Führungssystem befasst sich mit der Greifstrategie für den Manipulator. Ausgehend vom geschilderten Missionsablauf und den getroffenen Annahmen (bekannt sind: Objektgröße, Objektform, Greifpunkte am Objekt und Kinematik/Arbeitsraum des UVMS) kann die Greifstrategie über einen geometrischen Ansatz umgesetzt werden. Je nach Position und Orientierung des Greifkörpers und dessen Umfeld wird anhand eines Entscheidungsbaums der Greifpunkt ausgewählt, der am erfolgversprechendsten für die Greifoperation mit dem UVMS ist. Ist der Greifpunkt für den Endeffektor des Manipulators bestimmt, so kann, unter Vorgabe von Randbedingungen über geometrische Zusammenhänge, der Interaktionspunkt für das UVMS berechnet werden. Der Interaktionspunkt beinhaltet die Informationen zur Position und Orientierung an der sich die UVMS-Trägerplattform während der Ausführung der Greifoperation befinden soll. Das Konzept sieht vor, dass die Trägerplattform des UVMS die Position und Orientierung am Interaktionspunkt durch den Einsatz der Regelung hält und die Greifoperation somit von einem quasi-stationären Ausgangspunkt ausgeführt wird.

3.6.2. Navigationssystem

Die Lösung des Navigationsproblems während der Missionsausführung und die Erfüllung der gestellten Anforderungen erfordert ein Navigationssystem, welches auf Sensorik zur Bestimmung des Bewegungszustands des Fahrzeugs und auf Umfeldsensorik zurückgreifen kann. Als Grundlage für dieses Sensorsystem werden im Bereich von Unterwasserrobotern referenzlose Trägheitsnavigationssysteme (engl. Inertial Navigation System - INS), die auf mehrachsigen Beschleunigungs- und Drehratensensoren basieren, aufgrund ihrer hohen Verfügbarkeit und geringen Abhängigkeiten eingesetzt. Um eine Positions- und Orientierungsinformation zu erhalten, müssen die Messwerte dieser Sensoren doppelt beziehungsweise einfach integriert werden. Das unvermeidliche Rauschen beziehungsweise die Messfehler der Sensoren führen dabei

zu einer Drift, die nur durch die Stützung mit absolut referenzierten Positions- und Orientierungsmesswerten beseitigt werden kann. Im realen Einsatzszenario eignen sich, für die Stützung der Position, Lokalisierungsverfahren die auf Laufzeitmessungen von Schallwellen im Wasser basieren, wie USBL oder Long Baseline (LBL) Systeme. Für die in Abschnitt 3.5 vorgestellte Versuchsumgebung sind akustische Verfahren aber nur bedingt geeignet. Durch die geringe Ausdehnung des Beckens und die glatten Wände, die zudem noch eine Grenzschicht zwischen Wasser und der umgebenden Luft darstellen, kommt es zu Reflexionen [139], die wiederum zu Mehrwegeausbreitungen des Schalls führen und somit die akustischen Lokalisierungsverfahren stören. Für die Stützung der Trägheitsnavigation der rotatorischen Freiheitsgrade können unter anderem nordsuchende Kreisel und Magnetometer eingesetzt werden. Magnetometer werden jedoch durch das Magnetfeld der Versuchsumgebung gestört und nordsuchende Gyroskope in der benötigten Baugröße sind bisher nur von wenigen Anbietern [140] erhältlich. In dieser Arbeit wird daher ein externes kamerabasiertes Messsystem verwendet, um eine absolute Lage- und Positionsbestimmung für das UVMS und das Zielobjekt bereitzustellen. Des Weiteren wird ein Drucksensor für eine absolute Bestimmung der Tiefe des UVMS verwendet. Da durch Verdeckungen oder andere Sichteinschränkungen das kamerabasierte Lokalisierungssystem gestört werden kann, wird ein Trägheitsnavigationssystem, bestehend aus Drehraten- und Beschleunigungssensor, als Rückfallebene für das UVMS im Konzept vorgesehen. Durch das Fehlen von Sensorik zur Bestimmung der Bewegungszustände des Zielobjekts und da die Navigationslösung nicht die Auswertung der Umfeldsensorik beinhalten soll, beruht die Positions- und Lagebestimmung des Zielobjekts allein auf den Messwerten des Kamerasystems. Die Zusammenführung und Wichtung der verschiedenen Messwerte für das UVMS erfolgt in einem Kalman-Filter, einem modellbasierten, optimalen, iterativen Zustandsschätzer [141]. In dieser Arbeit findet ein angepasstes Unscented Kalman-Filter nach [142] für die Koppelnavigation Anwendung.

3.6.3. Regelungssystem

Damit die in Abschnitt 3.1 geschilderte Mission, mit den Anforderungen aus Abschnitt 3.3, mit dem Regelungssystem realisiert werden kann, muss dieses entweder sehr konservativ und langsam ausgelegt werden, so wie diese Problemstellung im Stand der Technik (Abschnitt 1.3) gelöst wird, oder über Prozesswissen verfügen. Prozesswissen kann in das Regelungssystem integriert werden, indem ein modellgestützter Regelungsansatz verwendet wird. Für diese Aufgabe eignet sich eine Regelungsstruktur mit zwei Freiheitsgraden, bei der das Führungsverhalten weitestgehend unabhängig vom Störverhalten eingestellt werden kann. Dies wird mit einer modellgestützten, inversionsbasierten Vorsteuerung in der Führungsgrößenregelung realisiert [143]. Abbildung 3.3 zeigt den allgemeinen Aufbau des verwendeten Fahrzeugführungssystems und die grobe Struktur des Regelungssystems. Dabei stellt der Vektor w_s die Vorgaben des Operators und d mögliche Störungen dar. Das Fahrzeugführungssystem wird zeit- und wertdiskret, digital auf einem Computer ausgeführt, daher werden Funktionseinheiten zur Abtastung und Diskretisierung benötigt. In Abbildung 3.3 ist die Abtasteinheit mit einem Schalter, das Halteglied mit einem „H“, der Analog-Digital- beziehungsweise Digital-Analog-Wandler mit „A/D“ beziehungsweise „D/A“ gekennzeichnet. Grundsätzlich gilt, mit steigender Abbildungsgenauigkeit des Prozessverhaltens durch das in der Vorsteuerung eingesetzte Modell steigt auch die zu erreichende Performance und Robustheit des Regelungssystems. Neben der Auswahl einer geeigneten Modellstruktur, mit zweckmäßigem Detaillierungsgrad, ist in besonderem Maße die Parametrierung des Modells entscheidend für die Genauigkeit der Nachbildung des realen

Prozessverhaltens. Das Konzept sieht daher eine Bedatung des Modells mit aus Experimenten gewonnenen Parametern vor. Gerade im skizzierten Anwendungsfall eines miniaturisierten UVMS mit ausgeprägten Koppelleffekten und nichtlinearem Verhalten kann eine ganzheitliche und detaillierte Modellierung entscheidend für das Gelingen oder Misslingen der Mission sein. Für das Regelsystem wird in dieser Arbeit eine Trajektorienfolgeregelung in einer Struktur mit zwei Freiheitsgraden und modellbasierter Vorsteuerung zur Prädiktion und Kompensation des nichtlinearen Systemverhaltens eingesetzt. Um die in Abschnitt 2.1.3 vorgestellten Vorteile der Quaternionen bei der Generierung von Trajektorien für die rotatorischen Freiheitsgraden auszunutzen, wird diese Beschreibungsform im Regelungssystem verwendet.

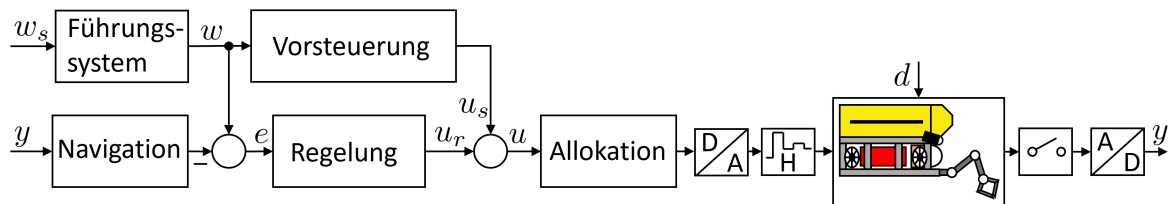


Abbildung 3.3.: Übersichtsdarstellung des Fahrzeugführungssystems mit Darstellung des grundlegenden Aufbaus des Regelungssystems.

4. Methodische Umsetzung des Fahrzeugführungssystems

4.1. Führungssystem

In den folgenden Abschnitten wird die methodische Umsetzung des Konzepts aus Abschnitt 3.6.1 für das Führungssystem zur Erfüllung der Anforderungen aus Abschnitt 3.3 vorgestellt. Im Verlauf der Unterabschnitte werden in hierarchisch absteigender Planungsreihenfolge, die Lösungen für die Kernelemente des Führungssystems: globale Missionsplanung, Trajektorien-generierung und Greifstrategie erarbeitet.

4.1.1. Missionsplanung - Missionsablaufsteuerung

Für die Lösung der Problemstellungen der globalen Missionsplanung beziehungsweise der Missionsablaufsteuerung sieht das erarbeitete Konzept den Einsatz eines Zustandsautomaten vor. In ihm wird der Ablauf der Mission und aller Teilsequenzen im Vorfeld definiert. Entscheidend für die Änderung des aktuellen Zustandes können Änderungen in den Eingangsgrößen oder das Verstreichen einer definierten Zeitspanne sein. Diese Art von Automat wird auch als deterministischer, endlicher Zustandsautomat bezeichnet, da bei gleichen Eingangsgrößen und identischen Voraussetzungen der gleiche Folgezustand erreicht wird [133]. Innerhalb der Zustände des Automaten werden Aktionen ausgeführt, wie beispielsweise das Planen und Abfahren einer Trajektorie. Das Problem der kinematischen Redundanz in den Bewegungsfreiheitsgraden des UVMS, also ob eine Bewegung vom Trägerfahrzeug oder vom Manipulator ausgeführt werden soll, wird durch die zusätzliche Vorgabe des ausführenden Teilsystems bei jeder Bewegung gelöst. Dies ist möglich, da im Konzept angenommen wurde, dass sowohl die Kinematik des UVMS, die Form und Eigenschaften des Zielkörpers als auch die Versuchsumgebung bekannt sind. Werden diese Annahmen nicht erfüllt und zum Beispiel Missionen in unbekanntem Umgebungen mit Hindernissen ausgeführt, so können alternativ sogenannte „task priority redundancy resolution“-Techniken für den Umgang mit kinematischen Redundanzen im UVMS angewendet werden. Dabei werden für einen Missionsabschnitt mehrere Aufgaben beziehungsweise Ziele definiert, die dann situationsabhängig während der Ausführung anhand eines Gütefunktional vom Regelungssystem bestmöglich gelöst werden. Aufgaben können das Einhalten der Position und Orientierung des Endeffektors, das Beachten von mechanischen Gelenkwinkelbegrenzungen, das Einhalten einer Manipulatorkonfiguration, das Einhalten der Position und Orientierung des Trägerfahrzeugs, das Vermeiden von Kollisionen usw. sein. Die Aufgaben müssen im Gütefunktional individuell gewichtet werden, damit der Optimierungsalgorithmus eine geeignete Lösung ermitteln kann. Im Stand der Technik finden sich eine Reihe von Veröffentlichungen, die diese Methode auf UVMS anwenden [144], [145], [146], [147]. Problematisch bei dieser Methode ist, dass der Optimierungsprozess in jedem Zeitschritt durchlaufen wird und somit eine Lösung immer nur für den aktuellen Zeitschritt bereitgestellt werden kann. Eine Planung der zukünftigen Trajektorie erfolgt nicht und somit ist die im Konzept

vorgesehene Prädiktion und Kompensation des Fahrzeugverhaltens mit diesem Ansatz nicht möglich.

Abbildung 4.1 zeigt eine schematische Darstellung eines Zustandsautomaten für die Pick-and-Place-Manipulationsmission aus Abschnitt 3.1 und 3.2. Die zusätzlichen Automatenzustände, die zur Behandlung von Fehlern bei der Ausführung notwendig sind, wurden für eine bessere Übersichtlichkeit nicht in die Grafik eingezeichnet. Abhängig vom Sensorik-Setup des UVMS können die verschiedensten Fehlerfälle definiert und erkannt werden. Ist der Endeffektor beispielsweise mit einer Messeinheit ausgestattet, die erkennt, wie weit der Greifer bei der Greifoperation geschlossen werden kann, so ist es möglich, anhand eines Soll-/Istwert-Vergleichs den Erfolg der Greifoperation zu bewerten. Generell fallen solche Detektionsverfahren in den Bereich der Fehlererkennungs- und Diagnosetechniken (engl. Fault Detection and Isolation - FDI) und sind ein Bestandteil für die Entwicklung von fehlertoleranten Systemen [148], [149]. In dieser Arbeit soll der Einsatz von FDI-Techniken im Rahmen der Pick-and-Place-Mission nicht weiter betrachtet werden.

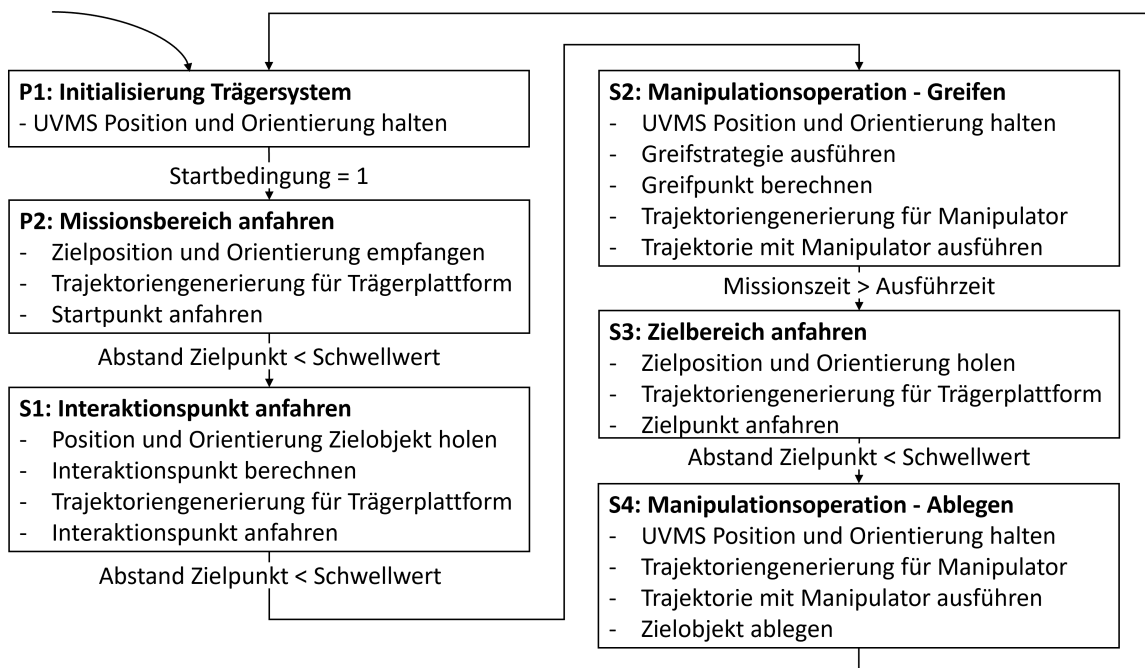


Abbildung 4.1.: Skizze eines Zustandsautomaten für die globale Ablaufsteuerung einer Pick-and-Place-Manipulationsmission mit einem UVMS. Die mit „P“ gekennzeichneten Zustände markieren dabei vorbereitende Sequenzen und die mit „S“ beschrifteten kennzeichnen die Abschnitte der Manipulationsmission. Die Zustände zum Abfangen von Fehlern wurden für eine bessere Übersichtlichkeit nicht eingezeichnet.

4.1.2. Trajektoriengenerierung - ROV

Der Erzeugung geeigneter Trajektorien kommt, neben der Erfassung des aktuellen Bewegungszustands, eine zentrale Rolle bei der Prädiktion und Kompensation von Kräften bei automatisierten Fahrzeugen zu. Nur wenn bekannt ist, wie sich die Bewegungszustände eines Fahrzeugs

in der Zukunft entwickeln werden, können diese auch in der Vorsteuerung verwendet werden. Des Weiteren sind die Bahnplanung und Trajektoriengenerierung essenziell für die gezielte Fahrzeugführung in begrenzten Missionsgebieten beziehungsweise in Gebieten, die Hindernisse aufweisen, um kollisionsfreie Bewegungsabläufe auszuführen. Eine Bewegungsbahn hat keinen zeitlichen Bezug und gibt beispielsweise nur eine Reihe von Wegpunkten an. Eine Trajektorie hingegen besteht aus einem zeitlichen Verlauf der Zustände der Bewegungsfreiheitsgrade sowie meist deren ersten und zweiten Ableitungen. Ziel der Trajektoriengenerierung ist es allgemein, Ausdrücke für die Vektoren $\xi(t)$, $\dot{\xi}(t)$ und $\ddot{\xi}(t)$ für die Dauer der Bewegung $t \in [t_0, t_{end}]$ zu bestimmen. Für die Erzeugung solcher Trajektorien existieren verschiedene Verfahren. Im Folgenden soll getrennt auf die Generierung von Trajektorien für die translatorischen und rotatorischen Freiheitsgrade eingegangen werden. Dabei wird besonderes Augenmerk auf den Umgang mit Quaternionen bei der Beschreibung von Übergängen zwischen verschiedenen Orientierungen gelegt. Des Weiteren wird ein Verfahren zur Generierung von definierten Translations- und Rotationsübergängen auf Basis von Skalierungsfunktionen vorgestellt. Die in diesem Abschnitt vorgestellten Beiträge wurden in [58] vom Autor veröffentlicht.

Trajektorien für translatorische Freiheitsgrade:

Wird eine Trajektorie der translatorischen Freiheitsgrade jeweils in Position, Geschwindigkeit und Beschleunigung eines Unterwasserfahrzeugs im dreidimensionalen Raum gesucht, so ist eine Beschreibung im erdfesten Inertialsystem notwendig. Erst durch die Transformation (2.2) kann eine solche Trajektorie in körperfeste Vorgaben umgeformt werden. Für die Beschreibung des Übergangs zwischen einer Start- und einer Zielposition eines Fahrzeugs im NED-System werden meist Polynome eingesetzt, da die algebraische Integration und Differentiation der Trajektorie einfach berechenbar ist [150]. Sollen nur zwei Positionen im dreidimensionalen Raum miteinander verbunden werden, ohne weitere Anforderungen an die Zwischenpunkte der Zustandsgrößen, so ist ein Polynom ersten Grades und die Vorgabe der Zeit für den Übergang ausreichend. Ist darüber hinaus eine Vorgabe von Geschwindigkeiten und Beschleunigungen am Start- und Zielpunkt gewünscht, so ist mindestens ein Polynom fünften Grades zu wählen. Die Anzahl an gewünschten Vorgaben und wie oft die Funktion stetig differenzierbar sein soll, sind dabei entscheidend für die Wahl des Grades des Polynoms. Ein Polynom n-ten Grades ist wie in (4.1) dargestellt definiert.

$$P(x) = \sum_{i=0}^n a_i x^i = a_0 + a_1 x + a_2 x^2 + \dots + a_{n-1} x^{n-1} + a_n x^n \quad \text{mit} \quad n \geq 0 \quad (4.1)$$

Sollen mit einem Polynom insgesamt m Randbedingungen erfüllt werden, so ist mindestens der Grad des Polynoms $m + 1$ zu wählen. Ein so gewähltes Polynom lässt sich eindeutig aus einem linearen Gleichungssystem bestimmen, da die Anzahl der unbekannt Parameter des Polynoms mit der Anzahl an Gleichungen übereinstimmt (vorausgesetzt, die Stützstellen sind voneinander verschieden). Ein Beispiel für die Bestimmung eines Polynoms fünften Grades bei Vorgabe der Position, Geschwindigkeit und Beschleunigung an Start- und Zielpunkt sowie der Zeit für den Übergang, ist in (4.2) gegeben. Das angegebene lineare Gleichungssystem lässt sich

mit dem gaußschen Eliminationsverfahren oder der crammerschen Regel eindeutig lösen [150].

$$\begin{aligned}
 P(x) &= a_0 + a_1t + a_2t^2 + a_3t^3 + a_4t^4 + a_5t^5 \\
 \text{gegeben: } & x(t_0), x(t_{end}), \dot{x}(t_0), \dot{x}(t_{end}), \ddot{x}(t_0), \ddot{x}(t_{end}) \\
 \text{mit } \dot{P}(x) &= a_1 + 2a_2t + 3a_3t^2 + 4a_4t^3 + 5a_5t^4 \\
 \text{und } \ddot{P}(x) &= 2a_2 + 6a_3t + 12a_4t^2 + 20a_5t^3
 \end{aligned}$$

$$\begin{bmatrix} x(t_0) \\ x(t_{end}) \\ \dot{x}(t_0) \\ \dot{x}(t_{end}) \\ \ddot{x}(t_0) \\ \ddot{x}(t_{end}) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & t_0 & t_0^2 & t_0^3 & t_0^4 & t_0^5 \\ 1 & t_{end} & t_{end}^2 & t_{end}^3 & t_{end}^4 & t_{end}^5 \\ 0 & 1 & 2t_0 & 3t_0^2 & 4t_0^3 & 5t_0^4 \\ 0 & 1 & 2t_{end} & 3t_{end}^2 & 4t_{end}^3 & 5t_{end}^4 \\ 0 & 0 & 2 & 6t_0 & 12t_0^2 & 20t_0^3 \\ 0 & 0 & 2 & 6t_{end} & 12t_{end}^2 & 20t_{end}^3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a_0 \\ a_1 \\ a_2 \\ a_3 \\ a_4 \\ a_5 \end{bmatrix} \quad (4.2)$$

Ist es gewünscht, mehrere Bahnpunkte mit einem Polynom zu verbinden, so ist die Polynomordnung entsprechend höher zu wählen. Problematisch ist dieses Vorgehen, da Polynome höherer Ordnung bei der Interpolation zum „Schwingen“ neigen können. Gemeint ist damit, dass die Polynomwerte zwar an den Stützstellen mit den Vorgaben übereinstimmen aber zwischen den Stützstellen große Abweichungen vom gewünschten Verlauf auftreten. Eine Erhöhung des Polynomgrades kann daher zu einer Verringerung der Interpolationsgüte des Polynoms führen. Man spricht in diesem Zusammenhang von Runges Phänomen [151]. Daher wird meist die minimal nötige Polynomordnung für die Trajektorienerzeugung gewählt. Gegenüber Polynomen höherer Ordnung stellen Splines (bzw. Polynomzüge) für diese Aufgabe eine Alternative dar. Splines bestehen aus mehreren Polynomen, meist mit gleichem Polynomgrad, die stückweise zu dem gewünschten Gesamtverlauf zusammengesetzt werden. An den Verbindungsstellen zweier Polynome, müssen die Bedingungen des Zielpunkts des vorhergehenden Polynoms mit denen des Startpunkts des folgenden Polynoms übereinstimmen.

Bei dem bisher vorgestellten Vorgehen ist der Verlauf der Bahnkurve im dreidimensionalen Raum nur am jeweiligen Start- und Zielpunkt sowie an den Stützstellen definiert. Wie sich das Bahnpolynom zwischen diesen Punkten darstellt, kann mit dem gezeigten Polynomansatz nicht direkt vorgegeben werden. In vielen Fällen ist es jedoch wichtig, dass eine fest definierte Bahn abgefahren wird. Weist das Missionsgebiet beispielsweise Hindernisse auf, so muss durch die Bahnplanung sichergestellt werden, dass die Bahn die Hindernisse umgeht, also kollisionsfrei ist. Diese Anforderung kann mit dem direkten Polynomansatz nicht garantiert werden.

Alternativ ist es auch möglich, die beiden Teilaufgaben, Bahnplanung und Trajektorienerzeugung, getrennt voneinander zu betrachten. Im ersten Schritt wird entsprechend eine kollisionsfreie Bewegungsbahn im Missionsgebiet geplant und erst im zweiten Planungsschritt die Geschwindigkeits- und Beschleunigungsvorgaben für die Mission mit berücksichtigt. Liegt eine in der Position stetige Bewegungsbahn vor, so ist es möglich, diese durch eine geeignete örtliche und zeitliche Diskretisierung in eine Trajektorie mit spezifiziertem Geschwindigkeitsprofil zu überführen. Bei Zugrundelegen einer konstanten Abtastzeit ist das Geschwindigkeitsprofil der Trajektorie allein von der Länge der Bahnsegmente pro Zeitschritt abhängig. Abbildung 4.2 verdeutlicht das beschriebene Vorgehen an einer geraden Bewegungsbahn in der Ebene. Die beiden im Bild oben dargestellten Graphen zeigen eine zeitlich und örtlich äquidistante Diskretisierung der Bahn, welche zu einer konstanten Geschwindigkeit führt. Die Graphen unten im Bild hingegen zeigen eine nicht äquidistante örtliche Diskretisierung, welche zu einem Geschwindigkeitsprofil mit Beschleunigungs- und Bremsphase führt.

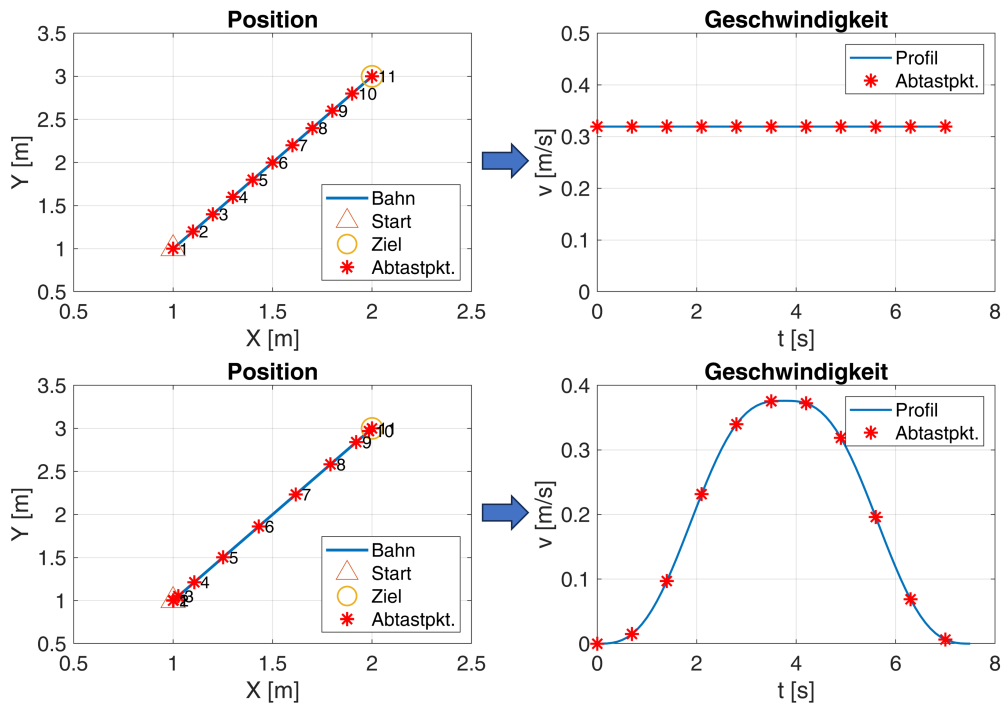


Abbildung 4.2.: Auswirkung der Diskretisierung bei der Trajektorienerzeugung auf das Geschwindigkeitsprofil. Oben: Zeitlich und örtlich äquidistante Diskretisierung, führt zu einer konstanten Geschwindigkeit. Unten: Zeitlich äquidistante und örtlich variable Diskretisierung, die zu einem Geschwindigkeitsprofil mit Beschleunigungs- und Bremsphase führt.

Die variable örtliche Diskretisierung kann über eine Skalierungsfunktion $n(t)$ und deren Ableitungen angepasst werden, um ein gewünschtes Geschwindigkeitsprofil der Trajektorie aufzuprägen. Dafür ist es notwendig, die Bahn im Raum mathematisch so umzuformulieren, dass alle Komponenten der Position von einer Laufvariable abhängig sind. Des Weiteren muss durch die Bahn sichergestellt werden, dass bei äquidistanter Abtastung ein konstantes Geschwindigkeitsprofil entsteht. Mit der Rechenvorschrift

$$\begin{bmatrix} \mathbf{x}(n(t)) \\ \dot{\mathbf{x}}(n(t), \dot{n}(t)) \\ \ddot{\mathbf{x}}(n(t), \dot{n}(t), \ddot{n}(t)) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{P}(n(t)) \\ \dot{\mathbf{P}}(n(t))\dot{n}(t) \\ \ddot{\mathbf{P}}(n(t))\dot{n}(t) + \dot{\mathbf{P}}(n(t))\ddot{n}(t) \end{bmatrix} \quad \begin{array}{l} \text{mit } n(t), \text{ monoton steigend} \\ \text{und } \{n(t) \in \mathbb{R} \mid n(t) \in [0, 1]\} \end{array} \quad (4.3)$$

und der Vorgabe der Skalierungsfunktion $n(t)$ sowie deren Ableitungen $\dot{n}(t)$ und $\ddot{n}(t)$, kann die Bahnbeschreibung $\mathbf{P}(n)$, unter den gegebenen Randbedingungen, so diskretisiert werden, dass ein definiertes Geschwindigkeits- und Beschleunigungsprofil resultiert. Die Bahn wird dabei durch die Funktion $\mathbf{P}(n) = [P_1(n), \dots, P_m(n)]^T$ für die m Bewegungsfreiheitsgrade beschrieben (mit $m \leq 3$). Die Skalierungsfunktion $n(t)$ wird so gewählt, dass die Funktionswerte im Zeitraum der geplanten Bewegung von null nach eins mit definierten Zwischenschritten monoton steigend durchlaufen werden. Diese Funktion kann beispielsweise mit einem Polynom fünften Grades realisiert werden, damit die Randbedingungen und die Anforderungen an die Differenzierbarkeit erfüllt werden können. Die Ableitung der gewählten Skalierungsfunktion $\dot{n}(t)$ besitzt bei dieser Methode, durch Vorgabe der Übergangszeit und der zurückzulegenden

Distanz, eine direkte physikalische Interpretation und ermöglicht entsprechend die Vorgabe des Bahngeschwindigkeitsprofils der Trajektorie. Die vorgestellte Methode zur Überführung einer Bewegungsbahn in eine Trajektorie soll im Folgenden an zwei Beispielen verdeutlicht werden.

Beispiel 1: Im ersten Beispiel sei eine Bahn in der kartesischen XY-Ebene gegeben. Diese sei als Gerade mit der Geradengleichung

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x \\ a_0 + a_1 x \\ 0 \end{bmatrix} \quad (4.4)$$

definiert. Um das Geschwindigkeitsprofil für die Bahn (4.4) für einen Übergang vom Punkt $\mathbf{x}_{start} = [x_{start}, y_{start}, 0]^T$ zum Punkt $\mathbf{x}_{stop} = [x_{stop}, y_{stop}, 0]^T$ vorzugeben, wird die Größe x mit

$$x = (x_{stop} - x_{start})n(t) + x_{start} \quad (4.5)$$

ausgedrückt. Des Weiteren ergeben sich die Koeffizienten a_0 und a_1 aus der Zweipunktform der Geradengleichung zu

$$a_0 = \frac{y_{start}x_{stop} - y_{stop}x_{start}}{x_{stop} - x_{start}} \quad \text{und} \quad a_1 = \frac{y_{stop} - y_{start}}{x_{stop} - x_{start}}. \quad (4.6)$$

Wird (4.5) und (4.6) in (4.4) eingesetzt, so kann die Beschreibung der Bewegungsbahn in Abhängigkeit der Funktion $n(t)$ mit

$$\mathbf{x}(t) = \begin{bmatrix} (x_{stop} - x_{start})n(t) + x_{start} \\ (y_{stop} - y_{start})n(t) + y_{start} \\ 0 \end{bmatrix} \quad (4.7)$$

beschrieben werden. Womit sich die Berechnungsvorschrift nach (4.3) mit

$$\begin{bmatrix} \mathbf{x}(t) \\ \dot{\mathbf{x}}(t) \\ \ddot{\mathbf{x}}(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [(x_{stop} - x_{start})n(t) + x_{start}, (y_{stop} - y_{start})n(t) + y_{start}, 0]^T \\ [(x_{stop} - x_{start})\dot{n}(t), (y_{stop} - y_{start})\dot{n}(t), 0]^T \\ [(x_{stop} - x_{start})\ddot{n}(t), (y_{stop} - y_{start})\ddot{n}(t), 0]^T \end{bmatrix} \quad (4.8)$$

ergibt.

Beispiel 2: Im zweiten Beispiel sei eine Kreisbahn in der XY-Ebene mit

$$\mathbf{x} = [x, y, z]^T = [r_c \cos(\alpha), r_c \sin(\alpha), 0]^T \quad (4.9)$$

vorgegeben, wobei r_c den Radius der Bahn und α den Winkel der Polarkoordinaten angibt. In diesem Fall ist mit α schon eine Laufvariable für beide kartesischen Freiheitsgrade definiert. Um einen Übergang zwischen zwei Punkten auf der Kreisbahn zu beschreiben, wird die Größe α mit

$$\alpha = d(t) = (\alpha_{stop} - \alpha_{start})n(t) + \alpha_{start} \quad (4.10)$$

ersetzt. In (4.10) stellt α_{start} den Startwinkel und α_{stop} den Zielwinkel auf der Kreisbahn dar. Die benötigte Trajektorie erhält man nun durch die Ableitungen der jeweiligen Komponentenfunktionen der Bahn (4.9) nach der Laufvariable und den Ableitungen der Ersetzung (4.10)

nach der Zeit. Es ergibt sich für die Berechnung der Trajektorie auf der Kreisbahn mit

$$\begin{bmatrix} \mathbf{x}(t) \\ \dot{\mathbf{x}}(t) \\ \ddot{\mathbf{x}}(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [& r_c \cos(d(t)), & r \sin(d(t)), & 0]^T \\ [& -r_c \sin(d(t))\dot{d}(t), & r \cos(d(t))\dot{d}(t), & 0]^T \\ [& -r_c \cos(d(t))\dot{d}^2(t) - r_c \sin(d(t))\ddot{d}(t), & -r_c \sin(d(t))\dot{d}^2(t) + r_c \cos(d(t))\ddot{d}(t), & 0]^T \end{bmatrix}$$

$$\begin{aligned} d(t) &= (\alpha_{stop} - \alpha_{start})n(t) + \alpha_{start} \\ \text{mit } \dot{d}(t) &= (\alpha_{stop} - \alpha_{start})\dot{n}(t) \\ \ddot{d}(t) &= (\alpha_{stop} - \alpha_{start})\ddot{n}(t) \end{aligned} \quad (4.11)$$

eine Rechenvorschrift, die übereinstimmend zur Definition in (4.3) ist. Zu beachten ist, dass die Bedingungen für die Anwendung der Geschwindigkeitsskalierung bei dieser Bahn nur in Bezug auf die Tangentialgeschwindigkeit erfüllt sind und die Methode daher auch nur auf diese angewendet werden darf.

Die Anwendung der vorgestellten Methode ist auch für weitere Bahnsegmentformen, wie beispielsweise Polynome denkbar. Diese werden hier aber nicht weiter betrachtet, da auch schon mittels Geraden- und Kreissegmenten und deren Kombination komplexe Bewegungsbahnen erzeugt werden können. Abbildung 4.3 zeigt eine Skizze für eine Bahn mit Geraden- und Kreissegmenten in der Ebene, die beispielsweise für die Suche in einem beschränkten Arbeitsraum mit einem Hindernis verwendet werden kann. Das Geschwindigkeits- und Beschleunigungsprofil entlang der geplanten Bahn kann pro Segment mit einer entsprechenden Skalierungsfunktion im Nachgang frei definiert werden.

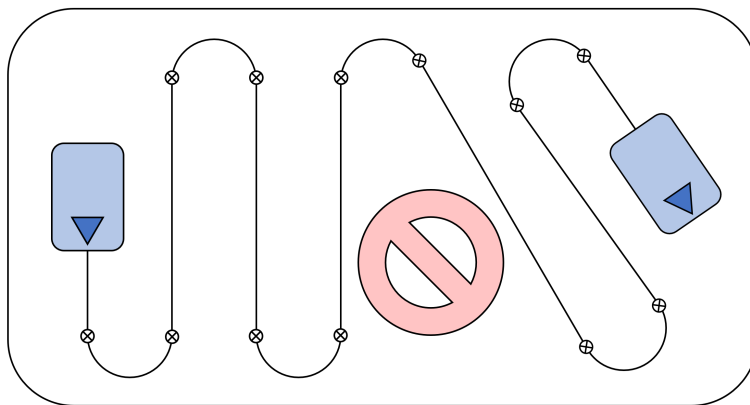


Abbildung 4.3.: Schematische Darstellung einer möglichen Bahn, bestehend aus Kreis- und Geradensegmenten für eine Suchmission in einem gegebenen Missionsraum unter Berücksichtigung von Hindernissen.

Da sich ein ROV-System generell in allen sechs Freiheitsgraden bewegen kann, wird neben der translatorischen Bahnplanung und Trajektoriengenerierung auch eine Bewegungsplanung für die Übergänge in den rotatorischen Freiheitsgraden benötigt. Der folgende Abschnitt befasst sich daher mit der Erzeugung von Trajektorien für die rotatorischen Freiheitsgrade basierend auf Quaternionen.

Trajektorien für rotatorische Freiheitsgrade:

Die Erzeugung von Trajektorien für die Beschreibung von Lageänderungen eines Fahrzeugs über die Zeit stellt ebenso wie die Erzeugung von Trajektorien für die translatorischen Freiheitsgrade eine grundlegende Herausforderung im Zusammenhang mit der gezielten Vorsteuerung und Regelung eines freischwimmenden Unterwasserfahrzeugs dar. Wie in Abschnitt 2.1.3 vorgestellt, kann die Lagebeschreibung eines Fahrzeugs mit unterschiedlichen Methoden erfolgen. Im genannten Abschnitt wurde die Lagebeschreibung mittels Euler-Winkeln und Quaternionen verglichen. Aufgrund der inkrementellen Natur der Euler-Winkel, bei denen gestaffelt drei Einzeldrehungen ausgeführt werden, eignen sich diese nur bedingt für die definierte Beschreibung von Übergängen in den rotatorischen Freiheitsgraden. Soll beispielsweise ein Übergang von einer Startlage hin zu einer Ziellage mit Euler-Winkel beschrieben werden, so bietet es sich an, eine lineare Interpolation jeweils für die Roll-, Nick- und Gierwinkelwertepaare durchzuführen, um diesen Übergang zu beschreiben. Durch die gestaffelten Einzeldrehungen ist der entstehende Übergang bei diesem Vorgehen abhängig von der gewählten Rotationskonvention. Abbildung 4.4 zeigt diese Problematik an drei oft verwendeten Rotationskonventionen für die jeweils identische Lageänderung. Neben den allgemeinen Unterschieden im Bahnverlauf ist in der Abbildung auch erkennbar, dass sich die Länge der Übergänge stark voneinander unterscheiden. Des Weiteren sind in Abbildung 4.4 die Drehratenprofile für die verschiedenen Konventionen dargestellt, die entstehen, wenn die Interpolationsschritte zeitlich äquidistant ausgeführt werden. Es ist bei der Verwendung von Euler-Winkel und dem beschriebenen Vorgehen nicht möglich, konstante Drehraten für einen Übergang zu erzeugen.

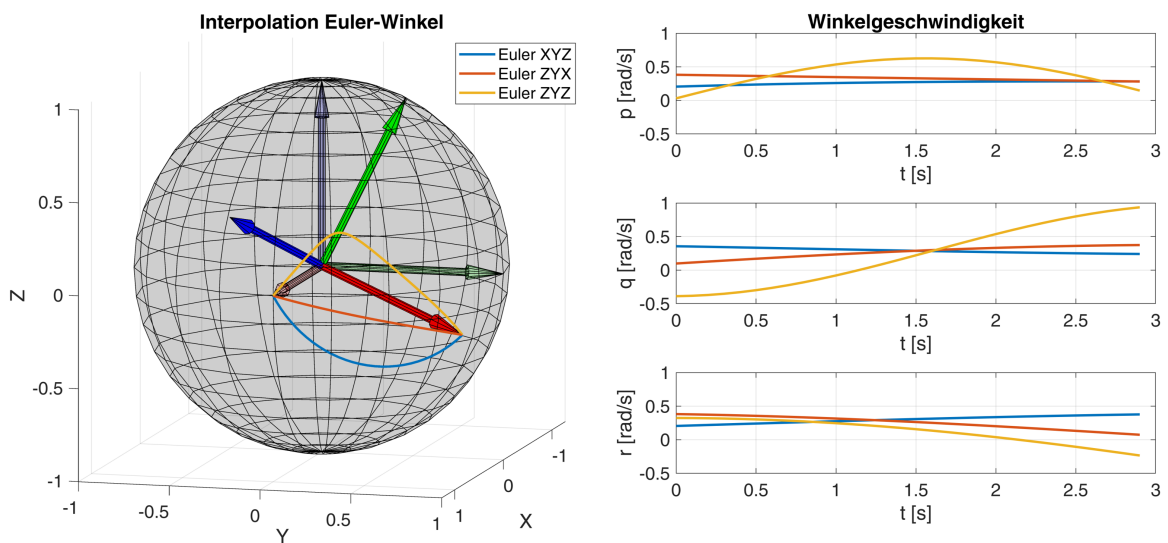


Abbildung 4.4.: Links: Darstellung eines Übergangs zwischen zwei unterschiedlich orientierten Koordinatensystemen und dem entstehenden Verlauf der X-Achse auf einer Kugeloberfläche bei der Verwendung von verschiedenen Rotationskonventionen der Euler-Winkel. Rechts: Drehratenverlauf bei der Ausführung der Interpolationsschritte mit konstanten Zeitschritten.

Im Folgenden wird, aufgrund dieser Probleme bei der Interpolation von Euler-Winkeln, daher auf die Beschreibung von Übergängen in der Orientierung auf Grundlage von Einheitsquaternionen eingegangen. Wie in (2.4) dargestellt, ist ein Quaternion eine komplexe Zahl und

besteht aus vier Komponenten, einem Skalar für den Realteil und einem dreidimensionalen Vektor für den Imaginärteil. Soll nun ein Übergang zwischen zwei Orientierungen, das heißt zwischen zwei Quaternionen, beschrieben werden, so sind verschiedene Verfahren möglich. Im einfachsten Fall kann auf die Verwendung einer linearen Interpolation der vier Komponenten zwischen der Start- und Ziellage für diese Aufgabe zurückgegriffen werden. In der Literatur wird dieses Vorgehen im Kontext von Quaternionen auch mit der Abkürzung LERP (Linear Interpolation) bezeichnet [67]. Die Rechenvorschrift für das LERP-Verfahren kann mit

$$\mathbf{q}(t) = \mathbf{q}_{stop}n(t) + \mathbf{q}_{start}(1 - n(t)) \quad \text{mit} \quad \{n(t) \in \mathbb{R} \mid n(t) \in [0, 1]\} \quad (4.12)$$

angegeben werden. Nachteilig ist bei diesem Verfahren, dass die Zwischenpunkte auf der rotatorischen Interpolationsbahn nicht mehr die Definition eines Einheitsquaternion aus (2.5) erfüllen.

