

Modellierung, Synthese und modellbasierte Bewegungsplanung hyperredundanter, binär aktuierter Manipulatoren

Modelling, synthesis and model-based motion planning for hyper-redundant, binary actuated
manipulators

Von der Fakultät für Maschinenbau
der Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover
zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor-Ingenieurin
genehmigte

Dissertation

von
Svenja Spindeldreier (geb. Tappe), M. Sc.

2021

1. Referent: Prof. Dr.-Ing. Tobias Ortmaier

2. Referent: Prof. Dr.-Ing. Bernd Ponick

Tag der Promotion: 9.12.2020

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am Institut für Mechatronische Systeme (imes) in enger Zusammenarbeit mit dem Institut für Antriebssysteme und Leistungselektronik (IAL), beides an der Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover.

Eine Dissertation ist zwar auf dem Papier die Leistung eines Einzelnen, aber ohne Unterstützung einer Vielzahl von Leuten wäre ich mit der Promotion vermutlich nie soweit gekommen. Daher möchte ich mich an dieser Stelle bei allen den Personen bedanken, die es mir durch ihre Unterstützung, ihren Rat und Beistand ermöglicht haben, diese Arbeit erfolgreich abzuschließen.

Besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Herrn Professor Tobias Ortmaier für die fachliche Betreuung, die persönliche Motivation und das in mich gesetzte Vertrauen. Auch Herrn Professor Bernd Ponick möchte ich für die gute Zusammenarbeit während des Projektes sowie für die Anfertigung des Koreferates danken. Meinen Dank möchte ich außerdem Frau Professorin Annika Raatz für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes aussprechen.

Von ganzem Herzen möchte ich mich bei meinem Projektpartner Michael Dörbaum für die konstruktive Zusammenarbeit, die anregenden Diskussionen und die tolle Hilfsbereitschaft bei allen Angelegenheiten rund um den elektromagnetischen Kippaktor bedanken. Auch meinem ehemaligen Gruppenleiter Jens Kotlarski danke ich für die fachliche Unterstützung sowie die vielen Tipps und Ratschläge - ich weiß, dass es nicht immer einfach mit mir war ;). An dieser Stelle möchte ich meinen Dank außerdem an alle weiteren Projektbeteiligten sowie den vielen Studierenden, die das Projekt im Rahmen von Abschlussarbeiten und Hiwi-Jobs unterstützt haben, richten.

Ein besonderer Dank gilt auch allen meinen Kolleginnen und Kollegen am imes, die mich in dieser Zeit begleitet haben. Der kollegiale Austausch und das Einbringen eigener Ideen auch in andere Projekte – gerne bei einem Tässchen Cappuccino – zeichnen die Arbeit mit euch aus, sodass sich viele der Kollegen zu Freunden entwickelt haben. Ihr seid großartig!

Meinen Freunden und meiner Familie bin ich zutiefst dankbar für den starken Rückhalt, das große Vertrauen und die ständige Motivation. Über allem steht jedoch der Dank an meinen Mann und meinen Sohn - ohne euch und eure Rücksichtnahme hätte ich das nicht geschafft. Ich liebe euch!

Kurzfassung

Die Untersuchung von schwer zu erreichenden Hohlräumen durch schmale Zugänge wird im technischen Umfeld als Boroskopie und in der Medizin als Endoskopie bezeichnet. Wenn neben der reinen Inspektion auch eine Manipulation erfolgen soll, wird ergänzend zu einer guten Anpassbarkeit an gekrümmte Pfade auch eine stabile Arbeitsplattform zur Aufnahme von Manipulationskräften benötigt. Einen Ansatz, die daraus resultierenden Anforderungen an die verwendeten Systeme zu adressieren, stellen schlangenartige Roboter dar. Ihre hyperredundante Struktur aus einzelnen Stellgliedern bietet eine vielseitige Positionierbarkeit. Die Verwendung von binären, kippstabilen Aktoren beschränkt zwar den Arbeitsraum auf wenige diskrete Punkte, bietet aber – in Abhängigkeit vom Antriebsmechanismus – besonders hohe Haltemomente und ermöglicht damit eine gezielte Systemversteifung. Eine Kombination beider Ansätze zur Klasse der binär aktuierten, hyperredundanten Manipulatoren ist in der Lage, diese Anforderungen zu erfüllen, jedoch existiert deutlicher Forschungsbedarf hinsichtlich Methoden zur optimalen Auslegung sowie zur gezielten Verfolgung von Referenzpfaden, sodass Kern der vorliegenden Arbeit die Erforschung der modellbasierten Bewegungsplanung dieser Roboterklasse ist.