Das als Normalized Linear Interpolation (NLERP) bekannte Verfahren korrigiert diesen Mangel, indem die Zwischenpunkte der Interpolation betragsmäßig auf die Länge eines Einheitsquaternion normiert werden. Das NLERP-Verfahren kann mit

$$\mathbf{q}(t) = \frac{\mathbf{q}_{stop}n(t) + \mathbf{q}_{start}(1 - n(t))}{\|\mathbf{q}_{stop}n(t) + \mathbf{q}_{start}(1 - n(t))\|_2} \quad \text{mit} \quad \{n(t) \in \mathbb{R} \mid n(t) \in [0, 1]\} \quad (4.13)$$

berechnet werden. Durch die Normierung werden die auf der Verbindungslinie zwischen Start- und Ziellage liegenden äquidistanten Zwischenpunkte gestaucht beziehungsweise gestreckt auf die Einheitskugel abgebildet. Abbildung 4.5 zeigt den Vergleich der beiden vorgestellten Interpolationsverfahren am Beispiel eines Übergangs von der Startlage $\mathbf{q}_{start} = [0, 1, 0, 0]$ hin zur Ziellage $\mathbf{q}_{stop} = [1, 0, 0, 0]$. Da im Beispiel die Interpolationsverfahren nur zwei Elemente des jeweiligen Quaternion verändern, kann der Verlauf der relevanten Quaternion-Elemente in einer Ebene dargestellt werden. Die Stauchung zu Beginn und Ende der Bahn sowie die Streckung der Zwischenpunkte in der Mitte sind im Verlauf der NLERP-Bahn in Abbildung 4.5 zu erkennen. Wird diese Bahn mit konstanter Abtastzeit durchlaufen, so entsteht auch bei diesem Verfahren ein nicht konstantes Drehratenprofil. Eine Formung des Drehratenprofils mittels einer Skalierungsfunktion, wie sie im vorherigen Abschnitt vorgestellt wurde, ist mit dem NLERP-Verfahren daher nicht möglich.

Alternativ zur direkten Interpolation der Quaternion-Komponenten kann auch der Drehwinkel der Polardarstellung (2.16) für die Interpolation verwendet werden. Der Vektor \mathbf{n}_d , der in der Polardarstellung die Drehachse darstellt, bleibt dabei konstant und ausschließlich der Winkel Ω wird interpoliert. Die beschriebene Methode wird in der Literatur als Spherical Linear Interpolation-Verfahren (SLERP) [68] bezeichnet und verwendet die nichtlineare Berechnungsvorschrift

$$\mathbf{q}(t) = \frac{\sin((1 - n(t))0,5\Omega)}{\sin(0,5\Omega)}\mathbf{q}_{start} + \frac{\sin(n(t)0,5\Omega)}{\sin(0,5\Omega)}\mathbf{q}_{stop} \quad (4.14)$$

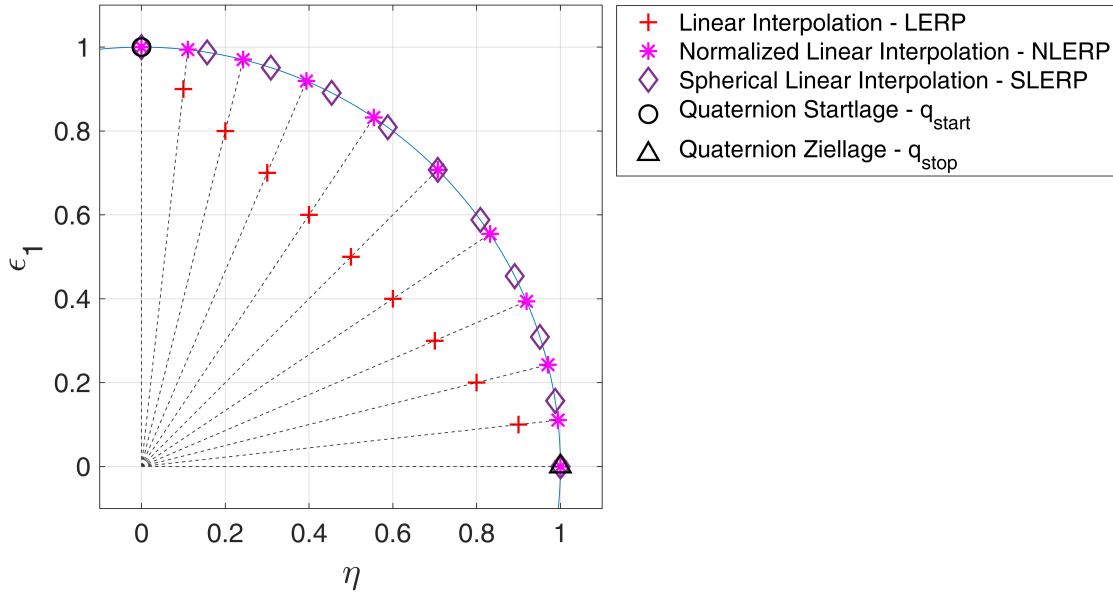


Abbildung 4.5.: Auf zwei Dimensionen beschränkte Darstellung des Übergangs vom Start-Quaternion $\mathbf{q}_{start} = [0, 1, 0, 0]$ zum Ziel-Quaternion $\mathbf{q}_{stop} = [1, 0, 0, 0]$ mittels LERP, NLERP und SLERP.

mit dem Polarwinkel Ω nach der Definition (2.16)

$$\mathbf{q}_{transition} = \bar{\mathbf{q}}_{start} \mathbf{q}_{stop} = \begin{bmatrix} \eta_{transition} \\ \epsilon_{1,transition} \\ \epsilon_{2,transition} \\ \epsilon_{3,transition} \end{bmatrix} \Rightarrow \Omega = 2 \arccos(\eta_{transition}) \quad (4.15)$$

und die Skalierungsfunktion $n(t)$, monoton steigend, $\{n(t) \in \mathbb{R} \mid n(t) \in [0, 1]\}$, um eine Trajektorie entlang der Oberfläche des Schiefkörpers der Einheitsquaternionen direkt zu erzeugen. Die Berechnung des Quaternions für den Übergang zwischen den beiden Lagen \mathbf{q}_{start} und \mathbf{q}_{stop} erfolgt dabei nach der Definition (2.23). Der Übergang erfolgt beim SLERP-Verfahren auf einem Großkreis mit Einheitsradius. Ein Großkreis bezeichnet in diesem Zusammenhang die Schnittkurve zwischen der Einheitskugel und einer Ebene, die definiert ist durch den Koordinatensystemursprung sowie durch das Start- und Ziel-Quaternion [67]. Im Kontrast zum NLERP-Verfahren ist die dabei entstehende Verbindungskurve die kürzeste. Des Weiteren ist bei äquidistanter Interpolation des Winkels Ω bei dieser Methode sichergestellt, dass auch die Lageänderung in äquidistanten Schritten erfolgt. Dies ist auch in Abbildung 4.5 anhand der Zwischenpunkte des mit dem SLERP-Verfahren interpolierten Quaternion-Verlaufs zu erkennen. Wird eine feste Abtastzeit zugrunde gelegt, so entsteht ein Drehratenprofil mit konstanten Drehraten. Dieses eignet sich wiederum für die schon vorgestellte Profilformung mittels geeigneter Skalierungsfunktionen $n(t)$ nach (4.3) aus dem vorherigen Abschnitt. Da der in (4.14) entstehende Verlauf nur die Drehung des Übergangs zwischen der Start- und Ziellage beschreibt, muss die Anfangsausrichtung \mathbf{q}_{start} nach (2.22) zum Ergebnis hinzumultipliziert werden. Es ergibt sich das gesuchte Quaternion des SLERP-Verfahrens aus (4.14), (4.15) und

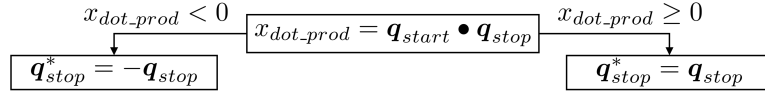


Abbildung 4.6.: Vorgehen zur Anpassung der Drehrichtung für die kürzeste Drehung beim SLERP-Verfahren.

(2.22) zu

$$\mathbf{q}(t) = \mathbf{q}_{start} \left(\frac{\sin\left((1-n(t))0,5\Omega\right)}{\sin(0,5\Omega)} \mathbf{q}_{start} + \frac{\sin\left(n(t)0,5\Omega\right)}{\sin(0,5\Omega)} \mathbf{q}_{stop} \right). \quad (4.16)$$

Aufgrund des Umstands, dass eine bestimmte Rotation mit zwei verschiedenen Quaternionen, nämlich \mathbf{q} und $-\mathbf{q}$ nach (2.20) beschrieben werden kann, muss vor der Anwendung von (4.14) die Lage des Start- zum Ziel-Quaternion überprüft werden. Dies ist entscheidend, um zu gewährleisten, dass der kürzeste Übergang, gekennzeichnet durch $\Omega \leq 180^\circ$, beschrieben wird. Zur Überprüfung kann das Skalarprodukt von Start- und Ziel-Quaternion herangezogen werden. Ist dieses negativ, so muss eines der Quaternionen negiert werden. Das beschriebene Vorgehen ist in Abbildung 4.6 dargestellt. Das Skalarprodukt für Quaternionen ist dabei, wie in (2.10) gezeigt, definiert. Neben der Trajektorie des Quaternion-Übergangs wird im Folgenden, ebenso wie bei den translatorischen Freiheitsgraden, die erste und zweite Ableitung des Verlaufs benötigt. Für die analytische Berechnung der Ableitungen kann (4.3) in Verbindung mit (4.14) herangezogen werden. Alternativ ist eine Berechnung über die Zusammenhänge aus (2.32) und (2.33) über die körperfesten Winkelgeschwindigkeiten $\boldsymbol{\omega}$ und Winkelbeschleunigungen $\dot{\boldsymbol{\omega}}$ möglich. Mit der bekannten Drehachse \mathbf{n}_d und dem Drehwinkel Ω des Quaternion $\mathbf{q}_{transition}$ sowie der ersten und zweiten Ableitung der Skalierungsfunktion $n(t)$ können mit

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\omega}(\dot{n}(t)) &= \mathbf{n}_d \Omega \dot{n}(t) \\ \dot{\boldsymbol{\omega}}(\ddot{n}(t)) &= \mathbf{n}_d \Omega \ddot{n}(t) \end{aligned} \quad (4.17)$$

die körperfesten Winkelgeschwindigkeiten und Winkelbeschleunigungen berechnet werden. Mit den Transformationen aus (2.2) und (2.33) können nun die Verläufe der ersten und zweiten Ableitung der rotatorischen, erdfesten Trajektorie mit

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{q}}_{slerp}(n(t), \dot{n}(t)) &= \frac{1}{2} {}^b_e \mathbf{U} \left(\mathbf{q}_{slerp}(n(t)) \right) \boldsymbol{\omega}(\dot{n}(t)) \\ \ddot{\mathbf{q}}_{slerp}(n(t), \dot{n}(t), \ddot{n}(t)) &= \frac{1}{2} {}^b_e \dot{\mathbf{U}} \left(\mathbf{q}_{slerp}(n(t), \dot{n}(t)) \right) \boldsymbol{\omega}(\dot{n}(t)) + \frac{1}{2} {}^b_e \mathbf{U} \left(\mathbf{q}_{slerp}(n(t)) \right) \dot{\boldsymbol{\omega}}(\dot{n}(t)) \end{aligned} \quad (4.18)$$

berechnet werden.

Skalierungsfunktion zur Geschwindigkeitsprofilformung

Mit der in den beiden vorherigen Abschnitten vorgestellten Methode zur Trajektorienerzeugung für die translatorischen und rotatorischen Freiheitsgrade kann unabhängig vom Bahnverlauf, über die eingeführte Skalierungsfunktion $n(t)$ das Geschwindigkeits- und Beschleunigungsprofil der Trajektorie vorgegeben werden. Als Skalierungsfunktion kommt jede monoton ansteigende, zweifach differenzierbare Funktion infrage, die in einer definierten Zeitspanne den Wertebereich von null bis eins durchläuft. Im Folgenden sollen zwei Funktionskandidaten, die für diese Aufgabe in besonderem Maße geeignet sind, vorgestellt werden.

Der erste Kandidat für die Skalierungsfunktion $n(t)$ soll über einen Polynomansatz, ähnlich zu dem in (4.2) gezeigten, berechnet werden. Die Polynomfunktion fünften Grades definiert sich dabei aus sechs Randbedingungen. Diese sind zum einen die Funktionswerte null und eins sowie die Geschwindigkeits- und Beschleunigungsvorgaben zu den Zeitpunkten t_0 und t_{end} für das jeweilige Bahnsegment. Im Gegensatz zum direkten Polynomansatz aus (4.2) beeinflusst das Polynom der Skalierungsfunktion nicht den Verlauf der translatorischen oder rotatorischen Bahn, sondern nur das Geschwindigkeits- und Beschleunigungsprofil dieser.

Das Gleichungssystem zur Berechnung der Polynomparameter kann mit

$$\mathbf{b} = \mathbf{A}\mathbf{a}$$

$$\begin{bmatrix} b_0 \\ b_{end} \\ \dot{b}_0 \\ \dot{b}_{end} \\ \ddot{b}_0 \\ \ddot{b}_{end} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & t_0 & t_0^2 & t_0^3 & t_0^4 & t_0^5 \\ 1 & t_{end} & t_{end}^2 & t_{end}^3 & t_{end}^4 & t_{end}^5 \\ 0 & 1 & 2t_0 & 3t_0^2 & 4t_0^3 & 5t_0^4 \\ 0 & 1 & 2t_{end} & 3t_{end}^2 & 4t_{end}^3 & 5t_{end}^4 \\ 0 & 0 & 2 & 6t_0 & 12t_0^2 & 20t_0^3 \\ 0 & 0 & 2 & 6t_{end} & 12t_{end}^2 & 20t_{end}^3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a_0 \\ a_1 \\ a_2 \\ a_3 \\ a_4 \\ a_5 \end{bmatrix}, \quad (4.19)$$

angegeben werden und entweder analytisch (unter der Annahme $t_0 = 0$) oder numerisch gelöst werden. Für die Berechnung der Skalierungsfunktion für eine translatorische Bahn in Form eines Geradensegments nach (4.8) können die Randbedingungen zu

$$\begin{aligned} b_0 &= 0 & b_{end} &= \max(|\mathbf{x}_0 - \mathbf{x}_{end}|) \\ \dot{b}_0 &= \dot{x}_{0,max} & \dot{b}_{end} &= \dot{x}_{end,max} \\ \ddot{b}_0 &= \ddot{x}_{0,max} & \ddot{b}_{end} &= \ddot{x}_{end,max} \end{aligned} \quad (4.20)$$

gewählt werden. Für eine rotatorische Bahn nach (4.14), (4.16) und (4.18) sind die Randbedingungen für die Polynomrechnung mit

$$\begin{aligned} b_0 &= 0 & b_{end} &= \max(\mathbf{n}_d\Omega) \\ \dot{b}_0 &= \dot{\omega}_{0,max} & \dot{b}_{end} &= \dot{\omega}_{end,max} \\ \ddot{b}_0 &= \ddot{\omega}_{0,max} & \ddot{b}_{end} &= \ddot{\omega}_{end,max} \end{aligned} \quad (4.21)$$

zu wählen. Die Skalierungsfunktion kann als Resultat der Berechnung mit

$$n(t) = b_{end}^{-1}(a_5t^5 + a_4t^4 + a_3t^3 + a_2t^2 + a_1t + a_0) \quad (4.22)$$

angegeben werden. Die vorzugebenden Randbedingungen haben bei diesem Vorgehen direkte physikalische Entsprechungen und tragen für (4.20) die Einheiten [m], [m/s] und [m/s²] sowie für (4.21) die Einheiten [rad], [rad/s] und [rad/s²]. Das Problem, dass nur zum Start- und Zielzeitpunkt die Vorgaben von der Trajektorie erfüllt und der Verlauf des Geschwindigkeitsprofils zwischen diesen Punkten nicht direkt beeinflusst werden kann, besteht bei diesem Funktionskandidaten weiterhin.

Dieses Problem kann mit dem zweiten Funktionskandidaten, der auf einem Sinoidenprofil basiert, gelöst werden. Das Sinoidenprofil wird über die gewünschten Maximalwerte des Funktionsverlaufs n_{max} und dessen erster \dot{n}_{max} und zweiter Ableitung \ddot{n}_{max} definiert. Der Maximalwert ist dabei wie in (4.20) beziehungsweise (4.21) zu bestimmen. Das Profil besteht aus einer Beschleunigungsphase und einer Bremsphase sowie bei entsprechender Konstellation der Vorgaben, aus einer Phase mit konstanter Geschwindigkeit. Ob diese Phase auftritt, kann

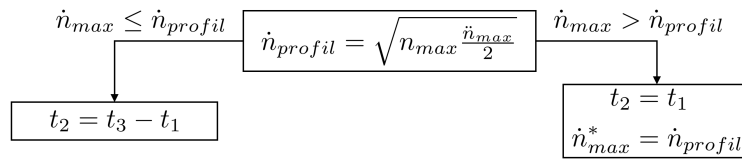


Abbildung 4.7.: Ablauf zur Überprüfung, ob eine Phase mit konstanter Geschwindigkeit im Sinoidenprofil auftritt.

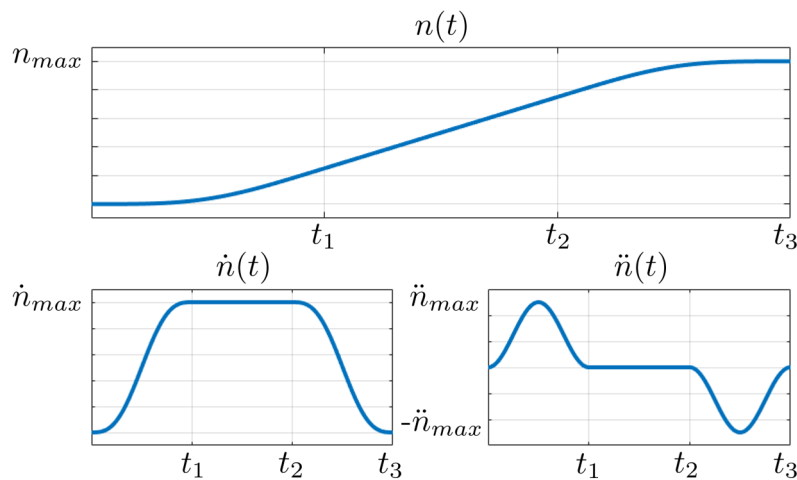


Abbildung 4.8.: Beispielverlauf einer Skalierungsfunktion mit Sinoidenprofil.

mit dem Ablauf in Abbildung 4.7 ermittelt werden [92]. Dabei kennzeichnet der Zeitpunkt t_1 das Ende der Beschleunigungsphase, der Zeitpunkt t_2 das Ende der Phase mit konstanter Geschwindigkeit und t_3 das Ende der Bremsphase. Die restlichen Zeitpunkte des Profils ergeben sich nach

$$t_1 = 2 \frac{\dot{n}_{max}}{\ddot{n}_{max}} \quad t_3 = \frac{n_{max}}{\dot{n}_{max}} + t_1. \quad (4.23)$$

Abbildung 4.8 zeigt einen möglichen Verlauf eines Sinoidenprofils. Die Beschleunigungsphase die vom Zeitpunkt t_0 bis t_1 andauert, kann mit

$$\ddot{n}(t) = \ddot{n}_{max} \sin^2\left(\frac{\pi}{t_1} t\right) \quad (4.24)$$

beschrieben werden. Daher wird dieses Profil auch als Sinus²-Profil bezeichnet. Anwendung findet es primär im Kontext von Industrieroboter Bahnplanungen, da es einen stetigen Verlauf für den Ruck, der Ableitung der Beschleunigung, garantiert [152]. Der Profilverlauf kann nach

[92] für die verschiedenen Abschnitte mit

$$n(t) = \begin{cases} \frac{\ddot{n}_{max}}{n_{max} \left(\frac{1}{4}t^2 + \frac{t_1^2}{8\pi^2} \left(\cos\left(\frac{2\pi}{t_1}t\right) - 1 \right) \right)} & t \leq t_1 \\ \frac{\dot{n}_{max}}{n_{max}} \left(t - \frac{1}{2}t_1 \right) & t_1 < t \leq t_2 \\ \frac{\ddot{n}_{max}}{2n_{max}} \left(t_3(t + t_1) - \frac{t^2 + t_3^2 + 2t_1^2}{2} + \frac{t_1^2}{4\pi^2} \left(1 - \cos\left(\frac{2\pi}{t_1}(t - t_2)\right) \right) \right) & t > t_2 \end{cases} \quad (4.25)$$

bestimmt werden, wobei für die Verwendung in (4.8) sowie in (4.14), (4.16) und (4.18) eine Normierung der Funktionswerte auf den Wertebereich null bis eins erforderlich ist. Durch den Gebrauch eines Sinoidenprofils als Skalierungsfunktion für die Bahnsegmente ist eine Vorgabe für die Maximalgeschwindigkeit und Maximalbeschleunigung für die gesamte Trajektorie möglich. Nachteilig ist dabei aber, dass jedes Segment mit der Geschwindigkeit null beginnt und so kontinuierliche Bewegungssequenzen nicht realisierbar sind. Eine Alternative für kontinuierliche Rotationsabläufe mit Quaternionen wird in [153] vorgestellt.

4.1.3. Trajektoriengenerierung - Manipulator

Der an der Trägerplattform befestigte Manipulator des UVMS wird laut Konzept und Missionsbeschreibung nur während der Manipulationsoperation verfahren. Im restlichen Verlauf der Mission befindet sich der Manipulator passiv in einer Parkposition. Da angenommen wird, dass die Trägerplattform während der Manipulationsoperation durch das Regelungssystem stationär am Interaktionspunkt in Position und Orientierung gehalten wird, können für die Planung der Bewegung des Manipulators am UVMS die gleichen Verfahren verwendet werden wie für fest installierte Industrieroboter. Die Planungsverfahren für stationäre Mehrgelenkroboter lassen sich in zwei Kategorien anhand des verwendeten Planungsraums und der angewendeten Beschreibungsform unterteilen. Zum einen ist es möglich, Bewegungen im kartesischen Arbeitsraum des Endeffektors zu planen, man spricht auch von Continuous-Path-Bahnplanung (CP), zum anderen kann die Interpolation und Bahnplanung in der Gelenkwinkelbeschreibung erfolgen, auch als Punktsteuerung oder Point-to-Point-Bahnplanung (PTP) bezeichnet [92]. Beide Varianten haben Vor- und Nachteile für die in dieser Arbeit auszuführende Greifoperation. Wird die Beschreibung im kartesischen Arbeitsraum gewählt, so können feste Bahnverläufe und Geschwindigkeitsprofile für den Endeffektor vorgegeben werden. Vorteilhaft ist bei diesem Vorgehen, dass zu jedem Zeitpunkt die Position und Orientierung des TCP im Arbeitsraum festgelegt werden kann. Sind Hindernisse im Arbeitsraum präsent, so können Bahnverläufe geplant werden, die diese sicher umfahren. Nachteilig bei diesem Vorgehen ist, dass sich bei der anschließenden Rückwärtstransformation des Bewegungsverlaufs in die Gelenkwinkelkoordinaten Trajektorien ergeben können, die nicht stetig sind. Des Weiteren sind Gelenkwinkelbeschränkungen und die Vermeidung des Durchfahrens von singulären Punkten nur schwer in diese Form der Bahnplanung zu implementieren. Der Ablauf der CP-Bahnplanung ist im oberen Teil von Abbildung 4.9 dargestellt. Bei der PTP-Bahnplanung werden nur der Start- und der Zielpunkt im kartesischen Arbeitsraum vorgegeben und diese direkt durch eine Rückwärtstransformation in Gelenkwinkelkonfigurationen überführt. Die Interpolation zwischen diesen beiden Punkten des TCP erfolgt anschließend im Gelenkwinkelraum. Das beschriebene Vorgehen ist im unteren Teil von Abbildung 4.9 dargestellt. Ein Nachteil im Vergleich zur CP-Bahnplanung ist, dass

die Bahn im Arbeitsraum nicht direkt vorgegeben werden kann. Aufgrund der Interpolation der Gelenkwinkel ergibt sich vielmehr eine Bahn für den TCP im kartesischen Arbeitsraum. Kollisionen zwischen dem Manipulator und Hindernissen können daher nicht zweifelsfrei im ersten Planungsschritt ausgeschlossen werden. Ein Vorteil bei dieser Planungsmethode ist, dass stetige Gelenkwinkelverläufe generiert werden und die Beschränkungen der Gelenke des Manipulators (maximale Gelenkwinkel und Gelenkwinkelgeschwindigkeiten) in die Berechnung einfließen können. Da für die Berechnungen des dynamischen Verhaltens des Manipulators aus Abschnitt 2.4.3 stetige Verläufe für die Gelenkwinkel, Gelenkwinkelgeschwindigkeiten und Gelenkwinkelbeschleunigungen benötigt werden, wurde das PTP-Bahnplanungsverfahren für die Umsetzung der Greifoperation in dieser Arbeit ausgewählt.

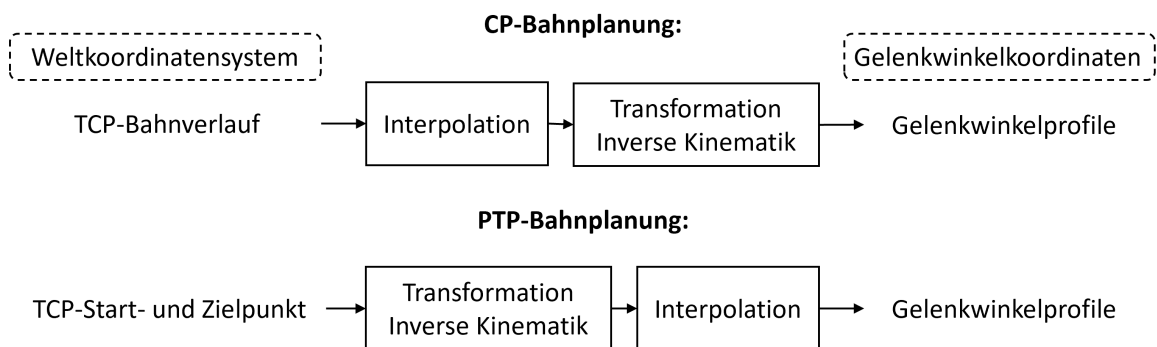


Abbildung 4.9.: Prinzipieller Ablauf der Berechnung bei den Bahnplanungsverfahren: CP-Bahnplanung (Oben) und PTP-Bahnplanung (Unten).

Für die Interpolation der Gelenkwinkelübergänge innerhalb des PTP-Bahnplanungsverfahrens sind mehrere Profilformen möglich. In dieser Arbeit wird, wie auch schon bei der Trajektoriengenerierung für das ROV, als Skalierungsfunktion in Abschnitt 4.1.2, ein Sinoidenprofil gewählt. Wie schon in dem genannten Abschnitt erläutert, ergibt sich die Dauer für den Übergang zwischen Start- und Zielwert beim Sinoidenprofil anhand der Randbedingungen. Wird die Gelenkwinkelbeschleunigung und die Gelenkwinkelgeschwindigkeit bei der individuellen Planung nicht angepasst, so können die Gelenke alle unterschiedliche Fahrzeiten haben. Man spricht in diesem Zusammenhang von einer asynchronen PTP-Bahnplanung. Die Dauer der Ausführung einer Bewegung mit dem Manipulator wird dabei von dem Gelenk mit der größten Bahndauer bestimmt. Bei der synchronen PTP-Bahnplanung wird die Achse mit der längsten Ausführungsdauer als Leitachse verwendet und die Geschwindigkeiten der anderen Achsen so angepasst, dass alle Achsen gleichzeitig mit der Leitachse ihre Zielstellung erreichen. Diese Art der Ausführung benötigt die gleiche Zeit für einen gegebenen Übergang wie die asynchrone Planungsvariante, verringert aber die mechanische Belastung, da nicht alle Gelenke mit der Maximalgeschwindigkeit verfahren werden [92].

Für die Trajektoriengenerierung des Manipulators zur Erfüllung der Anforderungen des Konzepts wird daher eine synchrone PTP-Bahnplanung mit Sinoiden-Geschwindigkeitsprofil ausgewählt. Da, wie oben erläutert, mit dieser Planungsmethode nicht direkt sichergestellt werden kann, dass keine Kollisionen zwischen dem Manipulator und anderen Objekten auftreten, muss jeder Interpolationspunkt der Bewegung des Manipulators in einem zweiten Planungsschritt auf Kollisionen überprüft werden. Im folgenden Abschnitt wird daher eine Arbeitsraumanalyse durchgeführt und ein Kollisionserkennungsverfahren vorgestellt.

4.1.4. Manipulationsstrategie

Die Manipulationsstrategie stellt die letzte Planungsebene des Führungssystems dar und ist für die Realisierung der Greifoperation erforderlich. Dabei umfasst sie zum einen die Analyse des Manipulators und dessen Arbeitsraums, zum anderen die Eingrenzung und Bestimmung des Greifpunkts am Zielobjekt.

Arbeitsraumanalyse

Der Arbeitsraum eines Manipulators ist derjenige Bereich, der vom Endeffektor unter Verwendung der gesamten kinematischen Kette des Roboters erreicht werden kann. Die Orientierung des Endeffektors ist, je nach Konfiguration, gar nicht oder nur in einem Teilbereich des Arbeitsraums frei wählbar [93]. Zusätzlich existiert in der Literatur noch der Begriff des Kollisionsraums. Im Vergleich zum Arbeitsraum ist der Kollisionsraum etwas größer, da auch überstehende Teile des Roboters in dessen Berechnung eingehen. Wird die Bewegung des Manipulators durch sogenannte Teach-in-Techniken vorgegeben, so ist eine genaue Betrachtung des Arbeitsraums nicht erforderlich. Beim Teach-in steuert der Programmierer den realen Manipulator über ein Bedienfeld entlang der zu realisierenden Bahnkurve. Die durchgeführte Bewegung wird während der Ausführung abgespeichert und später in der realen Anwendung reproduziert. Es ist somit sichergestellt, dass die geplante Bahn kollisionsfrei und realisierbar in der aktuellen Konfiguration im Arbeitsraum ist. Werden nur Zielpunkte für die Bewegung des Manipulators vorgegeben und die Bahnen vom Führungssystem automatisch generiert, so müssen Größe und Form des Arbeitsraums bekannt sein, damit realisierbare Bahnen für den Endeffektor entstehen. Der Arbeitsraum wird primär durch die Kinematik und den Drehwinkelbereich bei Manipulatoren mit ausschließlich rotatorischen Gelenken bestimmt. Dabei ist zu beachten, dass trotz Einhaltung der Drehwinkelschranken der Gelenke eine Ausführbarkeit nicht sichergestellt ist, da Kollisionen innerhalb der kinematischen Kette, das heißt zwischen den Armteilen, auftreten können. Zusätzlich schränken Hindernisse im Umfeld des Manipulators den Arbeitsraum weiter ein. Wird das in Abschnitt 4.1.3 ausgewählte PTP-Bahnplanungsverfahren zur Erzeugung der Trajektorien des Manipulators verwendet, muss jeder Interpolationspunkt der Trajektorie auf Kollisionen geprüft werden. Die Überprüfung muss dabei im jeweiligen Ausführungsschritt erfolgen, um auf Veränderungen in der Missionsumgebung reagieren zu können. Entsprechend kommen nur einfache, echtzeitfähige Überprüfungsmethoden für die praktische Implementierung infrage. Die Überprüfung der einzelnen Beschränkungen wird im Führungssystem schrittweise und gestaffelt ausgeführt, sodass frühzeitig die Überprüfung abgebrochen und unnötige Rechenoperationen vermieden werden können. Die Reihenfolge der Überprüfungsschritte richtet sich dabei nach der Komplexität der eingesetzten Algorithmen. In dieser Arbeit wird zuerst überprüft, ob ein gegebener Punkt die kinematischen Beschränkungen erfüllt, anschließend wird die benötigte Pose auf Einhaltung der Gelenkwinkelbegrenzungen überprüft und im dritten Schritt die Armstellung auf Kollisionen untersucht. Erst wenn alle drei Überprüfungen erfolgreich abgeschlossen wurden, darf der Zielpunkt vom Manipulator angefahren werden.

Der in dieser Arbeit verwendete Reach Alpha 5 Knickarmroboter besitzt vier Drehgelenke, womit eine Ausrichtung des TCP nur in vier Bewegungsfreiheitsgraden (drei translatorische und ein rotatorischer Freiheitsgrad) ermöglicht wird. Abbildung 4.10 zeigt den verwendeten Manipulator mit eingezeichneten Koordinatensystemen nach der DH-Konvention. Die DH-Parameter und eine Skizze des Manipulators mit eingezeichneten Parametern sind im An-

hang in Tabelle A.1 und Abbildung A.1 angegeben. Wie in Abbildung 4.10 dargestellt, besitzt

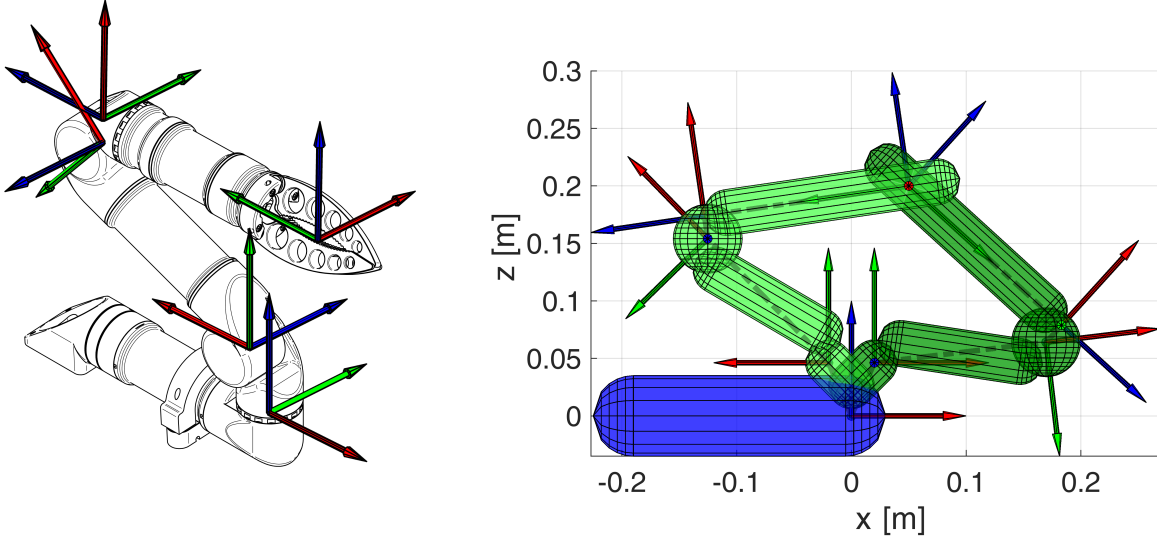


Abbildung 4.10.: Links: Darstellung des verwendeten Reach Alpha 5 Manipulators mit eingezeichneten Koordinatensystemen nach der DH-Konvention. Rechts: Mehrdeutigkeit der inversen Kinematik bei diesem Knickarmroboter. TCP in Zielposition mit zwei unterschiedlichen Gelenkwinkelkonfigurationen. Dunkelgrün - Konfiguration 1; Hellgrün - Konfiguration 2.

dieser Manipulator im Arbeitsraum für bestimmte Zielpositionen zwei Gelenkwinkelkonfigurationen. Im Folgenden wird die in Abbildung 4.10 dunkelgrün dargestellte Gelenkwinkelkonfiguration als Konfiguration 1 und die hellgrüne als Konfiguration 2 bezeichnet. Punkte am Rand des Arbeitsraums stellen Singularitätspunkte dar, für die es nur eine Lösung gibt. Der Robotertyp Vertikaler-Knickarmroboter mit drei Hauptbewegungsgelenken, wie er auch in dieser Arbeit verwendet wird, besitzt aus rein kinematischer Sicht einen Arbeitsraum, der in seiner äußeren Begrenzung näherungsweise kugelförmigen ist. Das Zentrum des kugelähnlichen Arbeitsraums kann meist nicht vom Manipulator angefahren werden, sodass in solchen Fällen auch eine innere Begrenzung des Arbeitsraums existiert. Die maximale Länge des ausgestreckten Manipulators kann mit $l_{max} = a_{2 \rightarrow 3} + \sqrt{a_{3 \rightarrow 4}^2 + d_{4 \rightarrow 5}^2}$ aus den DH-Parametern berechnet werden (siehe Abbildung A.1 im Anhang). Die benötigte Länge des Manipulators, um den Testpunkt $\mathbf{p}_{test} = [x, y, z]^T$, definiert im Basiskoordinatensystem des Manipulators, zu erreichen, ergibt sich für die Konfiguration 1 zu

$$l_{1,max}(\mathbf{p}_{test}) = \sqrt{\left(\sqrt{x^2 + y^2} - a_{1 \rightarrow 2}\right)^2 + (z - d_{1 \rightarrow 2})^2} \quad (4.26)$$

und für Konfiguration 2 zu

$$l_{2,max}(\mathbf{p}_{test}) = \sqrt{\left(\sqrt{x^2 + y^2} + a_{1 \rightarrow 2}\right)^2 + (z - d_{1 \rightarrow 2})^2}, \quad (4.27)$$

wobei für eine bessere Lesbarkeit auf die explizite Kennzeichnung des Bezugssystems verzichtet wird. Übersteigt die benötigte Länge nicht die maximale Länge des ausgestreckten Manipula-

tors und es gilt

$$\begin{aligned}
 l_{1,max}(\mathbf{p}_{test}) &\leq l_{max} \\
 \text{beziehungsweise} & \\
 l_{2,max}(\mathbf{p}_{test}) &\leq l_{max},
 \end{aligned}
 \tag{4.28}$$

so liegt der getestete Punkt \mathbf{p}_{test} innerhalb der äußeren Begrenzung des Arbeitsraums. Die innere Begrenzung, basierend auf rein kinematischen Beschränkungen, kann durch die geometrische Form eines Torus beschrieben werden. Mit der Berechnungsvorschrift

$$\begin{aligned}
 l_{min} &= \sqrt{(0,04 + a_{3 \rightarrow 4})^2 + (0,143 + d_{4 \rightarrow 5})^2} \\
 l_{1/2,min}(\mathbf{p}_{test}) &= \sqrt{\left(\sqrt{x^2 + y^2} - a_{1 \rightarrow 2}\right)^2 + (z - d_{1 \rightarrow 2})^2} \\
 l_{1/2,min}(\mathbf{p}_{test}) &\geq l_{min}
 \end{aligned}
 \tag{4.29}$$

kann für beide Konfigurationen überprüft werden, ob ein gegebener Testpunkt außerhalb der inneren Begrenzung des Arbeitsraums liegt. Erfüllt ein Testpunkt die Bedingungen aus (4.28) und (4.29), so liegt dieser im Arbeitsraum des Reach Alpha 5 Manipulators unter Berücksichtigung der kinematischen Beschränkungen.

Wie einleitend erläutert, wird in einem weiteren Schritt die Gelenkwinkelkonstellation, die nötig ist, um den Testpunkt zu erreichen, überprüft. Tabelle 4.1 listet die Gelenkwinkelbeschränkungen für die ersten drei Achsen des verwendeten Manipulators auf. Unter Anwendung der inversen Kinematik, die im Anhang in Abschnitt A.1.3 vorgestellt wird, werden die benötigten Gelenkwinkel für den definierten Testpunkt \mathbf{p}_{test} bestimmt und mit den Beschränkungen verglichen.

Tabelle 4.1.: Gelenkwinkelbeschränkungen des Reach Alpha 5 Manipulators.

Gelenk	min [°]	max [°]
1	1	352
2	1	195
3	1	195

Hat ein Testpunkt die ersten beiden Tests bestanden, so ist sichergestellt, dass die kinematische Kette theoretisch in der Lage ist, den gewählten Testpunkt anzufahren. Vor einer praktischen Ausführung muss die Roboterarmstellung zusätzlich auf Kollisionen geprüft werden. Für die Kollisionserkennung zwischen starren Körpern existieren eine Reihe von verschiedener Verfahren. Die folgenden Aussagen zu Kollisionserkennungsmethoden wurden [154] inhaltlich entnommen. Die Auswahl des Kollisionserkennungsverfahrens richtet sich nach der Anwendung und ist immer ein Kompromiss aus Berechnungsaufwand und erreichbarer Genauigkeit. Ein entscheidender Faktor ist dabei die gewählte Darstellungsform für die zu überprüfenden Objekte. Wird die Oberfläche eines Objekts durch ein Polygonnetz beschrieben, wie dies beispielsweise bei Computer-Aided Design-Programmen (CAD) üblich ist, so kann ein hoher Detailgrad bei der Darstellung der Objekte erreicht werden. Kollisionserkennungsverfahren auf Basis von Polygonnetzen weisen entsprechend eine hohe Genauigkeit auf, sind aber durch die oft große Anzahl an zu überprüfenden Polygonen rechenintensiv. Alternativ zu Polygonnetzen

können komplexe Objekte auch durch eine Kombination von mathematisch beschreibbaren geometrischen Primitiven wie Kugeln, Zylindern oder Quadern nachgebildet werden. Der Berechnungsaufwand kann durch diese Darstellungsform erheblich reduziert werden. Eine weitere Reduktion des Berechnungsaufwands ist mit dem Einsatz von sogenannten Bounding Volumes möglich. Bei diesen Verfahren kommen ebenfalls geometrische Primitive zum Einsatz, wobei nicht versucht wird die Form des komplexen Objekts nachzubilden, sondern ein einfacher Körper gesucht wird, der das komplexe Objekt vollständig einschließt. Die Genauigkeit der Kollisionserkennung ist mit dieser Methode gering und stellt eine Worst-Case-Betrachtung dar, die auch falsch-positiv-Ergebnisse zulässt. Diese hat aber den Vorteil, dass sie auch bei einer großen Anzahl von Objekten mit geringem Berechnungsaufwand realisiert werden kann.

Da in dieser Arbeit eine Überprüfung der Bahnpunkte des Manipulators während der Ausführung der Mission, das heißt in Echtzeit, erfolgen muss, wird, ähnlich wie in [155], ein Kollisionserkennungsverfahren auf Basis von Bounding Volumes angewendet. Als Grundelemente für die Bounding Volumes-Methode werden Kugeln und Kapseln verwendet. Im Gegensatz zu Quadern und Zylindern, die ebenfalls oft für die Beschreibung von Kollisionszonen verwendet werden [156], sind die geometrischen Körper Kugel und Kapsel leicht zu beschreiben und Kollisionen mit nur wenigen Test detektierbar. Eine Kugel lässt sich über ihren Mittelpunkt und dem Radius, eine Kapsel über eine Strecke, bestehend aus Start- und Zielpunkt, und ebenfalls dem Radius vollständig definieren. Die Kugel ist in dieser Betrachtungsform ein Sonderfall der Kapsel. Eine Kollision zwischen diesen Körpern liegt immer dann vor, wenn gilt

$$R_1 + R_2 > L_{min}, \quad (4.30)$$

wobei R_1 und R_2 die Radien der Körper und L_{min} der kleinste Abstand zwischen den Körpern ist. Um eine Kollision zu erkennen, muss daher der Abstand zwischen zwei Strecken, einer Strecke und einem Punkt oder zwischen zwei Punkten bestimmt werden. Für die Berechnung des minimalen Abstands zwischen zwei Kapseln wurde der Algorithmus aus Abbildung 4.11 entwickelt. Ein Beispiel für eine Kollision zwischen zwei Kapseln ist in Abbildung 4.12 dargestellt. Je nach Lage und Orientierung der beiden Kapseln müssen unterschiedlich viele

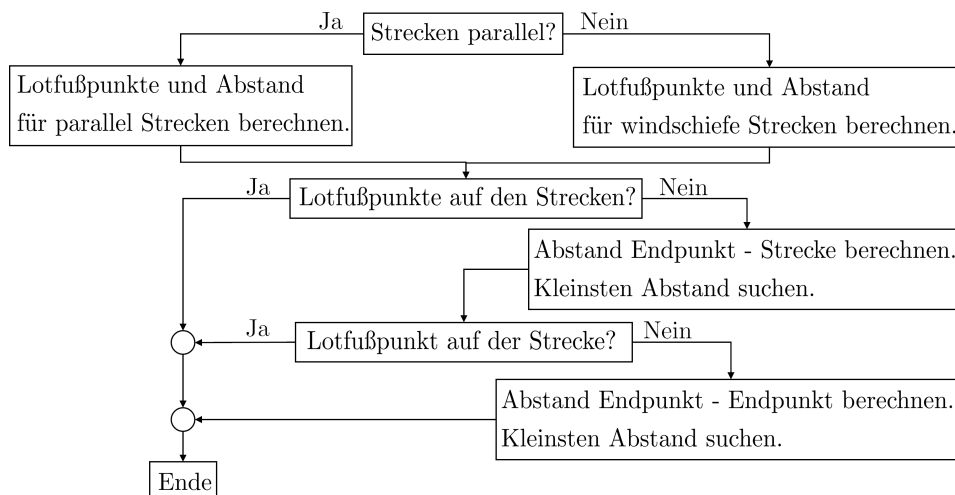


Abbildung 4.11.: Ablauf zur Ermittlung des minimalen Abstands zur Kollisionserkennung zwischen zwei kapselförmigen Körpern.

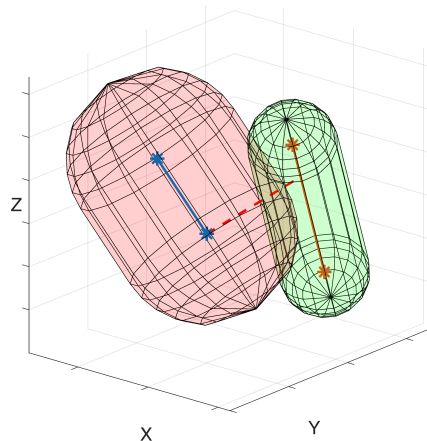


Abbildung 4.12.: Szene einer Kollision zwischen zwei Kapseln. In Rot gestrichelt ist der minimale Abstand zwischen den Körpern dargestellt.

Berechnungsschritte, für die Bestimmung des minimalen Abstands, ausgeführt werden. Im ungünstigsten Fall sind zwölf Berechnungsschritte erforderlich. Die Umsetzung des in Abbildung 4.11 skizzierten Algorithmus ist im Anhang A.4 beschrieben. Das entwickelte Kollisionserkennungsverfahren auf Basis von „Bounding Volumes“ kann nicht nur für die Erkennung von Kollisionen innerhalb der kinematischen Kette angewendet werden, sondern auch, um Kollisionen mit Objekten in der Missionsumgebung, wie Hindernissen oder dem Trägerfahrzeug selbst, zu vermeiden. Voraussetzung für diese Erweiterung ist, dass Hindernisse durch die Sensorik erkannt und mit entsprechenden geometrischen Primitiven abgebildet werden können.

Werden die vorgestellten Methoden zur Arbeitsraumanalyse auf die zwei Konfigurationen des Reach Alpha 5 Manipulators angewendet, so erhält man die in Abbildung 4.13 dargestellten Arbeitsräume. Dargestellt ist jeweils der Arbeitsraum für die Fälle mit

- kinematischen Begrenzungen
- kinematischen und Gelenkwinkelbegrenzungen
- kinematischen und Gelenkwinkelbegrenzungen sowie Selbstkollision,

wobei zu erkennen ist, dass der Arbeitsraum der Konfiguration 2 zu großen Teilen in der Konfiguration 1 enthalten ist. Hinzu kommt, dass gerade durch die Gelenkwinkelbegrenzungen der Arbeitsraum der Konfiguration 2 stark eingeschränkt wird. Tabelle 4.2 listet das Volumen der Arbeitsräume für die verschiedenen Fälle auf. Für die weitere Planung und Ausführung der Greifoperationen mit dem Manipulator wird aus diesen Gründen nur die Konfiguration 1 in Betracht gezogen. Eine Umschaltung zwischen den Gelenkwinkelkonfigurationen ist darüber hinaus nicht sinnvoll, da für den Übergang immer ein Singularitätspunkt auf dem Rand des Arbeitsraums durchfahren werden muss. Auf Basis dieser Entscheidung wird in den folgenden Abschnitten eine Greifstrategie für einen bekannten Zielkörper entwickelt.

Greifobjekt Design

Das Zielobjekt für eine Greifoperation unter Wasser kann sehr unterschiedlich ausgeprägt und beschaffen sein. Dieser Umstand hat direkte Auswirkungen auf die Greifstrategie und die Wahl des Endeffektors. Ein mechanisch weicher Körper erfordert beispielsweise ein anderes Vorgehen

Tabelle 4.2.: Volumen des Arbeitsraums des Reach Alpha 5 Manipulators.

Konfiguration	Begrenzung	kinematisch	kinematisch Winkel	kinematisch Winkel Selbstkollision
1		0,171 m ³	0,110 m ³	0,095 m ³
2		0,129 m ³	0,040 m ³	0,039 m ³

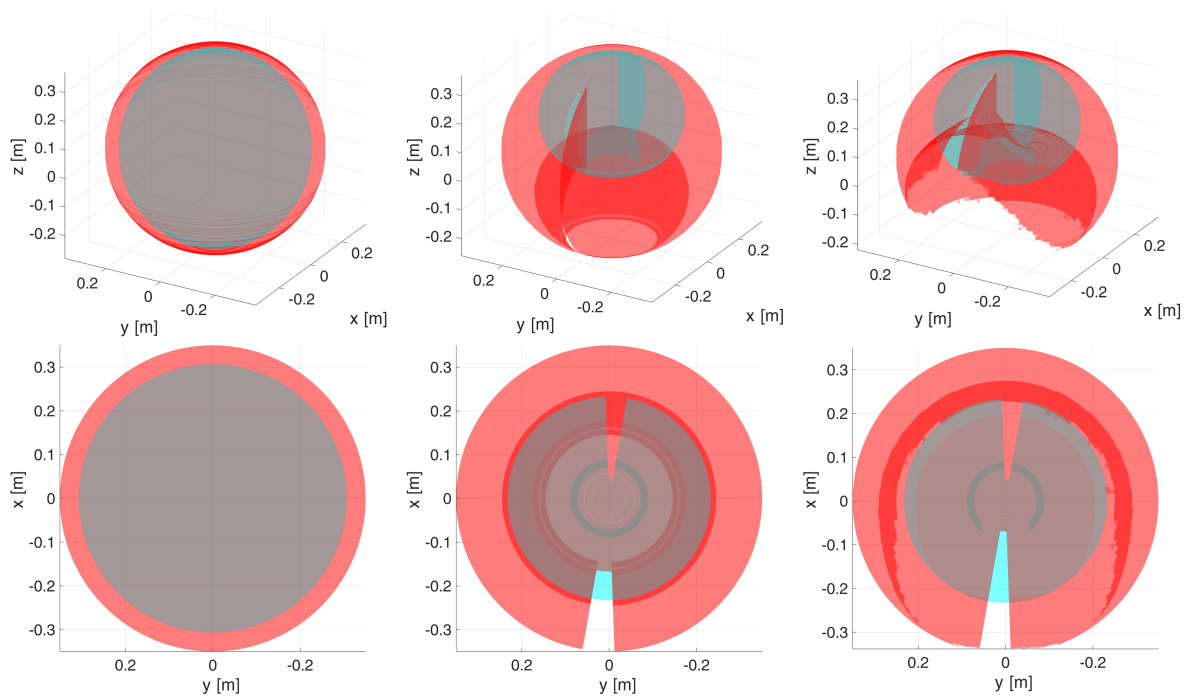


Abbildung 4.13.: Darstellungen des Arbeitsraums für die beiden Konfigurationen (Rot - Konfiguration 1/ Hellblau - Konfiguration 2) des Reach Alpha 5 Manipulators. Das Basiskoordinatensystem des Roboterarms befindet sich jeweils im Koordinatenursprung der Darstellungen. Zeile Oben: räumliche Ansichten, Zeile Unten: Draufsichten, Von Links nach Rechts:

- kinematischen Begrenzungen
- kinematischen und Gelenkwinkelbegrenzungen
- kinematischen und Gelenkwinkelbegrenzungen sowie Selbstkollision.

als ein starrer Körper. Um diese Vielfalt und die notwendigen Lösungsverfahren einzuschränken, wurde in Abschnitt 3.2 die Festlegung getroffen, dass das Greifobjekt in seiner Form und Ausprägung bekannt sein soll. Es kann somit eine spezielle Lösung erarbeitet werden, die auf die Eigenschaften des bekannten Körpers abgestimmt ist. Die unter dieser Einschränkung entwickelte Methodik ist zwar auf das gewählte Objekt angepasst aber nicht auf dieses begrenzt. Durch kleinere Anpassungen ist vielmehr eine Klasse von Objekten mit vergleichbaren Eigenschaften mit diesem Vorgehen adressierbar.

Grundlage für jeden Designprozess sind die Anforderungen, die durch das verfolgte Zielse-

nario definiert werden. In dieser Arbeit soll das Ausbringen und Einholen eines starren Zielobjekts, das beispielsweise wissenschaftliche Nutzlast enthalten kann, fokussiert werden. Für die aufzunehmenden Nutzlasten wird ein Trockenbereich innerhalb des Objekts vorgesehen. Der verwendete Manipulator ist mit einem elektromechanischen Winkelgreifer als Endeffektor ausgestattet. Für die Herstellung einer sicheren Verbindung zwischen dem Zielobjekt und dem UVMS ist für diesen Endeffektortyp das Umfassen von zylindrischen Greifpunkten, wie Stangen, Ringe oder Ösen, zu präferieren. Die Anordnung der Greifpunkte am Objekt muss sicherstellen, dass in jeder Orientierung mindestens einer durch den Manipulator erreichbar ist. Greifstangen bieten im Gegensatz zu anderen Greifpunkttypen den größten Zugangsbereich für Greifoperationen. Des Weiteren sind Positionsabweichungen des Endeffektors bei einer Greifoperation entlang der Stange in Grenzen tolerierbar. Unter Beachtung der genannten Kriterien wurde das in Abbildung 4.14 dargestellte Zielobjekt entworfen. Im Inneren des Objekts befindet sich das wasserdichte Kompartiment, symmetrisch darum angeordnet sind drei Greifstangen (gelb), die von dreieckigen Grundplatten zusammengehalten werden. Des Weiteren sind in der Abbildung 4.14, an den Ecken des Körpers, die optischen Marker für das kamerabasierte Lokalisierungssystem eingezeichnet. Die Länge von 200 mm und der Durchmesser von 50 mm des wasserdichten Bereichs wurden so gewählt, dass das leere Objekt im Süßwasser auftriebsneutral ist. Durch die Befüllung mit Gewichten kann so die Masse des Zielobjekts unter Wasser für die Experimente direkt eingestellt werden.

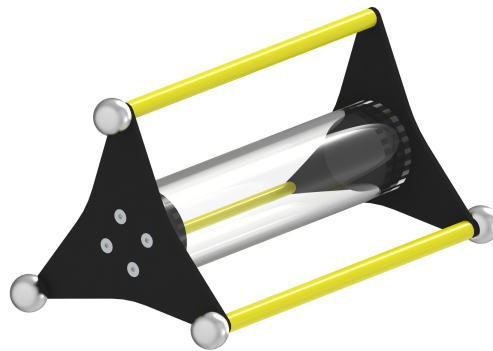


Abbildung 4.14.: Darstellungen des Zielobjekts für die Greifoperation.

Greifstrategie

Die Greifstrategie hat die Aufgabe, anhand verschiedener Vorgaben, aus einer Reihe von möglichen Greifpunkten am Zielobjekt, einen im Sinne der Randbedingungen optimalen Greifpunkt zu ermitteln und diesen im Koordinatensystem des Manipulators des UVMS anzugeben. Entscheidend für den Entwurf einer geeigneten Greifstrategie ist der Arbeitsraum des Manipulators in Kombination mit der Anordnung und Ausprägung der Greifpunkte am Zielobjekt. Beides wird in Folge der vorangegangenen Untersuchungen als bekannt angenommen. Des Weiteren sollen die Position, Orientierung und die Form des Zielobjekts als bekannt gelten. Die Arbeitsraumanalyse des Manipulators hat gezeigt, dass aufgrund der Größe nur eine Armstellung beziehungsweise die Gelenkwinkelkonfiguration 1 für die Greifoperation sinnvoll nutzbar ist. Innerhalb des Arbeitsraums ist die Orientierung des Endeffektors nicht frei wählbar. Die Gelenkwinkelkonfiguration 1 bedingt, wie auch in Abbildung 3.2 ersichtlich wird, dass die Öffnung

des Endeffektor primär nach unten zeigt, also in positiver Richtung der Z-Achse des Body-Koordinatensystems des UVMS. Verbleibt das UVMS während der Greifoperation zusätzlich in seiner eigenen stabilen Fahrzeuglage, so muss das Anfahren des Greifpunktes von oben erfolgen. Durch die Verwendung von Greifstangen existieren unendlich viele Greifpunkte. Zur Eingrenzung der Auswahl der Greifpunkte und für eine bessere Massenverteilung beim Transport des Körpers, soll die Mitte der Greifstangen als Greifpunkt verwendet werden. Aufgrund der Tatsache, dass die Greifoperation von oben ausgeführt werden soll, ist der Mittelpunkt der höchsten Greifstange als Zielgreifpunkt zu wählen. Damit dieser Zielgreifpunkt im bekannten Arbeitsraum des Manipulators liegt, muss eine geeignete Position und Orientierung für das Trägerfahrzeug vorgegeben werden. In dieser Arbeit wird dafür ein fester vertikaler und horizontaler Abstand zum Zielgreifpunkt, in dem sich das UVMS befinden soll, vorgegeben. Durch die Verwendung von Greifstangen können Positionsabweichungen entlang der Stange in Grenzen toleriert werden. Die Greifstrategie sieht daher vor, dass die Ausrichtung der Hauptbewegungsachse, die X-Achse des Body-Koordinatensystems, des UVMS mit der Längsachse des Zielobjekts übereinstimmt. Mit den getroffenen Vorgaben sind weiterhin zwei Positionen im Umkreis des Zielobjekts für das UVMS möglich. Daher wird in der Greifstrategie weiter gefordert, dass die Greifoperation über die Ecke des Körpers mit der geringeren Höhe über Grund erfolgen soll. Zusammenfassend kann die entwickelte Greifstrategie mit den folgenden Vorgaben abgebildet werden:

- Auswahl der Greifstange mit größter Höhe über Grund
- Mittelpunkt der Greifstange ist der Zielgreifpunkt
- Vorgabe des horizontalen und vertikalen Abstands zwischen Zielgreifpunkt und UVMS
- Ausrichtung der Längsachse des UVMS parallel zur Längsachse des Zielobjekts
- Anfahrt über tieferliegende Ecke.

Die erforderliche Position und Orientierung des UVMS während der Manipulationsoperation, kann mit diesen Vorgaben über einen geometrischen Ansatz berechnet werden. Eine Skizze für die Berechnung des Interaktionspunkts des UVMS ist in Abbildung 4.15 dargestellt. Der Zielgreifpunkt ist in der Grafik mit einer grünen Kugel und die UVMS Position mit einem roten Stern gekennzeichnet, wobei ein grüner Pfeil die Ausrichtung des UVMS angibt.

4.2. Navigationssystem

Das Navigationssystem ermittelt die Fahrzeugzustände durch die Zusammenführung der Informationen von verschiedenen Sensorsystemen. Wie in Abschnitt 3.6.2 erläutert wurde, fußt das Konzept des Navigationssystems dieser Arbeit primär auf den Messwerten eines kamerabasierten, externen Lokalisierungssystems. In den folgenden beiden Abschnitten wird zum einen näher auf die Positions- und Lageerfassung durch das Kamerasystem und zum anderen auf den Umgang mit Sensorausfällen eingegangen.

4.2.1. Positions- und Lageerfassung

Das für die Lokalisierung des UVMS und des Zielkörpers verwendete Kamerasystem der Firma Qualisys AB ist aus Anwendersicht eine Blackbox. Der Hersteller stellt zwar die Spezifikationen der verwendeten Kameras bereit, macht aber keine Angaben zur Geschwindigkeit der Verarbeitung der Bilddaten oder zur daraus resultierenden Reaktionszeit des Lokalisierungssystems.

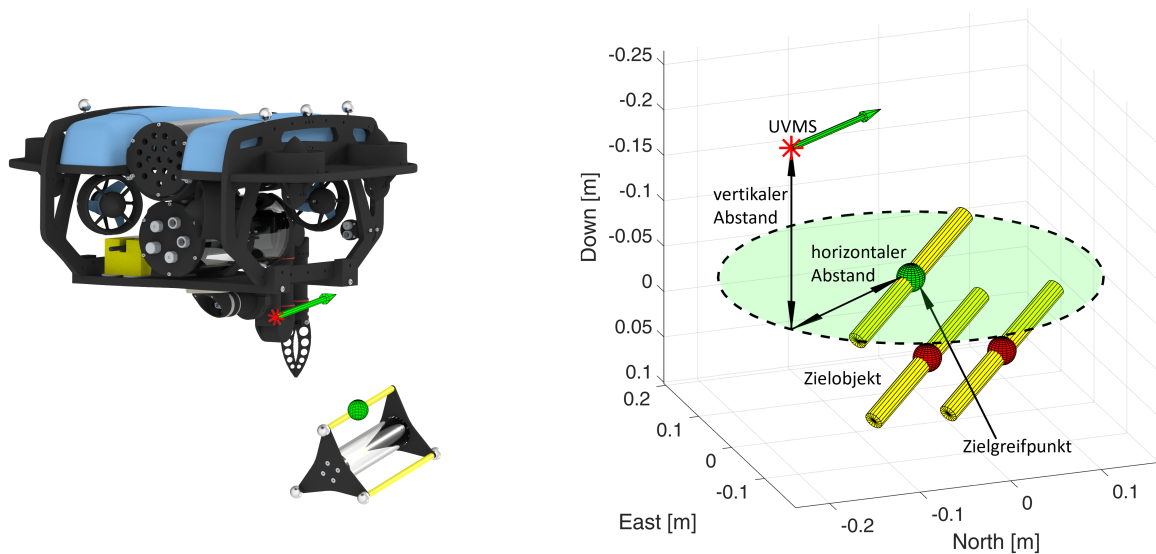


Abbildung 4.15.: Links: CAD Darstellung für ein Greifoperation nach den Vorgaben der vorgestellten Greifstrategie. Rechts: Vereinfachte Darstellung des Greifkörpers mit eingezeichneten Vorgaben der Greifstrategie zur Berechnung des Interaktionspunkts (roter Stern) des UVMS und dessen Ausrichtung (grüner Pfeil). Die grün eingezeichnete, kreisförmige Ebene liegt parallel zur North-East-Ebene und kennzeichnet den festen horizontalen Abstand. Der Zielgreifpunkt ist durch eine grüne Kugel markiert.

Gerade die Reaktionszeit, die Zeit, die zwischen der Aufnahme einer tatsächlichen Bewegung und der Weitergabe dieser Information an das Navigationssystem vergeht, ist aus regelungstechnischer Sicht eine Totzeit und damit entscheidend für die Stabilität des geschlossenen Regelkreises. Eine Totzeit im Messsystem kann durch die Übertragungsfunktion $G(s) = e^{-st_d}$ abgebildet werden, womit sie keinen Einfluss auf den Amplitudengang der offenen Kette hat aber eine Phasenverschiebung von $\arg\{G(j\omega)\} = -\omega t_d$ hervorruft [157]. Diese zusätzliche Phasendrehung hat direkten Einfluss auf die Phasenreserve und kann bei entsprechender Größe der Totzeit zu einem instabilen Verhalten des geschlossenen Regelkreises führen. Die genaue Kenntnis der Totzeit ist daher wichtig für den Entwurf geeigneter Regler. Aufgrund der fehlenden Herstellerangaben wurde ein Experiment zur Bestimmung der Totzeit des Lokalisierungssystems geplant und durchgeführt. Im Folgenden werden der Aufbau und die Ergebnisse des Experiments vorgestellt.

Um die Totzeit t_d des Lokalisierungssystems zu messen, wird ein steuerbares, zeitlich genau referenziertes und vom Kamerasystem erfassbares Ereignis benötigt. Wie in Abschnitt 3.5 beschrieben, arbeitet das Lokalisierungssystem mit passiven, optischen Markern, die das von den Kameras ausgesendete Licht reflektieren. Ein mit passiven Markern ausgestattetes Objekt oder Fahrzeug kann jedoch die gestellten Anforderungen an ein geeignetes Ereignis nicht erfüllen. Durch Beschleunigungs- und Bremsphasen ist die Detektion und Referenzierung eines bestimmten Bewegungsereignisses bei mechanischen Systemen zeitlich nur ungenau möglich.

Für die Lösung dieser Problemstellung wurde ein Lösungsansatz mit aktiven, optischen Markern entwickelt. Aufgrund des Messprinzips des Lokalisierungssystems ist es beliebig, ob die Marker das von den Kameras ausgesendete Licht reflektieren oder dieses selbst erzeugen. Wird das Licht von den Markern erzeugt, so spricht man von aktiven Markern. Die aktiven, optischen

Marker, die in dieser Arbeit verwendet werden, bestehen im Wesentlichen aus einer LED mit detektierbarer Wellenlänge, einem Diffusor und der Ansteuerungselektronik. Werden mehrere dieser aktiven Marker in einem eindeutigen Muster angeordnet, so kann, elektronisch gesteuert, das Erscheinen und Verschwinden eines mit diesem Muster definierten Objekts im Lokalisierungssystem zeitlich genau referenziert nachgebildet werden. Der gewählte Versuchsaufbau ist in Abbildung 4.16 schematisch dargestellt.

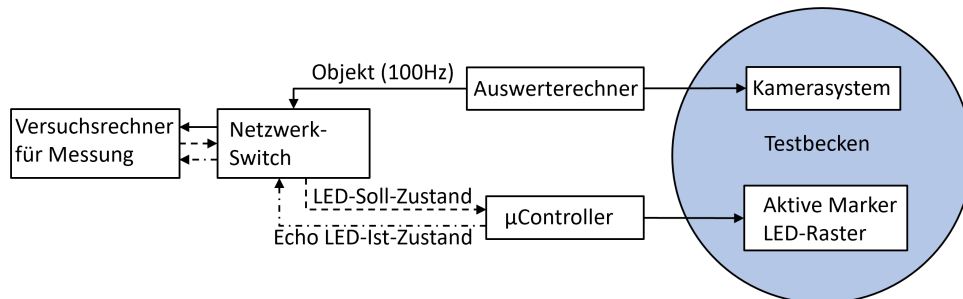


Abbildung 4.16.: Darstellung des prinzipiellen Messaufbaus für die Laufzeitmessung des Lokalisierungssystems.

Die aktiven Marker werden über UDP-Nachrichten angesteuert, die ein Mikrocontroller verarbeitet. Wurden die angeforderten Marker durch den Mikrocontroller aktiviert, so wird von diesem, für eine Laufzeitmessung dieser Kommunikationsstrecke, die LED-Ist-Zustände an den Versuchsrechner zurückgesendet. Durch dieses Vorgehen kann sichergestellt werden, dass das Aufleuchten der Marker in dem Zeitraum zwischen dem Versenden der LED-Soll-Zustände und dem Erhalt des Echos stattgefunden hat. Das Lokalisierungssystem besteht aus acht Kameras und einem Auswerterechner. Wird das von den aktiven Markern repräsentierte Objekt vom Lokalisierungssystem erkannt, so werden dessen Position und Orientierung über ein UDP-Paket an den Versuchsrechner übertragen. Die Latenzmessung wird auf dem Versuchsrechner durch die Auswertung der Zeitstempel der UDP-Nachrichten realisiert, wobei die Reaktionszeit der aktiven Marker vom Ergebnis abgezogen wird.

Abbildung 4.17 zeigt die Ergebnisse der Experimente. Für das Ein- bzw. Ausschalten der Marker, bzw. für das Empfangen, Auswerten und Zurücksenden der Anforderungen, benötigt der gewählte Aufbau im Mittel 1 ms. Die zeitliche Referenzierung eines Ereignisses ist daher ebenfalls mit einer Genauigkeit von 1 ms möglich. Für die weiteren Untersuchungen wurde ein gewähltes Markermuster wiederholt ein- und ausgeschaltet und die Verzugszeit ermittelt, die das Lokalisierungssystem benötigt, um die Veränderung zu registrieren. Die rechte Darstellung in Abbildung 4.17 zeigt die Ergebnisse. Das Ausschalten der Marker und somit der Verlust der Lokalisierung des Objekts wurde nach einer Verzugszeit von 15,54 ms bei einer Standardabweichung von 4,3 ms vom Lokalisierungssystem registriert. Für das Wiederauffinden des Objekts nach dem Einschalten der Marker werden 51,19 ms bei einer Standardabweichung von 9,7 ms benötigt. Die beiden untersuchten Ereignisse stellen aus Sicht des Lokalisierungssystems Worst-Case-Szenarios dar und sind für die Betrachtungen von Ausfällen des Messsystems relevant. Für den regulären Betrieb, bei dem die Markerkonstellation permanent sichtbar ist und getrackt wird, kann anhand der Messungen davon ausgegangen werden, dass die Totzeit des Lokalisierungssystems im Bereich von unter 40 ms liegt. Die hohen Verzögerungen, die beim Wiederauffinden von Objekten beziehungsweise Markermustern auftreten, resultieren vermutlich aus dem Suchprozess und der Registrierung der jeweiligen Marker, sodass diese

Messergebnisse nicht für die Bestimmung der Totzeit repräsentativ sind und vernachlässigt werden können. Eine Einschätzung der Bedeutung der ermittelten Totzeit t_d für den Entwurf des Regelungssystems ist nur im Kontext der dominierenden Systemzeitkonstante der zu regelnden Strecke möglich. Die Abschätzung der Systemzeitkonstante erfolgt im Rahmen der Parameteridentifikation in Abschnitt 4.4.2.

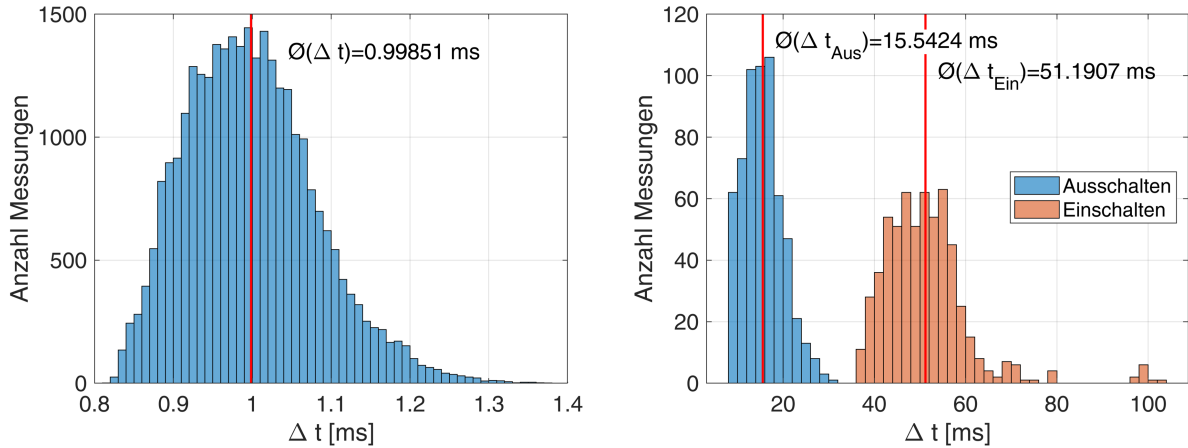


Abbildung 4.17.: Links: Histogramm der Round-Trip-Time für die Ansteuerung der aktiven Marker. Rechts: Histogramm der Reaktionszeiten beim Ein- bzw. Ausschalten der aktiven Marker.

4.2.2. Umgang mit Sensorausfällen

Die im Konzept für die Experimente vorgesehene Navigationslösung basiert primär auf den Messwerten eines optischen, externen Lokalisierungssystems. Kann dieses aufgrund von Verdeckungen, schlechten Sichtverhältnissen oder ungünstigen Lichtverhältnissen keine Position und Orientierung bestimmen, so muss zur Sicherung der Navigationslösung auf andere Sensorsysteme zurückgegriffen werden. Des Weiteren müssen Bewegungszustände, die nicht direkt messtechnisch erfasst werden können, aus den verfügbaren Messwerten abgeleitet werden. Zur Verfügung stehen am UVMS dafür die in Tabelle 3.1 aufgelisteten Sensoren, deren Messwerte in einem Spherical Simplex Unscented Kalman-Filter nach [142] fusioniert werden. Der prinzipielle Aufbau der eingesetzten Navigationslösung ist in Abbildung 4.18 dargestellt. Als Eingangsgrößen für das Kalman-Filter werden die Beschleunigungs- und Drehratendaten der IMU verwendet. Für die Stützung der Filterlösung werden je nach Verfügbarkeit die absoluten Positions- und Orientierungsinformationen des externen Lokalisierungssystems oder eine Kombination aus Drucksensor und AHRS Messwerten verwendet. Tritt der zweite Fall ein, so ist nur über den Drucksensor die erdfeste Position in Z-Richtung über eine direkte Messung gestützt. Aufgrund der Genauigkeitsklasse der verwendeten Sensorik ist in diesem Fall mit einem starken Verdriften der Filterlösung zu rechnen. Für die weitere Reduzierung dieser Drift werden daher dauerhaft die Messdaten des verbauten DVL, die körperfesten Geschwindigkeiten, in das Filter eingespeist. Die Anbindung der Sensorik an das Fahrzeugführungssystem erfolgt, wie in Abschnitt 3.4 beschrieben, über einen Mikrocontroller durch den Austausch von UDP-Nachrichten. Jede Nachricht mit Sensormesswerten wird vom Mikrocontroller mit einem Zeitstempel und einem „gültig/ nicht gültig“-Marker versehen. Liegt der letzte „gültige“-

Zeitstempel des externen Lokalisierungssystems 20 ms oder mehr in der Vergangenheit, so kann anhand der Untersuchung aus Abschnitt 4.2.1 davon ausgegangen werden, dass ein Problem mit diesem System vorliegt und die Umschaltung auf Drucksensor und AHRS Stützung erfolgen muss.

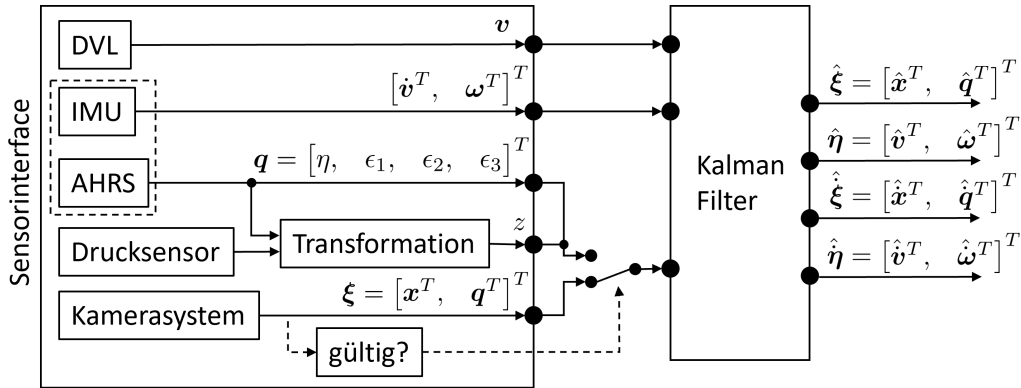


Abbildung 4.18.: Darstellung der Navigationslösung mit Umschaltung für die Kompensation des Ausfalls des externen Lokalisierungssystems.

4.3. Regelungssystem

Aufgrund der nicht vernachlässigbaren Koppeleffekte innerhalb des miniaturisierten UVMS stellt das Folgen einer Trajektorie eine anspruchsvolle Aufgabe für das Regelungssystem des Fahrzeugs dar. Wie in Abschnitt 3.3 ausgeführt wurde, ist der eigentliche Greifprozess die Operation mit den höchsten Genauigkeitsanforderungen an die Positions- und Lageregelung. Das entwickelte Konzept sieht für die Lösung dieser Problemstellung eine Regelung mit Zwei-Freiheitsgrade-Struktur und inversionsbasierter Vorsteuerung vor. Grundlage für das entwickelte Regelungssystem ist der in [71] vorgestellte Regelungsansatz. Dieser wird im folgenden Abschnitt erläutert und anschließend erweitert. Das Ergebnis ist eine Regelung, welche die in Kapitel 2 vorgestellte Systembeschreibung beinhaltet und somit im Rahmen der Modellgültigkeit die Koppeleffekte präzisieren und kompensieren kann.

4.3.1. Herleitung der hierarchischen Struktur der Regelung

In [71] wird eine Trajektorienfolgeregelung, die eine Quaternion-basierte Lagebeschreibung verwendet, vorgestellt. Als Anwendungsgebiet wird die singularitätsfreie Regelung eines AUV in sechs Freiheitsgraden fokussiert. Durch eine Stabilitätsanalyse nach der Ljapunow-Theorie kann in [71] gezeigt werden, dass durch die Verwendung von Einheitsquaternionen anstelle von Euler-Winkeln und dem gewählten Regelungsansatz globale Konvergenz für den geschlossenen Regelkreis garantiert werden kann.

Für die Ermittlung des Regelfehlers $\tilde{\xi}$ wird die arithmetische Differenz zwischen dem Soll-Zustandsvektor $\xi_d = [x_d^T, q_d^T]^T$ und dem Ist-Zustandsvektor ξ mit

$$\tilde{\xi} = \xi_d - \xi \quad (4.31)$$

gebildet. Die Berechnung des Fehlermaßes \tilde{e} wird mit

$$\tilde{e} = \mathbf{K}_D \dot{\tilde{\xi}} + \mathbf{K}_P \tilde{\xi} + \mathbf{K}_I \int_{t_0}^t \tilde{\xi} d\tau \quad (4.32)$$

in [71] definiert. Der Aufbau des gewählten Fehlermaßes entspricht dem eines klassischen PID-Reglers (Proportional-Integral-Differential-Regler) [157]. Der Regelfehlervektor $\tilde{\xi}$ wird im erd-festen Bezugssystem gebildet, sodass die Matrizen \mathbf{K}_P , \mathbf{K}_I und \mathbf{K}_D die Dimension $\mathbb{R}^{7 \times 7}$ haben. Des Weiteren müssen die Matrizen \mathbf{K}_I und \mathbf{K}_D symmetrisch und positiv definit sein. Für \mathbf{K}_P ist auch eine nicht symmetrische, positiv definite Matrix, welche die Ungleichung $\mathbf{x}^T \mathbf{K}_P \mathbf{x} = \frac{1}{2} \mathbf{x}^T [\mathbf{K}_P + \mathbf{K}_P^T] \mathbf{x} > \mathbf{0}_{7 \times 7} \quad \forall \mathbf{x} \neq \mathbf{0}$ erfüllt, zulässig. Die Bildung der Ableitung des Regelfehlers $\dot{\tilde{\xi}}$ für den D-Anteil des Reglers in (4.32) kann durch die Umformung

$$\tilde{e} = \dot{\xi}_{vr} - \mathbf{K}_D \dot{\xi} \quad (4.33)$$

und die Einführung von

$$\dot{\xi}_{vr} = \mathbf{K}_D \dot{\xi}_d + \mathbf{K}_P \tilde{\xi} + \mathbf{K}_I \int_{t_0}^t \tilde{\xi} d\tau \quad (4.34)$$

ersetzt werden. Der Ausdruck $\dot{\xi}_{vr}$ wird in diesem Zusammenhang als „virtuelles Geschwindigkeitsreferenzsignal“ bezeichnet [71]. Der Ursprung dieser Bezeichnung liegt in der Form der umgeformten Regelung. Die Blockschaltbilder in Abbildung 4.19 illustrieren die Umformung von (4.32). Durch die Umformungen (4.33) und (4.34) entsteht strukturell eine Kaskadenregelung mit einem äußeren Regelkreis in Form eines PI-Reglers für die Positions- und Orientierungsvorgaben und einem inneren, unterlagerten Regelkreis in Form eines P-Reglers für die Geschwindigkeits- und Drehratenvorgaben. Der Vektor $\dot{\xi}_{vr}$ ist in dieser Konstellation der Soll-Zustandsvektor für den inneren Regelkreis.

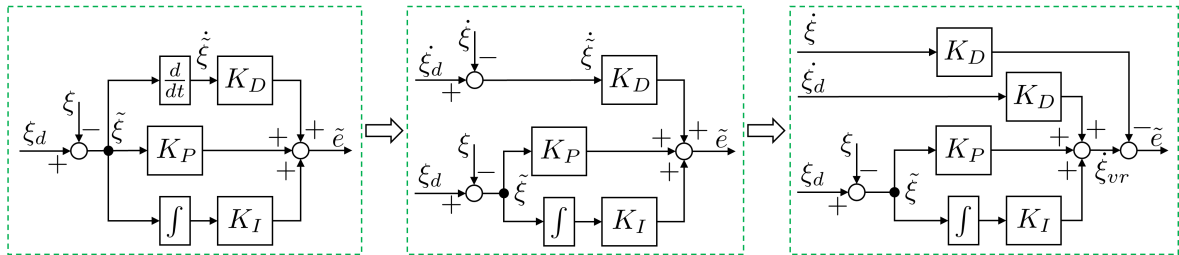


Abbildung 4.19.: Umformung eines PID-Reglers in eine Kaskadenregelung. Im ersten Schritt wird dafür die Ableitung des Regelfehlers durch die Differenz der abgeleiteten Soll- und Ist-Zustandsgrößen ersetzt. Im zweiten Umformungsschritt erfolgt die Verschiebung und Aufteilung der Summationsstellen.

Zusätzlich dient der Vektor $\dot{\xi}_{vr}$ als Eingangssignal für eine inversionsbasierte Vorsteuerung des Fahrzeugverhaltens. Im Vergleich zur direkten Verwendung von ξ_d , $\dot{\xi}_d$ und $\ddot{\xi}_d$ als Eingangsgrößen für die Vorsteuerung bietet die Verwendung von $\dot{\xi}_{vr}$ und dessen Ableitungen einen Vorteil: Treten Abweichungen zwischen der geplanten Trajektorie und der tatsächlich abgefahrenen Trajektorie in der Position und Orientierung auf, so kann über die äußere Regel-schleife die Eingangsgrößen für die Vorsteuerung verändert und der Beitrag der Vorsteuerung

so an die vorliegende Situation angepasst werden. Für die modellbasierte Vorsteuerung wird eine Abwandlung des Modells aus (2.59) in der Form

$${}^e\boldsymbol{\tau}_m(\mathbf{q}_d) = {}^e\mathbf{M}(\mathbf{q}_d)\ddot{\boldsymbol{\xi}}_{vr} + {}^e\mathbf{C}(\mathbf{q}_d, \dot{\boldsymbol{\xi}}_{vr})\dot{\boldsymbol{\xi}}_{vr} + {}^e\mathbf{D}(\mathbf{q}_d, \dot{\boldsymbol{\xi}}_{vr})\dot{\boldsymbol{\xi}}_{vr} + {}^e\mathbf{g}(\mathbf{q}_d) \quad (4.35)$$

mit

$$\begin{aligned} {}^e\mathbf{M}(\mathbf{q}_d) &= \mathbf{J}^{+T}(\mathbf{q}_d)\mathbf{M}\mathbf{J}^+(\mathbf{q}_d) \\ {}^e\mathbf{C}(\mathbf{q}_d, \dot{\boldsymbol{\xi}}_{vr}) &= \mathbf{J}^{+T}(\mathbf{q}_d)\mathbf{C}(\mathbf{J}^+\dot{\boldsymbol{\xi}}_{vr})\mathbf{J}^+(\mathbf{q}_d) + \mathbf{J}^{+T}(\mathbf{q}_d)\mathbf{M}\dot{\mathbf{J}}^+(\mathbf{q}_d, \dot{\mathbf{q}}_d) \\ {}^e\mathbf{D}(\mathbf{q}_d, \dot{\boldsymbol{\xi}}_{vr}) &= \mathbf{J}^{+T}(\mathbf{q}_d)\mathbf{D}(\mathbf{J}^+\dot{\boldsymbol{\xi}}_{vr})\mathbf{J}^+(\mathbf{q}_d) \\ {}^e\mathbf{g}(\mathbf{q}_d) &= \mathbf{J}^{+T}(\mathbf{q}_d)\mathbf{g} \\ {}^e\boldsymbol{\tau}_m(\mathbf{q}_d) &= \mathbf{J}^{+T}(\mathbf{q}_d)\boldsymbol{\tau}_m \end{aligned} \quad (4.36)$$

verwendet. Die Darstellung (4.35) unterscheidet sich von (2.59) durch die Verwendung einer Modellbeschreibung im erdfesten Bezugssystem. Diese Modellbeschreibung wird durch die Anwendung der Transformationen (2.32) und (2.33) erreicht und durch den vor- und hochgestellten Index e gekennzeichnet. Auf diese Weise können $\dot{\boldsymbol{\xi}}_{vr}$ und $\ddot{\boldsymbol{\xi}}_{vr}$ als Eingangssignale für das Modell (4.35) verwendet werden. Das Regelungsgesetz (4.32) und die Vorsteuerung (4.35) werden gemäß

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{J}^+(\mathbf{q}_d)\boldsymbol{\Lambda}\tilde{\mathbf{e}} + \mathbf{J}^+(\mathbf{q}_d){}^e\boldsymbol{\tau}_m(\mathbf{q}_d) \quad (4.37)$$

zu einem körperfesten Stellgrößenvektor zusammengeführt. Die Matrix $\boldsymbol{\Lambda}$, die wie \mathbf{K}_p die Bedingung $\mathbf{x}^T\boldsymbol{\Lambda}\mathbf{x} = \frac{1}{2}\mathbf{x}^T[\boldsymbol{\Lambda} + \boldsymbol{\Lambda}^T]\mathbf{x} > \mathbf{0}_{7 \times 7} \quad \forall \mathbf{x} \neq \mathbf{0}$ erfüllen muss, wurde in [71] eingeführt und dient als zusätzliche Wichtung zwischen der Regelung und Vorsteuerung.

Der vorgestellte Regelungsansatz aus [71] soll im folgenden Abschnitt erweitert werden. Für die geplante Erweiterung ist eine getrennte Darstellung von Transformation und Fahrzeugmodell innerhalb der Vorsteuerung vorteilhaft. Wird die Transformation aus (4.35) ausgeklammert, so erhält man das Fahrzeugmodell im körperfesten Bezugssystem mit den Eingangsgrößen $\boldsymbol{\nu}_{vr}$ und $\dot{\boldsymbol{\nu}}_{vr}$. Diese können mit (2.32) und (2.33) aus den erdfesten Zustandsgrößen berechnet werden. Abbildung 4.20 zeigt das Regelungssystem nach der Umformung. Die Matrizen \mathbf{K}_P , \mathbf{K}_I , \mathbf{K}_D und $\boldsymbol{\Lambda}$ behalten dabei die Dimension $\mathbb{R}^{7 \times 7}$.