Voraussetzung für eine hohe Pfadfolgegenauigkeit ist, dass der Manipulator sich grundsätzlich gut an einen vorgegebenen Referenzpfad anschmiegen kann. Der Einschränkungsggrad durch die diskrete Positionierbarkeit des Manipulators ist dabei abhängig von den geometrischen Parametern der einzelnen Segmente. Die Untersuchungen in dieser Arbeit zeigen, dass durch die Analyse kinematischer Leistungsmerkmale, wie Arbeitsraum(-dichte) oder erzielbarer Krümmungsradius, kein allgemeingültiges optimales Design gefunden werden kann. Daher wird eine Maßsynthese unter Berücksichtigung von Randbedingungen entworfen, in der optimale geometrische Parameter eines einzelnen binären Aktors synthetisiert werden. Darauf aufbauend wird eine Pfadverfolgung gemäß dem „Follow-the-Leader“-Prinzip erarbeitet. Grundidee ist, dass das Endeffektorsegment den Referenzpfad exploriert, während alle weiteren Aktoren dem führenden Segment automatisch folgen. Da binäre Aktoren einen nicht-kontinuierlichen Schaltprozess aufweisen, wird ein modellbasierter Ansatz für die Bestimmung optimaler Schaltsequenzen vorgeschlagen, die zu jedem Zeitpunkt eine hohe Pfadtreue garantieren. Die anschließende experimentelle Evaluation erfolgt nach der Modellierung und Identifikation relevanter Parameter für den Prototyp einer elektromagnetischen Kippaktorkette. Grundsätzlich kann die Funktionsfähigkeit der in dieser Arbeit erforschten Methoden zur Bewegungsplanung sowohl in der Simulation als auch experimentell nachgewiesen werden.

Schlagwörter: hyperredundanter, binär aktuierter Manipulator; Synthese; modellbasierte Pfadverfolgung.

Abstract

The investigation of difficult to reach cavities through narrow accesses is called borescopy in the technical environment and endoscopy in medicine. If manipulation is to be performed in addition to pure inspection, a stable working platform is required to withstand manipulation forces in combination with good adaptability to curved paths. One approach to address the resulting requirements for the systems used are snake-like robots. Their hyper-redundant structure of individual actuators allows for versatile positioning. Although the use of binary, tilt-stable actuators limits the working space to a few discrete points, they offer - depending on the drive mechanism - particularly high holding torques and thus enable a targeted system stiffening. A combination of both approaches to the class of binary actuated, hyper-redundant manipulators is able to meet the required requirements, however, there is a clear need for research into methods for optimal design and the targeted pursuit of reference paths, so that the core of the present work consists the investigation of model-based motion planning of this robot class.

A prerequisite for a high path following accuracy is that the manipulator is able to adapt well to a given reference path. The degree of limitation due to discrete positionability of the manipulator depends on the geometric parameters of the individual segments. The studies in this thesis show that the analysis of kinematic performance characteristics, such as work space (density) or achievable radius of curvature, does not lead to a generally valid optimal design. Therefore, a dimensional synthesis is developed under consideration of boundary conditions, in which optimal geometric parameters of a single binary actuator are synthesized. Based on this, a path following according to the "Follow-the-Leader" principle is elaborated. The basic idea is that the end effector segment explores the reference path, while all other actuators automatically follow the leading segment. Since binary actuators have a discontinuous switching process, a model-based approach is proposed for determining optimal switching sequences that guarantee high path accuracy at all times. The subsequent experimental evaluation is performed after modelling and identification of relevant parameters for the prototype of an electromagnetic tilting actuator chain. In principle, the functionality of the motion planning methods investigated in this thesis are proven both in simulation and experimentally.