Die Bildung des Regelfehlers erfolgt, bei dem vorgestellten Regelungsansatz, im erdfesten Bezugssystem. Durch diesen Umstand ist eine gezielte Berücksichtigung von Performanceunterschieden in den Bewegungsfreiheitsgraden des UVMS bei der Auslegung des Regelungssystems nicht möglich. Im folgenden Abschnitt wird das Regelungssystem in eine körperfeste Darstellung überführt und die vorgestellte Vorsteuerung um das Manipulator-Modell erweitert.

4.3.2. Erweiterung des Regelungssystems

Der in Abschnitt 4.3.1 vorgestellte Regelungsansatz stellt die Grundlage für das in dieser Arbeit entwickelte Regelungssystem dar. Für die Umsetzung des in Abschnitt 3.6.3 erarbeiteten Konzepts zur Erfüllung der in Abschnitt 3.3 genannten Anforderungen sind Anpassungen und Erweiterungen des ausgewählten Regelungsansatzes notwendig.

Der Beitrag der Vorsteuerung der in [71] vorgestellten und in Abbildung 4.20 skizzierten Regelung ist nur dann korrekt, wenn die Matrix \mathbf{K}_D einer Einheitsmatrix entspricht. Dieser Umstand wird deutlich, wenn Abbildung 4.20 unter der Annahme $\boldsymbol{\xi} = \boldsymbol{\xi}_d$ betrachtet wird. In diesem Fall ist nur die innere Regelschleife aktiv und das Eingangssignal $\dot{\boldsymbol{\xi}}_{vr}$ des Vorsteue-

vor den Regler verschoben werden. Abbildung 4.22 zeigt die vorgestellte Quaternion-basierte, kaskadierte Regelung ohne Vorsteuerung in einer körperfesten Beschreibung. Aufgrund der Unterschiede in der Transformationsmatrix \mathbf{J}^+ nach (2.30) in Bezug auf die translatorischen und rotatorischen Freiheitsgrade wurde die Regelung für beide Fälle in der Abbildung separat dargestellt. Für die translatorischen Freiheitsgrade wird weiterhin der Regelfehler durch eine arithmetische Differenz aus Soll- und Ist-Position im erdfesten Bezugssystem gebildet. Anschließend erfolgt die Transformation des Regelfehlers in das körperfeste Bezugssystem mit der Transformationsmatrix $\left({}^b\mathbf{R}(\mathbf{q})\right)^T$ (siehe (2.30)), in dem auch die Berechnung der Stellgröße erfolgt. Der körperfeste Positionsregelfehler wird durch ${}^b\tilde{\mathbf{x}}$ repräsentiert. Die Verstärkungsmatrizen der Regelung der translatorischen Freiheitsgrade \mathbf{K}_{Pt} , \mathbf{K}_{It} und \mathbf{K}_{Dt} haben die Dimension $\mathbb{R}^{3 \times 3}$.

Die Überführung des rotatorischen Regelfehlers der Orientierung in eine körperfeste Beschreibungform kann äquivalent zu der Umformung des translatorischen Regelfehlers, mit der Transformationsmatrix $2\left({}^b\mathbf{U}(\mathbf{q})\right)^T$ (siehe (2.30)), erfolgen. Alternativ zur Berechnung der Differenz zwischen Soll- und Ist-Quaternion ist auch eine Berechnung des Fehlerquaternions oder Übergangsquaternions $\tilde{\mathbf{q}}$ mit (4.15) möglich. Das Fehlerquaternion beschreibt, ausgehend von der aktuellen Orientierung des Fahrzeugs, dem Ist-Quaternion \mathbf{q} , die notwendige Rotation um in die gewünschte Orientierung, ausgedrückt durch das Soll-Quaternion \mathbf{q}_d , zu kommen. Aufgrund dieser Eigenschaft kann das Fehlerquaternion ebenfalls als Regelfehler interpretiert und verwendet werden. Beide Berechnungsformen des körperfesten, rotatorischen Regelfehlers sind äquivalent, wie der Vergleich im Abschnitt A.2 des Anhangs zeigt. Durch die Wahl des Quaternion-Produkts (2.11) für die Berechnung des Regelfehlers ist es aber auf einfache Weise möglich, die aus dem Fehlerquaternion resultierende Drehrichtung zu prüfen und gegebenenfalls anzupassen. Wie schon in Abschnitt 4.1.2 auf Basis von (2.20) erläutert wurde, ist die Beschreibung einer Rotation mit zwei verschiedenen Quaternion möglich. Um auch bei der Regelung stets den kürzeren Übergang zu erhalten, muss der Algorithmus aus Abbildung 4.6 auf das Fehlerquaternion angewendet werden. Da das Fehlerquaternion bereits auf die aktuelle Orientierung bezogen ist, bedarf die Überführung vom erdfesten hin zum körperfesten Bezugssystem keiner weiteren Anpassung. Die Transformation erfolgt daher mit $2\left({}^b\mathbf{U}(\mathbf{q}_u)\right)^T$ wobei $\mathbf{q}_u = [1, 0, 0, 0]$ gilt [158].

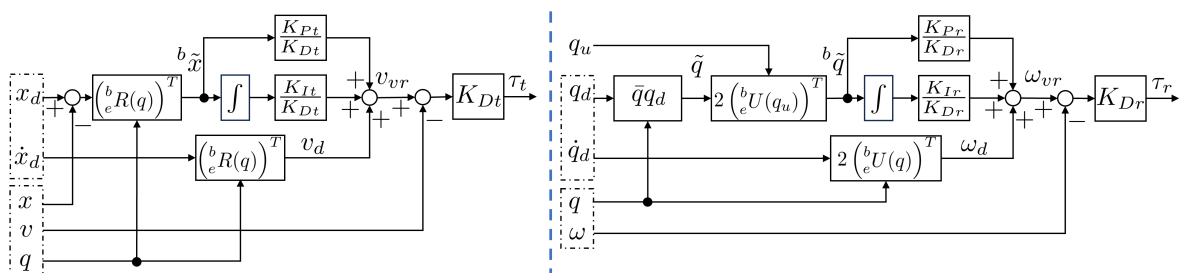


Abbildung 4.22.: Blockschaltbilder einer Quaternion-basierten, kaskadierten Regelung ohne Vorsteuerung ausgedrückt im körperfesten Bezugssystem. Links: Aufbau der Regelung für die translatorischen Freiheitsgrade. Rechts: Regelung für die rotatorischen Freiheitsgrade mit Berechnung des Fehlerquaternions.

Die in Abschnitt 4.3.1 vorgestellte inversionsbasierte Vorsteuerung bildet nur das Verhalten

des Fahrzeugs, und damit nur einen Teil des UVMS, ab. Das Bewegungsverhalten des Manipulators und die durch ihn verursachten Koppelwirkungen werden durch dieses Modell nicht berücksichtigt. Daher ist eine Erweiterung der Vorsteuerung für die Prädiktion der Einflüsse des Manipulators im UVMS für die Verfolgung des Konzeptes einer holistischen Regelungsstruktur notwendig. Für diese Aufgabe wird das in Kapitel 2.4 entwickelte Modell für einen getauchten Mehrgelenk-Manipulator verwendet. Mit den Transformationen \mathbf{H} und $\dot{\mathbf{H}}$ aus (2.81) werden die jeweils aktuellen Bewegungszustände der Trägerplattform in das Basis-Koordinatensystem des Manipulators überführt, wo sie als Anfangszustände (2.72) für die kinematische Berechnung (2.71) dienen. Im Gegensatz zum Aufbau der Vorsteuerung mit dem ROV-Modell in Abbildung 4.20, werden im Falle des Manipulator-Modells direkt die geplanten Trajektorien für die Gelenke γ_d , $\dot{\gamma}_d$ und $\ddot{\gamma}_d$ als Eingangsgrößen verwendet (siehe Abbildung 4.23). Eine Anpassung der Gelenkwinkelgeschwindigkeits- und Beschleunigungsprofile, die auf der Messung der aktuellen Bewegungszustände des Manipulators fußt, ist aufgrund der geringen Abtastfrequenz und Qualität dieser nicht sinnvoll möglich. Des Weiteren erhält das Manipulator-Modell vom Führungssystem die Masse des Greifkörpers und die Information, ob diese externe Gewichtskraft auf das UVMS wirkt. Aufgrund fehlender Sensorik kann nicht messtechnisch erfasst werden, ob das Objekt erfolgreich gegriffen wurde. Dementsprechend wirkt die Vorsteuerung der Gewichtskraft des Greifkörpers im Falle einer fehlgeschlagenen Greifoperation als Störung und muss vom Regler kompensiert werden. Die vom Manipulator-Modell prädizierten Kräfte und Drehmomente werden über die Transformation \mathbf{Q} aus (2.82) in das körperfeste Bezugssystem des ROVs transformiert. Der Aufbau des holistischen Regelungssystems mit beiden Vorsteuerungsmodellen ist in Abbildung 4.23 dargestellt. Wie für jeden Regler mit integrierendem Verhalten, der an einem Prozess mit Stellgrößenbeschränkung arbeitet, müssen Anti-Windup-Maßnahmen in der Struktur der Regelung vorgesehen werden. Für eine bessere Übersicht sind die notwendigen Anti-Windup-Maßnahmen in Abbildung 4.23 nicht dargestellt.

Das bisher gezeigte Regelungssystem stellt sicher, dass die Trägerplattform des UVMS die im Führungssystem geplanten Trajektorien realisiert. Für die Ausführung der Trajektorien des Manipulators wird eine weitere Regelung benötigt. Wie schon bei der Regelung des ROVs wird eine mehrstufige, kaskadierte Regelung mit Vorsteuerung verwendet. Die Kaskaden umfassen dabei in aufsteigender Reihenfolge die Strom-, Winkelgeschwindigkeits- und Winkelregelung der Gelenke des Manipulators. Abbildung 4.24 zeigt den schematischen Aufbau dieser Regelung. Aufgrund der geringen Kommunikationsleistung der Schnittstelle des Manipulators, wurde für die Umsetzung der inneren Strom- und Drehzahlregelschleifen auf Reglerimplementierungen des Herstellers zurückgegriffen. Diese werden auf der internen Manipulator-Rechenhardware ausgeführt und sind somit in der Lage, höhere Abtastzeiten, als es über die Schnittstelle möglich wäre, zu realisieren. Im entwickelten Regelsystem des UVMS ist somit nur die Winkelregelung in Form eines P-Reglers sowie eine Vorsteuerung der Soll-Winkelgeschwindigkeiten verortet. Als Schnittstelle beziehungsweise Stellgröße für die Manipulatorgelenke werden die Soll-Gelenkwinkelgeschwindigkeiten $\dot{\gamma}_r$ verwendet. Die Winkelregelung wird als P-Regler ausgeführt.

Die vorgestellte Regelung des ROVs und die Regelung des Manipulators sind vollständig voneinander entkoppelt und können aufgrund der in Abschnitt 4.1.3 getroffenen Annahme getrennt parametrisiert werden.

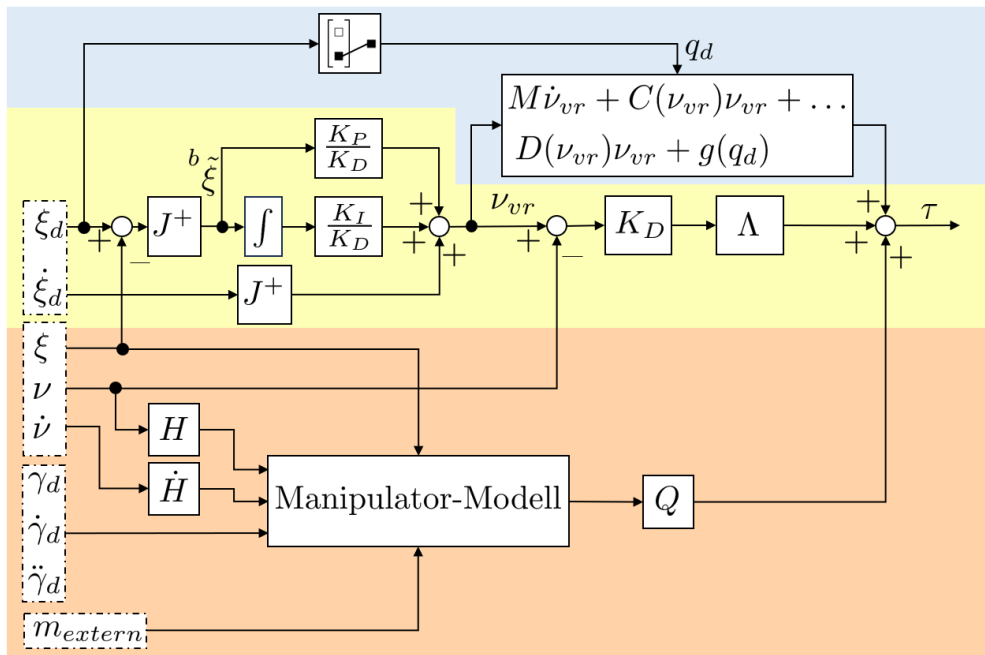


Abbildung 4.23.: Blockschaltbild einer Quaternion-basierten, kaskadierten Regelung mit Vorsteuerungsmodell für ein UVMS zur Prädiktion und Kompensation des Bewegungsverhaltens der Trägerplattform (blau markierter Bereich) und des Manipulators (orange markierter Bereich).

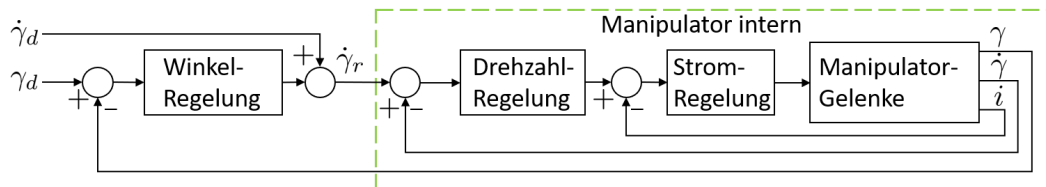


Abbildung 4.24.: Blockschaltbilder der kaskadierten Regelung zur Realisierung der Trajektorien des Manipulators innerhalb des UVMS.

4.4. Parameteridentifikation - Bedatung des UVMS-Modells

Das in Kapitel 2 vorgestellte parametrische Modell beschreibt das Verbundsystem UVMS, bestehend aus ROV-Trägerplattform und Mehrgelenk-Manipulator. Dieses Modell wird zum einen innerhalb der inversionsbasierten Vorsteuerung des Regelungssystems und zum anderen für Simulationen im Rahmen der Entwicklung des gesamten Fahrzeugführungssystems verwendet. Neben dem verwendeten Detaillierungsgrad, der sich in der Modellstruktur widerspiegelt, ist vor allem die Parametrierung des Modells entscheidend für dessen Abbildungsqualität. Das in dieser Arbeit verwendete Modell besitzt eine Vielzahl von Designparametern, die an die realen Eigenschaften des UVMS- Fahrzeugs angepasst werden müssen. Je nach Art des Parameters und des durch ihn repräsentierten Attributs sind entweder direkte oder indirekte Vermessungen, theoretische Berechnungen oder empirische Näherungen für dessen Bestimmung anwendbar. Eine besondere Herausforderung bei der Bedatung des UVMS-Modells stellt, wie

schon in Abschnitt 2.6 erwähnt, die Parameteridentifikation der hydrostatischen und hydrodynamischen Kenngrößen des Modells dar.

4.4.1. Parameteridentifikation - ROV-Modell

Hydrostatische Parameter

Die hydrostatischen Modellparameter der ROV-Trägerplattform wurden mit den in Abschnitt 2.6.1 vorgestellten Experimenten bestimmt. Die ermittelten Parameter sind im Anhang in Tabelle A.5 aufgelistet.

Hydrodynamische Parameter

Für das in dieser Arbeit verwendete ROV wurden sowohl fremdangetriebene Schleppversuche als auch selbstangetriebene Fahrversuche, wie sie im Abschnitt 2.6.2 vorgestellt wurden, durchgeführt, um die hydrodynamischen Modellparameter zu bestimmen. Ein Vergleich der verschiedenen Parameteridentifikationsmethoden wurde vom Autor in [57] veröffentlicht. Ein Ergebnis dieser Untersuchung ist, dass alle Methoden vergleichbar gute Ergebnisse liefern können, wenn sie unter kontrollierten und bekannten Randbedingungen ausgeführt werden. Gerade das Wissen über die Bedingungen während eines Experiments ist bei selbstangetriebenen Fahrversuchen durch die verfügbare Sensorik eingeschränkt. Des Weiteren basieren alle Ergebnisse dieser Versuche auf dem Modell der Antriebe und der Annahme, dass die Kräfte und Drehmomente, die in der jeweiligen Situation von diesen erzeugt werden, bekannt sind. Die Modellierung von einzelnen Antrieben von Unterwasserfahrzeugen wird meist über statische Kennlinien, unter der Annahme eines ruhenden Mediums, realisiert [62]. Der Einfluss von baulichen Verdeckungen oder das Verhalten bei Anströmung kann von diesem Modellansatz nicht abgebildet werden. Die tatsächlich erzeugten Kräfte und Drehmomente sind daher mit hohen Unsicherheiten behaftet und dementsprechend auch die ermittelten Parameter.

Im Gegensatz zu selbstangetriebenen Versuchen sind bei fremdangetriebenen Experimenten die Randbedingungen mit hoher Genauigkeit bekannt. Die Bestimmung der hydrodynamischen Modellparameter ist daher weniger fehleranfällig und stellt somit den Quasi-Standard für die Parameteridentifikation dar. Die fremdangetriebenen Experimente mit dem ROV wurden in der Schlepprinne der Versuchsanstalt für Wasserbau und Schiffbau Berlin (kurz VWS Berlin) realisiert. Die Schlepprinne der VWS Berlin ist 250 m lang, 8 m breit und ca. 5 m tief. Der für die Untersuchung des hydrodynamischen Verhaltens des ROVs im Surge- und Yaw-Freiheitsgrad verwendete Versuchsaufbau ist in Abbildung 4.25 dargestellt. Für die Untersuchung der restlichen Bewegungsfreiheitsgrade wurde die Aufhängung und die Orientierung des Fahrzeugs angepasst. Im Rahmen der Bestimmung der hydrodynamischen Dämpfung wurden Versuchsfahrten mit bis zu 1 m/s bzw. 2 1/s für die translatorischen bzw. rotatorischen Freiheitsgrade des Fahrzeugs durchgeführt. Für die Versuchsfahrten wurde der in Abbildung 4.25 gezeigte Aufbau abgesenkt, sodass sich das Fahrzeug mindestens 50 cm unter Wasser befand. Die ermittelten Messwerte für die Dämpfungskurven und die quadratischen Approximationen sind im Anhang in Abbildung A.5 dargestellt. Die Parameter D_{lin} und D_{quad} der quadratischen Approximation des Strömungswiderstands sind im Anhang in Tabelle A.5 aufgelistet.

Für die Ermittlung der zusätzlichen hydrodynamischen Masse wurden Messungen mit unterschiedlichen konstanten Beschleunigungen von bis zu $0,8 \text{ m/s}^2$ durchgeführt. Abbildung 4.26 zeigt eine exemplarische Messung für einen translatorischen Freiheitsgrad aus dieser Versuchsreihe. In Abbildung 4.26 ist links der gemessene Geschwindigkeitsverlauf des Messwagens und

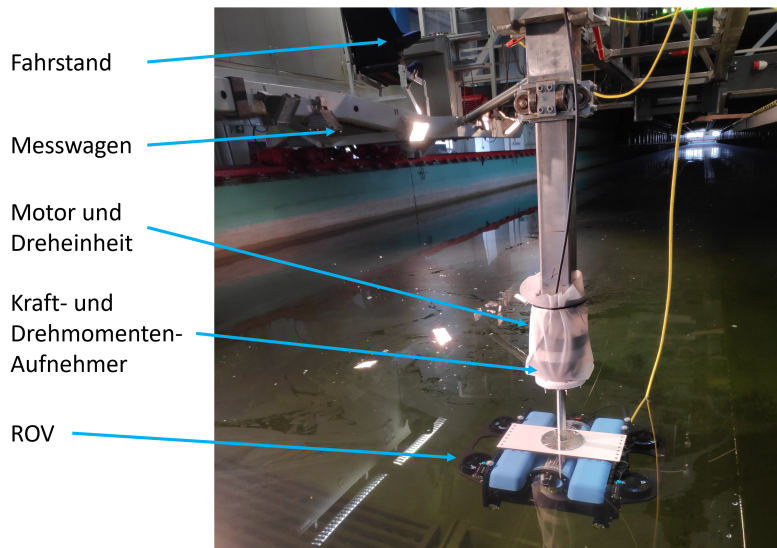


Abbildung 4.25.: Versuchsaufbau in der VWS Berlin zur Bestimmung der hydrodynamischen Parameter des ROV. Im Hintergrund: Blick entlang der Schlepprinne.

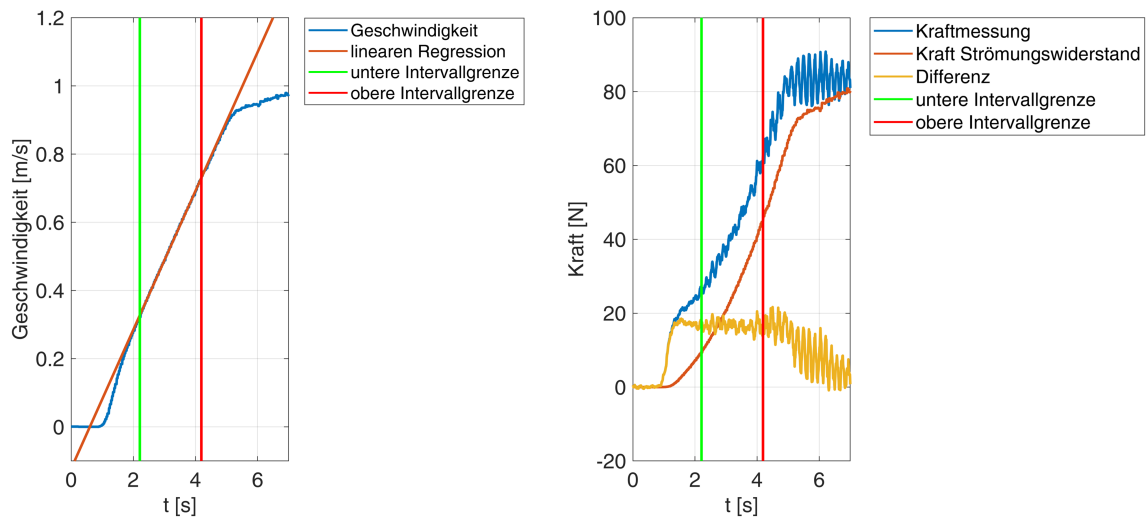


Abbildung 4.26.: Bestimmung der zusätzlichen hydrodynamischen Masse für den translatorischen Sway-Freiheitsgrad des ROVs. Links: Geschwindigkeitsprofil mit markiertem Bereich mit konstanter Beschleunigung von $0,2 \text{ m/s}^2$. Rechts: Gegenüberstellung der gemessenen Kraft und der Strömungswiderstandskraft. Gelb markiert ist die Kraftdifferenz, die von der Trägheit des starren Körpers und der hydrodynamischen Masse hervorgerufen wird.

rechts die aufgenommene Kraft dargestellt. Für die Bestimmung der hydrodynamischen Masse wurde nur der mittlere Abschnitt, markiert durch die grüne und rote Linie, des Geschwindigkeitsprofils betrachtet. Über eine lineare Regression konnte der genaue Anstieg der Kurve, die Beschleunigung, ermittelt werden. Der gemessene Kraftverlauf setzt sich entsprechend des gewählten Modellansatzes aus dem Strömungswiderstand und den Kräften aus den Trägheitseffekten des starren Körpers sowie der hydrodynamischen Masse zusammen. Die Strömungswiderstandskraft kann über die bereits ermittelte Kennlinie berechnet und von dem gemessenen Kraftverlauf subtrahiert werden. Die orange Kurve in Abbildung 4.26 stellt den berechneten Kraftanteil des Strömungswiderstandes dar. Die Differenz zwischen gemessener Kraft und der Strömungswiderstandskraft ist als gelbe Kurve in Abbildung 4.26 eingezeichnet. Aus der bekannten Beschleunigung und der berechneten Kraftdifferenz kann über das zweite newtonsche Axiom die wirkende Masse berechnet werden. Für die Bestimmung der hydrodynamischen Masse wird von der so experimentell bestimmten Masse die Masse des starren Körpers abgezogen.

Für die Bestimmung der zusätzlichen hydrodynamischen Massen der rotatorischen Freiheitsgrade wurden äquivalente Experimente mit Winkelbeschleunigungen von bis zu $41,7^\circ/\text{s}^2$, mit der in Abbildung 4.25 gezeigten Dreheinheit, realisiert. Die ermittelten Parameter der hydrodynamischen Massenmatrix \mathbf{M}_A sind im Anhang in Tabelle A.5 angegeben.

4.4.2. Wahl der Abtastzeit - ROV

Für die Auslegung des Regelungssystems und im Speziellen für die Wahl einer geeigneten Abtastzeit ist eine Abschätzung der Bandbreite des zu regelnden Systems erforderlich. Das in dieser Arbeit verwendete ROV-Modell (2.59) ist nichtlinear und die Bewegungsfreiheitsgrade sind verkoppelt. Aufgrund dieser Eigenschaften ist es nicht direkt möglich eine Aussage zur Bandbreite des Systems zu treffen. Aus diesem Grund werden im Folgenden einige Vereinfachungen und Annahmen eingeführt. Betrachtet man das Modell (2.59) ausschließlich körperfest und nimmt nur isolierte Bewegungen jeweils in einem Freiheitsgrad an, so kann das ROV-Modell zu

$$\mathbf{M}_{RB}\dot{\boldsymbol{\nu}} + \mathbf{M}_A\dot{\boldsymbol{\nu}}_r + \mathbf{D}(\boldsymbol{\nu}_r)\boldsymbol{\nu}_r = \boldsymbol{\tau} \quad (4.38)$$

reduziert werden. Wird weiter die in (2.48), (2.52) und (2.56) festgelegte Diagonalform der Massen- und Dämpfungsmatrizen berücksichtigt, so ist eine separate Betrachtung der entkoppelten Bewegungsfreiheitsgrade möglich. Unter der Annahme eines ruhenden Fluids ($\boldsymbol{\nu}_c = 0$ siehe (2.51)), ergibt sich so beispielsweise das in Abbildung 4.27 gezeigte vereinfachte Blockschaltbild für den Surge-Freiheitsgrad der ROV-Trägerplattform. Anhand dieses Freiheitsgrads wird das weitere Vorgehen demonstriert.

Das vereinfachte Teilmodell aus Abbildung 4.27 weist die Struktur eines Tiefpasses der erster Ordnung auf, wobei der Rückkopplungspfad eine quadratische Funktion beinhaltet und somit nichtlinear ist. In einem gewählten Arbeitspunkt kann das Verhalten durch eine lineare Beschreibung approximiert werden. Es ist dann möglich, anhand dieses linearisierten Systems die Bandbreite analytisch zu bestimmen. Für den Surge-Freiheitsgrad mit der Differentialgleichung (vgl. Abbildung 4.27)

$$\dot{u} = \frac{1}{m_{rov} + X_{\dot{u}}} \left(\tau_u - X_u u - X_{|u|u} |u|u \right), \quad (4.39)$$

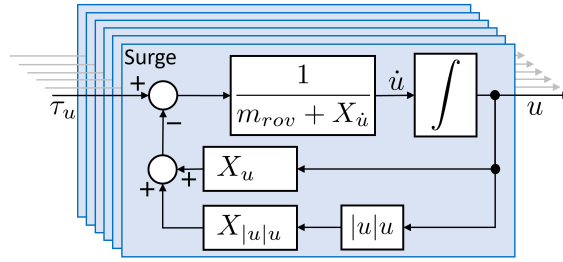


Abbildung 4.27.: Entkoppelte Teilmodelle für das körperfeste Bewegungsverhalten der verschiedenen Bewegungsfreiheitsgrade des ROVs.

kann mit

$$\begin{aligned}\Delta \dot{u} &= \left. \frac{\partial f}{\partial u} \right|_{\bar{u}, \bar{\tau}_u} \Delta u + \left. \frac{\partial f}{\partial \tau} \right|_{\bar{u}, \bar{\tau}_u} \Delta \tau_u \\ \Delta \tau_u &= \tau_u - \bar{\tau}_u \\ \Delta u &= u - \bar{u}\end{aligned}\quad (4.40)$$

die Arbeitspunktlinearisierung durchgeführt werden [159], wobei der Arbeitspunkt sich durch die Eingangsgröße $\bar{\tau}_u$ und den sich ergebenden stationären Geschwindigkeitsendwert \bar{u} definiert. Die Differentialgleichung des linearisierten Modells ergibt sich zu

$$\Delta \dot{u} = - \left. \frac{X_u + 2X_{|u|u}\bar{u}}{m_{rov} + X_{\dot{u}}} \right|_{\bar{u}} \Delta u + \frac{1}{m_{rov} + X_{\dot{u}}} \Delta \tau_u. \quad (4.41)$$

Wird der linearisierte Geschwindigkeitszustand Δu als Ausgangsgröße von (4.41) gewählt, so kann die lineare Übertragungsfunktion erster Ordnung in Zeitkonstantenform mit

$$G_u(s) = \frac{\Delta u(s)}{\Delta \tau_u(s)} = \frac{1}{\left. \frac{X_u + 2X_{|u|u}\bar{u}}{m_{rov} + X_{\dot{u}}} s + 1 \right|_{\bar{u}}} = \frac{K_u}{T_u s + 1} \Big|_{\bar{u}}, \quad (4.42)$$

wobei die Systemzeitkonstante mit

$$T_u = \left. \frac{m_{rov} + X_{\dot{u}}}{X_u + 2X_{|u|u}\bar{u}} \right|_{\bar{u}} \quad (4.43)$$

und die Verstärkung in der Form

$$K_u = \left. \frac{1}{X_u + 2X_{|u|u}\bar{u}} \right|_{\bar{u}} \quad (4.44)$$

definiert sind, angegeben werden. Die sogenannte Eigenkreisfrequenz ω_0 , mit der Einheit [rad/s], kann über den Kehrwert der Zeitkonstante $\omega_0 = \frac{1}{T}$ berechnet werden. Diese beschreibt das Ende des Durchlassbereichs des Tiefpasssystems. Mit der Umformung

$$f_{Gr} = \frac{\omega_0}{2\pi} \quad (4.45)$$

kann die Eigenkreisfrequenz ω_0 in die Grenzfrequenz f_{Gr} umgerechnet werden, die der Bandbreite des Tiefpasses entspricht. Die Zeitkonstante (4.43) ist abhängig von den Modellparametern sowie vom gewählten Arbeitspunkt der Linearisierung. Die Abtastfrequenz wird daher auf Grundlage der kleinsten im Gesamtsystem vorkommenden Zeitkonstante gewählt. Abbildung 4.28 zeigt den Verlauf der Zeitkonstanten der linearisierten Systeme aller sechs Freiheitsgrade aufgetragen über die Geschwindigkeit im Arbeitspunkt. Zu erkennen ist, dass mit steigender Geschwindigkeit im Arbeitspunkt die Zeitkonstanten gegen null konvergieren und demnach die Bandbreiten theoretisch gegen unendlich streben. Praktisch sind mit dem verwendeten Fahrzeug nur Geschwindigkeiten von maximal 1 m/s beziehungsweise Winkelgeschwindigkeiten von maximal 2 rad/s realisierbar. In Abbildung 4.28 ist der Kurvenabschnitt für diese Maximalgeschwindigkeiten mit einer roten Linie gekennzeichnet und vergrößert dargestellt. Die kleinste Systemzeitkonstante tritt mit 0,3 rad/s im Teilsystem des Roll-Freiheitsgrads auf, was einer Bandbreite von rund 0,53 Hz entspricht. Die Abtastfrequenz f_T ist nach Nyquist und Shannon [160] mindestens doppelt so hoch zu wählen, wie die höchstmögliche am Abtastsystem anliegende Frequenzkomponente. Wenn darüber hinaus die Abtastfrequenz mehr als das 20-fache der höchsten Grenzfrequenz des Systems beträgt $f_T > 20f_{Gr}$, kann ein kontinuierlich entworfener Regler ohne Anpassungen auch auf das abgetastete System übertragen werden [161]. Mit der in dieser Arbeit gewählten Abtastfrequenz von 100 Hz werden beide Bedingungen erfüllt.

Die mit der in Abschnitt 4.2.1 vorgestellten Methode ermittelte Totzeit t_d des Lokalisierungssystems von ca. 40 ms muss im Kontext der Systemanalyse bewertet werden. Nach [160] sind besondere Vorkehrungen und Regelungsverfahren für den Umgang mit Totzeiten anzuwenden, wenn die Totzeit „signifikant“ im Vergleich zur Systemzeitkonstante ist. In [162] wird eine Totzeit von $t_d > \frac{1}{2}T$ als signifikant groß definiert, wobei T die dominierende Systemzeitkonstante ist. Als vernachlässigbar klein wird eine Totzeit beschrieben, die die Bedingung $t_d < \frac{1}{5}T$ erfüllt [162]. Im Worst-Case ist das Verhältnis der Systemzeitkonstante T des hier linearisierten Systems von 300 ms zur Totzeit t_d des Lokalisierungssystems von 40 ms mit 7,5 : 1 anzugeben und somit vernachlässigbar klein. Entsprechend sind keine Maßnahmen für den Umgang mit der Totzeit notwendig.

4.4.3. Bedatung - Manipulator-Modell

Für die Bedatung des Manipulator-Modells aus Abschnitt 2.4 werden folgende Informationen für jeden Armteil des Manipulators benötigt:

1. Masse für (2.73)
2. Volumen für (2.75)
3. Trägheitstensor für (2.73)
4. Außendurchmesser für (2.76)
5. DH-Parameter für (2.67)
6. Massenmittelpunkt für (2.71)
7. Auftriebsmittelpunkt für (2.75)
8. Masse des Zielkörpers für (2.80)
9. Rotation ${}^b\mathbf{q}_{b \rightarrow 1}$ und Abstand ${}^b\mathbf{p}_{b \rightarrow 1}$ zwischen dem Bezugssysteme des ROVs und dem Basiskoordinatensystem des Manipulators für (2.81) und (2.82)
10. Koeffizienten C_d und C_m für (2.76).

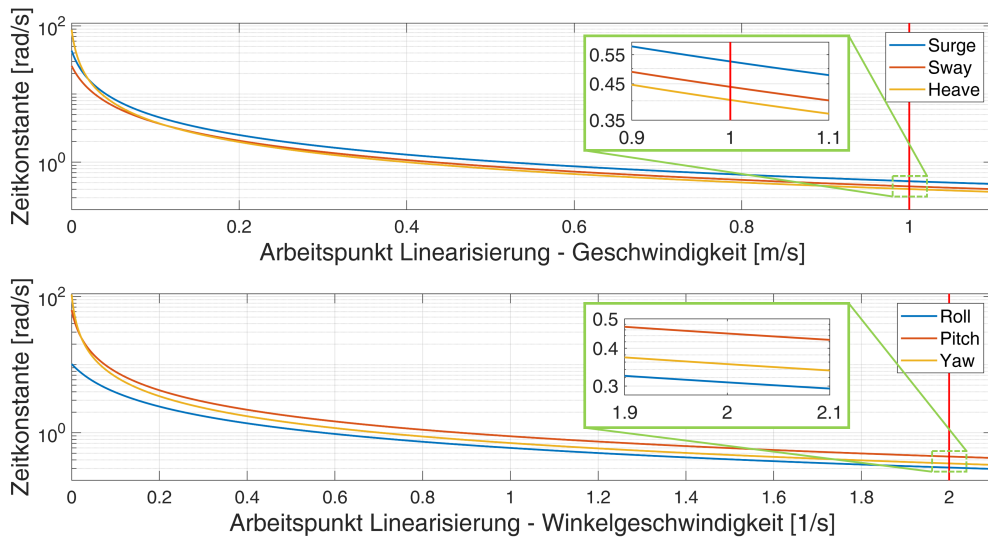


Abbildung 4.28.: Verlauf der Systemzeitkonstante des linearisierten Modells in Abhängigkeit vom gewählten Arbeitspunkt. Rot markiert ist die maximal vom Fahrzeug erreichbare Geschwindigkeit. Oben: translatorische Freiheitsgrade des Modells. Unten: rotatorische Freiheitsgrade.

In der Dokumentation des Herstellers [163] werden die Daten für die Punkte 1. bis 7. der Auflistung für den verwendeten Manipulator angegeben. Des Weiteren ist die Masse des Zielkörpers bekannt und die Orientierung sowie der Abstand der beiden Teilsysteme ROV und Manipulator innerhalb des UVMS können aus der Konstruktionszeichnung ermittelt werden. Das Basis-Koordinatensystem des Manipulators weist keine Verdrehung zum ROV-Bezugssystem auf, sodass ${}^b\mathbf{q}_{b \rightarrow 1} = [1, 0, 0, 0]$ gilt. Der Abstand zwischen den beiden Systemen kann mit ${}^b\mathbf{p}_{b \rightarrow 1} = [0,154 \text{ m}, 0,004 \text{ m}, 0,178 \text{ m}]$ angegeben werden. Die Parameter aus Punkt 10., C_d und C_m können für einfache Körperformen [103] entnommen werden. Im Falle der Segmente des Manipulators werden die Koeffizienten für einen langen Zylinder mit $C_d = 1$ und $C_m = 1$ gewählt. Eine Zusammenstellung der verwendeten Parameter ist im Anhang in Abschnitt A.1 zu finden.

5. Verifikation des Fahrzeugführungssystems

5.1. Simulative und experimentelle Verifikation - Manipulator-Modell

Für das nach Abschnitt 4.4.3 parametrisierte Modell des Manipulators werden Verifikationsexperimente an Land sowie unter Wasser durchgeführt, um die Parametrierung und die Abbildungseigenschaften des Modells zu überprüfen. Für diese Untersuchung werden 100 zufällig im Arbeitsraum der Konfiguration 1 (siehe Abschnitt 4.1.4) verteilte Raumpunkte mit dem Manipulator angefahren und die Kräfte und Drehmomente, die an der Basis des Manipulators entstehen, gemessen. Die Kenngrößen des verwendeten Kraft- und Drehmomentenaufnehmers für diese Messung sind in Tabelle 5.1 angegeben.

Tabelle 5.1.: Messbereich und Messunsicherheit des 6-Achsen-Kraft-Momentensensors vom Typ K6D40 der Firma ME-Meßsysteme GmbH.

	F_x [N]	F_y [N]	F_z [N]	N_x [N m]	N_y [N m]	N_z [N m]
Nennlast	200	200	500	5	5	10
Messunsicherheit	$\pm 0,10$	$\pm 0,23$	$\pm 1,26$	$\pm 0,031$	$\pm 0,053$	$\pm 0,100$

Eine synchrone PTP-Bahn mit rampenförmigem Geschwindigkeitsprofil, mit einer maximalen Gelenkwinkelgeschwindigkeit von $0,7 \text{ rad/s}$ und maximalen Gelenkwinkelbeschleunigungen von $0,5 \text{ rad/s}^2$, wird für die Berechnung der Trajektorien zwischen den verschiedenen Raumpunkten verwendet. Die gewählte Gelenkwinkelgeschwindigkeit entspricht etwa 70% der maximal möglichen. Nach dem Anfahren des jeweiligen Testpunkts ist eine Pause von 30 s in der Trajektorie vorgesehen. Abbildung 5.1 links zeigt den vollständigen Verlauf der so geplanten Bahn.

Vor der Umsetzung des Experiments wurde eine Simulation durchgeführt, um die resultierenden Kräfte und Drehmomente abzuschätzen. Abbildung 5.2 zeigt die Simulationsergebnisse für das Modell des getauchten Manipulator bei Vorgabe des in Abbildung 5.1 rechts dargestellten Teilbewegungsablaufs unter der Annahme eines ruhenden Fluids und einer stationären Trägerplattform. Die bei dieser Bewegung entstehenden und an der Basis des Manipulators wirkenden Kräfte und Drehmomente sind in Abbildung 5.2 nach dem jeweils verursachenden Effekt aufgeschlüsselt. Aus Abbildung 5.2 wird deutlich, dass die entstehenden Kräfte, mit Ausnahme von F_z , im Bereich der Messunsicherheit des Kraft-Momentensensors (vgl. Tabelle 5.1) liegen. Des Weiteren wird die Kraft F_z primär durch den hydrostatischen Auftrieb und die Erdbeschleunigung verursacht. Beide genannten Einflüsse sind über die Dauer des geplanten Experiments konstant, sodass F_z ebenfalls als annähernd konstant angenommen werden kann und nicht messtechnisch ermittelt werden muss. Die durch die Simulation für das Experiment prädierten Drehmomente sind ausschließlich in den X- und Y-Komponenten messtechnisch signifikant, wobei ebenfalls die statischen Effekte dominieren. Die Kräfte und Drehmomente, die

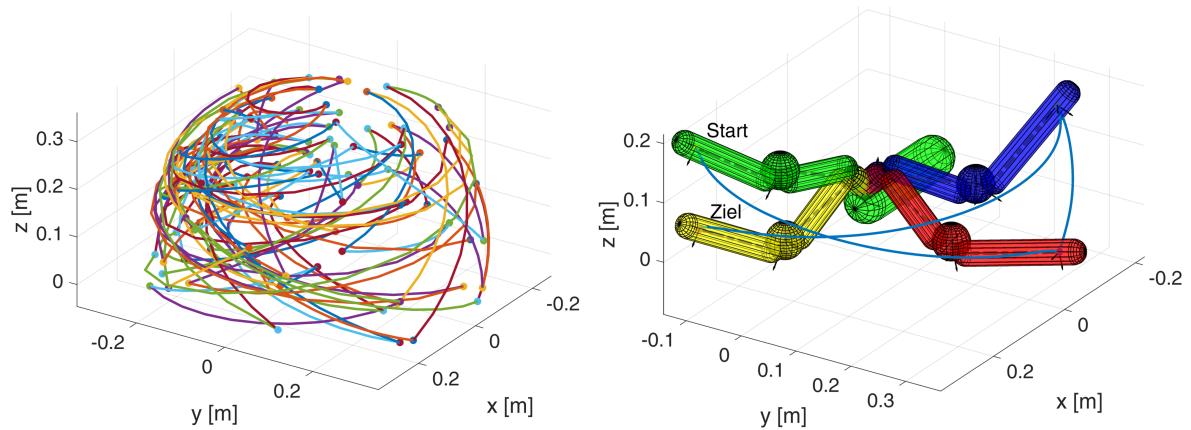


Abbildung 5.1.: Links: Darstellung aller Testpunkte und TCP-Bahnen für die Verifikationsexperimente. Rechts: Ein ausgewählter Teilabschnitt mit vier Testpunkten der TCP-Bahn mit Illustration des Manipulators.

auf hydrodynamische Effekte und die Trägheit des starren Körpers zurückzuführen sind, sind unter den getroffenen Annahmen und Vorgaben, vernachlässigbar klein. Diese Einschätzung ändert sich, sobald eine Geschwindigkeit für die Trägerplattform vorgegeben beziehungsweise eine Strömung vorliegt.