Keywords: hyper-redundant, binary actuated manipulator; synthesis; model-based path following.

Inhaltsverzeichnis

Danksagung	iii
Kurzfassung	iv
Abstract	v
Nomenklatur	xi
1 Einleitung	1
1.1 Schlangenartige Roboter für endoskopische Anwendungen	2
1.1.1 Systeme mit zentraler Aktuierung	5
1.1.2 Systeme mit verteilter Aktuierung	7
1.1.3 Fazit aus der Systemrecherche	11
1.2 Bewegungsplanung für binäre, hyperredundante Manipulatoren	12
1.3 Zielsetzung und Gliederung der Arbeit	14
2 Modellierung hyperredundanter, binär aktuierter Roboter	17
2.1 Definitionen und Grundlagen zu Koordinatentransformationen	17
2.2 Kinematik	19
2.2.1 Direkte Kinematik	20
2.2.2 Inverse Kinematik	23
2.2.3 Kinematische Leistungsmerkmale	27
2.3 Dynamik	29
2.4 Fazit	30
3 Synthese hyperredundanter, binär aktuierter Manipulatoren	33
3.1 Analyse von Leistungsmerkmalen	34
3.1.1 Arbeitsraum	34
3.1.2 Krümmungsradius	36
3.1.3 Fazit	39
3.2 Maßsynthese	39
3.2.1 Redundanzauflösung mittels Pfadanpassung	40
3.2.2 Definition des Optimierungsproblems zur Synthese	44
3.2.3 Ergebnisse für eine Beispielapplikation	49
3.3 Zusammenfassung	52

4	Bewegungsplanung für hyperredundante, binär aktuierte Manipulatoren	55
4.1	Bewegungsvorgabe mittels „Follow-the-Leader“-Konzept	56
4.1.1	Manipulatorkonfigurationen zum sequenziellen Folgen eines Referenzpfades	57
4.1.2	Bestimmung zu schaltender Aktoren	59
4.2	Bestimmung optimaler Schaltsequenzen für „Follow-the-Leader“-Bewegung . . .	60
4.2.1	Mathematische Formulierung des Optimierungsproblems	60
4.2.2	Optimierungsstrategie	62
4.2.3	Simulationsergebnisse	66
4.2.4	Fazit	74
4.3	Schrittübergreifende Optimierung der „Follow-the-Leader“-Bewegung	75
4.3.1	Grundidee zur schrittübergreifenden Optimierung	75
4.3.2	Simulative Evaluation	77
4.3.3	Fazit	81
4.4	Zusammenfassung	82
5	Experimentelle Evaluation anhand einer elektromagnetischen Kippaktorkette	85
5.1	Systembeschreibung	85
5.1.1	Aktor- und Manipulatorkonzept	86
5.1.2	Versuchsumgebung	88
5.2	Modellierung der Aktorkette	92
5.2.1	Kinematisches Modell	92
5.2.2	Dynamisches Modell	92
5.3	Identifikation der Modellparameter	100
5.3.1	Kinematik	100
5.3.2	Dynamik	106
5.3.3	Evaluation	109
5.4	Untersuchungen zur Pfadfolgegenauigkeit	109
5.4.1	Allgemeine Betrachtung von Vorschubbewegungen	111
5.4.2	„Follow-the-Leader“-Bewegungen	115
5.5	Fazit	119
6	Zusammenfassung und Ausblick	123
A	Ergänzende Ergebnisse zur Maßsynthese	127
B	Ergänzende Ergebnisse zur Bewegungsplanung	137
B.1	Planung mittels SSO (Abschnitt 4.2)	138
B.2	Kombination von SSO und CSO (Abschnitt 4.3)	141
C	Ergänzende Ergebnisse zur experimentellen Evaluation	147
C.1	Identifikation der dynamischen Parameter (Abschnitt 5.3.2)	148

C.2	Evaluation der identifizierten Parameter (Abschnitt 5.3.3)	152
C.3	Allgemeine Pfadfolgegenauigkeit (Abschnitt 5.4.1)	156
C.4	„Follow-the-Leader“-Bewegungen (Abschnitt 5.4.2)	158
Literaturverzeichnis		163

Nomenklatur

Selten bzw. nur abschnittsweise verwendete Symbole und Formelzeichen sowie abweichende Bedeutungen werden ausschließlich im Text beschrieben.