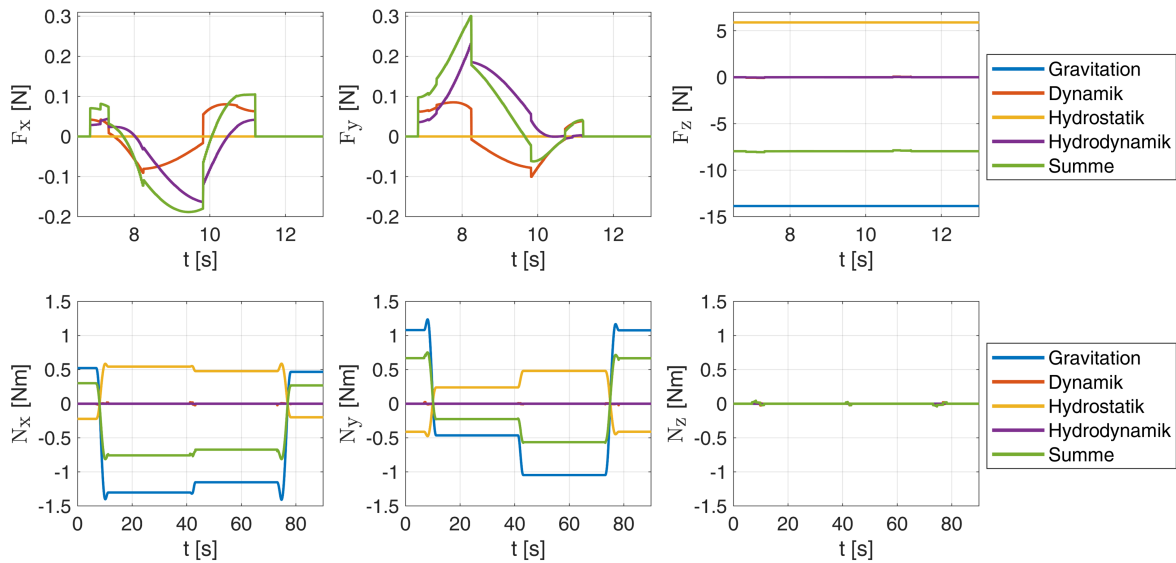


Abbildung 5.2.: Darstellung der Kräfte- und Drehmomentverläufe als Simulationsergebnisse für das Modell des getauchten Manipulators für den in Abbildung 5.1 gezeigten Trajektorienabschnitt. Die gezeigten Kräfte und Drehmomente beziehen sich auf die Basis des Manipulators und sind nach den zugrunde liegenden Effekten aufgeteilt. Für eine bessere Lesbarkeit wurden die Kraftverläufe nur für den ersten Bewegungsabschnitt dargestellt.

Aufgrund der Ergebnisse der Voruntersuchungen wurde nur eine praktische Untersuchung der auftretenden Drehmomente bei der Ausführung der Trajektorie vorgenommen. Der für die-

se Experimente verwendete Versuchsaufbau ist in Abbildung 5.3 dargestellt. Ein Ausschnitt

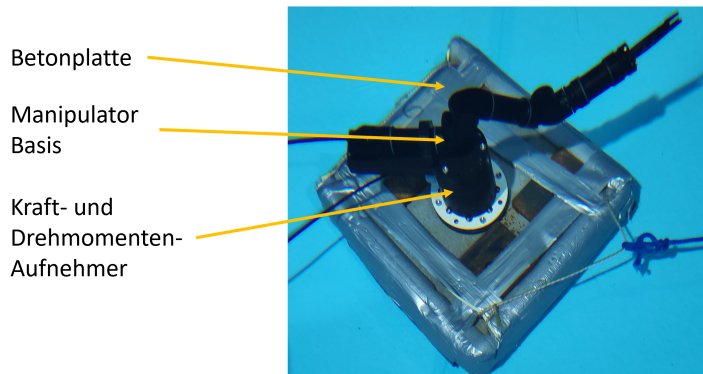


Abbildung 5.3.: Getauchter Messaufbau zur Verifikation des parametrisierten Manipulator-Modells.

der Drehmomentverläufe der Messungen sowie der Simulation an Land und unter Wasser sind in Abbildung 5.4 gegenübergestellt. Die Abbildung zeigt eine gute Übereinstimmung zwischen den Messdaten des Experiments und der Simulation in den statischen Pausenphasen. Die Standardabweichung und der Mittelwert des Abbildungsfehlers für alle 100 Armstellungen der gesamten Trajektorie aus Tabelle 5.2 bestätigen diese Beobachtung. In beiden untersuchten Fällen konnte eine Fehlerverteilung ermittelt werden (vgl. Tabelle 5.1 und Tabelle 5.2), die im Rahmen der Messunsicherheit des Messmittels liegt. Während der Transitphasen, in denen der Manipulator zwischen den Testpunkten verfährt, treten in den Messungen Schwingungen auf, die vom Modell nicht nachgebildet werden. Es ist davon auszugehen, dass diese im Messaufbau durch die Bewegungen des Manipulators angeregt werden. Aufgrund der hohen Frequenz dieser Schwingungen in Kombination mit dem Tiefpassverhalten des Versuchsfahrzeugs wird eine weitere Untersuchung im vorliegenden Fall als nicht erforderlich angesehen. Abbildung 5.5 zeigt die gefilterten Verläufe der Messgrößen aus Abbildung 5.4 (Butterworth-Filter, Filterordnung = 6, Grenzfrequenz 5 Hz). Anhand dieser Darstellung ist ebenfalls in den Transitphasen eine gute Übereinstimmung zwischen Messung und Simulation erkennbar. Zusammenfassend konnten die gewählte Modellstruktur und die Parametrierung mit dem gezeigten Experiment somit für die untersuchten Freiheitsgrade positiv validiert werden.

Tabelle 5.2.: Standardabweichung und Mittelwert des Fehlers zwischen Simulation und Messung für die statischen Pausenphasen.

An Land	N_x [N m] N_y [N m]		Unter Wasser	N_x [N m] N_y [N m]	
Standardabweichung Fehler	0,025	0,039	Standardabweichung Fehler	0,015	0,027
Mittelwert Fehler	0,022	-0,037	Mittelwert Fehler	0,001	-0,002

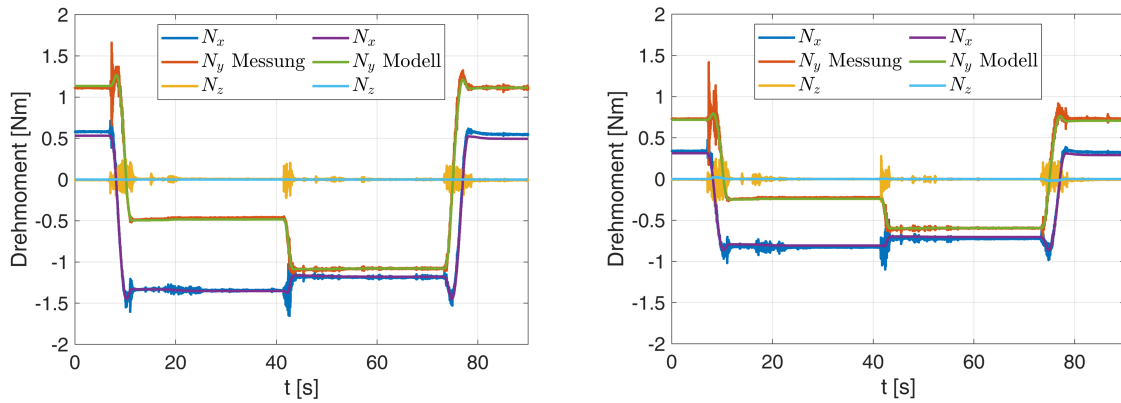


Abbildung 5.4.: Gegenüberstellung der Drehmomente aus Simulation und Experiment. Links: Ergebnisse für den Versuch an Land. Rechts: Ergebnisse für den Versuch mit getauchtem Manipulator.

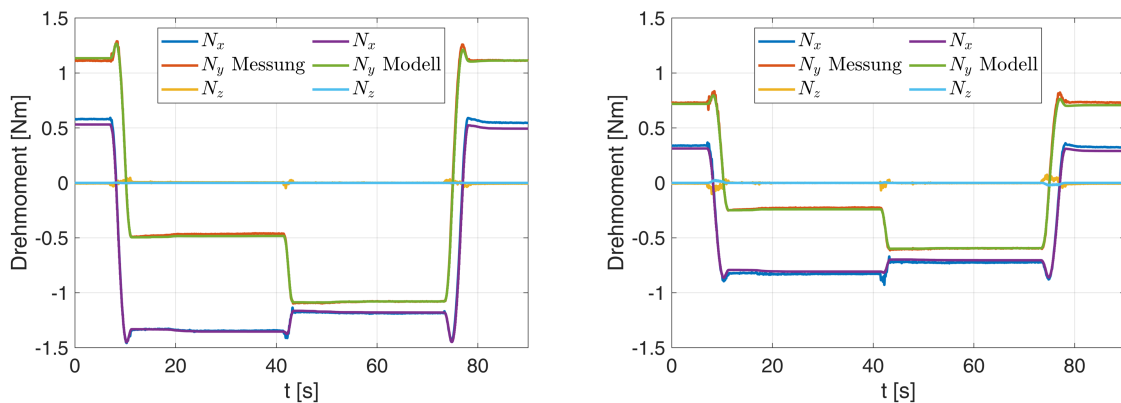


Abbildung 5.5.: Gegenüberstellung der Drehmomente der Simulation und der gefilterten Messgrößen des Experiments. Für die Filterung wurde ein Butterworth-Tiefpassfilter sechster Ordnung mit einer Grenzfrequenz von 5 Hz verwendet. Links: Ergebnisse für den Versuch an Land. Rechts: Ergebnisse für den Versuch mit getauchtem Manipulator.

5.2. Simulation ROV-Fahrzeugmodell und Auslegung des Regelungssystems

Das in Abschnitt 4.4.1 parametrisierte Modell der ROV-Trägerplattform wurde ebenfalls zur Absicherung der Abbildungseigenschaften in Simulationen überprüft. Aufgrund des integrierenden Verhaltens des Fahrzeugmodells im Zusammenhang mit den erdfesten Zustandsgrößen und dem sich daher rasch kumulierenden Positions- und Orientierungsfehler wurde auf eine Überprüfung der offenen Kette verzichtet. Als Alternative wurde die Überprüfung des Verhaltens anhand der geschlossenen Kette herangezogen. Voraussetzung für die Überprüfung des geschlossenen Regelkreises ist die Bedatung des in Abschnitt 4.3.1 entwickelten Reglers. Der zu regelnde Prozess ist aufgrund des quadratischen, hydrodynamischen Strömungswiderstands nichtlinear. Dementsprechend ist eine direkte Anwendung von Methoden der linearen Regelungstheorie nicht zulässig. Die gewählte Diagonalform für die Parametermatrizen des ROV-Modells erlaubt eine entkoppelte Betrachtung der Teilmodelle für die einzelnen Freiheitsgrade.

Für die Parametrierung der Regelung in dieser Arbeit wurde, ähnlich wie schon bei der Wahl der Abtastzeit in Abschnitt 4.4.2, auf eine Linearisierung in verschiedenen Arbeitspunkten zurückgegriffen. Werden die Annahmen getroffen, dass die Bewegungsfreiheitsgrade entkoppelt vorliegen, nur jeweils einzeln angeregt werden und das Fahrzeug sich in einem ruhenden Medium befindet, so kann der geschlossene Regelkreis, bestehend aus Regelungssystem (ohne Vorsteuerung) und Prozess, beispielsweise für den translatorischen Surge-Freiheitsgrad auf die in Abbildung 5.6 gezeigte nichtlineare Form reduziert werden. Durch die Betrachtung von nur eines Bewegungsfreiheitsgrads entfallen die Transformation zwischen dem körperfesten und dem erdfesten Koordinatensystem sowie die Modellierung der Coriolis- und Zentripetaleffekte. Des Weiteren wurde auf eine Einbeziehung der hydrostatischen Rückstelleffekte verzichtet.

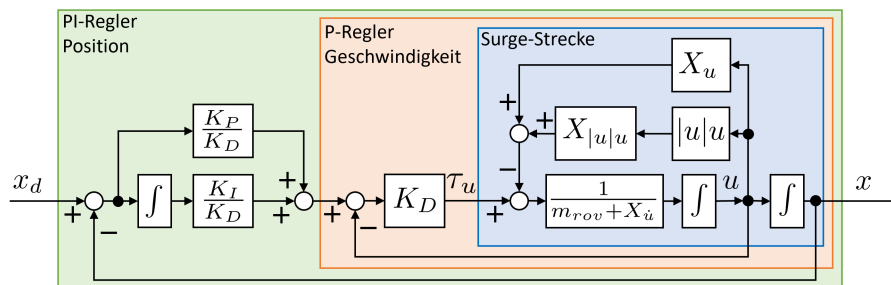


Abbildung 5.6.: Darstellung des auf den Surge-Freiheitsgrad reduzierten ROV-Modells im Zusammenhang mit dem Regelungssystem.

Für den so vereinfachten Prozess in Abbildung 5.6 ergibt sich mit der Linearisierung im Arbeitspunkt aus (4.40) die Übertragungsfunktion erster Ordnung für den Geschwindigkeitsausgang Δu zu (4.42). Die linearisierte Übertragungsfunktion für den gesamten geschlossenen Regelkreis aus Abbildung 5.6 kann folglich in der Form

$$G_{ges}(s) = \frac{x(s)}{x_d(s)} = \frac{sK_P K_u + K_I K_u}{s^3 T_u + s^2(1 + K_D K_u) + sK_P K_u + K_I K_u} \Big|_{\bar{u}} \quad (5.1)$$

aufgestellt werden. Die Übertragungsfunktion (5.1) ist abhängig von der Geschwindigkeit des Fahrzeugs im jeweiligen Freiheitsgrad, wobei diese innerhalb der Begrenzungen der möglichen

realisierbaren Geschwindigkeiten als limitiert angesehen werden kann. Das charakteristische Polynom besitzt drei Nullstellen, die durch die drei Parameter des Reglers K_P , K_I und K_D frei angepasst werden können. Die Einstellung des Reglers kann daher durch Polvorgabe mit charakteristischem Wunschpolynom und einem Koeffizientenvergleich umgesetzt werden. Die Polvorgabe erfolgt für das Modell im Arbeitspunkt mit Geschwindigkeit null, da sich das Fahrzeug während der geplanten Greifoperation in diesem Zustand befindet. Anschließend wird die Robustheit des geschlossenen Regelkreises über die Variation der Arbeitspunkte in den gegebenen Begrenzungen der Geschwindigkeit überprüft. Die Mindestanforderung an die Regelparameter für eine robuste Regelung ist die Sicherung der Stabilität des geschlossenen Regelkreises über die gesamte Bandbreite an betrachteten Prozessvariationen [164]. Die Stabilität ist für eine Variante garantiert, wenn die Pole des geschlossenen Kreises abseits der imaginären Achse in der linken, negativen Halbebene verbleiben. Neben der Veränderung des Streckenverhaltens durch die Wahl des Arbeitspunktes für die Linearisierung wurde zusätzlich die Robustheit in Bezug auf Streckenparameterabweichungen mittels Monte-Carlo-Simulation untersucht.

Das beschriebene Vorgehen zur Reglerparametrierung wird im Folgenden am Beispiel des Yaw-Freiheitsgrads des ROVs gezeigt. Durch die verwendete Zwei-Freiheitsgrade-Struktur des Regelungssystems, bestehend aus Regelung und Vorsteuerung, ist eine Auslegung des Reglers nur für die Beseitigung von Störeinflüssen und Abbildungsungenauigkeiten des Modells erforderlich. Entsprechend muss ein schnelles Ausregelverhalten unter Duldung von Überschwingen für diesen Regler mit dem Verfahren der Polvorgabe realisiert werden. Aufgrund dieser Anforderungen wurde ein konjugiert komplexes Polpaar mit $p_{1,2} = [-1 \pm 4i]$ sowie eine reelle Polstelle bei $p = -0,2$ für den Arbeitspunkt $\bar{r} = 0$ gewählt. Der reelle Pol kompensiert bei dieser Einstellung die vorhandene Nullstelle und das konjugiert komplexe Polpaar dominiert das Verhalten des geschlossenen Regelkreises. Die Lage der komplexen Pole wurde so gewählt, dass eine Ausregelzeit von 3 s bei einem Toleranzbereich von 5 % und eine maximale Überschwingweite von 45 % zu erwarten sind. Die Variation der Pollage durch die Verschiebung des Arbeitspunktes der Linearisierung und die dadurch resultierende Veränderung der Sprungantwort sind in Abbildung 5.7 in der oberen Zeile dargestellt. Die untere Zeile in Abbildung 5.7 illustriert das resultierende Regelverhalten ohne Vorsteuerung in der Simulation am nichtlinearen Streckenmodell sowie anhand eines Experiments am realen Prozess. Aufgrund der Graphen können zwei Schlussfolgerungen gezogen werden: Zum einen zeigt die gute Übereinstimmung der Simulation mit der Messung, dass das Modell mit den gewählten Modellparametern grundsätzlich das Verhalten des Fahrzeugs nachbilden kann und zum anderen, dass die ermittelten Reglerparameter auch am nichtlinearen Prozess zum gewünschten Verhalten des geschlossenen Regelkreises führen.

Im folgenden Abschnitt wird das gesamte entworfene Fahrzeugführungssystem, einschließlich der in diesem Abschnitt parametrisierten und validierten Regelung, zur Realisierung einer automatisierten Pick-and-Place-Greifoperation verwendet.

5.3. Verifikationsexperiment - „Eine hoch automatisierte Greifoperation“

Für die Verifikation und Überprüfung des entwickelten Fahrzeugführungssystems wurden Experimente durchgeführt. In den folgenden Abschnitten werden der Aufbau, der Ablauf und die Ergebnisse der realisierten Versuche präsentiert.

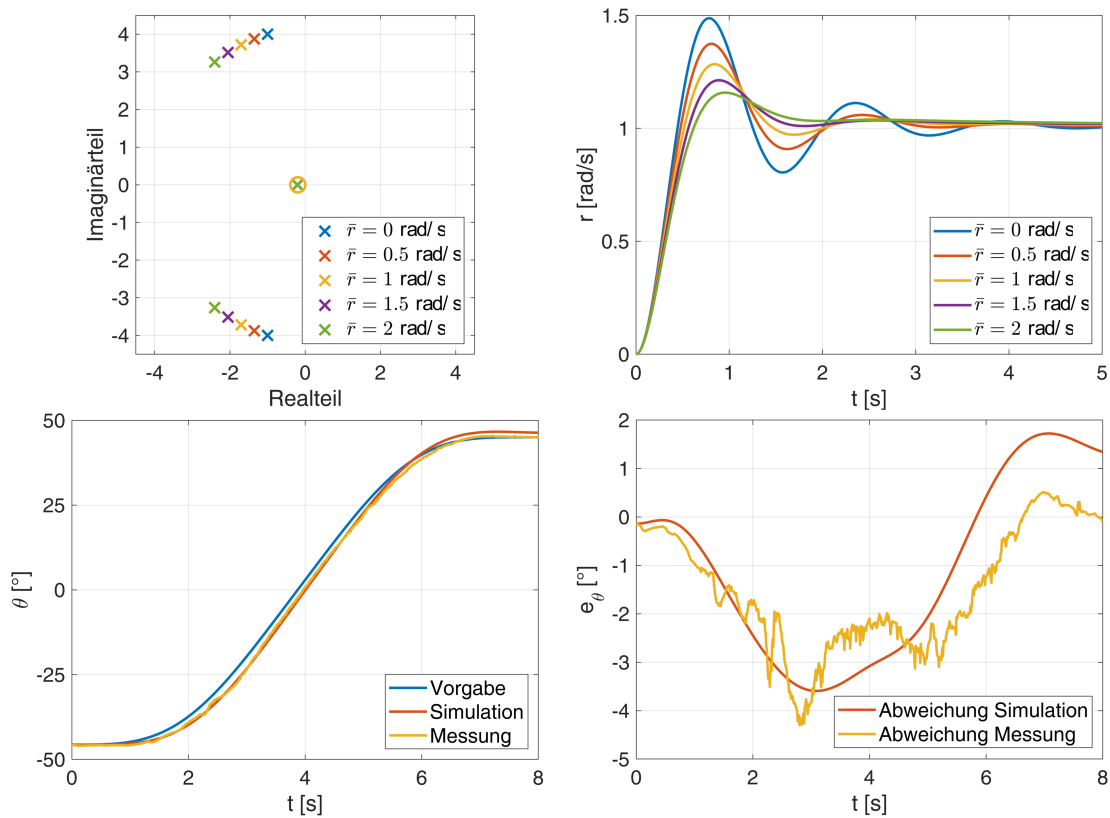


Abbildung 5.7.: ROV Reglerauslegung für den Yaw-Freiheitsgrad. Oben Links: Darstellung des Pol-Nullstellen-Plan in Abhängigkeit vom Arbeitspunkt (Drehgeschwindigkeit) der Linearisierung. Oben Rechts: Darstellung der Systemantworten auf einen Einheitsprung in Abhängigkeit der Arbeitspunkte. Unten Links: Vergleich der Regelgüte in Simulation und Messung für einen ruckfreien Übergang von -45° auf 45° . Unten Rechts: Vergleich der Regelabweichung in Simulation und Messung.

5.3.1. Ziel, Aufbau und Ablauf der Experimente

Die realen Versuche werden mit dem in Abschnitt 3.4 vorgestellten Versuchsträger in der in Abschnitt 3.5 beschriebenen Versuchsumgebung durchgeführt. Ziel ist es, das Zielobjekt aus Abschnitt 4.1.4 automatisiert anzufahren, zu greifen und zu transportieren. Abbildung 5.8 zeigt den Versuchsaufbau aus verschiedenen Perspektiven.

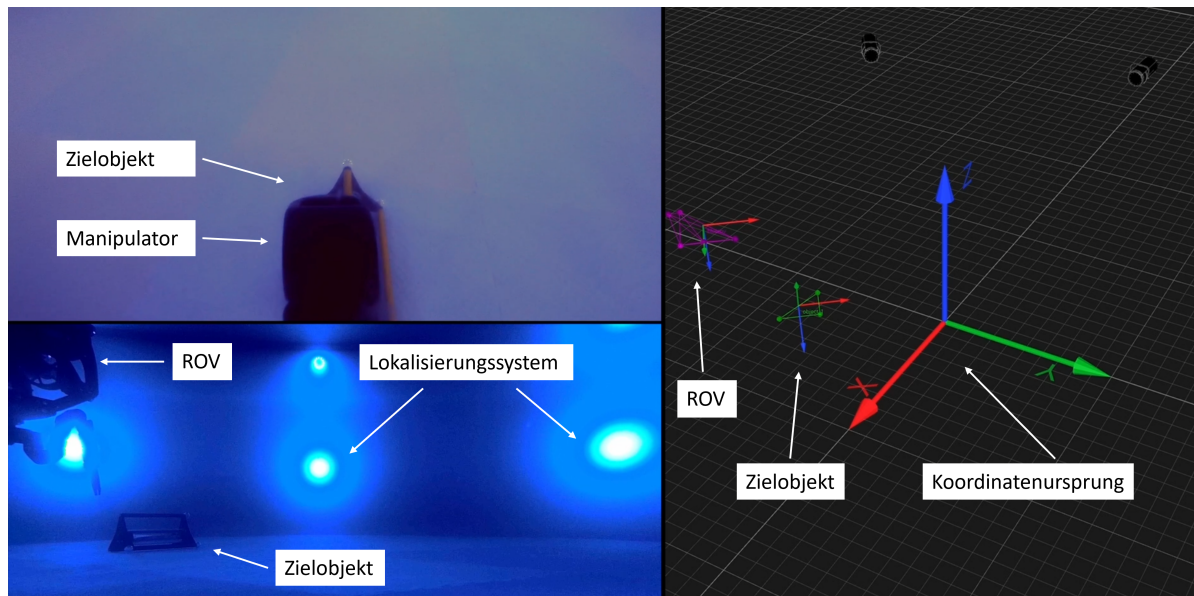


Abbildung 5.8.: Darstellung des Versuchsaufbaus während eines Verifikationsexperiments aus verschiedenen Perspektiven. Oben Links: Sichtfeld der internen Kamera des ROVs. Unten Links: Perspektive einer auf dem Beckenboden stehenden externen Kamera mit Blick seitlich in die Wassersäule. Rechts: Benutzeroberfläche der Auswertesoftware des kamerabasierten Lokalisierungssystems.

Für die Versuche werde die Missionsplanung und Ablaufsteuerung aus Abschnitt 4.1.1 angewendet. Der Bewegungsablauf sowie die Geschwindigkeitsprofile für den Manipulator und das ROV sind in den Graphen der Abbildung 5.9 exemplarisch für ein Experiment dargestellt. Für eine bessere Lesbarkeit der Graphen wurden diese in die Missionsabschnitte der vorgestellten Ablaufsteuerung aus Abbildung 4.1 unterteilt. Der erste Abschnitt S1 entspricht dem Anfahren des Interaktionspunkts, von dem aus das Zielobjekt vom Manipulator erreicht und die Greifoperation realisiert werden kann. Im Abschnitt S2 werden durch das Regelungssystem die Position und Orientierung des Trägerfahrzeugs gehalten und mit dem Manipulator die Greifoperation zum Aufnehmen des Zielobjekts ausgeführt. Der sich anschließende Missionsabschnitt S3 kennzeichnet die Transportphase, in der das Objekt zum Zielpunkt bewegt wird. Das Anfahren des Interaktions- und des Zielpunkts erfolgt, wie in Abbildung 5.9 zu sehen ist, zeitlich getrennt in den rotatorischen und translatorischen Freiheitsgraden. In den jeweiligen Missionsabschnitten wird zuerst die Zielorientierung eingenommen und anschließend die Zielposition angefahren. Im letzten Abschnitt des Ablaufs S4 werden ebenfalls Position und Orientierung durch das Regelungssystem gehalten und mit dem Manipulator das Objekt am Zielpunkt abgelegt.

Wie in Abschnitt 4.1.3 beschrieben, wird für die Trajektoriengenerierung des Manipulators

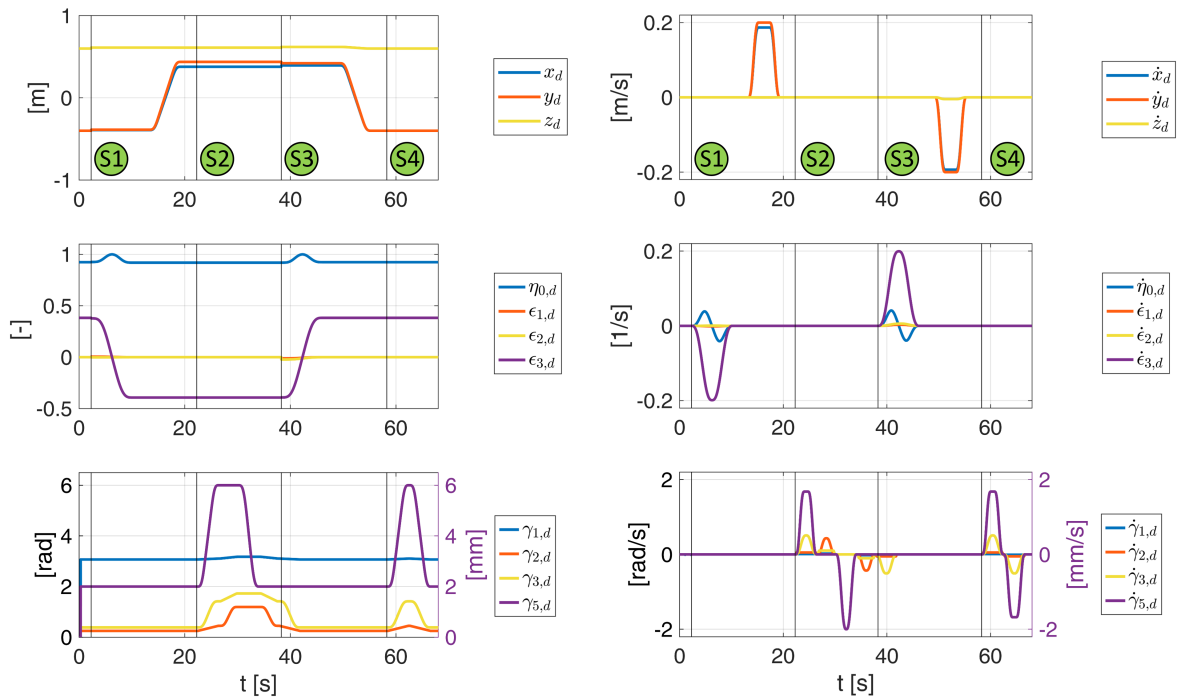


Abbildung 5.9.: Darstellung der während eines Verifikationsexperiments vom Führungssystem generierten Bahn- und Geschwindigkeitsverläufe. Obere Zeile: Verlauf der Position und Geschwindigkeit des ROVs im erdfesten Koordinatensystem. Mittlere Zeile: Orientierung und Orientierungsänderung des ROVs in Quaternionen beziehungsweise Quaternion-Raten. Untere Zeile: Gelenkwinkel und Gelenkwinkelgeschwindigkeiten des Manipulators. Das fünfte Gelenk stellt den Greifer dar, welcher als Linearachse ausgeführt ist. Auf eine Darstellung des Verlaufs für das vierte Manipulatorgelenk, welches die Verdrehung des Greifers definiert, wurde verzichtet, da dessen Stellung über die Dauer des Experiments unverändert bleibt.

im Rahmen der Experimente eine synchrone PTP-Bahn mit Sinoiden-Geschwindigkeitsprofil eingesetzt. Die dazu benötigten Maximalwerte der Gelenkwinkelgeschwindigkeiten und der Gelenkwinkelbeschleunigungen werden zu

$$\begin{aligned}\dot{\gamma}_{max} &= [0,7 \text{ rad/s}, 0,7 \text{ rad/s}, 0,7 \text{ rad/s}, 0,7 \text{ rad/s}, 3 \text{ mm/s}] \\ \ddot{\gamma}_{max} &= [0,25 \text{ rad/s}^2, 0,25 \text{ rad/s}^2, 0,25 \text{ rad/s}^2, 0,25 \text{ rad/s}^2, 1 \text{ mm/s}^2].\end{aligned}\quad (5.2)$$

für die einzelnen Gelenke gewählt. Der für die Greifstrategie aus Abschnitt 4.1.4 zu definierende feste horizontale und vertikale Abstand wurde mit 0,44 m und 0,38 m festgelegt, sodass der Greifpunkt innerhalb des Arbeitsraums des Manipulators liegt. Die Masse des Zielobjekts m_{obj} im getauchten Zustand wurde mit zusätzlichem Gewicht auf 0,5 kg eingestellt.

Für die Generierung der kontinuierlichen, zweifach differenzierbaren Trajektorien des ROVs werden die in Abschnitt 4.1.2 vorgestellten Methoden angewendet. Die geplante erdfeste Bahn wird aus Liniensegmenten konstruiert und mittels einer Skalierungsfunktion wird ein ruckfreier, Sinoiden-förmiger Geschwindigkeitsverlauf aufgeprägt. Die Trajektoriengenerierung für die rotatorischen Freiheitsgrade des ROVs erfolgt mit dem vorgestellten SLERP-Verfahren, wobei die Formung des Drehratenprofils ebenfalls über eine Sinoiden-förmige Skalierungsfunktion erfolgt. Als Randbedingung für die Trajektoriengenerierung werden die maximalen translatorischen Geschwindigkeiten und Beschleunigungen mit

$$\begin{aligned}\dot{\mathbf{x}}_{max} &= [0,2 \text{ m/s}, 0,2 \text{ m/s}, 0,2 \text{ m/s}] \\ \ddot{\mathbf{x}}_{max} &= [0,2 \text{ m/s}^2, 0,2 \text{ m/s}^2, 0,2 \text{ m/s}^2]\end{aligned}\quad (5.3)$$

und die maximalen rotatorischen Winkelgeschwindigkeiten und Winkelbeschleunigungen mit

$$\begin{aligned}\dot{\mathbf{q}}_{max} &= [0,4 \text{ 1/s}, 0,4 \text{ 1/s}, 0,4 \text{ 1/s}, 0,4 \text{ 1/s}] \\ \ddot{\mathbf{q}}_{max} &= [0,2 \text{ 1/s}^2, 0,2 \text{ 1/s}^2, 0,2 \text{ 1/s}^2, 0,2 \text{ 1/s}^2]\end{aligned}\quad (5.4)$$

vorgegeben. Als Ausgangspunkt für die Berechnung der Trajektorien in den jeweiligen Missionsabschnitten werden die momentan vorliegenden Bewegungszustände verwendet. Die Istwerte der Zustände können am Ende eines Missionsabschnitts von den geplanten Sollwerten abweichen, sodass der Zustandsvektor des zukünftigen Abschnitts nicht mit dem Zielzustandsvektor des aktuellen Abschnitts übereinstimmt. Aus Perspektive der Planung entstehen dadurch Sprünge in der Trajektorie, wie in Abbildung 5.9 oben links im ROV Positionsverlauf zwischen Abschnitt S2 und S3 zu sehen ist.

Die violetten Graphen in Abbildung 5.9 (untere Zeile) illustrieren den Bewegungsablauf der Linearachse des Greifers. Ist $\gamma_{5,d} = 2 \text{ mm}$, so ist der Greifer geschlossen, befindet sich das Schubgelenk in der Stellung $\gamma_{5,d} = 6 \text{ mm}$, so sind die Greiferzangen ca. 3 cm geöffnet. Die Zangen des verwendeten Greifers haben eine Länge von 7 cm. Die Greifstangen des Zielobjekts haben eine Länge von 20 cm. Wird angenommen, dass keine Regelabweichungen in den rotatorischen Freiheitsgraden während der Greifoperation auftreten, so können auf Basis der genannten Angaben die maximal tolerierbaren Fehler für die Positionsregelung des UVMS abgeschätzt werden (siehe Tabelle 5.3). Aufgrund der Wahl eines festen horizontalen und vertikalen Abstands zwischen Zielgreifpunkt und UVMS in der Greifstrategie ist der Vektor zwischen Massenmittelpunkt des Fahrzeugs und Endeffektor zum Zeitpunkt der Greifoperation immer

gleich. Wird analog zur Abschätzung in den translatorischen Freiheitsgraden angenommen, dass keine Abweichungen in der Positionsregelung des Fahrzeugs während der Greifoperation auftreten, so können die maximal tolerierbaren Lageabweichungen der Trägerplattform über trigonometrische Beziehungen berechnet werden. Tabelle 5.3 listet die Toleranzbänder unter den getroffenen Annahmen für die einzelnen Freiheitsgrade des UVMS auf.

Tabelle 5.3.: Maximal tolerierbare, körperfeste Abweichungen für die UVMS-Trägerplattform während der Ausführung der Greifoperation beim separaten Auftreten von Positions- und Orientierungsfehlern.

Freiheitsgrad	Surge	Sway	Heave	Roll	Pitch	Yaw
tolerierbare Abweichung	± 10 cm	$\pm 1,5$ cm	$\pm 3,5$ cm	$\pm 2,3^\circ$	$\pm 3,5^\circ$	$\pm 2,0^\circ$

5.3.2. Beschreibung des Regelungssystems

Das Regelungssystem, welches für die realen Versuche verwendet wird, entspricht der Beschreibung aus Abschnitt 4.3 (Abbildung 4.23). Die Reglereinstellung folgt der in Abschnitt 5.2 vorgestellten Methodik. Für einen Vergleich des entwickelten Regelungssystems mit dem Stand der Technik werden verschiedene Ausprägungen des Regelungssystems in den Experimenten untersucht. Das in dieser Arbeit verfolgte holistische Regelungskonzept verwendet, im Gegensatz zu bisher genutzten Systemen, ein Modell des UVMS, welches sowohl das Verhalten der ROV-Trägerplattform als auch das des Manipulators sowie deren Verkopplung prädiziert und deren Effekte mit einer Vorsteuerung kompensiert. Für den ROV-Vorsteuerungsweig werden die in Abschnitt 4.4.1 ermittelten Modellparameter verwendet, die im Anhang Abschnitt A.3.1 in Tabelle A.5 aufgelistet sind. Die für das Manipulator-Modell in der Vorsteuerung verwendeten Parameter sind ebenfalls im Anhang, im Abschnitt A.1 angegeben. Für die Verteilung der Kraft- und Drehmomentenforderungen des Regelungssystems wird die in Abschnitt 2.3 vorgestellte Allokationsstrategie verwendet. Die notwendigen Angaben zur Position, Ausrichtung und zum Verhalten der Antriebe für die Berechnung der Allokation sind im Anhang in Abschnitt A.3.2 zusammengefasst.

Die Auswirkungen der entwickelten Erweiterungen des Regelungssystems werden im Folgenden durch Variation des Vorsteuerungsweigs untersucht. Dabei werden drei Varianten betrachtet:

1. Regelung ohne Vorsteuerung,
2. Regelung mit ROV-Modell in der Vorsteuerung,
3. Regelung mit ROV- und Manipulator-Modell in der Vorsteuerung.

Der Stand der Technik wird dabei durch die Variante eins und Variante zwei, der in dieser Arbeit erweiterte Ansatz durch Variante drei repräsentiert.

5.3.3. Diskussion und Bewertung der Ergebnisse

Dieser Abschnitt präsentiert die Ergebnisse der Verifikationsexperimente der durchgeführten automatisierten Greifoperation mit den verschiedenen Ausprägungen des entwickelten Fahrzeugführungssystems. Abbildung 5.10 zeigt die Zusammensetzung der Kraft- und

Drehmoment-Stellgrößen für die ROV-Trägerplattform bei der erfolgreichen Durchführung der geplanten Greifoperation mit dem vollständigen Regelungssystem, das die Vorsteuerung des ROV- und Manipulator-Bewegungsverhaltens beinhaltet. Die Darstellung schlüsselt dabei auf, welcher Anteil der Stellgröße vom Regler beziehungsweise von den beiden Vorsteuerungs- zweigen erzeugt wird. Die blauen Graphen in Abbildung 5.10 stellen die Komponenten der Stellgröße dar, die durch die Inverse des ROV-Modells in der Vorsteuerung erzeugt werden (siehe Abbildung 4.23, blau markierter Bereich). Identisch verhält es sich mit den orangen Graphen für den Anteil aus der Prädiktion des Manipulators. Die gelb dargestellten Verläufe resultieren aus dem ebenfalls gelb markierten Bereich des Regelungssystems in Abbildung 4.23. Die Zusammenführung der jeweils drei Stellgrößenanteile ist mit den violetten Graphen in Abbildung 5.10 eingezeichnet. Wie schon in der Darstellung der Trajektorie des Experiments (siehe Abbildung 5.9) wurden auch in dieser Grafik die einzelnen Phasen der Mission markiert. Des Weiteren sind die Zeitpunkte der Aufnahme (grün gestrichelt) und des Ablegens des Zielkörpers (rot gestrichelt) eingezeichnet. Betrachtet man die Verläufe der Kraft-Stellgrößen, so sind deutlich die Transitphasen in Abschnitt S1 in F_x und in Abschnitt S3 in F_y erkennbar. Die in der Bahnplanung vorgesehene, gestaffelte und separierte Ausführung der Rotation und Verschiebung der ROV-Plattform, in Kombination mit der Orientierung des Zielkörpers, führt im Experiment dazu, dass das Fahrzeug in Abschnitt S1 seitwärts zum Interaktionspunkt und in Abschnitt S3 vorwärts zum Zielpunkt verfährt. In beiden Transitphasen ist in den Verläufen der F_x und F_y Kraft-Stellgrößen erkennbar, dass diese primär vom ROV-Vorsteuerungs- zweig erzeugt werden. Des Weiteren sind in diesen beiden Verläufen nur geringe Auswirkungen der Rotation zu erkennen, was die in Abschnitt 2.2 getroffene Annahme von entkoppelten Freiheitsgraden des ROVs unterstreicht. Wie durch die Voruntersuchungen aus Abschnitt 5.1 zu erwarten war, ist der Manipulator-Vorsteuerungs- zweig primär statisch im Heave-Freiheitsgrad der Kraft aktiv. Die prädizierte Gewichtskraft des Manipulators in F_z in den Abschnitten S1 und S4 wird durch die prädizierte Auftriebskraft des ROVs nahezu vollständig kompensiert. Die zusätzliche Gewichtskraft des aufgenommenen Zielobjekts in Abschnitt S3 wird hingegen direkt als Stellgröße in F_z aufgeschaltet. Ein ähnliches Verhalten ist in der Drehmomentkurve des Pitch-Freiheitsgrads zu beobachten, wobei in diesem Fall auch in den Phasen S1 und S4 eine Drehmomenten-Stellgröße notwendig wird, um das Verbundfahrzeug auf ebenem Kiel zu halten. Das Ausschwenken des Manipulators für die Greifoperation im Abschnitt S2 ist ebenfalls im Verlauf der Prädiktion des Manipulator-Modells in N_y zu sehen. Für die Ausführung der automatisierten Greifoperation ist in der Bahnplanung nur eine Drehung um die Hochachse des Fahrzeugs vorgesehen. Die jeweils dafür benötigten Drehmomenten-Stellgrößen sind in der Kurve N_z zu Beginn der Phasen S1 und S3 zu erkennen. Die Zusammensetzung dieser Stellgröße zeigt, dass ein vergleichsweise großer Anteil des Drehmoments N_z vom Regelungszweig des Regelungssystems erzeugt werden muss. Es ist daher davon auszugehen, dass das ROV-Modell in der Vorsteuerung in diesem rotatorischen Freiheitsgrad nicht korrekt parametrisiert ist und das Verhalten des realen Fahrzeugs nicht exakt nachbildet. Betrachtet man den Anteil der Regelung (gelber Graph) an der Stellgröße in den restlichen Freiheitsgraden, so wird deutlich, dass der Regelungszweig während der Dauer des Experiments nur kleinere Korrekturen an der Stellgröße vornimmt.

Die Analyse von Abbildung 5.10 zeigt, dass die Prädiktion und Kompensation im entwickelten holistischen Regelungssystem einen großen Einfluss auf die Stellgröße während der automatisierten Greifoperation hat. Abbildung 5.11 zeigt, in Form der erdfesten Regelabweichungen jeweils eines Experiments, die Ergebnisse der unterschiedlichen Ausprägungen des Regelungssystems und der Vorsteuerung für die Ausführung der automatisierten Greifoperation. Für

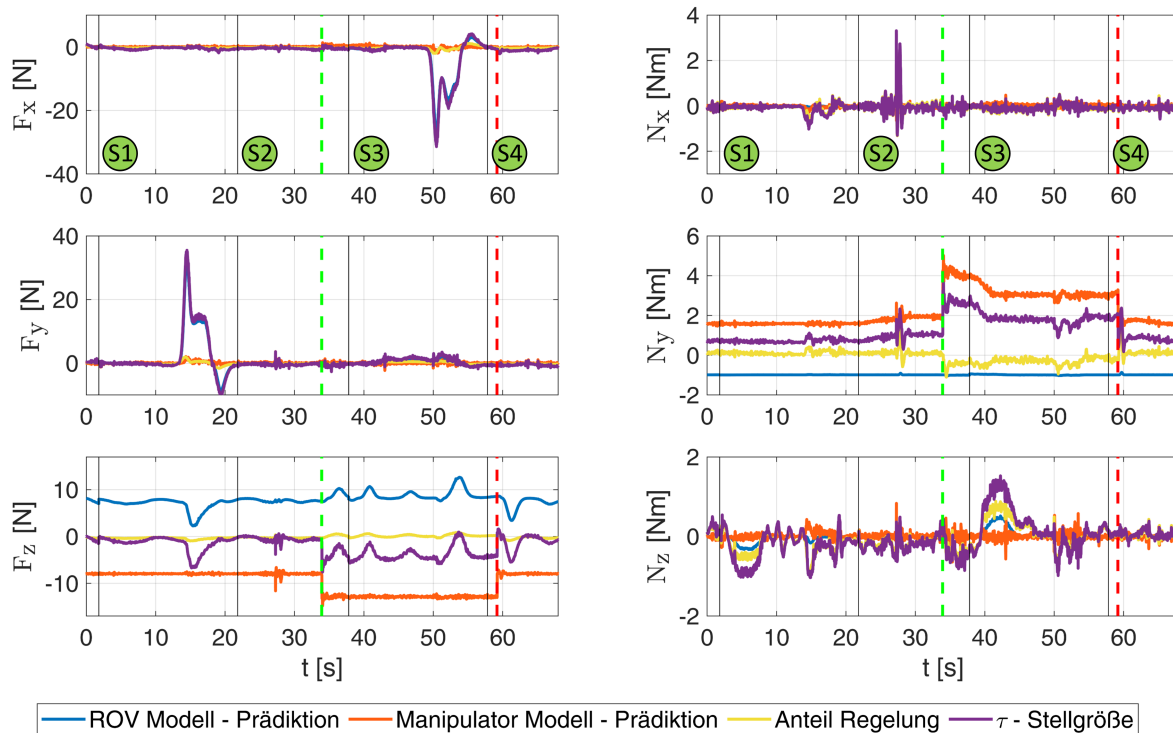


Abbildung 5.10.: Darstellung der körperfesten Kräfte- und Drehmomentanteile für die Generierung der Stellgrößen bei Anwendung des vollständigen Regelungssystems mit ROV- und Manipulator-Modell in der Vorsteuerung. Grün gestrichelt eingezeichnet: Zeitpunkt der Greifoperation, rot gestrichelt markiert: Zeitpunkt des Absetzens des Zielkörpers.

eine bessere Interpretierbarkeit der Regelabweichungen in den rotatorischen Freiheitsgraden wird der Fehler nicht in Quaternionen, sondern in Euler-Winkeln der ZYX-Konvention umgeformt und in Grad angegeben. Die blau eingezeichneten Graphen in Abbildung 5.11 stellen die Abweichungen des entwickelten Regelungssystems der Variante eins dar. In den translatorischen Freiheitsgraden sind große Abweichungen von der vorgegebenen Bahn erkennbar. Die Abweichungen in den rotatorischen Freiheitsgraden fallen dagegen vergleichsweise gering aus. Für eine Einordnung dieses Ergebnisses muss ergänzt werden, dass in diesem Experiment die Greifoperation nicht erfolgreich realisiert werden konnte.

Die orangen Kurven in Abbildung 5.11 stellen die Regelfehler für eine erfolgreiche automatisierte Greifoperation bei Anwendung des Regelungssystems der Variante zwei dar. Im Vergleich zur ersten Variante des Regelungssystems ist eine signifikante Verbesserung in den translatorischen Freiheitsgraden erkennbar. Die Regelabweichungen in den rotatorischen Freiheitsgraden sind aber dennoch verhältnismäßig groß. Besonders in der Phase S3, in der das Zielobjekt vom UVMS transportiert wird, sind größere Winkelfehler im Pitch-Freiheitsgrad auffällig. Dieses Verkippen des Fahrzeugs um die Y-Achse ist auf die zusätzlich aufgenommene Masse des Zielkörpers zurückzuführen. Des Weiteren sind Abweichungen in Roll und Yaw in den Phasen S1 und S3, in denen das ROV die Ausrichtung ändert, erkennbar. Wie bereits im Rahmen der Analyse von Abbildung 5.10 vermutet wurde, sind diese Abweichungen wahrscheinlich auf Ungenauigkeiten in der Parametrierung des ROV-Modells zurückzuführen.

Die Regelabweichungen bei der Ausführung der automatisierten Manipulationsmission mit dem vollständigen Regelungssystem sind in Abbildung 5.11 in gelb dargestellt. Die Abweichungen in den translatorischen Freiheitsgraden sind dabei nahezu gleich groß wie jene bei der zweiten Variante des Regelungssystems. Diese Beobachtung war, aufgrund der Tatsache der geringen vom Vorsteuerungsmodell des Manipulators prädizierten Kräfte, erwartbar. In den rotatorischen Freiheitsgraden zeigt sich hingegen ein anderes Bild. In allen drei Graphen konnte durch die Erweiterung des Vorsteuerungsziels eine signifikante Reduktion des Orientierungsfehlers erreicht werden.

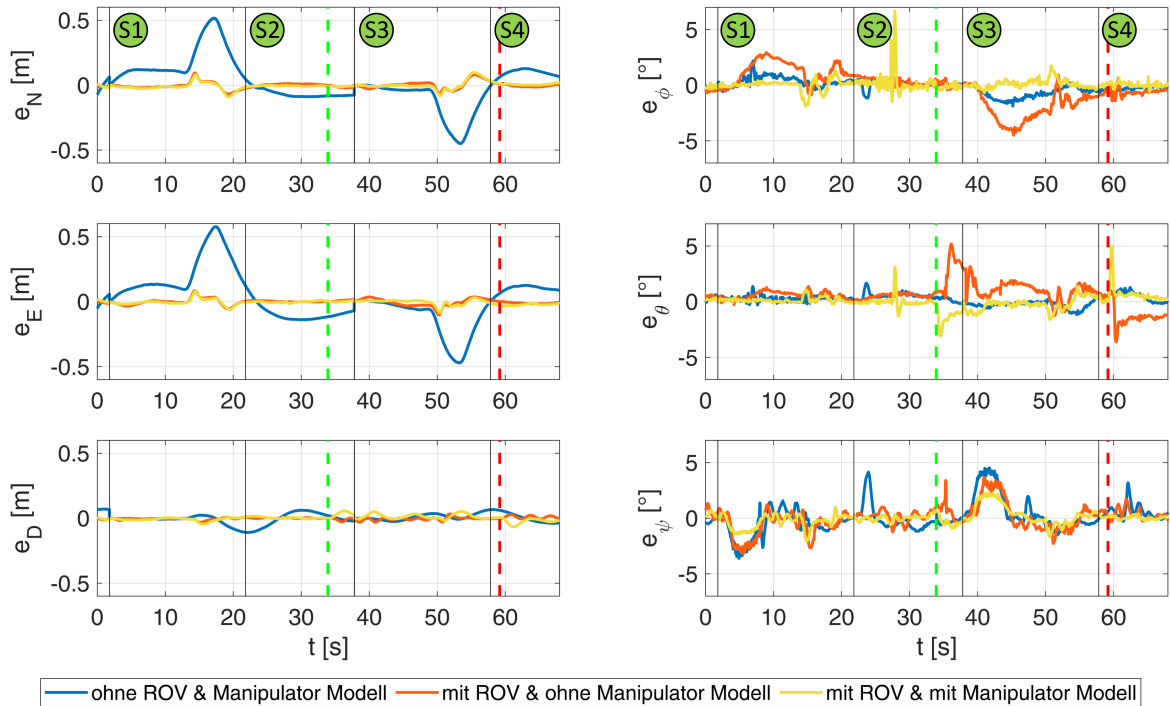


Abbildung 5.11.: Darstellung des erdfesten Regelfehlers in den verschiedenen Freiheitsgraden bei der Ausführung einer automatisierten Greifoperation mit unterschiedlichen Ausprägungen der Prädiktion und Vorsteuerung im Regelungssystem. Im Experiment mit dem Regelungssystem ohne Vorsteuerung konnte vom System keine erfolgreiche Greifoperation realisiert werden.

Wie in Abschnitt 3.3 und Abschnitt 5.3.1 hervorgehoben wurde, werden unmittelbar vor der Greifoperation die höchsten Genauigkeitsanforderungen an das Regelungssystem gestellt. Für eine erfolgreiche Greifoperation müssen entsprechend die in Tabelle 5.3 definierten Toleranzbänder eingehalten werden. Diese Toleranzbänder sind im körperfesten Bezugssystem angegeben und daher nicht auf Abbildung 5.11 anwendbar. Erst durch eine Transformation der erdfesten Regelabweichungen in das körperfeste Bezugssystem wird ein Vergleich möglich. Abbildung 5.12 zeigt die Graphen der transformierten Regelfehler im Vergleich zu den aufgestellten Toleranzbändern. Das Regelungssystem der Variante eins verfehlt deutlich im Sway-Freiheitsgrad das Regelungsziel, sodass das Zielobjekt vom Greifer nicht erreicht wird. Die beiden anderen Varianten erfüllen in dem jeweils gezeigten Experiment die vorgegebenen Anforderungen.

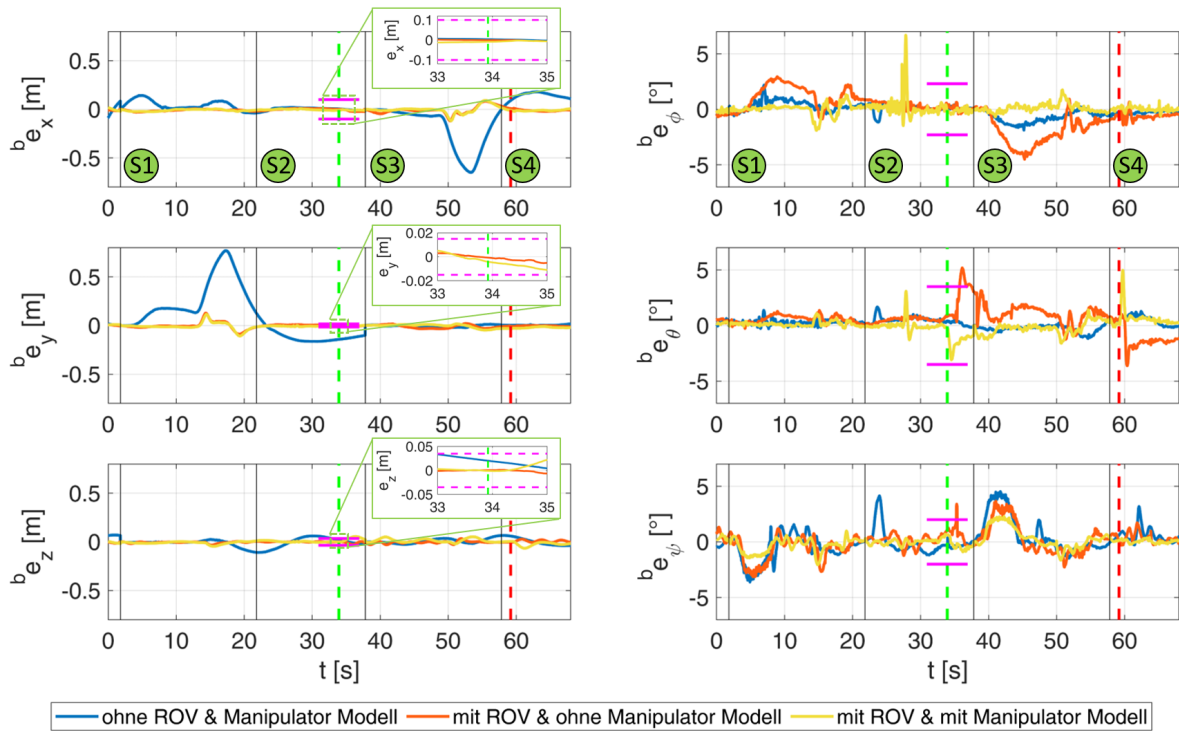


Abbildung 5.12.: Darstellung des körperfesten Regelfehlers in den verschiedenen Freiheitsgraden bei der Ausführung einer automatisierten Greifoperation mit unterschiedlichen Ausprägungen der Prädiktion und Vorsteuerung im Regelungssystem. In Magenta sind die maximal tolerierbaren Abweichungen in den jeweiligen Freiheitsgraden für eine erfolgreiche Greifoperation eingezeichnet.

Insgesamt wurde das Experiment 14-mal durchgeführt, wobei viermal die Variante eins, fünfmal die Variante zwei und fünfmal die Variante drei des Regelungssystems verwendet wurde. In keinem Experiment mit dem Regelungssystem der Variante eins konnte die Greifoperation erfolgreich ausgeführt werden. Die in Abbildung 5.12 beobachtete signifikante Verbesserung der Regelgüte mit der Variante zwei des Regelungssystems führte in vier von fünf Fällen zu einer gelungenen Manipulationsoperation. Mit dem vollständigen Regelungssystem konnte in allen fünf Experimenten das Missionsziel realisiert werden. Betrachtet man das Gütefunktional in Tabelle 5.4, so wird deutlich, dass die Variante drei des Regelungssystems in fast allen Freiheitsgraden die Regelperformance der Variante zwei übertreffen konnte. Das Gütefunktional wurde mit

$$E_{dof} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{i=n} \left(\sum_{t=0}^{t=end} |e_{i,dof}(t)| \right) \quad (5.5)$$

berechnet, wobei $e_{i,dof}$ für die Regelabweichung im Experiment i im jeweiligen Freiheitsgrad dof sowie n für die Anzahl der erfolgreichen Versuche steht.

Tabelle 5.4.: Auflistung des Mittelwerts des Gütefunktional der erfolgreichen Versuche für die einzelnen Freiheitsgrade (Summe der Beträge von Positions- bzw. Orientierungsfehlern) zur Bewertung des Regelungssystems. Variante 1 des Regelungssystems konnte in keinem Experiment die Greifoperation erfolgreich umsetzen.

Variante	\sum Positionsfehlerbeträge [m]			\sum Orientierungsfehlerbeträge [°]		
	x	y	z	ϕ	θ	ψ
1	-	-	-	-	-	-
2	117,9	109,9	50,8	8292,3	6748,4	5502,1
3	106,8	98,1	98,2	2427,4	2727,7	2874,7

6. Zusammenfassung und Ausblick

Ergebnisse

Aktuell werden noch viele Manipulationsaufgaben unter Wasser von professionellen Tauchern ausgeführt, wobei zunehmend ein Trend hin zu unbemannten UVMS für diese Aufgaben erkennbar wird. Nicht jedes Anwendungsfeld kann dabei gleichermaßen gut mit den bisher am Markt verfügbaren Work Class Fahrzeugen bedient werden, sodass Bestrebungen existieren auch kleinere UVMS-Fahrzeuge für Manipulationsoperationen einzusetzen. Eine Skalierung dieser Fahrzeuge ist aber nicht uneingeschränkt möglich und hat typischerweise eine unvorteilhafte Veränderung der Massenverhältnisse der Teilsysteme zur Folge. Aufgrund dieser sind die Koppeffekte zwischen den Teilsystemen nicht mehr vernachlässigbar, wodurch wiederum die Steuerung und damit einhergehend der Einsatz solcher Fahrzeuge erheblich erschwert wird. Ziel dieser Arbeit war es daher, ein Fahrzeugführungssystem zu entwickeln, welches diese besondere Herausforderung berücksichtigt und methodisch überwindet.

Dafür wurde innerhalb des Fahrzeugführungssystems ein holistisches, hierarchisches Regelungskonzept verfolgt, welches sowohl eine modellbasierte Vorsteuerung für das Trägerfahrzeug als auch für den Manipulator einschließlich des Zielkörpers enthält. Ausgangspunkt für die Entwicklung des Regelungs-systems ist eine der Literatur entnommene Regelungsstruktur, die für die missions-spezifischen Besonderheiten angepasst und erweitert wurde. Für die Umsetzung der Vorsteuerung wurde eine umfassende Modellierung des Verbundsystems durchgeführt und die Teilmodelle bedatet. Damit die in der Vorsteuerung eingesetzten inversen Teilmodelle die Verkopplungen präzisieren und kompensieren können, müssen die Ist-Zustände und die aktuellen sowie zukünftigen Soll-Zustände des Fahrzeugs bekannt sein. Die Bestimmung der Ist-Zustände ist Aufgabe der Navigation. Auf Grundlage eines externen, kamerabasierten Lokalisierungssystems wurde in dieser Arbeit ein Navigationskonzept entwickelt, appliziert und erprobt. Die Missionsablaufsteuerung wurde im Führungssystem über einen endlichen Zustandsautomaten realisiert und für die Trajektoriengenerierung wurde eine Methode entwickelt, mit der in zwei separaten Planungsschritten der Verlauf der Bahn im Missionsraum vorgegeben und anschließend die Geschwindigkeitsprofilformung über eine Skalierungsfunktion vorgenommen werden kann.

Das entwickelte Fahrzeugführungssystem wurde exemplarisch an einem UVMS umgesetzt und erprobt. Eine Verbesserung der Regelperformance im Vergleich zu bereits existierenden Lösungsansätzen konnte nachgewiesen werden.

Einschränkungen

Das entwickelte Fahrzeugführungssystem wurde bisher nur für ein UVMS umgesetzt und in einer geringen Anzahl von Experimenten unter Laborbedingungen erprobt. Eine Applizierung des Systems auf andere Fahrzeuge ist jedoch möglich und verspricht vergleichbares Verbesserungspotenzial. Bei dem vorgestellten Fahrzeugführungssystem wurde der Schwerpunkt auf

die Entwicklung geeigneter Methoden zur Realisierung des aufgestellten Konzepts gelegt. Bei anderen Aspekten wurden bewusst Vereinfachungen und Einschränkungen getroffen. Es wurde angenommen, dass die Form, Masse und die weiteren technischen Parameter des Zielobjekts sowie mögliche Greifpunkte bekannt sind. Des Weiteren wurde von einer Missionsumgebung ohne Hindernisse ausgegangen und nur der zentrale Abschnitt einer möglichen praktischen Anwendung betrachtet. Die größte Einschränkung ist jedoch die Verwendung eines externen Lokalisierungssystems zur Ermittlung der Position und Orientierung des UVMS und des Zielkörpers. Ein solches System ist aufgrund der benötigten Infrastruktur und der Anforderungen an die Wasserqualität für Feldversuche nicht geeignet und muss durch andere Sensorik für den späteren praktischen Einsatz ersetzt werden.

Ausblick

Im Hinblick auf die Überführung des entwickelten Fahrzeugführungssystems in die Praxis sind weitere Realisierungsaspekte im Bereich der Navigation zu lösen. Da der Einsatz eines externen, optischen Lokalisierungssystems in realen Einsatzumgebungen nicht praktikabel ist, müssen andere Lösungswege für die Stützung der Navigation des UVMS angewendet werden. Akustische Messverfahren, wie sie beispielsweise bei USBL Systemen Anwendung finden, könnten alternativ für diese Aufgabe eingesetzt werden. Die Positions- und Lagebestimmung des Zielobjekts sowie die Ermittlung des Greifpunkts an diesem sind Aufgabenfelder, die in der vorliegenden Arbeit ebenfalls durch das externe Lokalisierungssystem realisiert wurden. Im realen Anwendungsfall müssen diese Aufgaben vom Sensor-Setup und der Rechentechnik des Fahrzeugs gelöst werden.

In der vorliegenden Arbeit regelt das Regelungssystem direkt den nichtlinearen Prozess und die Auslegung der Regelung erfolgt anhand eines in verschiedenen Arbeitspunkten linearisierten Prozessmodells. Dieses Vorgehen ist grundsätzlich als erster Entwicklungsschritt legitim, eine Aussage zur Stabilität des geschlossenen Regelkreises für den Übergang zwischen zwei Arbeitspunkten ist mit diesem Ansatz aber nicht möglich. Da beide Teilmodelle einen affinen Eingang besitzen sowie die Systemordnung und den relativen Grad von zwei aufweisen, ist eine Eingangs-Ausgangs-Linearisierung und eine Stabilitätsuntersuchung nach den Verfahren der linearen Regelungstechnik für zukünftige Entwicklungsstufen denkbar und sinnvoll.

Aufgrund des festen horizontalen und vertikalen Abstands zwischen dem Greifpunkt und dem Interaktionspunkt des UVMS in der entwickelten Greifstrategie sind die bei einer Greifoperation auszuführenden Bewegungsabläufe des Manipulators immer gleich. Durch den Einsatz von lernenden Regelungsverfahren kann dieser Umstand in zukünftigen Entwicklungen ausgenutzt und die Regelgüte potenziell weiter gesteigert werden.

Abbildungsverzeichnis

1.1.	Traditionelle, händische Seegurken-Ernte im Flachwasserbereich mit Tauchern in China [2].	2
1.2.	Größenvergleich von Links nach Rechts: Observation Class ROV <i>Falcon</i> / Mid-sized Class ROV <i>Cougar-XTi</i> / Work Class ROV <i>Jaguar</i> , alle Fahrzeuge vom Hersteller Saab Seaeye Ltd. [10].	4
1.3.	Google Scholar™ Einträge zum Suchbegriff „UVMS“ [erstellt am 05.03.25].	5
1.4.	Stand der Technik, UVMS-Fahrzeuge von bisherigen Forschungsprojekten v.l.n.r: SAUVIM [28], [40], GIRONA 500 (TRIDENT) [31], MARIS [41] und RobCutt-II [39].	7
2.1.	Blockdiagramm eines Fahrzeugführungssystems mit den Teilkomponenten Führung, Navigation und Regelung.	15
2.2.	Darstellung der hierarchischen Koordinatensystemstruktur zur Beschreibung einer Fahrzeugbewegungen auf der Erdoberfläche, mit Ω_{ECEF} als Verdrehwinkel zwischen dem ECI- und ECEF-System sowie mit Lat und Lon , als Breiten- und Längengrad für die Angabe der Position des NED-Systems im ECEF-System.	16
2.3.	Blockdiagramm des Gesamtmodells des UVMS.	25
2.4.	Kinematische Kette der Koordinatensysteme des UVMS, mit NED-System inertial/ erdfest, Body-System körperfest und Manipulator-System ebenfalls körperfest.	25
2.5.	Blockschaltbild des ROV-Modells.	29
2.6.	Schematische 2D- und 3D-Darstellung einer offenen kinematischen Kette mit Definition der Koordinatensysteme und der Ortsvektoren zu Auftriebs- und Massenmittelpunkt (\mathbf{a}_k und \mathbf{s}_k) sowie zwischen den Gelenken der Armeile \mathbf{p}_k des Manipulators.	33
2.7.	Aufbau des rekursiven Newton-Euler-Verfahrens mit getrennten Berechnungsschritten für Kinematik und Dynamik eines Mehrgelenk-Manipulators.	34
2.8.	Skizze eines abstrahierten Manipulators und Darstellung der Parameter der Strip Theory-Methode.	37
2.9.	Skizze möglicher Versuche zur Bestimmung der hydrostatischen Parameter eines ROV-Modells. Teilabbildung 1 und 2: Bestimmung des Massenmittelpunkts durch Aufhängen des Körpers an verschiedenen Punkten. Die Lotgeraden sind lila beziehungsweise braun gestrichelt eingezeichnet. Teilabbildung 3: Herbeiführung einer Auslenkung durch eine Testmasse zur Bestimmung des Auftriebsmittelpunkts.	42
2.10.	Blockschaltbild eines Parameterschätzverfahrens mit Parallelmodell.	44
3.1.	Prinzipdarstellung des Ablaufs einer Pick-and-Place-Mission mit einem UVMS. Dargestellt sind die Teilabschnitte:	49

3.2. Funktionsmodell eines UVMS für die Validierung der Funktion des entwickelten Fahrzeugführungssystems.	53
3.3. Übersichtsdarstellung des Fahrzeugführungssystems mit Darstellung des grundlegenden Aufbaus des Regelungssystems.	58
4.1. Skizze eines Zustandsautomaten für die globale Ablaufsteuerung einer Pick-and-Place-Manipulationsmission mit einem UVMS. Die mit „P“ gekennzeichneten Zustände markieren dabei vorbereitende Sequenzen und die mit „S“ beschrifteten kennzeichnen die Abschnitte der Manipulationsmission. Die Zustände zum Abfangen von Fehlern wurden für eine bessere Übersicht nicht eingezeichnet.	60
4.2. Auswirkung der Diskretisierung bei der Trajektorienerzeugung auf das Geschwindigkeitsprofil. Oben: Zeitlich und örtlich äquidistante Diskretisierung, führt zu einer konstanten Geschwindigkeit. Unten: Zeitlich äquidistante und örtlich variable Diskretisierung, die zu einem Geschwindigkeitsprofil mit Beschleunigungs- und Bremsphase führt.	63
4.3. Schematische Darstellung einer möglichen Bahn, bestehend aus Kreis- und Geradensegmenten für eine Suchmission in einem gegebenen Missionsraum unter Berücksichtigung von Hindernissen.	65
4.4. Links: Darstellung eines Übergangs zwischen zwei unterschiedlich orientierten Koordinatensystemen und dem entstehenden Verlauf der X-Achse auf einer Kugeloberfläche bei der Verwendung von verschiedenen Rotationskonventionen der Euler-Winkel. Rechts: Drehratenverlauf bei der Ausführung der Interpolationsschritte mit konstanten Zeitschritten.	66
4.5. Auf zwei Dimensionen beschränkte Darstellung des Übergangs vom Start-Quaternion $\mathbf{q}_{start} = [0, 1, 0, 0]$ zum Ziel-Quaternion $\mathbf{q}_{stop} = [1, 0, 0, 0]$ mittels LERP, NLERP und SLERP.	68
4.6. Vorgehen zur Anpassung der Drehrichtung für die kürzeste Drehung beim SLERP-Verfahren.	69
4.7. Ablauf zur Überprüfung, ob eine Phase mit konstanter Geschwindigkeit im Sinoidenprofil auftritt.	71
4.8. Beispielverlauf einer Skalierungsfunktion mit Sinoidenprofil.	71
4.9. Prinzipieller Ablauf der Berechnung bei den Bahnplanungsverfahren: CP-Bahnplanung (Oben) und PTP-Bahnplanung (Unten).	73
4.10. Links: Darstellung des verwendeten Reach Alpha 5 Manipulators mit eingezeichneten Koordinatensystemen nach der DH-Konvention. Rechts: Mehrdeutigkeit der inversen Kinematik bei diesem Knickarmroboter. TCP in Zielposition mit zwei unterschiedlichen Gelenkwinkelkonfigurationen. Dunkelgrün - Konfiguration 1; Hellgrün - Konfiguration 2.	75
4.11. Ablauf zur Ermittlung des minimalen Abstands zur Kollisionserkennung zwischen zwei kapselförmigen Körpern.	77
4.12. Szene einer Kollision zwischen zwei Kapseln. In Rot gestrichelt ist der minimale Abstand zwischen den Körpern dargestellt.	78
4.13. Darstellungen des Arbeitsraums für die beiden Konfigurationen (Rot - Konfiguration 1/ Hellblau - Konfiguration 2) des Reach Alpha 5 Manipulators. Das Basiskoordinatensystem des Roboterarms befindet sich jeweils im Koordinatenursprung der Darstellungen. Zeile Oben: räumliche Ansichten, Zeile Unten: Draufsichten, Von Links nach Rechts:	79

4.14. Darstellungen des Zielobjekts für die Greifoperation.	80
4.15. Links: CAD Darstellung für ein Greifoperation nach den Vorgaben der vorgestellten Greifstrategie. Rechts: Vereinfachte Darstellung des Greifkörpers mit eingezeichneten Vorgaben der Greifstrategie zur Berechnung des Interaktionspunkts (roter Stern) des UVMS und dessen Ausrichtung (grüner Pfeil). Die grün eingezeichnete, kreisförmige Ebene liegt parallel zur North-East-Ebene und kennzeichnet den festen horizontalen Abstand. Der Zielgreifpunkt ist durch eine grüne Kugel markiert.	82
4.16. Darstellung des prinzipiellen Messaufbaus für die Laufzeitmessung des Lokalisierungssystems.	83
4.17. Links: Histogramm der Round-Trip-Time für die Ansteuerung der aktiven Marker. Rechts: Histogramm der Reaktionszeiten beim Ein- bzw. Ausschalten der aktiven Marker.	84
4.18. Darstellung der Navigationslösung mit Umschaltung für die Kompensation des Ausfalls des externen Lokalisierungssystems.	85
4.19. Umformung eines PID-Reglers in eine Kaskadenregelung. Im ersten Schritt wird dafür die Ableitung des Regelfehlers durch die Differenz der abgeleiteten Soll- und Ist-Zustandsgrößen ersetzt. Im zweiten Umformungsschritt erfolgt die Verschiebung und Aufteilung der Summationsstellen.	86
4.20. Blockschaltbild der Quaternion-basierten, singularitätsfreien Regelung mit inversionsbasierter Vorsteuerung. Die Vorsteuerung liegt in der Ausprägung mit körperfester Modellbeschreibung und getrennter Eingangssignal-Transformation vor.	88
4.21. Links: Blockschaltbild nach [71] mit direktem Einfluss von \mathbf{K}_D auf die Eingangsgröße der Vorsteuerung $\dot{\xi}_{vr}(\mathbf{K}_D)$. Rechts: Angepasstes Blockschaltbild der Quaternion-basierten Regelung für die unabhängige Parametrierung von \mathbf{K}_D	88
4.22. Blockschaltbilder einer Quaternion-basierten, kaskadierten Regelung ohne Vorsteuerung ausgedrückt im körperfesten Bezugssystem. Links: Aufbau der Regelung für die translatorischen Freiheitsgrade. Rechts: Regelung für die rotatorischen Freiheitsgrade mit Berechnung des Fehlerquaternions.	89
4.23. Blockschaltbild einer Quaternion-basierten, kaskadierten Regelung mit Vorsteuerungsmodell für ein UVMS zur Prädiktion und Kompensation des Bewegungsverhaltens der Trägerplattform (blau markierter Bereich) und des Manipulators (orange markierter Bereich).	91
4.24. Blockschaltbilder der kaskadierten Regelung zur Realisierung der Trajektorien des Manipulators innerhalb des UVMS.	91
4.25. Versuchsaufbau in der VWS Berlin zur Bestimmung der hydrodynamischen Parameter des ROV. Im Hintergrund: Blick entlang der Schlepprinne.	93
4.26. Bestimmung der zusätzlichen hydrodynamischen Masse für den translatorischen Sway-Freiheitsgrad des ROVs. Links: Geschwindigkeitsprofil mit markiertem Bereich mit konstanter Beschleunigung von $0,2\text{ m/s}^2$. Rechts: Gegenüberstellung der gemessenen Kraft und der Strömungswiderstandskraft. Gelb markiert ist die Kraftdifferenz, die von der Trägheit des starren Körpers und der hydrodynamischen Masse hervorgerufen wird.	93
4.27. Entkoppelte Teilmodelle für das körperfeste Bewegungsverhalten der verschiedenen Bewegungsfreiheitsgrade des ROVs.	95

4.28. Verlauf der Systemzeitkonstante des linearisierten Modells in Abhängigkeit vom gewählten Arbeitspunkt. Rot markiert ist die maximal vom Fahrzeug erreichbare Geschwindigkeit. Oben: translatorische Freiheitsgrade des Modells. Unten: rotatorische Freiheitsgrade.	97
5.1. Links: Darstellung aller Testpunkte und TCP-Bahnen für die Verifikationsexperimente. Rechts: Ein ausgewählter Teilabschnitt mit vier Testpunkten der TCP-Bahn mit Illustration des Manipulators.	100
5.2. Darstellung der Kräfte- und Drehmomentverläufe als Simulationsergebnisse für das Modell des getauchten Manipulators für den in Abbildung 5.1 gezeigten Trajektorienabschnitt. Die gezeigten Kräfte und Drehmomente beziehen sich auf die Basis des Manipulators und sind nach den zugrunde liegenden Effekten aufgeteilt. Für eine bessere Lesbarkeit wurden die Kraftverläufe nur für den ersten Bewegungsabschnitt dargestellt.	100
5.3. Getauchter Messaufbau zur Verifikation des parametrisierten Manipulator-Modells.	101
5.4. Gegenüberstellung der Drehmomente aus Simulation und Experiment. Links: Ergebnisse für den Versuch an Land. Rechts: Ergebnisse für den Versuch mit getauchtem Manipulator.	102
5.5. Gegenüberstellung der Drehmomente der Simulation und der gefilterten Messgrößen des Experiments. Für die Filterung wurde ein Butterworth-Tiefpassfilter sechster Ordnung mit einer Grenzfrequenz von 5 Hz verwendet. Links: Ergebnisse für den Versuch an Land. Rechts: Ergebnisse für den Versuch mit getauchtem Manipulator.	102
5.6. Darstellung des auf den Surge-Freiheitsgrad reduzierten ROV-Modells im Zusammenhang mit dem Regelungssystem.	103
5.7. ROV Reglerauslegung für den Yaw-Freiheitsgrad. Oben Links: Darstellung des Pol-Nullstellen-Plan in Abhängigkeit vom Arbeitspunkt (Drehgeschwindigkeit) der Linearisierung. Oben Rechts: Darstellung der Systemantworten auf einen Einheitsprung in Abhängigkeit der Arbeitspunkte. Unten Links: Vergleich der Regelgüte in Simulation und Messung für einen ruckfreien Übergang von -45° auf 45° . Unten Rechts: Vergleich der Regelabweichung in Simulation und Messung.	105
5.8. Darstellung des Versuchsaufbaus während eines Verifikationsexperiments aus verschiedenen Perspektiven. Oben Links: Sichtfeld der internen Kamera des ROVs. Unten Links: Perspektive einer auf dem Beckenboden stehenden externen Kamera mit Blick seitlich in die Wassersäule. Rechts: Benutzeroberfläche der Auswertesoftware des kamerabasierten Lokalisierungssystems.	106

5.9.	Darstellung der während eines Verifikationsexperiments vom Führungssystem generierten Bahn- und Geschwindigkeitsverläufe. Obere Zeile: Verlauf der Position und Geschwindigkeit des ROVs im erdfesten Koordinatensystem. Mittlere Zeile: Orientierung und Orientierungsänderung des ROVs in Quaternionen beziehungsweise Quaternion-Raten. Untere Zeile: Gelenkwinkel und Gelenkwinkelgeschwindigkeiten des Manipulators. Das fünfte Gelenk stellt den Greifer dar, welcher als Linearachse ausgeführt ist. Auf eine Darstellung des Verlaufs für das vierte Manipulatorgelenk, welches die Verdrehung des Greifers definiert, wurde verzichtet, da dessen Stellung über die Dauer des Experiments unverändert bleibt.	107
5.10.	Darstellung der körperfesten Kräfte- und Drehmomentanteile für die Generierung der Stellgrößen bei Anwendung des vollständigen Regelungssystems mit ROV- und Manipulator-Modell in der Vorsteuerung. Grün gestrichelt eingezeichnet: Zeitpunkt der Greifoperation, rot gestrichelt markiert: Zeitpunkt des Absetzens des Zielkörpers.	111
5.11.	Darstellung des erdfesten Regelfehlers in den verschiedenen Freiheitsgraden bei der Ausführung einer automatisierten Greifoperation mit unterschiedlichen Ausprägungen der Prädiktion und Vorsteuerung im Regelungssystem. Im Experiment mit dem Regelungssystem ohne Vorsteuerung konnte vom System keine erfolgreiche Greifoperation realisiert werden.	112
5.12.	Darstellung des körperfesten Regelfehlers in den verschiedenen Freiheitsgraden bei der Ausführung einer automatisierten Greifoperation mit unterschiedlichen Ausprägungen der Prädiktion und Vorsteuerung im Regelungssystem. In Magenta sind die maximal tolerierbaren Abweichungen in den jeweiligen Freiheitsgraden für eine erfolgreiche Greifoperation eingezeichnet.	113
A.1.	Manipulator Reach Alpha 5 mit eingezeichneten DH-Parametern.	138
A.2.	Darstellung des verwendeten Reach Alpha 5 Manipulators mit eingezeichneten Koordinatensystemen nach der DH-Konvention.	138
A.3.	Geometrischer Berechnungsansatz für die inverse Kinematik des Reach Alpha 5 Manipulators für die Konfiguration 1. Links: Draufsicht, Ansatz zur Berechnung von Gelenkwinkel γ_1 . Rechts: Seitenansicht, Ansatz zur Berechnung der Gelenkwinkel γ_2 und γ_3	140
A.4.	Links: Blockschaltbild zur Berechnung des körperfesten Fehlervektors, basierend auf einer erdfesten Differenzbildung zwischen Soll- und Ist-Quaternion. Rechts: Berechnung des körperfesten Fehlervektors, basierend auf einer erdfesten Quaternion-Multiplikation.	143
A.5.	Darstellung der Kennlinien des hydrodynamischen Strömungswiderstands und der Messpunkte für die verschiedenen Freiheitsgrade des ROVs. In der oberen Reihe sind die Kurven für die translatorischen, in der unteren Reihe die der rotatorischen Freiheitsgrade dargestellt.	144
A.6.	Zeichnungen der unterschiedlichen Propellertypen des T200-Antriebs der BlueROV2 Trägerplattform. Oben: Vorzugsdrehrichtung im Uhrzeigersinn (CW). Unten: Antrieb mit Vorzugsdrehrichtung gegen den Uhrzeigersinn (CCW).	146

A.7. Kennlinien der T200-Propellerantriebe mit „CW“-Propeller des BlueROV2 bei einer Versorgungsspannung von 20 V. Links: Schubkraft über Stellgröße ohne Anströmung des Propellers. Mitte: Stromaufnahme. Rechts: Aufgenommene elektrische Leistung.	147
A.8. Ablauf zur Ermittlung des minimalen Abstands zur Kollisionserkennung zwischen zwei kapselförmigen Körpern.	148

Tabellenverzeichnis

2.1.	Bezeichner der Bewegungsfreiheitsgrade eines Unterwasserfahrzeugs.	15
2.2.	Vor- und Nachteile von Euler-Winkel/ Rotationsmatrizen und Quaternion. . .	18
3.1.	Sensor und Aktuator Ausstattung des UVMS-Versuchsträgers.	54
3.2.	Vergleich der Eigenschaften des miniaturisierten UVMS-Versuchsträgers dieser Arbeit und eines klassischen Work Class UVMS.	54
4.1.	Gelenkwinkelbeschränkungen des Reach Alpha 5 Manipulators.	76
4.2.	Volumen des Arbeitsraums des Reach Alpha 5 Manipulators.	79
5.1.	Messbereich und Messunsicherheit des 6-Achsen-Kraft-Momentensensors vom Typ K6D40 der Firma ME-Meßsysteme GmbH.	99
5.2.	Standardabweichung und Mittelwert des Fehlers zwischen Simulation und Messung für die statischen Pausenphasen.	101
5.3.	Maximal tolerierbare, körperfeste Abweichungen für die UVMS-Trägerplattform während der Ausführung der Greifoperation beim separaten Auftreten von Positions- und Orientierungsfehlern.	109
5.4.	Auflistung des Mittelwerts des Gütefunktional der erfolgreichen Versuche für die einzelnen Freiheitsgrade (Summe der Beträge von Positions- bzw. Orientierungsfehlern) zur Bewertung des Regelungssystems. Variante 1 des Regelungssystems konnte in keinem Experiment die Greifoperation erfolgreich umsetzen.	114
A.1.	DH-Parameter für den Reach Alpha 5 Manipulator.	137
A.2.	Position des Auftriebs- und Massenmittelpunkts des Reach Alpha 5 Manipulators beschrieben im armteileigenen Koordinatensystem.	139
A.3.	Auflistung der Massen der Armteile des Reach Alpha 5 Manipulators und des von ihnen jeweils verdrängten Volumens, für die Berechnung der Gewicht- und Auftriebskräfte.	139
A.4.	Auflistung der Trägheitstensoren der Armteile des Reach Alpha 5 Manipulators beschrieben im Koordinatensystem und im Massenmittelpunkt des jeweiligen Armteils.	139
A.5.	Modellparameter ROV (ohne Manipulator).	145
A.6.	Position und Ausrichtung der Propellerantriebe im körperfesten Koordinatensystem des BlueROV2.	146
A.7.	Positionen weiterer Referenzkoordinatensysteme im körperfesten Bezugssystem des ROVs. Die Ausrichtung der Referenzkoordinatensysteme ist dabei identisch zum Bezugssystem des ROVs.	147

Literatur

- [1] G. Stefansson, H. Kristinsson, N. Ziemer, C. Hannon und P. James, *Markets for Sea Urchins: A Review of Global Supply and Markets*. 31. Okt. 2017.
- [2] X. Ru, L. Zhang, X. Li, S. Liu und H. Yang. „Development strategies for the sea cucumber industry in china.“ Publisher: Journal of Oceanology and Limnology, besucht am 4. Juni 2024. Adresse: <http://www.jol343.com/htm/20190128.htm>
- [3] C. Lee und S. D. Choi, „Optimal growth conditions and economic analysis of sea cucumber releasing,“ *Fisheries and Aquatic Sciences*, Jg. 23, Nr. 1, S. 11, 10. Apr. 2020.
- [4] Z. Gong, B. Chen, J. Liu, X. Fang, Z. Liu, T. Wang und L. Wen, „An opposite-bending-and-extension soft robotic manipulator for delicate grasping in shallow water,“ *Frontiers in Robotics and AI*, Jg. 6, S. 26, 24. Apr. 2019.
- [5] R. Bogue, „Underwater robots: a review of technologies and applications,“ *Industrial Robot: An International Journal*, Jg. 42, Nr. 3, S. 186–191, 1. Jan. 2015, Publisher: Emerald Group Publishing Limited.
- [6] B. Moran, *The day we lost the H-bomb: Cold War, hot nukes, and the worst nuclear weapons disaster in history*, 1st ed. New York: Presidio Press/Ballantine Books, 2009, 321 S., OCLC: ocn251203972.
- [7] Y. Petillot, I. Ruiz und D. Lane, „Underwater vehicle obstacle avoidance and path planning using a multi-beam forward looking sonar,“ *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, Jg. 26, Nr. 2, S. 240–251, Apr. 2001.
- [8] R. D. Christ und R. L. Wernli, *The ROV manual: a user guide for remotely operated vehicles*, 2nd edition. Amsterdam: Butterworth-Heinemann is an imprint of Elsevier, 2014.
- [9] P. F. Smith, „Low cost ROVS: An emerging success,“ *Sea Technology*, Jg. 26, Nr. 12, S. 10–16, 1. Dez. 1985, Compass Publication Inc.
- [10] L. Saab. „Saab seaeye ROV comparison,“ Ing. -Büro Gerold Pinnow IGP e.K. Besucht am 4. Jan. 2023. Adresse: https://www.igp.de/uw-fahrzeuge/saab-seaeye/rov/Seaeye_ROV_Comparison.pdf
- [11] R. L. Wernli und R. D. Christ, „Observation class ROVs come of age,“ in *Sixth International Symposium on Underwater Technology*, Wuxi, China: China Ship Scientific Research Center (CSSRC), 2009.
- [12] D. Mclean, M. Parsons, A. Gates, M. Benfield, T. Bond, D. Booth, M. Bunce, A. Fowler, E. Harvey, P. Macreadie, C. Pattiaratchi, S. Rouse, J. Partridge, P. Thomson, V. Todd und D. Jones, „Enhancing the Scientific Value of Industry Remotely Operated Vehicles (ROVs) in Our Oceans,“ *Frontiers in Marine Science*, Jg. 7, 15. Apr. 2020.
- [13] R. Jehangir. „Press release: New BlueROV2 enables underwater exploration and study,“ Blue Robotics, besucht am 9. Apr. 2025. Adresse: <https://bluerobotics.com/announcing-the-bluerov2/>

- [14] R. Jehangir. „Introducing the BlueROV2 heavy!“ Blue Robotics, besucht am 9. Apr. 2025. Adresse: <https://bluerobotics.com/introducing-bluerov2-heavy/>
- [15] A. Abdullah, N. Zakaria, K. Jalil, N. Othman, W. Mohd Dahalan, H. Hamid, M. F. Ghani, A. Haidir und M. Kamro, „Review of the Control System for an Unmanned Underwater Remotely Operated Vehicle,“ in *Advanced Structured Materials*, Journal Abbreviation: Advanced Structured Materials, 26. Jan. 2018, S. 609–631.
- [16] S. Aldhaferi, G. De Masi, E. Pairet und P. Ardon, „Underwater robot manipulation: Advances, challenges and prospective ventures,“ in *OCEANS 2022 - Chennai*, Chennai, India: IEEE, Feb. 2022, S. 1–7.
- [17] E. Morgan, I. Carlucho, W. Ard und C. Barbalata, „Autonomous underwater manipulation: Current trends in dynamics, control, planning, perception, and future directions,“ *Current Robotics Reports*, Jg. 3, Nr. 4, S. 187–198, 1. Dez. 2022.
- [18] P. Ridao, M. Carreras, D. Ribas, P. J. Sanz und G. Oliver, „Intervention AUVs: The Next Challenge,“ *IFAC Proceedings Volumes*, 19th IFAC World Congress, Jg. 47, Nr. 3, S. 12 146–12 159, 1. Jan. 2014.
- [19] S. Kumar, R. Vikas und P. Gupta, „Recent Developments in Modeling and Control of Underwater Robot Manipulator: A Review,“ *Indian Journal of Science and Technology*, Jg. 9, 29. Dez. 2016.
- [20] D. Youakim und P. Ridao, „Motion planning survey for autonomous mobile manipulators underwater manipulator case study,“ *Robotics and Autonomous Systems*, Jg. 107, S. 20–44, 1. Sep. 2018.
- [21] J. J. Fernandez, M. Prats, P. J. Sanz, J. C. Garcia, R. Marin, M. Robinson, D. Ribas und P. Ridao, „Grasping for the seabed: Developing a new underwater robot arm for shallow-water intervention,“ *IEEE Robotics & Automation Magazine*, Jg. 20, Nr. 4, S. 121–130, Dez. 2013.
- [22] S. Sivčev, J. Coleman, E. Omerdić, G. Dooly und D. Toal, „Underwater manipulators: A review,“ *Ocean Engineering*, Jg. 163, S. 431–450, Sep. 2018.
- [23] Z. Wang und W. Cui, „For safe and compliant interaction: an outlook of soft underwater manipulators,“ *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part M: Journal of Engineering for the Maritime Environment*, Jg. 235, S. 147 509 022 095 091, 27. Aug. 2020.
- [24] A. Mazzeo, J. Aguzzi, M. Calisti, S. Canese, F. Vecchi, S. Stefanni und M. Controzzi, „Marine robotics for deep-sea specimen collection: A systematic review of underwater grippers,“ *Sensors*, Jg. 22, Nr. 2, S. 648, Jan. 2022, Number: 2 Publisher: Multidisciplinary Digital Publishing Institute.
- [25] E. Simetti, „Autonomous underwater intervention,“ *Current Robotics Reports*, Jg. 1, Nr. 3, S. 117–122, 1. Sep. 2020.
- [26] J. Yuh, F. Cancilliere und S. K. Choi, „Development of a semi-autonomous underwater vehicle for intervention missions (SAUVIM phase III-c),“ Hawaii University Honolulu, Hawaii, Final Technical Report ADA531269, Jan. 2010, Section: Technical Reports, S. 105.