Allgemeine Konventionen

Skalar	Klein- und Großbuchstabe (kursiv): a, A
Vektor	Kleinbuchstabe (fett und kursiv): \mathbf{a}
Matrix	Großbuchstabe (fett und kursiv): \mathbf{A}
Punkt	Großbuchstabe: A
Körper	Großbuchstabe (fett): \mathbf{A}

Akzente und Symbole

$\dot{\diamond}, \ddot{\diamond}$	Zeitliche Ableitungen einer Funktion \diamond
$\bar{\diamond}$	Größen mit Bezug zum Referenzpfad
$\hat{\diamond}, \tilde{\diamond}$	Geschätzter / identifizierter Wert für \diamond
$\check{\diamond}$	Homogen erweiterter Vektor \diamond
$\rangle\diamond\langle$	Aktor \diamond
$ \diamond\rangle$	Untere Hälfte von Aktor \diamond
$\langle\diamond $	Obere Hälfte von Aktor \diamond
$\langle\diamond\rangle$	Segment \diamond bestehend aus oberer Aktorhälfte von Aktor \diamond und unterer Aktorhälfte von Aktor $\diamond + 1$
$[\diamond]$	Aufrundungsfunktion für \diamond

Lateinische Buchstaben

\mathbf{A}	Von Magnetfeldlinien durchflossene Fläche
\mathbf{a}	Substitutionsvariable
\mathbf{a}_{sw}	Vektor kippender Aktoren in FTL
a_i	Translation entlang der gemeinsamen Normalen in Richtung der x_i -Achse gem. DH-Konvention
a_{Polygon}	Seitenlänge eines Polygons
\mathbf{B}	Magnetische Flussdichte
\mathbf{b}	Substitutionsvariable

C	Elektrische Kapazität
c	Anzahl schaltender Aktoren im betrachteten FTL-Vorschubschritt
\mathbf{c}	Vektor der Zentrifugal- und Coriolisterme
\mathbf{c}_e, c_e	Konturfehler
d_A	Außendurchmesser eines Einzelaktors bzw. des Manipulators
d_i	Translation entlang z_{i-1} -Achse gem. DH-Konvention
d_D	Durchmesser des Darms
$\mathbf{e}_x, \mathbf{e}_y, \mathbf{e}_z$	Orthonormale Basisvektoren für x -, y - und z -Achse eines Koordinatensystems
e_{\max}	Maximal erlaubte Abweichung an einer räumlichen Einschränkung im FTL
e_{tol}	Tolerierter Fehler bei Parameterreduktion im FTL
e_{Polygon}	Approximationsfehler eines Polygons
E_B	Basisebene B
f	Kostenfunktion (allgemein)
f_{QFSnorm}	Kostenfunktion im FTL basierend auf der 2-Norm der Wurzel der quadratischen Abweichungssumme
f_{\max}	Kostenfunktion im FTL basierend auf der maximalen Abweichung
$\mathbf{f}(\mathbf{q})$	Funktion der direkten Kinematik
\mathbf{f}_A	Lokale Flächenkraftdichte
f_{sample}	Messfrequenz des externen Messsystems
\mathcal{F}_G	Vektor der Gewichtskraft
$\mathbf{g}(\mathbf{x}_E)$	Funktion der inversen Kinematik
\mathbf{g}	Vektor der Gravitationsanteile im Dynamikmodell
g	Gravitationskonstante
\mathbf{H}	Magnetische Feldstärke
h	Aktorhöhe (sonst spezifiziert über den Index)
\mathbf{h}	Vektor der Nichtlinearitäten im Dynamikmodell
i	Allgemeine Laufvariable, in der Regel Aktornummer innerhalb der Kette
i_s	Erregerstrom der Spule(n)
\mathbf{I}	Parametervektor (Individuum) in der genetischen Optimierung der Schaltzeitpunkte
j	Allgemeine Laufvariable, bei FTL: Nummer des Vorschubschritts
\mathbf{J}	Trägheitstensor
k	Allgemeine Laufvariable
\mathbf{K}	Konfiguration der Aktorkette, bestehend aus Vorschubposition und Gelenkwinkeln
L	Induktivität
l	Länge, bspw. Manipulatorlänge l_{Kette}
\mathbf{l}	Vektor mit gewählten Segmentlängen im Darmmodell
m	Aktormasse (sonst spezifiziert über den Index)
\mathbf{M}	Trägheits- bzw. Massenmatrix im Dynamikmodell

n	Anzahl der Aktoren in der seriellen Kette
n_{Polygon}	Anzahl der Ecken eines Polygons
n_{pop}	Populationsgröße in der Optimierung
\mathbf{n}	Normalenvektor
$\mathbf{n}_{\text{Helix}}$	Vektor der Helixachse
\mathbf{P}	Allgemeiner Punkt
p	Anzahl der Punkte auf dem Referenzpfad
$\overline{\mathbf{P}}$	Referenzpfad
\mathbf{p}	Parametervektor
$q, q_{\text{max}}, q_{\text{min}}$	Gelenkwinkel (allgemein, maximal, minimal)
\dot{q}	Gelenkwinkelgeschwindigkeit
\ddot{q}	Gelenkwinkelbeschleunigung
\underline{q}	Initialwinkel der Aktoren im Vorschub, in der Regel $\underline{q} = 0^\circ$
q_i	Gelenkwinkel eines beliebigen Aktors i
$q_{i,j}$	Gelenkwinkel eines beliebigen Aktors i im FTL-Vorschubschritt j
\mathbf{q}	Vektor der Gelenkwinkel
q_v	Vorschubposition
\dot{q}_v	Vorschubgeschwindigkeit
R	Elektrischer Widerstand
r_I	Innenkreisradius eines Polygons
r_U	Außenkreisradius eines Polygons
r_K	Krümmungsradius der Aktorkette
\mathbf{r}_{SP}	Schwerpunktvektor
${}^j\mathbf{R}_i$	Rotationsmatrix von einem $(\text{KS})_i$ in das $(\text{KS})_j$
\mathbf{r}	Allgemeiner Ortsvektor
${}^{(j)}\mathbf{r}_i$	Ortsvektor des $(\text{KS})_i$ in Bezug zum $(\text{KS})_j$
$\overline{\mathbf{r}}_i$	Ortsvektor zum Punkt i auf dem Referenzpfad $\overline{\mathbf{P}}$
s_{Helix}	Steigung eines Helix
S_i	Schalter i
Δs	Vorschubweg pro Vorschubschritt im FTL
s_i	Hilfsvariable im FTL für Zuordnung von Schaltzeitpunkten
\mathbf{s}	Vektor mit Hilfsvariablen im FTL für Zuordnung von Schaltzeitpunkten (Untermenge von \mathbf{I})
t_i	Zeitpunkt i
t_m	Zeitpunkt m , in FTL: Zeitpunkte, an denen die Kostenfunktion ausgewertet wird
t_{ex}	Ausführungsdauer
$\mathbf{t}_{\text{sw},j}$	Schaltsequenz im FTL-Schritt j
\mathbf{t}	Vektor mit möglichen Schaltzeitpunkten innerhalb der Optimierung von Schaltzeitpunkten (Untermenge von \mathbf{I})

Δt	Dauer eines FTL-Schrittes
Δt_{on}	Bestromungsdauer
Δt_{kipp}	Dauer einer Kippbewegung
${}^j\mathbf{T}_i$	Transformationsmatrix von einem $(\text{KS})_i$ in ein $(\text{KS})_j$
u	Anzahl gleicher Einheiten, in die der Manipulator für die Bewegungsplanung unterteilt werden kann
u_{out}	Erregerspannung
U_{q}	Gleichspannung einer Quelle
v	Größe der Suchumgebung für die Bestimmung des Konturfehlers
V	Volumen (spezifiziert über den Index)
w	Windungszahl
w_i	Gewichtungsfaktor für Element i in Kostenfunktion f
w_{tol}	prozentualer Gewichtungsfaktor für tolerierbare Abweichungen innerhalb der CSO
${}^{(j)}\mathbf{x}_i$	Lage (Position und Orientierung) des $(\text{KS})_i$ in Bezug zum $(\text{KS})_j$