-
- [27] T. W. Kim, J. Yuh und S. K. Choi, „Real-Time Control Architecture for Sauvim,“ *IFAC Proceedings Volumes*, IFAC Workshop on Guidance and Control of Underwater Vehicles 2003, Newport, South Wales, UK, 9-11 April 2003, Jg. 36, Nr. 4, S. 73–78, 1. Apr. 2003.
- [28] G. Marani, S. K. Choi und J. Yuh, „Underwater autonomous manipulation for intervention missions AUVs,“ *Ocean Engineering*, Jg. 36, Nr. 1, S. 15–23, Jan. 2009.
- [29] P. J. Sanz, P. Ridaio, G. Oliver, C. Melchiorri, G. Casalino, C. Silvestre, Y. Petillot und A. Turetta, „TRIDENT: A framework for autonomous underwater intervention missions with dexterous manipulation capabilities,“ *IFAC Proceedings Volumes*, Jg. 43, Nr. 16, S. 187–192, 2010.
- [30] P. J. Sanz, P. Ridaio, G. Oliver, G. Casalino, Y. Petillot, C. Silvestre, C. Melchiorri und A. Turetta, „TRIDENT an european project targeted to increase the autonomy levels for underwater intervention missions,“ in *2013 OCEANS - San Diego*, ISSN: 0197-7385, San Diego, CA, USA: IEEE, Sep. 2013, S. 1–10.
- [31] E. Simetti, G. Casalino, S. Torelli, A. Sperindé und A. Turetta, „Floating underwater manipulation: Developed control methodology and experimental validation within the TRIDENT project,“ *Journal of Field Robotics*, Jg. 31, Nr. 3, S. 364–385, 2014, _eprint: <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/pdf/10.1002/rob.21497>.
- [32] M. Prats, J. García, S. Wirth, D. Ribas, P. Sanz, P. Ridaio, N. Gracias und G. Oliver, „Multipurpose autonomous underwater intervention: A systems integration perspective,“ in *2012 20th Mediterranean Conference on Control & Automation (MED)*, Barcelona, Spain: IEEE, Juli 2012, S. 1379–1384.
- [33] D. Ribas, P. Ridaio, L. Magi, N. Palomeras und M. Carreras, „The girona 500, a multi-purpose autonomous underwater vehicle,“ in *OCEANS 2011 IEEE - Spain*, Santander, Spain: IEEE, Juni 2011, S. 1–5.
- [34] E. Simetti, F. Wanderlingh, S. Torelli, M. Bibuli, A. Odetti, G. Bruzzone, D. L. Rizzini, J. Aleotti, G. Palli, L. Moriello und U. Scarcia, „Autonomous Underwater Intervention: Experimental Results of the MARIS Project,“ *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, Jg. 43, Nr. 3, S. 620–639, Juli 2018, Conference Name: IEEE Journal of Oceanic Engineering.
- [35] G. Casalino, M. Caccia, S. Caselli, C. Melchiorri, G. Antonelli, A. Caiti, G. Indiveri, G. Cannata, E. Simetti, S. Torelli, A. Sperindè, F. Wanderlingh, G. Muscolo, M. Bibuli, G. Bruzzone, E. Zereik, A. Odetti, E. Spirandelli, A. Ranieri, J. Aleotti, D. Lodi Rizzini, F. Oleari, F. Kallasi, G. Palli, U. Scarcia, L. Moriello und E. Cataldi, „Underwater intervention robotics: An outline of the italian national project MARIS,“ *Marine Technology Society Journal*, Jg. 50, Nr. 4, S. 98–107, 1. Juli 2016.
- [36] R. Pi, P. Cieślak, P. Ridaio und P. J. Sanz, „TWINBOT: Autonomous Underwater Cooperative Transportation,“ *IEEE Access*, Jg. 9, S. 37 668–37 684, 2021, Conference Name: IEEE Access.
- [37] M. Cai, S. Wang, Y. Wang, R. Wang und M. Tan, „Coordinated Control of Underwater Biomimetic Vehicle–Manipulator System for Free Floating Autonomous Manipulation,“ *IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics: Systems*, Jg. 51, Nr. 8, S. 4793–4803, Aug. 2021, Conference Name: IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics: Systems.

- [38] C. Tang, Y. Wang, S. Wang, R. Wang und M. Tan, „Floating Autonomous Manipulation of the Underwater Biomimetic Vehicle-Manipulator System: Methodology and Verification,“ *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, Jg. 65, Nr. 6, S. 4861–4870, Juni 2018, Conference Name: IEEE Transactions on Industrial Electronics.
- [39] M. Cai, Y. Wang, S. Wang, R. Wang, Y. Ren und M. Tan, „Grasping Marine Products With Hybrid-Driven Underwater Vehicle-Manipulator System,“ *IEEE Transactions on Automation Science and Engineering*, Jg. 17, Nr. 3, S. 1443–1454, Juli 2020, Conference Name: IEEE Transactions on Automation Science and Engineering.
- [40] D. Beciri. „SAUVIM robot completed its first fully autonomous mission,“ RobAid, besucht am 26. Jan. 2024. Adresse: <https://www.robaid.com/robotics/sauvim-robot-completed-its-first-fully-autonomous-mission.htm>
- [41] D. Lodi Rizzini, F. Kallasi, J. Aleotti, F. Oleari und S. Caselli, „Integration of a stereo vision system into an autonomous underwater vehicle for pipe manipulation tasks,“ *Computers & Electrical Engineering*, Jg. 58, S. 560–571, 1. Feb. 2017.
- [42] S. Choi, G. Takashige und J. Yuh, „Experimental study on an underwater robotic vehicle: ODIN,“ in *Proceedings of IEEE Symposium on Autonomous Underwater Vehicle Technology (AUV'94)*, Cambridge, MA, USA: IEEE, 1994, S. 79–84.
- [43] T. W. McLain, S. M. Rock und M. J. Lee, „Experiments in the coordinated control of an underwater arm/vehicle system,“ *Autonomous Robots*, Jg. 3, Nr. 2, S. 213–232, 1. Juni 1996.
- [44] D. Lane, J. Davies, G. Casalino, G. Bartolini, G. Cannata, G. Veruggio, M. Canals, C. Smith, D. O'Brien, M. Pickett, G. Robinson, D. Jones, E. Scott, A. Ferrara, D. Angelletti, M. Coccoli, R. Bono, P. Virgili, R. Pallas und E. Gracia, „AMADEUS: advanced manipulation for deep underwater sampling,“ *IEEE Robotics Automation Magazine*, Jg. 4, Nr. 4, S. 34–45, Dez. 1997, Conference Name: IEEE Robotics Automation Magazine.
- [45] K. M. Keller, J. C. Evans und J. S. Smith, „Docking Techniques and Evaluations Trials of the Swimmer AUV,“ *IFAC Proceedings Volumes*, IFAC Conference on Control Applications in Marine Systems 2001, Glasgow, Scotland, 18-20 July 2001, Jg. 34, Nr. 7, S. 155–160, 1. Juli 2001.
- [46] J. Evans, P. Redmond, C. Plakas, K. Hamilton und D. Lane, „Autonomous docking for intervention-AUVs using sonar and video-based real-time 3d pose estimation,“ in *Oceans 2003. Celebrating the Past ... Teaming Toward the Future (IEEE Cat. No.03CH37492)*, Bd. 4, San Diego, CA, USA: IEEE, Sep. 2003, S. 2201–2210.
- [47] N. Palomeras, A. Carrera, N. Hurtós, G. C. Karras, C. P. Bechlioulis, M. Cashmore, D. Magazzeni, D. Long, M. Fox, K. J. Kyriakopoulos, P. Kormushev, J. Salvi und M. Carreras, „Toward persistent autonomous intervention in a subsea panel,“ *Autonomous Robots*, Jg. 40, Nr. 7, S. 1279–1306, 14. Okt. 2015.
- [48] P. Sanz, A. Peñalver, J. Sales, D. Fornas, J. Fernández, J. Pérez und J. Bernabé, „GRASPER: A multisensory based manipulation system for underwater operations,“ in *2013 IEEE International Conference on Systems, Man, and Cybernetics*, ISSN: 1062-922X, Manchester, UK: IEEE, Okt. 2013, S. 4036–4041.
- [49] N. Palomeras, P. Ridao, D. Ribas und G. Vallicrosa, „Autonomous i-AUV docking for fixed-base manipulation,“ *IFAC Proceedings Volumes*, Jg. 47, Nr. 3, S. 12 160–12 165, 2014.

-
- [50] N. Palomeras, A. Penalver, M. Massot-Campos, G. Vallicrosa, P. L. Negre, J. J. Fernandez, P. Ridaio, P. J. Sanz, G. Oliver-Codina und A. Palomer, „I-AUV docking and intervention in a subsea panel,“ in *2014 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, Chicago, IL, USA: IEEE, Sep. 2014, S. 2279–2285.
- [51] D. Youakim, P. Ridaio, N. Palomeras, F. Spadafora, D. Ribas und M. Muzzupappa, „MoveIt!: Autonomous underwater free-floating manipulation,“ *IEEE Robotics & Automation Magazine*, Jg. 24, Nr. 3, S. 41–51, Sep. 2017.
- [52] O. Khatib, X. Yeh, G. Brantner, B. Soe, B. Kim, S. Ganguly, H. Stuart, S. Wang, M. Cutkosky, A. Edsinger, P. Mullins, M. Barham, C. R. Voolstra, K. N. Salama, M. L’Hour und V. Creuze, „Ocean One: A Robotic Avatar for Oceanic Discovery,“ *IEEE Robotics & Automation Magazine*, Jg. 23, Nr. 4, S. 20–29, Dez. 2016, Conference Name: IEEE Robotics & Automation Magazine.
- [53] T. Kubota. „Stanford’s OceanOneK connects human’s sight and touch to the deep sea,“ Stanford News. Section: Research, besucht am 25. Jan. 2024. Adresse: <https://news.stanford.edu/2022/07/20/oceanonek-connects-humans-sight-touch-deep-sea/>
- [54] G. Brantner und O. Khatib, „Controlling ocean one,“ in *Field and Service Robotics*, M. Hutter und R. Siegwart, Hrsg., Ser. Springer Proceedings in Advanced Robotics, Cham: Springer International Publishing, 2018, S. 3–17.
- [55] H. Stuart, S. Wang, O. Khatib und M. R. Cutkosky, „The ocean one hands: An adaptive design for robust marine manipulation,“ *The International Journal of Robotics Research*, Jg. 36, Nr. 2, S. 150–166, 1. Feb. 2017, Publisher: SAGE Publications Ltd STM.
- [56] C. Barbalata, M. W. Dunnigan und Y. Petillot, „Dynamic coupling and control issues for a lightweight underwater vehicle manipulator system,“ in *2014 Oceans - St. John’s*, St. John’s, NL: IEEE, Sep. 2014, S. 1–6.
- [57] S. Lack, E. Rentzow und T. Jeinsch, „Experimental parameter identification for an open-frame ROV: Comparison of towing tank tests and open water self-propelled tests,“ in *IFAC-PapersOnLine*, Bd. 52, Daejeon, Korea: Elsevier Ltd., 18. Sep. 2019, S. 271–276.
- [58] S. Lack, E. Rentzow und T. Jeinsch, „Trajectory generation for a quaternion based 6-DoF ROV tracking controller,“ in *2022 30th Mediterranean Conference on Control and Automation (MED)*, ISSN: 2473-3504, Vouliagmeni, Greece: IEEE, 30. Juni 2022, S. 414–419.
- [59] S. Lack, E. Rentzow und T. Jeinsch, „Modelling and workspace analysis for an underwater manipulator,“ in *2023 31st Mediterranean Conference on Control and Automation (MED)*, ISSN: 2473-3504, Limassol, Cyprus: IEEE, Juni 2023, S. 698–703.
- [60] C. Rethfeldt, S. Lack und T. Jeinsch, „Optimization-based actuator allocation for underwater vehicles with variable buoyancy systems,“ in *2023 International Interdisciplinary PhD Workshop (IIPhDW)*, Wismar, Germany: IEEE, Mai 2023, S. 1–6.
- [61] S. Lack, E. Rentzow und T. Jeinsch, „Control of a Small Underwater Vehicle Manipulator System - A Highly Automated Pick and Place Experiment,“ in *OCEANS 2024 - Singapore*, Singapore: IEEE, Apr. 2024, S. 1–8.

- [62] T. I. Fossen, *Handbook of Marine Craft Hydrodynamics and Motion Control*. Chichester: John Wiley & Sons Ltd, 2011.
- [63] T. I. Fossen, *Guidance and Control of Ocean Vehicles*. Chichester: John Wiley & Sons Ltd, 1994.
- [64] D. H. Titterton und J. L. Weston, *Strapdown inertial navigation technology* (IEE radar, sonar, navigation, and avionics series 17), 2nd ed, unter Mitarb. von I. of Electrical Engineers und A. I. of Aeronautics {and} Astronautics. Stevenage: Institution of Electrical Engineers, 2004, 558 S., OCLC: ocm56646289.
- [65] DMA-WGS84-Development-Committee, „Department of defense world geodetic system 1984,“ Defense Mapping Agency, Fairfax, VA, DMA Technical Report 8350.2, 1. Sep. 1991, S. 1–169.
- [66] Fjellstad und Fossen, „Quaternion feedback regulation of underwater vehicles,“ in *Proceedings of IEEE International Conference on Control and Applications CCA-94*, Glasgow, UK: IEEE, 1994, 857–862 vol.2.
- [67] E. B. Dam, M. Koch und M. Lillholm, „Quaternions, interpolation and animation,“ *Technical Report DIKU-TR-98/5*, S. 1–103, Juli 1998.
- [68] K. Shoemake, „Animating rotation with quaternion curves,“ in *Proceedings of the 12th annual conference on Computer graphics and interactive techniques*, Ser. SIGGRAPH ’85, New York, NY, USA: Association for Computing Machinery, 1. Juli 1985, S. 245–254.
- [69] J. Diebel, „Representing attitude: Euler angles, unit quaternions, and rotation vectors,“ *Matrix*, Jg. 58, S. 1–35, 2006.
- [70] J. Stuelpnagel, „On the Parametrization of the Three-Dimensional Rotation Group,“ *SIAM Review*, Jg. 6, Nr. 4, S. 422–430, 1964, Publisher: Society for Industrial and Applied Mathematics.
- [71] O.-E. Fjellstad und T. Fossen, „Position and attitude tracking of AUV’s: a quaternion feedback approach,“ *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, Jg. 19, Nr. 4, S. 512–518, Okt. 1994, Conference Name: IEEE Journal of Oceanic Engineering.
- [72] J. Chou, „Quaternion kinematic and dynamic differential equations,“ *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, Jg. 8, Nr. 1, S. 53–64, Feb. 1992.
- [73] W. R. Hamilton, „On quaternions, or on a new system of imaginaries in algebra,“ Jg. The London, Edinburgh and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science, Nr. 3, S. 92, Okt. 1843.
- [74] D. Eberly, „Quaternion algebra and calculus,“ S. 10, Aug. 2010.
- [75] B. L. Stevens, F. L. Lewis und E. N. Johnson, *Aircraft Control and Simulation*, 3. Aufl. Hoboken, New Jersey: John Wiley & Sons, Inc., 2016, 764 S.
- [76] K. Großekatthöfer und Z. Yoon, „Introduction into quaternions for spacecraft attitude representation,“ *Technical University of Berlin*, S. 1–16, Mai 2012.
- [77] A. Ben-Israel, „The moore of the moore-penrose inverse,“ in *The Electronic Journal of Linear Algebra*, Bd. 9, Haifa: International Linear Algebra Society, 2002, S. 150–157.

-
- [78] O.-E. Fjellstad und T. Fossen, „Singularity-free tracking of unmanned underwater vehicles in 6 DOF,“ in *Proceedings of 1994 33rd IEEE Conference on Decision and Control*, Bd. 2, Lake Buena Vista, FL, USA: IEEE, 1994, S. 1128–1133.
- [79] C. Woernle, *Mehrkörpersysteme*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2011.
- [80] F. Dukan, „ROV Motion Control Systems,“ Diss., NTNU, Trondheim, 2014, 203 S.
- [81] N. Kornev, *Schiffstheorie I* (Berichte aus der Strömungstechnik), 1. Aufl. Aachen: Shaker, 2009, 159 S.
- [82] G. Antonelli, *Underwater Robots* (Springer Tracts in Advanced Robotics). Cham: Springer International Publishing, 2018, Bd. 123.
- [83] J. Newman, *Marine Hydrodynamics*, 1. Aufl. Cambridge: MIT Press, 1977.
- [84] H.-H. Chen, H.-H. Chang, C.-H. Chou und P.-H. Tseng, „Identification of hydrodynamic parameters for a remotely operated vehicle using projective mapping method,“ in *2007 Symposium on Underwater Technology and Workshop on Scientific Use of Submarine Cables and Related Technologies*, Tokyo, Japan: IEEE, Apr. 2007, S. 427–436.
- [85] O. Eidsvik und I. Schjølberg, *Determination of Hydrodynamic Parameters for Remotely Operated Vehicles*. 19. Juni 2016, V007T06A025.
- [86] M. Caccia, G. Indiveri und G. Veruggio, „Modeling and identification of open-frame variable configuration unmanned underwater vehicles,“ *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, Jg. 25, Nr. 2, S. 227–240, Apr. 2000.
- [87] D. Surek und S. Stempin, *Technische Strömungsmechanik*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2017.
- [88] C.-C. Rossow, K. Wolf und H. Peter, *Handbuch der Luftfahrzeugtechnik*. München: Carl Hanser Verlag, 2014, 837 S.
- [89] M. R. Dhanak und N. I. Xiros, Hrsg., *Springer Handbook of Ocean Engineering*, Cham: Springer International Publishing, 2016.
- [90] T. I. Fossen, „Nonlinear modeling and control of underwater vehicles,“ Diss., Trondheim University, Norway, 31. Dez. 1991, 166 S.
- [91] J. Garus, „Optimization of thrust allocation in the propulsion system of an underwater vehicle,“ *International Journal of Applied Mathematics and Computer Science*, Jg. 14, Nr. 4, S. 461–467, 2004.
- [92] W. Weber, *Industrieroboter*. München: Carl Hanser Verlag, 2009.
- [93] J. J. Craig, *Introduction to Robotics: Mechanics and Control*. London: Pearson Education, Inc., 2005.
- [94] J. Denavit und R. S. Hartenberg, „A Kinematic Notation for Lower-Pair Mechanisms Based on Matrices,“ *Journal of Applied Mechanics*, Jg. 22, Nr. 2, S. 215–221, 1955.
- [95] B. Siciliano, L. Sciavicco, L. Villani und G. Oriolo, *Robotics* (Advanced Textbooks in Control and Signal Processing), bearb. von M. J. Grimble und M. A. Johnson. London: Springer London, 2009.
- [96] R. J. Schilling, *Fundamentals of Robotics: Analysis and Control*. New Jersey: Pearson Education, Inc., 2003.
- [97] D. W. Wloka, *Robotersysteme 1*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 1992.

- [98] C. M. Roithmayr und D. H. Hodges, *Dynamics: Theory and Application of Kane's Method*. Cambridge: Cambridge University Press, 2016.
- [99] D. T. Greenwood, *Advanced Dynamics*, 1. Aufl. New York, NY: Cambridge University Press, 2003, 437 S.
- [100] W. M. Silver, „On the equivalence of lagrangian and newton-euler dynamics for manipulators,“ *The International Journal of Robotics Research*, Jg. 1, Nr. 2, S. 60–70, 1982.
- [101] J. Y. S. Luh, M. W. Walker und R. P. C. Paul, „On-Line Computational Scheme for Mechanical Manipulators,“ *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, Jg. 102, Nr. 2, S. 69–76, 1. Juni 1980.
- [102] J. M. Hollerbach, „A recursive lagrangian formulation of manipulator dynamics and a comparative study of dynamics formulation complexity,“ *IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics*, Jg. 10, Nr. 11, S. 730–736, 1980.
- [103] DNV, *DNV-RP-h103: Modelling and analysis of marine operations*, 2011.
- [104] J. H. Ferziger, M. Perić und R. L. Street, *Numerische Strömungsmechanik*. Berlin, Heidelberg: Springer, 2020.
- [105] K. J. Rawson und E. C. Tupper, *Basic Ship Theory*, 5. Aufl. Boston: Butterworth-Heinemann, 2001, 727 S.
- [106] K. Leabourne und S. Rock, „Model development of an underwater manipulator for coordinated arm-vehicle control,“ in *IEEE Oceanic Engineering Society. OCEANS'98*, Bd. 2, Nice, France: IEEE, 1998, S. 941–946.
- [107] T. W. McLain und S. M. Rock, „Development and experimental validation of an underwater manipulator hydrodynamic model,“ *The International Journal of Robotics Research*, Jg. 17, Nr. 7, S. 748–759, Juli 1998.
- [108] S. McMillan, D. Orin und R. McGhee, „Efficient dynamic simulation of an underwater vehicle with a robotic manipulator,“ *IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics*, Jg. 25, Nr. 8, S. 1194–1206, Aug. 1995.
- [109] T. S. Sarpkaya, *Wave Forces on Offshore Structures*, 1. Aufl. Cambridge University Press, 26. Feb. 2010.
- [110] C. Bohn und H. Unbehauen, *Identifikation dynamischer Systeme*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2016.
- [111] Y.-H. Eng, M.-W. Lau und C.-S. Chin, „Added mass computation for control of an open-frame remotely-operated vehicle: Application using WAMIT and MATLAB,“ *Journal of Marine Science and Technology*, Jg. 22, Nr. 4, S. 405–416, 2014.
- [112] C. S. Chin, W. P. Lin und J. Y. Lin, „Experimental validation of open-frame ROV model for virtual reality simulation and control,“ *Journal of Marine Science and Technology*, Jg. 23, Nr. 2, S. 267–287, Juni 2018.
- [113] C. S. Chin und M. Lau, „Modeling and testing of hydrodynamic damping model for a complex-shaped remotely-operated vehicle for control,“ *Journal of Marine Science and Application*, Jg. 11, 1. Juni 2012.

-
- [114] J. A. Ramirez Macias, P. Brongers, S. Rua und R. E. Vasquez, „Hydrodynamic modeling for the remotely operated vehicle Visor3 using CFD,“ *IFAC-PapersOnLine*, 10th IFAC Conference on Control Applications in Marine SystemsCAMS 2016, Jg. 49, Nr. 23, S. 187–192, 1. Jan. 2016.
- [115] G. Vaz, F. Jaouen und M. Hoekstra, „Free surface viscous flow computations. Validation of URANS code FreSCo,“ in *International Conference on Ocean, Offshore, and Arctic Engineering (OMAE)*, Bd. 5, Honolulu, Hawaii, 5. Juli 2009, S. 425–437.
- [116] D. Gross, W. Hauger und P. Wriggers, *Technische Mechanik 4: Hydromechanik, Elemente der Höheren Mechanik, Numerische Methoden*. Berlin, Heidelberg: Springer, 2023.
- [117] D. Gross, W. Hauger, J. Schröder und W. A. Wall, *Technische Mechanik 1: Statik*. Berlin, Heidelberg: Springer, 2024.
- [118] S. W. Moore, H. Bohm, V. Jensen und N. Johnston, *Underwater robotics: science, design & fabrication*, Revised textbook. Monterey, CA: Marine Advanced Technology Education (MATE) Center, 2010, 769 S.
- [119] R. Isermann und M. Münchhof, *Identification of Dynamic Systems*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2011.
- [120] P. Ridao, J. Battle und M. Carreras, „Model identification of a low-speed UUV,“ *IFAC Proceedings Volumes*, Jg. 34, Nr. 7, S. 395–400, Juli 2001.
- [121] S. Swaminathan und S. Saripalli, „A framework for modeling underwater vehicles in modelica,“ in *2018 IEEE/OES Autonomous Underwater Vehicle Workshop (AUV)*, Porto, Portugal: IEEE, Nov. 2018, S. 1–6.
- [122] N. Miskovic, Z. Vukic und M. Barisic, „Identification of coupled mathematical models for underwater vehicles,“ in *OCEANS 2007 - Europe*, Aberdeen, Scotland, UK: IEEE, Juni 2007, S. 1–6.
- [123] N. Miskovic, Z. Vukic und M. Barisic, „Transfer function identification by using self-oscillations,“ in *2007 Mediterranean Conference on Control & Automation*, Athens, Greece: IEEE, Juni 2007, S. 1–6.
- [124] W. Cui, S. Fu und Z. Hu, Hrsg., *Encyclopedia of Ocean Engineering*, Singapore: Springer Nature Singapore, 2022.
- [125] J. Adamy, *Nichtlineare Regelungen*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2009.
- [126] Y. H. Ku und C. F. Chen, „A new method for evaluating the describing function of hysteresis-type nonlinearities,“ *Journal of the Franklin Institute*, Jg. 273, Nr. 3, S. 226–241, 1. März 1962.
- [127] N. Miskovic, Z. Vukic, M. Barisic und P. P. Soucacos, „AUV identification by use of self-oscillations,“ *IFAC Proceedings Volumes*, Jg. 40, Nr. 17, S. 181–186, 2007.
- [128] Z. Vukić, Hrsg., *Nonlinear control systems*, Control engineering 13, New York: Marcel Dekker, 2003, 394 S.
- [129] C. Stachniss, *Robotic Mapping and Exploration*. 1. Jan. 2009, Bd. 55.
- [130] B. O. Haugaløkken, A. Lekkas und I. Schjøberg, „3d path following and tracking for an inspection class ROV,“ in *Ocean Engineering*, Bd. 7, Trondheim, Norway, 25. Juni 2017, S. 10.

- [131] M. Hosseini und S. Seyedtabaii, „Robust ROV path following considering disturbance and measurement error using data fusion,“ *Applied Ocean Research*, Jg. 54, S. 67–72, 1. Jan. 2016.
- [132] S. Soyly, A. A. Proctor, R. P. Podhorodeski, C. Bradley und B. J. Buckham, „Precise trajectory control for an inspection class ROV,“ *Ocean Engineering*, Jg. 111, S. 508–523, 1. Jan. 2016.
- [133] L. Litz, *Grundlagen der Automatisierungstechnik: Regelungssysteme - Steuerungssysteme - Hybride Systeme*. Oldenbourg Wissenschaftsverlag, 28. Jan. 2013.
- [134] SAE-International, *SAE j3016: Taxonomy and definitions for terms related to on-road motor vehicle automated driving systems*, 2021.
- [135] „BlueROV2,“ Blue Robotics, besucht am 2. Aug. 2024. Adresse: <https://bluerobotics.com/store/rov/bluerov2/>
- [136] „Reach alpha: Smaller platform ROV manipulator,“ Reach Robotics, besucht am 2. Aug. 2024. Adresse: <https://reachrobotics.com/products/manipulators/reach-alpha/>
- [137] „ROV systems,“ Oceaneering, besucht am 2. Aug. 2024. Adresse: <https://www.oceaneering.com/rov-services/rov-systems/>
- [138] „Manipulator systems,“ Technip FMC, besucht am 2. Aug. 2024. Adresse: <https://www.technipfmc.com/en/what-we-do/subsea/robotics/manipulator-systems/>
- [139] M. Möser, *Technische Akustik*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2012.
- [140] Ericco. „How does a north seeking gyro work,“ Ericco Inertial System, besucht am 20. Aug. 2024. Adresse: <https://www.ericcointernational.com/application/how-does-a-north-seeking-gyro-work.html>
- [141] R. E. Kalman und R. S. Bucy, „New Results in Linear Filtering and Prediction Theory,“ *Journal of Basic Engineering*, Jg. 83, Nr. 1, S. 95–108, 1. März 1961.
- [142] R. Damerius und T. Jeinsch, „A Generic Inertial Navigation System,“ in *2019 International Interdisciplinary PhD Workshop (IIPhDW)*, Mai 2019, S. 1–6.
- [143] J. Deutscher, *Zustandsregelung verteilt-parametrischer Systeme*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2012.
- [144] G. Antonelli und S. Chiaverini, „Task-priority redundancy resolution for underwater vehicle-manipulator systems,“ in *Proceedings. 1998 IEEE International Conference on Robotics and Automation (Cat. No.98CH36146)*, ISSN: 1050-4729, Bd. 1, Mai 1998, 768–773 vol.1.
- [145] E. Simetti, G. Casalino, F. Wanderlingh und M. Aicardi, „Task priority control of underwater intervention systems: Theory and applications,“ *Ocean Engineering*, Jg. 164, S. 40–54, 15. Sep. 2018.
- [146] P. Cieślak und P. Ridao, „Adaptive Admittance Control in Task-Priority Framework for Contact Force Control in Autonomous Underwater Floating Manipulation,“ in *2018 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*, ISSN: 2153-0866, Okt. 2018, S. 6646–6651.

-
- [147] P. Cieślak, R. Simoni, P. Ridao Rodríguez und D. Youakim, „Practical formulation of obstacle avoidance in the Task-Priority framework for use in robotic inspection and intervention scenarios,“ *Robotics and Autonomous Systems*, Jg. 124, S. 103–396, 1. Feb. 2020.
- [148] M. Blanke, M. Kinnaert, J. Lunze und M. Staroswiecki, *Diagnosis and Fault-Tolerant Control*, 2. Aufl. Berlin Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2006, 685 S.
- [149] S. Ding, *Model-based Fault Diagnosis Techniques*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2008, 479 S.
- [150] L. Papula, *Mathematik für Ingenieure und Naturwissenschaftler Band 1*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2014.
- [151] E. Weitz, „Polynome,“ in *Konkrete Mathematik (nicht nur) für Informatiker: Mit vielen Grafiken und Algorithmen in Python*, E. Weitz, Hrsg., Wiesbaden: Springer Fachmedien, 2018, S. 585–599.
- [152] Z. Sun, X. Wang, B. Liu, J. Lu, X. Mei und Y. Zhou, „Enhanced feedrate scheduling algorithm for CNC system with acceleration look-ahead and sin2 acceleration profile,“ *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Jg. 119, Nr. 1, S. 217–231, 1. März 2022.
- [153] Y. Pu, Y. Shi, X. Lin, Y. Hu und Z. Li, „ C^2 -continuous orientation planning for robot end-effector with b-spline curve based on logarithmic quaternion,“ *Mathematical Problems in Engineering*, Jg. 2020, S. 1–16, 22. Juli 2020.
- [154] C. Ericson, *Real-Time Collision Detection* (The Morgan Kaufmann Series in Interactive 3D Technology), 0. Aufl. Amsterdam: Elsevier, 2005, 633 S.
- [155] N. Wang, C. Zheng und X. Zhang, „Efficient collision detection for industrial robot simulation system,“ in *Intelligent Robotics and Applications*, H. Liu, N. Kubota, X. Zhu und R. Dillmann, Hrsg., Cham: Springer International Publishing, 2015, S. 552–562.
- [156] J. Ketchel und P. Laroche, *Collision detection of cylindrical rigid bodies for motion planning*. 19. Juni 2006, Bd. 2006, 1530 S., Pages: 1535.
- [157] J. Lunze, *Regelungstechnik 1*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2016.
- [158] M. Golabek, M. Welcer, C. Szczepanski, M. Krawczyk, A. Zajdel und K. Borodacz, „Quaternion attitude control system of highly maneuverable aircraft,“ *Electronics*, Jg. 11, Nr. 22, S. 3775, Jan. 2022, Number: 22 Publisher: Multidisciplinary Digital Publishing Institute.
- [159] H. Unbehauen, *Regelungstechnik 1: Klassische Verfahren zur Analyse und Synthese linearer kontinuierlicher Regelsysteme, Fuzzy-Regelsysteme: ... 25 Tabellen* (Studium), 15., überarb. und erw. Aufl. Wiesbaden: Vieweg+Teubner, 2008, 401 S.
- [160] G. F. Franklin, J. D. Powell und A. Emami-Naeini, *Feedback Control of Dynamic Systems*, 8. Aufl. New York: Pearson, 2019.
- [161] J. Lunze, *Regelungstechnik 2* (Springer-Lehrbuch). Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2014.
- [162] J.-P. Corriou, *Process Control: Theory and Applications*. Cham: Springer International Publishing, 2018.

- [163] Reach-Robotics, *Kinematic and dynamic properites - reach alpha - updated 2022*, 2022.
- [164] T. Hrycej, *Robuste Regelung*. Berlin, Heidelberg: Springer, 2018.
- [165] O.-E. Fjellstad, „Control of unmanned underwater vehicles in six degrees of freedom a quaternion feedback approach,“ Dissertation, University of Trondheim, Trondheim, Norway, 1994, 136 S.
- [166] T. S. Andersen und R. Kristiansen, „Quaternion guidance and control of quadrotor,“ in *2017 International Conference on Unmanned Aircraft Systems (ICUAS)*, Miami, FL, USA: IEEE, Juni 2017, S. 1567–1601.
- [167] B. Bacon, „Quaternion-based control architecture for determining controllability/maneuverability limits,“ in *AIAA Guidance, Navigation, and Control Conference*, Minneapolis, Minnesota: American Institute of Aeronautics und Astronautics, 13. Aug. 2012.
- [168] E. Fresk und G. Nikolakopoulos, „Full quaternion based attitude control for a quadrotor,“ in *2013 European Control Conference (ECC)*, Zurich: IEEE, Juli 2013, S. 3864–3869.
- [169] J. Heitzer, *Orthogonalität und Approximation: Vom Lotfällen bis zum JPEG-Format Von der Schulmathematik zu modernen Anwendungen*. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 2012.

A. Anhang

A.1. Daten - Manipulator

Dieser Abschnitt stellt die wesentlichen Parameter des in dieser Arbeit verwendeten Reach Alpha 5 Manipulators zusammen, welche der Dokumentation des Herstellers [163] entnommen wurden. Neben den Massen, dem Volumen, den Trägheitstensen, Massen- und Auftriebsmittelpunkten der Armteile werden auch die DH-Parameter und die Berechnung der inversen Kinematik vorgestellt.

A.1.1. DH-Parameter

Die Tabelle A.1 listet die DH-Parameter des verwendeten Manipulators auf. In Abbildung A.1 ist der Manipulator skizziert und die in Tabelle A.1 angegebenen DH-Parameter $d_{k-1 \rightarrow k}$ und $a_{k-1 \rightarrow k}$ eingezeichnet. Die nach der DH-Konvention festgelegten Gelenkkoordinatensysteme sind in Abbildung A.2 dargestellt.

Tabelle A.1.: DH-Parameter für den Reach Alpha 5 Manipulator.

Gelenk	$d_{k-1 \rightarrow k}$ [m]	$\theta_{k-1 \rightarrow k}$ [°]	$a_{k-1 \rightarrow k}$ [m]	$\alpha_{k-1 \rightarrow k}$ [°]
1 → 2	0,0462	$\gamma_1 + 180$	0,02	90
2 → 3	0	$\gamma_2 - 74,61$	0,15071	180
3 → 4	0	$\gamma_3 - 74,61$	0,02	-90
4 → 5	-0,18	$\gamma_4 + 90$	0	90
5 → 6	0	-90	0	0

A.1.2. Modellparameter

In Tabelle A.2 sind die Vektoren aufgelistet, die die Position der Auftriebs- und Massenmittelpunkte der Armteile des verwendeten Reach Alpha 5 Manipulators jeweils im armteileigenen Koordinatensystem beschreiben. Die Masse und das von den Armteilen verdrängte Volumen sind in der Tabelle A.3 aufgeführt. Die Trägheitstensen werden vom Hersteller jeweils im armteileigenen Koordinatensystem angegeben. Für die Verwendung der Trägheitstensen in dem in Kapitel 2.4 vorgestellten Manipulator-Modell, wird eine Beschreibung im Koordinatensystem des Massenmittelpunkts des Armteils benötigt. Entsprechend müssen die Herstellerangaben rotiert und durch die Anwendung des Satzes von Steiner verschoben werden. Tabelle A.4 listet die Trägheitstensen für beide Koordinatensysteme auf.

A.1.3. Inverse Kinematik

Der Aufbau und die Anordnung der Gelenke des Reach Alpha 5 Manipulators entsprechen der Definition des Robotertyps „vertikaler Knickarmroboter mit drei Hauptbewegungsgelenken“.

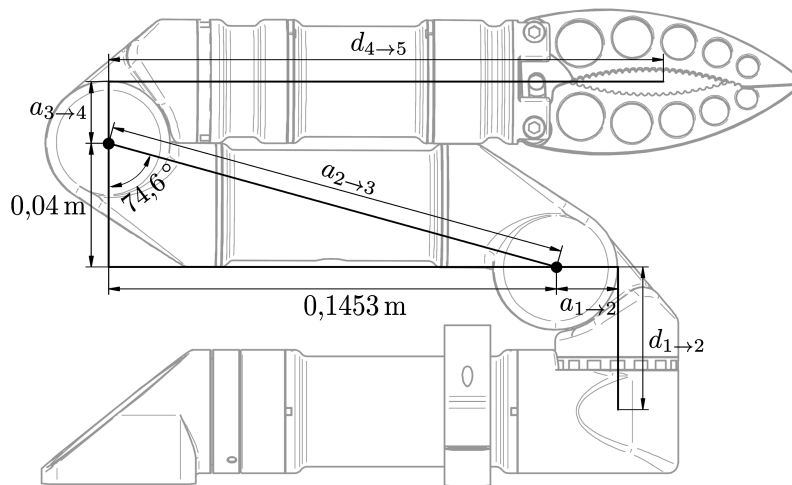


Abbildung A.1.: Manipulator Reach Alpha 5 mit eingezeichneten DH-Parametern.

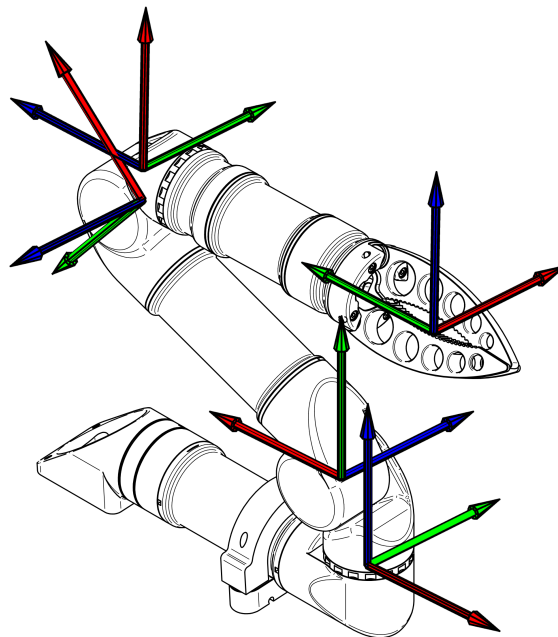


Abbildung A.2.: Darstellung des verwendeten Reach Alpha 5 Manipulators mit eingezeichneten Koordinatensystemen nach der DH-Konvention.

Zusätzlich besitzt der Manipulator ein Gelenk, um die Ausrichtung des Endeffektors zu verändern, das aber keinen Einfluss auf die inverse Kinematik der Hauptgelenke hat. Für bestimmte Punkte im Arbeitsraum ist die Lösung der inversen Kinematik nicht eindeutig, da jeweils zwei Gelenkwinkelkonfigurationen des Manipulators existieren, um diese Punkte anzufahren. Die Gelenkwinkelkonfigurationen werden mit Konfiguration 1 und Konfiguration 2 bezeichnet (siehe Abbildung 4.10). Für die Lösung der inversen Kinematik kann ein geometrischer Dreiecksansatz, wie er in Abbildung A.3 für die Konfiguration 1 dargestellt ist, verwendet werden.

Tabelle A.2.: Position des Auftriebs- und Massenmittelpunkts des Reach Alpha 5 Manipulators beschrieben im armteileigenen Koordinatensystem.

Armteil	Auftriebsmittelpunkt [m]			Massenmittelpunkt [m]		
	x	y	z	x	y	z
1	-0,075	-0,006	-0,003	-0,075	-0,006	-0,003
2	-0,021	-0,014	0,003	-0,015	-0,030	0,001
3	-0,078	0	0,002	-0,078	0	0
4	-0,017	0,017	0,001	-0,003	0,002	-0,026
5	0	0,082	-0,003	0	0,082	-0,003

Tabelle A.3.: Auflistung der Massen der Armteile des Reach Alpha 5 Manipulators und des von ihnen jeweils verdrängten Volumens, für die Berechnung der Gewichtskraft- und Auftriebskräfte.

Armteil	Masse [kg]	verdrängtes Volumen [m ³]
1	0,341	$0,202 \cdot 10^{-3}$
2	0,194	$0,018 \cdot 10^{-3}$
3	0,429	$0,203 \cdot 10^{-3}$
4	0,115	$0,025 \cdot 10^{-3}$
5	0,333	$0,155 \cdot 10^{-3}$

Tabelle A.4.: Auflistung der Trägheitstensoren der Armteile des Reach Alpha 5 Manipulators beschrieben im Koordinatensystem und im Massenmittelpunkt des jeweiligen Armteils.

Armteil	Trägheitstensor im Bezugssystem [kg m ²]	Trägheitstensor im Massenmittelpunkt [kg m ²]
1	$\begin{bmatrix} 99 & 139 & 115 \\ 139 & 2920 & 3 \\ 115 & 3 & 2934 \end{bmatrix} \cdot 10^{-6}$	$\begin{bmatrix} 84 & 292 & 192 \\ 292 & 999 & 9 \\ 192 & 9 & 1004 \end{bmatrix} \cdot 10^{-6}$
2	$\begin{bmatrix} 189 & 5 & 54 \\ 5 & 213 & 3 \\ 54 & 3 & 67 \end{bmatrix} \cdot 10^{-6}$	$\begin{bmatrix} 12 & 34 & 2 \\ 34 & 23 & -9 \\ 2 & -9 & -8 \end{bmatrix} \cdot 10^{-6}$
3	$\begin{bmatrix} 87 & -76 & -10 \\ -76 & 3190 & 0 \\ -10 & 0 & 3213 \end{bmatrix} \cdot 10^{-6}$	$\begin{bmatrix} 87 & 76 & 10 \\ 76 & 599 & 0 \\ 10 & 0 & 622 \end{bmatrix} \cdot 10^{-6}$
4	$\begin{bmatrix} 120 & -61 & -1 \\ -61 & 62 & 0 \\ -1 & 0 & 156 \end{bmatrix} \cdot 10^{-6}$	$\begin{bmatrix} 42 & -2 & 70 \\ -2 & 77 & -6 \\ 70 & -6 & 61 \end{bmatrix} \cdot 10^{-6}$
5	$\begin{bmatrix} 3709 & 2 & -4 \\ 2 & 3734 & 0 \\ -4 & 0 & 79 \end{bmatrix} \cdot 10^{-6}$	$\begin{bmatrix} 1467 & 4 & 2 \\ 4 & 76 & -82 \\ 2 & -82 & 1495 \end{bmatrix} \cdot 10^{-6}$

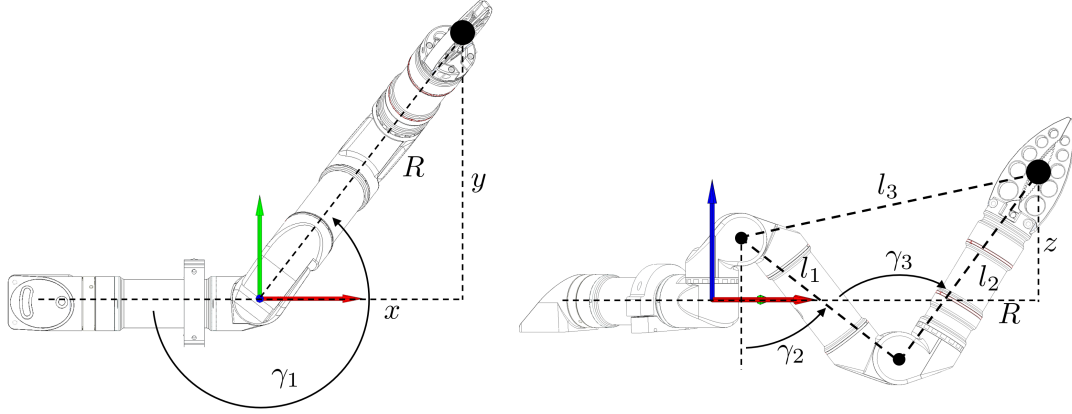


Abbildung A.3.: Geometrischer Berechnungsansatz für die inverse Kinematik des Reach Alpha 5 Manipulators für die Konfiguration 1. Links: Draufsicht, Ansatz zur Berechnung von Gelenkwinkel γ_1 . Rechts: Seitenansicht, Ansatz zur Berechnung der Gelenkwinkel γ_2 und γ_3 .

Konfiguration 1

Die Dimensionen der Dreiecke für die Konfiguration 1 für einen gegebenen Punkt $\mathbf{p}_{test} = [x, y, z]^T$, im Basiskoordinatensystem des Manipulators, können aus den gegebenen DH-Parametern mit

$$\begin{aligned}
R &= \sqrt{x^2 + y^2} \\
l_1 &= a_{2 \rightarrow 3} \\
l_2 &= \sqrt{a_{3 \rightarrow 4}^2 + d_{4 \rightarrow 5}^2} \\
l_3 &= \sqrt{(R - a_{1 \rightarrow 2})^2 + (z - d_{1 \rightarrow 2})^2}
\end{aligned} \tag{A.1}$$

berechnet werden. Die gesuchten Gelenkwinkel für die ersten drei Achsen ergeben sich über Winkelbeziehungen zu

$$\begin{aligned}
\gamma_1 &= \text{atan2}(y, x) + \pi \\
\gamma_2 &= \frac{\pi}{2} + \text{atan2}\left((z - d_{1 \rightarrow 2}), (R - a_{1 \rightarrow 2})\right) - \arccos\left(\frac{l_1^2 + l_3^2 - l_2^2}{2l_1l_3}\right) - \arcsin\left(\frac{2a_{3 \rightarrow 4}}{l_1}\right) \\
\gamma_3 &= \arccos\left(\frac{l_1^2 + l_2^2 - l_3^2}{2l_1l_2}\right) - \arcsin\left(\frac{2a_{3 \rightarrow 4}}{l_1}\right) - \arcsin\left(\frac{a_{3 \rightarrow 4}}{l_2}\right).
\end{aligned} \tag{A.2}$$

Konfiguration 2

Die Dimensionen der Dreiecke für die Konfiguration 2 für einen gegebenen Punkt $\mathbf{p}_{test} = [x, y, z]^T$, im Basiskoordinatensystem des Manipulators, können aus den gegebenen

DH-Parametern mit

$$\begin{aligned}
R &= \sqrt{x^2 + y^2} \\
l_1 &= a_{2 \rightarrow 3} \\
l_2 &= \sqrt{a_{3 \rightarrow 4}^2 + d_{4 \rightarrow 5}^2} \\
l_3 &= \sqrt{(R + a_{1 \rightarrow 2})^2 + (z - d_{1 \rightarrow 2})^2}
\end{aligned} \tag{A.3}$$

berechnet werden. Die gesuchten Gelenkwinkel für die ersten drei Achsen ergeben sich über Winkelbeziehungen zu

$$\begin{aligned}
\gamma_1 &= \text{atan2}(y, x) \\
\gamma_2 &= \frac{3\pi}{2} - \text{atan2}\left((z - d_{1 \rightarrow 2}), (R + a_{1 \rightarrow 2})\right) - \arccos\left(\frac{l_1^2 + l_3^2 - l_2^2}{2l_1l_3}\right) - \arcsin\left(\frac{2a_{3 \rightarrow 4}}{l_1}\right) \\
\gamma_3 &= \arccos\left(\frac{l_1^2 + l_2^2 - l_3^2}{2l_1l_2}\right) - \arcsin\left(\frac{2a_{3 \rightarrow 4}}{l_1}\right) - \arcsin\left(\frac{a_{3 \rightarrow 4}}{l_2}\right).
\end{aligned} \tag{A.4}$$

A.2. Orientierungsfehlerbeschreibung mit Quaternion

Die Beschreibung von Orientierungsfehlern ist bei der Verwendung von Quaternionen in unterschiedlicher Weise möglich. In [165] wird für die Berechnung des Orientierungsfehlers $\tilde{\mathbf{q}}$ die arithmetische Differenz zwischen Ist- und Soll-Quaternion mit

$$\tilde{\mathbf{q}} = \mathbf{q} - \mathbf{q}_d \tag{A.5}$$

gebildet. In [166], [167], [168] und [158] wird stattdessen der Orientierungsfehler über ein Quaternion-Produkt aus dem konjugierten Ist-Quaternion $\bar{\mathbf{q}}$ und dem gewünschten Soll-Quaternion \mathbf{q}_d berechnet

$$\tilde{\mathbf{q}}_p = \bar{\mathbf{q}}\mathbf{q}_d. \tag{A.6}$$

Im Folgenden wird gezeigt, dass diese beiden Fehlerbeschreibungsformen äquivalente Ausdrücke darstellen. Werden die Fehlervektoren $\tilde{\mathbf{q}}$ und $\tilde{\mathbf{q}}_p$ der beiden Methoden (A.5) und (A.6) sowie die Bildungsvorschriften (2.9) und (2.11) betrachtet, so ist auffällig, dass in beiden Fällen innerhalb der Regelung ein anderes Ziel für die Entwicklung des erdfesten Fehlervektors verfolgt werden muss. Wird im Falle der Differenzbildung versucht durch eine Regelung $\tilde{\mathbf{q}} = [0, 0, 0, 0]^T$ zu erreichen, so ist das Ziel bei der Verwendung der Quaternion-Multiplikation $\tilde{\mathbf{q}}_p = [1, 0, 0, 0]^T$, ein Quaternion, welches die Übereinstimmung der Ist- und Soll-Orientierung beschreibt. Dieser Unterschied macht klar, dass im Falle der Verwendung eines erdfesten Regelungsalgorithmus unterschiedliche Verfahren für die verschiedenen Fehlerbeschreibungen angewendet werden müssen. Wird hingegen eine Regelung im körperfesten Bezugssystem angestrebt, so muss in beiden Fällen eine Transformation des erdfesten Fehlervektors in einen körperfesten Fehlervektor erfolgen. Im Falle der Differenzbildung ist für die Transformation $2 \begin{pmatrix} b \\ e \end{pmatrix} \mathbf{U}(\mathbf{q})^T$ unter Verwendung des Ist-Quaternion \mathbf{q} notwendig. Aufgrund

von (2.37) kann die Berechnung des körperfesten Fehlervektors hin zu

$$\begin{aligned}
{}^b\tilde{\mathbf{q}} &= 2 \left({}^b_e\mathbf{U}(\mathbf{q}) \right)^T (\mathbf{q}_d - \mathbf{q}) \\
&= 2 \left(\left({}^b_e\mathbf{U}(\mathbf{q}) \right)^T \mathbf{q}_d - \left({}^b_e\mathbf{U}(\mathbf{q}) \right)^T \mathbf{q} \right) \\
&= 2 \left(\begin{bmatrix} -\epsilon_1 & \eta & \epsilon_3 & -\epsilon_2 \\ -\epsilon_2 & -\epsilon_3 & \eta & \epsilon_1 \\ -\epsilon_3 & \epsilon_2 & -\epsilon_1 & \eta \end{bmatrix} \mathbf{q}_d - \begin{bmatrix} -\epsilon_1 & \eta & \epsilon_3 & -\epsilon_2 \\ -\epsilon_2 & -\epsilon_3 & \eta & \epsilon_1 \\ -\epsilon_3 & \epsilon_2 & -\epsilon_1 & \eta \end{bmatrix} \mathbf{q} \right) \\
&= 2 \left(\begin{bmatrix} -\epsilon_1 & \eta & \epsilon_3 & -\epsilon_2 \\ -\epsilon_2 & -\epsilon_3 & \eta & \epsilon_1 \\ -\epsilon_3 & \epsilon_2 & -\epsilon_1 & \eta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \eta_d \\ \epsilon_{1,d} \\ \epsilon_{2,d} \\ \epsilon_{3,d} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} -\epsilon_1 & \eta & \epsilon_3 & -\epsilon_2 \\ -\epsilon_2 & -\epsilon_3 & \eta & \epsilon_1 \\ -\epsilon_3 & \epsilon_2 & -\epsilon_1 & \eta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \eta \\ \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \epsilon_3 \end{bmatrix} \right) \quad (\text{A.7}) \\
&= 2 \left(\begin{bmatrix} -\eta_d\epsilon_1 + \epsilon_{1,d}\eta + \epsilon_{2,d}\epsilon_3 - \epsilon_{3,d}\epsilon_2 \\ -\eta_d\epsilon_2 - \epsilon_{1,d}\epsilon_3 + \epsilon_{2,d}\eta + \epsilon_{3,d}\epsilon_1 \\ -\eta_d\epsilon_3 + \epsilon_{1,d}\epsilon_2 - \epsilon_{2,d}\epsilon_1 + \epsilon_{3,d}\eta \end{bmatrix} - \underbrace{\begin{bmatrix} -\eta\epsilon_1 + \epsilon_1\eta + \epsilon_2\epsilon_3 - \epsilon_3\epsilon_2 \\ -\eta\epsilon_2 - \epsilon_1\epsilon_3 + \epsilon_2\eta + \epsilon_3\epsilon_1 \\ -\eta\epsilon_3 + \epsilon_1\epsilon_2 - \epsilon_2\epsilon_1 + \epsilon_3\eta \end{bmatrix}}_0 \right) \\
&= 2 \left({}^b_e\mathbf{U}(\mathbf{q}) \right)^T \mathbf{q}_d
\end{aligned}$$

vereinfacht werden. Die linke Spalte in Abbildung A.4 illustriert diese Umformungen der Bildungsvorschrift.

Wird der Fehlervektor über die gezeigte Quaternion-Multiplikation gebildet, so ist das Ergebnis $\tilde{\mathbf{q}}_p$ weiterhin ein Quaternion. Dieses Quaternion ist bereits im Koordinatensystem, welches durch das Ist-Quaternion repräsentiert wird, beschrieben. Für einen körperfesten Fehlervektor ist eine Transformation mit $2 \left({}^b_e\mathbf{U}(\mathbf{q}_u) \right)^T$, wobei $\mathbf{q}_u = [1, 0, 0, 0]^T$ gilt, ausreichend (siehe Abbildung A.4).

Vergleicht man die Berechnungsvorschrift (A.7) für den körperfesten Fehlervektor, die über eine Quaternion-Differenz hergeleitet wurde

$${}^b\tilde{\mathbf{q}} = 2 \left({}^b_e\mathbf{U}(\mathbf{q}) \right)^T \mathbf{q}_d = 2 \begin{bmatrix} \eta\epsilon_{1,d} - \epsilon_1\eta_d - \epsilon_2\epsilon_{3,d} + \epsilon_3\epsilon_{2,d} \\ \eta\epsilon_{2,d} + \epsilon_1\epsilon_{3,d} - \epsilon_2\eta_d - \epsilon_3\epsilon_{1,d} \\ \eta\epsilon_{3,d} - \epsilon_1\epsilon_{2,d} + \epsilon_2\epsilon_{1,d} - \epsilon_3\eta_d \end{bmatrix}, \quad (\text{A.8})$$

mit der Berechnungsvorschrift, welche über eine Quaternion-Multiplikation hergeleitet wurde

$$\begin{aligned}
{}^b\tilde{\mathbf{q}} &= 2 \left({}^b_e\mathbf{U}(\mathbf{q}_u) \right)^T (\bar{\mathbf{q}}\mathbf{q}_d) \\
&= 2 \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \eta\eta_d + \epsilon_1\epsilon_{1,d} + \epsilon_2\epsilon_{2,d} + \epsilon_3\epsilon_{3,d} \\ \eta\epsilon_{1,d} - \epsilon_1\eta_d - \epsilon_2\epsilon_{3,d} + \epsilon_3\epsilon_{2,d} \\ \eta\epsilon_{2,d} + \epsilon_1\epsilon_{3,d} - \epsilon_2\eta_d - \epsilon_3\epsilon_{1,d} \\ \eta\epsilon_{3,d} - \epsilon_1\epsilon_{2,d} + \epsilon_2\epsilon_{1,d} - \epsilon_3\eta_d \end{bmatrix}, \quad (\text{A.9}) \\
&= 2 \begin{bmatrix} \eta\epsilon_{1,d} - \epsilon_1\eta_d - \epsilon_2\epsilon_{3,d} + \epsilon_3\epsilon_{2,d} \\ \eta\epsilon_{2,d} + \epsilon_1\epsilon_{3,d} - \epsilon_2\eta_d - \epsilon_3\epsilon_{1,d} \\ \eta\epsilon_{3,d} - \epsilon_1\epsilon_{2,d} + \epsilon_2\epsilon_{1,d} - \epsilon_3\eta_d \end{bmatrix}
\end{aligned}$$

so wird deutlich, dass beide Ansätze für die Berechnung des körperfesten Fehlervektors zum

selben Ergebnis führen.

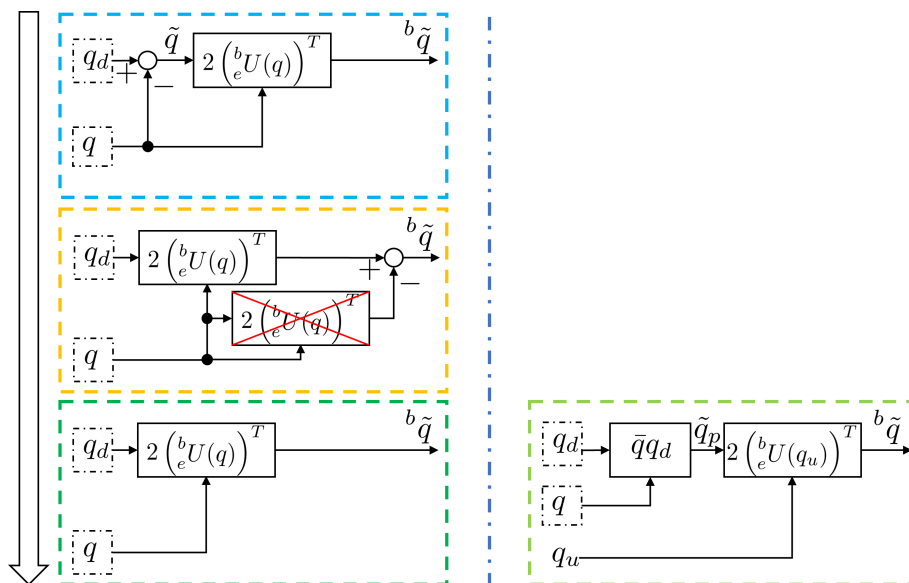


Abbildung A.4.: Links: Blockschaltbild zur Berechnung des körperfesten Fehlervektors, basierend auf einer erdfesten Differenzbildung zwischen Soll- und Ist-Quaternion. Rechts: Berechnung des körperfesten Fehlervektors, basierend auf einer erdfesten Quaternion-Multiplikation.

A.3. Daten - ROV

Das in dieser Arbeit entwickelte Fahrzeugführungssystem wurde an einem UVMS-Verbundsystem aus BlueROV2 Trägerplattform und Reach Alpha 5 Manipulator validiert. Die folgenden Abschnitte präsentieren die Modellparameter und weitere Informationen der ROV-Trägerplattform.

A.3.1. Modellparameter

Tabelle A.5 listet die ermittelten Parameter für das Fahrzeugmodell zur Beschreibung des Bewegungsverhaltens des ROVs auf. Abbildung A.5 illustriert die Entwicklung des Strömungswiderstandes über die Geschwindigkeit, aufgeschlüsselt für die einzelnen Freiheitsgrade. Neben der quadratischen Approximation des Strömungswiderstands sind auch die Messpunkte aus den fremdangetriebenen Versuchen, die in Abschnitt 4.4.1 beschrieben wurden, in den Graphen eingezeichnet.

A.3.2. Weitere Kenngrößen

Für die Umsetzung des Fahrzeugführungssystems werden, neben den im vorherigen Abschnitt vorgestellten Modellparametern, noch weitere Kenngrößen des ROVs benötigt. Die Berechnung der Allokationsstrategie aus Abschnitt 2.3 erfordert genaue Angaben zur Position, Ausrichtung und zum Verhalten der Propellerantriebe, damit zuverlässig die Antriebsstellgrößen für einen vorgegebenen Kraft- und Drehmomentenvektor generiert werden können. Tabelle A.6 listet die Position und Ausrichtung der Antriebe bezogen auf das körperfeste Koordinatensystem

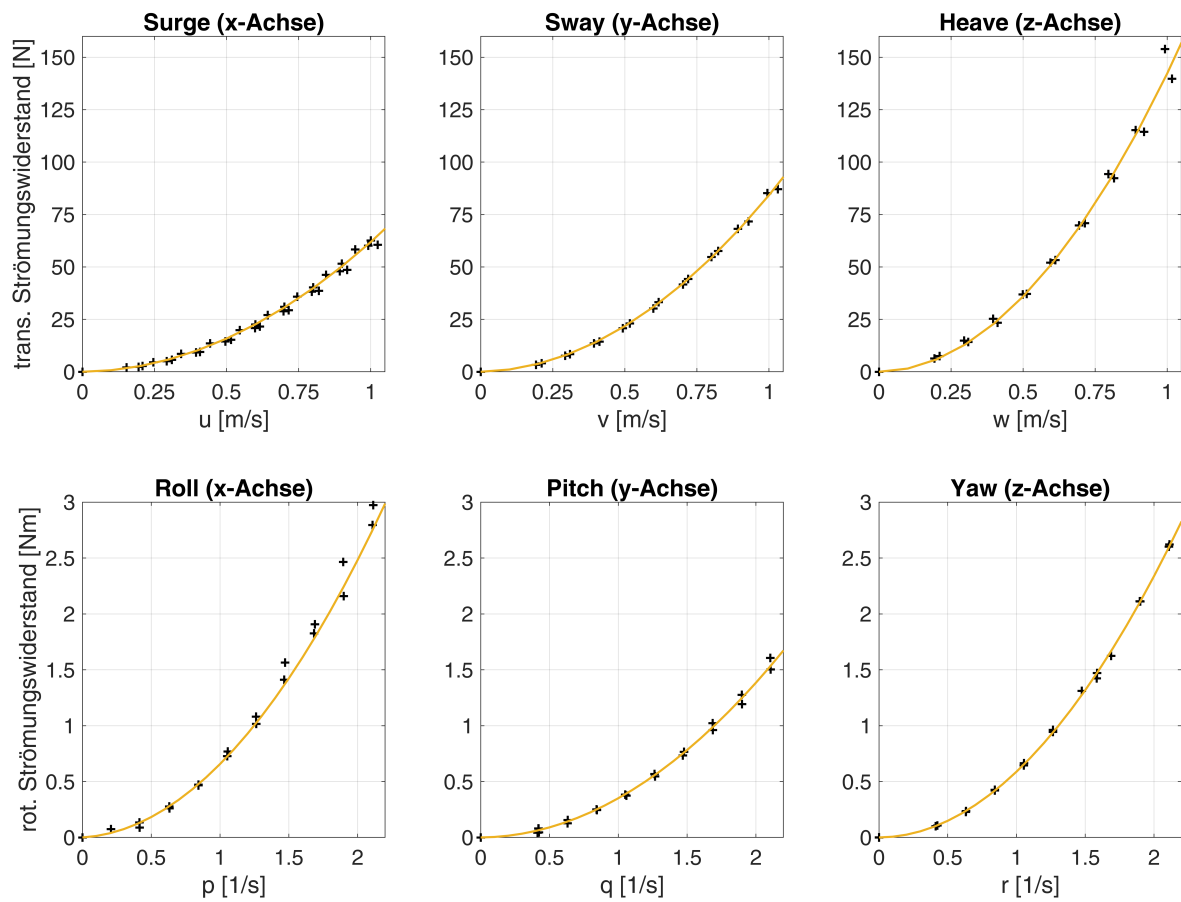


Abbildung A.5.: Darstellung der Kennlinien des hydrodynamischen Strömungswiderstands und der Messpunkte für die verschiedenen Freiheitsgrade des ROVs. In der oberen Reihe sind die Kurven für die translatorischen, in der unteren Reihe die der rotatorischen Freiheitsgrade dargestellt.

Tabelle A.5.: Modellparameter ROV (ohne Manipulator).

<i>Parameter</i>	<i>Wert</i>	<i>Einheit</i>	<i>Bemerkung</i>
${}^e \mathbf{f}_g$	[0 0 123,2]	N	Komponenten für die Berechnung der Rüstelleffekte $\mathbf{g}(\boldsymbol{\xi})$
${}^e \mathbf{f}_b$	[0 0 130,9]	N	
${}^b \mathbf{r}_g$	[0 0 0]	m	
${}^b \mathbf{r}_b$	[0,0072 0 -0,018]	m	
m_{rov}	12,56	kg	Komponenten der Massenmatrix \mathbf{M}_{RB} des starren Körpers
$I_{rov,x}$	0,4136	kg m ²	
$I_{rov,y}$	0,2861	kg m ²	
$I_{rov,z}$	0,5646	kg m ²	
$X_{\dot{u}}$	50,3331	kg	Komponenten der hydrodynamischen Massenmatrix \mathbf{M}_A
$Y_{\dot{v}}$	59,1439	kg	
$Z_{\dot{w}}$	100,0985	kg	
$K_{\dot{p}}$	0,3294	kg m ²	
$M_{\dot{q}}$	0,3289	kg m ²	
$N_{\dot{r}}$	0,2612	kg m ²	
X_u	1,4788	N s/m	Komponenten der linearen Dämpfungsmatrix \mathbf{D}_{lin}
Y_v	2,8187	N s/m	
Z_w	1,2983	N s/m	
K_p	0,0726	N m s	
M_q	0,0097	N m s	
N_r	0,0077	N m s	
$X_{ u u}$	60,3910	N s ² /m ²	Komponenten der quadratischen Dämpfungsmatrix \mathbf{D}_{quad}
$Y_{ v v}$	81,4104	N s ² /m ²	
$Z_{ w w}$	140,8734	N s ² /m ²	
$K_{ p p}$	0,5841	N m s ²	
$M_{ q q}$	0,3411	N m s ²	
$N_{ r r}$	0,5805	N m s ²	

des ROVs auf. Die Propeller der Antriebe sind nicht symmetrisch, sodass eine Vorzugsdrehrichtung existiert, bei der eine höhere Schubkraft erzeugt wird bei gleicher Leistungsaufnahme. In Tabelle A.6 ist diese Vorzugsdrehrichtung mit „CW“ für „im Uhrzeigersinn“ und „CCW“ für „Gegen den Uhrzeigersinn“ markiert. Die unterschiedlichen Ausprägungen der Propellertypen sind in Abbildung A.6 ersichtlich. Abbildung A.7 zeigt den Verlauf für die Schubkraft, Strom- und Leistungsaufnahme der verwendeten Antriebe über die normierte Stellgröße. Die Asymmetrie des Propellers ist besonders deutlich in der Kennlinie der Schubkraft zu erkennen.

Für die Zusammenführung der Messergebnisse der verschiedenen Sensorsysteme im Rahmen der Berechnung der Navigationslösung wird deren Position und die sich ergebenden Hebelarme benötigt. In Tabelle A.7 ist die Position dieser zusätzlichen Referenzkoordinatensysteme im körperfesten Bezugssystem des ROVs angegeben.

Tabelle A.6.: Position und Ausrichtung der Propellerantriebe im körperfesten Koordinatensystem des BlueROV2.

Nr	Position [m]			Ausrichtung [°]		Beschreibung
	\mathbf{H}_T^T			Azimet	Elevation	
	x	y	z	α	β	
1	0,138	0,103	0,016	-48	0	CCW, horizontal, [Bug, Steuerbord]
2	0,138	-0,103	0,016	48	0	CCW, horizontal, [Bug, Backbord]
3	-0,142	0,101	0,016	-132	0	CW, horizontal, [Heck, Steuerbord]
4	-0,142	-0,101	0,016	132	0	CW, horizontal, [Heck, Backbord]
5	0,126	0,218	-0,045	0	90	CCW, vertikal, [Bug, Steuerbord]
6	0,126	-0,218	-0,045	0	90	CW, vertikal, [Bug, Backbord]
7	-0,114	0,218	-0,045	0	90	CW, vertikal, [Heck, Steuerbord]
8	-0,114	-0,218	-0,045	0	90	CCW, vertikal, [Heck, Backbord]

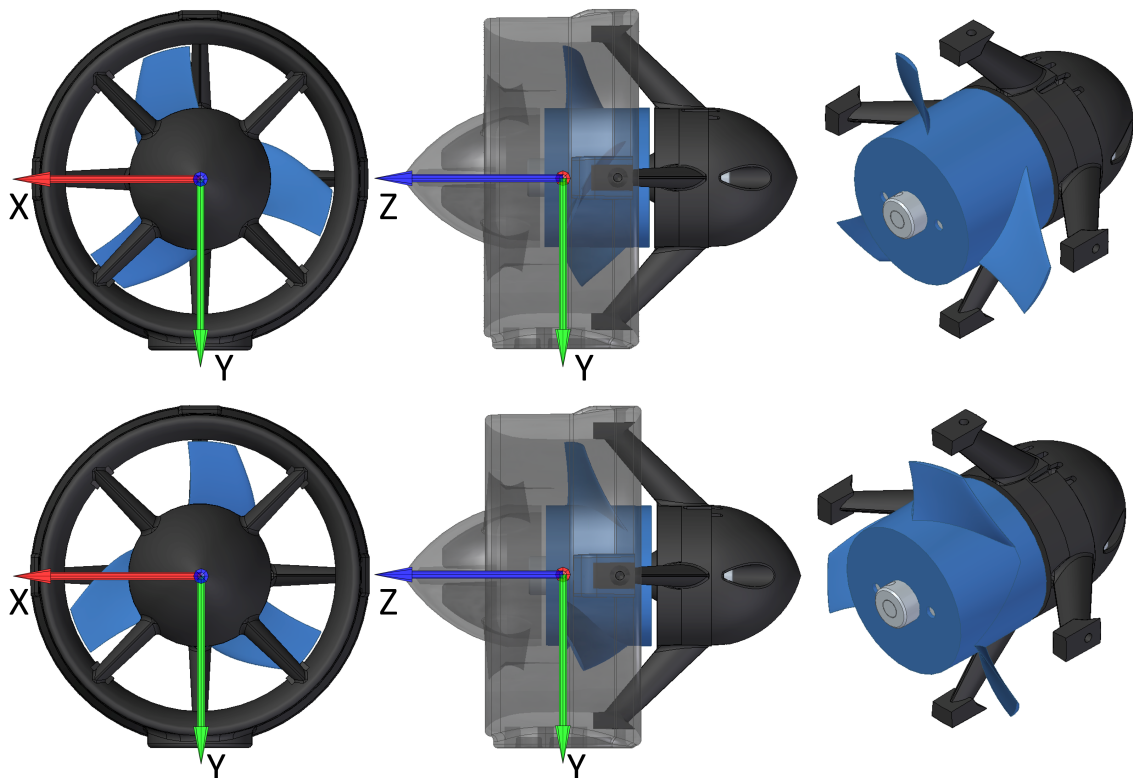


Abbildung A.6.: Zeichnungen der unterschiedlichen Propellertypen des T200-Antriebs der BlueROV2 Trägerplattform. Oben: Vorzugsdrehrichtung im Uhrzeigersinn (CW). Unten: Antrieb mit Vorzugsdrehrichtung gegen den Uhrzeigersinn (CCW).

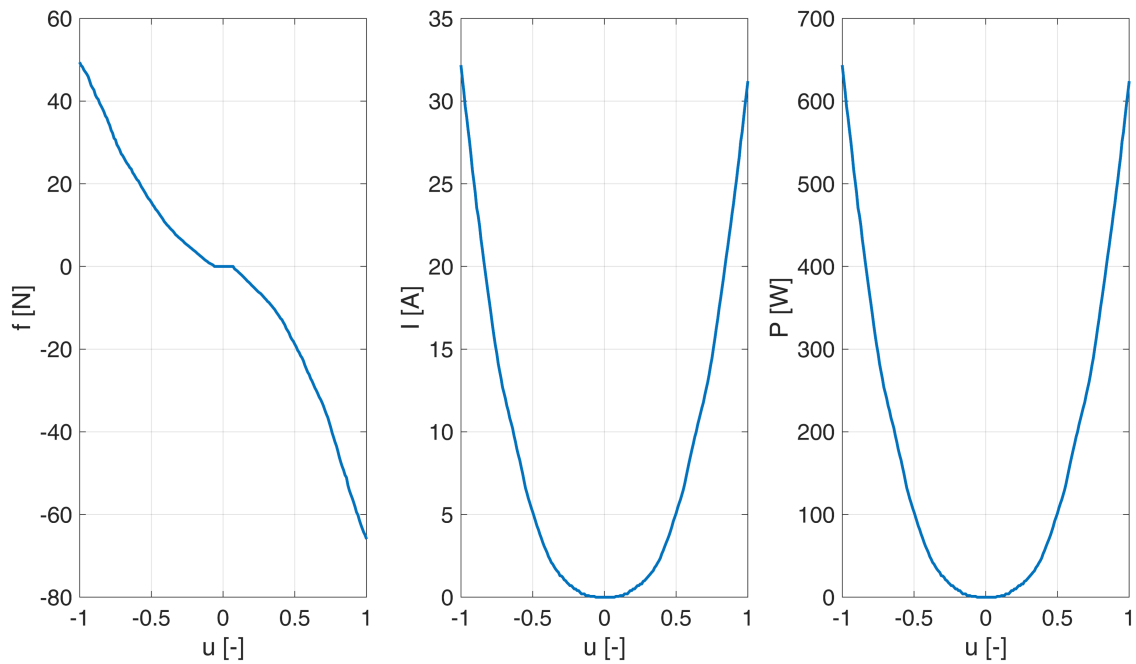


Abbildung A.7.: Kennlinien der T200-Propellerantriebe mit „CW“-Propeller des BlueROV2 bei einer Versorgungsspannung von 20 V. Links: Schubkraft über Stellgröße ohne Anströmung des Propellers. Mitte: Stromaufnahme. Rechts: Aufgenommene elektrische Leistung.

Tabelle A.7.: Positionen weiterer Referenzkoordinatensysteme im körperfesten Bezugssystem des ROVs. Die Ausrichtung der Referenzkoordinatensysteme ist dabei identisch zum Bezugssystem des ROVs.

Beschreibung	Position [m]		
	x	y	z
Lokalisierungssystem	0,006	0,0	-0,131
IMU	0,025	-0,01	-0,076
DVL	-0,012	-0,108	0,101
Manipulator	0,154	0,004	0,178

A.4. Minimaler Abstand zweier Kapseln

Für die Kollisionserkennung zwischen verschiedenen Objekten können sogenannte Bounding Volumes, primitive Hüllkörper, die das komplexe Objekt vollständig einschließen, verwendet werden. Neben Kugeln, sind pillen- oder kapselförmige Körper in besonderem Maße für diese Aufgabe geeignet. Im Folgenden wird ein Algorithmus nach Abbildung 4.11 beziehungsweise A.8 für die Berechnung des minimalen Abstands und somit zur Kollisionserkennung zwischen zwei Kapseln vorgestellt.

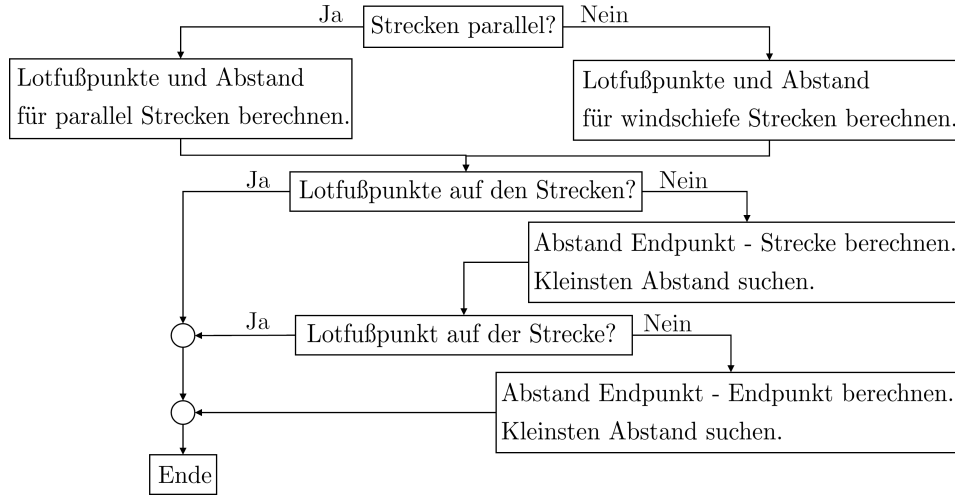


Abbildung A.8.: Ablauf zur Ermittlung des minimalen Abstands zur Kollisionserkennung zwischen zwei kapselförmigen Körpern.

Eine Kapsel kann durch eine Strecke und einen Radius vollständig definiert werden. Für die Berechnung des minimalen Abstands seien zwei Kapseln, durch die abgeschlossenen Strecken S_1 und S_2 mit ihren jeweiligen Start- und Endpunkten

$$\mathbf{S}_1 = [\mathbf{g}_{1,start} \quad \mathbf{g}_{1,end}] \quad \mathbf{S}_2 = [\mathbf{g}_{2,start} \quad \mathbf{g}_{2,end}] \quad (\text{A.10})$$

gegeben. Basierend auf diesen Punkten können die Parameterdarstellungen der Strecken mit

$$\mathbf{S}_1(n) = \mathbf{a}_{S1} + n\mathbf{b}_{S1} \quad \text{mit} \quad 0 \leq n \leq \|\mathbf{g}_{1,start} - \mathbf{g}_{1,end}\|_2 \quad (\text{A.11})$$

und

$$\mathbf{S}_2(n) = \mathbf{a}_{S2} + n\mathbf{b}_{S2} \quad \text{mit} \quad 0 \leq n \leq \|\mathbf{g}_{2,start} - \mathbf{g}_{2,end}\|_2 \quad (\text{A.12})$$

abgeleitet werden, wobei

$$\begin{aligned} \mathbf{a}_{S1} &= \mathbf{g}_{1,start} & \mathbf{b}_{S1} &= \frac{\mathbf{g}_{1,end} - \mathbf{g}_{1,start}}{\|\mathbf{g}_{1,start} - \mathbf{g}_{1,end}\|} \\ \mathbf{a}_{S2} &= \mathbf{g}_{2,start} & \mathbf{b}_{S2} &= \frac{\mathbf{g}_{2,end} - \mathbf{g}_{2,start}}{\|\mathbf{g}_{2,start} - \mathbf{g}_{2,end}\|} \end{aligned} \quad (\text{A.13})$$

gilt. Die Größen \mathbf{b}_{S1} und \mathbf{b}_{S2} repräsentieren dabei den normierten Anstieg vom Startpunkt der jeweiligen Strecke \mathbf{a}_{S1} beziehungsweise \mathbf{a}_{S2} .

Im Algorithmus aus Abbildung A.8 wird als Erstes geprüft, ob die Strecken parallel zuein-

ander liegen. Für diese Überprüfung kann das Kreuzprodukt der beiden Anstiege verwendet werden. Gilt

$$\|\mathbf{b}_{S_1} \times \mathbf{b}_{S_1}\|_2 = 0, \quad (\text{A.14})$$

so liegen die Strecken parallel. Liegen die Strecken parallel, so kann mit

$$L = \frac{\|\mathbf{b}_{S_1} \times (\mathbf{a}_{S_2} - \mathbf{a}_{S_1})\|_2}{\|\mathbf{b}_{S_1}\|_2} \quad (\text{A.15})$$

der Abstand zwischen ihnen berechnet werden, sofern mindestens eine lotrechte Projektion, auch Fußpunkt genannt, eines Endpunkts auf der anderen Strecke existiert [150]. Für die beispielhafte Berechnung des Fußpunktes $\mathbf{F}_{g_1, \text{start}; S_2}$, die Projektion vom Punkt $\mathbf{g}_{1, \text{start}}$ auf die Strecke \mathbf{S}_2 , kann

$$\mathbf{F}_{g_1, \text{start}; S_2} = \mathbf{a}_{S_2} + \frac{(\mathbf{g}_{1, \text{start}} - \mathbf{a}_{S_2}) \bullet \mathbf{b}_{S_2}}{\mathbf{b}_{S_2} \bullet \mathbf{b}_{S_2}} \mathbf{b}_{S_2} \quad (\text{A.16})$$

angewendet werden [169]. Die Überprüfung, ob $\mathbf{F}_{g_1, \text{start}; S_2}$ tatsächlich auf der Strecke \mathbf{S}_2 liegt, kann über die Berechnung der Variable n und die Kontrolle ihrer Grenzen in (A.12) erfolgen.

Liegen die Strecken nicht parallel, sondern windschief im Raum, so kann alternativ mit

$$L = \left\| \left(\mathbf{a}_{S_1} - \mathbf{a}_{S_2} \right) \bullet \frac{\mathbf{b}_{S_1} \times \mathbf{b}_{S_2}}{\|\mathbf{b}_{S_1} \times \mathbf{b}_{S_2}\|_2} \right\|_2 \quad (\text{A.17})$$

der Abstand berechnet werden [150]. Nur wenn die Endpunkte der Strecke \mathbf{S}_L , die diesen Abstand repräsentiert, auf den beiden Strecken \mathbf{S}_1 und \mathbf{S}_2 liegen, ist mit (A.17) der minimale Abstand gefunden. Für die Berechnung der Endpunkte kann

$$\mathbf{F}_{g_L, \text{start}; S_1} = \mathbf{a}_{S_1} + \frac{(\mathbf{a}_{S_2} - \mathbf{a}_{S_1}) \bullet \frac{\mathbf{b}_{S_2}}{\mathbf{b}_{S_1} \times \mathbf{b}_{S_2}}}{\mathbf{b}_{S_1} \bullet \frac{\mathbf{b}_{S_2}}{\mathbf{b}_{S_1} \times \mathbf{b}_{S_2}}} \mathbf{b}_{S_1} \quad (\text{A.18})$$

und

$$\mathbf{F}_{g_L, \text{end}; S_2} = \mathbf{a}_{S_2} + \frac{(\mathbf{a}_{S_1} - \mathbf{a}_{S_2}) \bullet \frac{\mathbf{b}_{S_1}}{\mathbf{b}_{S_1} \times \mathbf{b}_{S_2}}}{\mathbf{b}_{S_2} \bullet \frac{\mathbf{b}_{S_1}}{\mathbf{b}_{S_1} \times \mathbf{b}_{S_2}}} \mathbf{b}_{S_2} \quad (\text{A.19})$$

verwendet werden. Die Überprüfung der Punkte erfolgt analog zum ersten untersuchten Fall mit (A.11) beziehungsweise (A.12).

Könnte mit den bisherigen Berechnungen kein gültiger Abstand zwischen den Strecken gefunden werden, so folgt, entsprechend dem Schema in Abbildung A.8, die Überprüfung der Endpunkte der Strecken. Nach dem Muster aus (A.16) werden die Fußpunkte $\mathbf{F}_{g_1, \text{start}; S_2}$, $\mathbf{F}_{g_1, \text{end}; S_2}$, $\mathbf{F}_{g_2, \text{start}; S_1}$ und $\mathbf{F}_{g_2, \text{end}; S_1}$ berechnet. Liegen die Fußpunkte nach (A.11) und (A.12) auf der jeweiligen Strecke, so kann mit der euklidischen Norm die Abstände berechnet und aus diesen der kleinste ausgewählt werden. Liegt kein Fußpunkt auf der jeweiligen Strecke, so werden die Abstände zwischen den Endpunkten der Strecken berechnet und der kleinste ausgewählt. Die Berechnung der Abstände erfolgt ebenfalls über die Bildung der euklidischen Norm.

Eidesstattliche Erklärung

Hiermit erkläre ich, dass die vorliegende Dissertation selbstständig und unter Verwendung der angegebenen Quellen und Hilfsmittel angefertigt wurde. Es wurden keine anderen Quellen außer den angegebenen verwendet und inhaltlich und wörtlich entnommene Stellen sind als solche kenntlich gemacht. Die Dissertation wurde bisher in der gleichen oder ähnlichen Form in keiner anderen Prüfungsbehörde vorgelegt und auch noch nicht veröffentlicht.

Rostock, 29. April 2025

Sven Lack