Griechische Buchstaben

α, β, γ	Rotationswinkel um die x -, y - und z -Achse
α_i	Drehwinkel um x_i -Achse gem. DH-Konvention
δ_i	Translation entlang z_{i-1} -Achse gem. DH-Konvention für den Prototypen
ϵ	Fehlermaß für die Abweichung zwischen Manipulator und Referenzpfad
ϵ_{max}	Maximal zulässige Abweichung
ϵ_i	Allgemeines Fehlermaß des einzelnen Aktores i über das FTL-Vorschubintervall
$\epsilon_{i,\text{QFS}}$	Wurzel der quadratischen Fehlersumme des einzelnen Aktores i über das FTL-Vorschubintervall
$\epsilon_{i,\text{max}}$	Maximaler Fehler des einzelnen Aktores i über das FTL-Vorschubintervall
ζ	Verdrehwinkel zwischen den Einzelaktoren
Θ	Elektrische Durchflutung
θ_i	Drehwinkel um z_{i-1} -Achse gem. DH-Konvention
ι	Variable zur Variation des Vorzeichens in Bewegungsplanung mittels FTL
κ	Anzahl der Aktoren, die im FTL zu einer Einheit zusammengefasst werden
μ	Permeabilität
μ_0	Magnetische Feldkonstante
μ_{r}	Relative Permeabilitätszahl
ρ	Spezifische Dichte
τ	Drehmoment
$\boldsymbol{\tau}$	Vektor der Gelenkkräfte/-momente
Φ	Magnetischer Fluss
${}^{(j)}\boldsymbol{\varphi}_i$	Vektor der Orientierung des $(\text{KS})_i$ in Bezug zum $(\text{KS})_j$

χ	Pfadanpassungsfehler
χ_{norm}	Pfadanpassungsfehler mit auf die Aktorhöhe normiertem Konturfehler
Ψ	Magnetischer Verkettungsfluss

Koordinatensysteme

$(\text{KS})_0$	Körperfestes Koordinatensystem im ersten/untersten Aktor
$(\text{KS})_B$	Ortsfestes Koordinatensystem in der Basis des Manipulators
$(\text{KS})_E$	Körperfestes Endeffektor-Koordinatensystem
$(\text{KS})_i$	Allgemeines Koordinatensystem i
$(\text{KS})_W$	Ortsfestes Weltkoordinatensystem

Indizes

Aktor	auf den Einzelaktor bezogene Größen
avg	auf einen Mittelwert (engl. average) bezogene Größen
b	auf die Platine (engl. board) bezogene Größen
B	auf das Basiskoordinatensystem bezogene Größen
best	bestmögliche Lösung in der Optimierung
dyn	auf dynamische Parameter bzw. das dynamische Modell bezogene Größen
e	auf externe Bauteile bezogene Größen
E	auf den Endeffektor bezogene Größen
ex	auf die Ausführung (engl. execution) bezogene Größen
ext	sich aufgrund externer Kräfte-/Momente ergebene Größen
G	sich aus der Gravitation ergebende Größen
ges	gesamt
h	auf den Zustand <i>Halten</i> bezogene Größen
Helix	auf die Approximation der vollständig gekrümmten Aktorkette mittels Helix bezogene Kenngrößen
k	auf den Zustand <i>Kippen</i> bezogene Größen
Kegel	auf einen Kegel bezogene Größen
Kette	auf die Kette bezogene Größen
kin	auf kinematische Parameter bzw. das kinematische Modell bezogene Größen
M	auf die optischen Marker bezogene Größen
min	minimal bzw. Minimum
max	maximal bzw. Maximum
norm	normierte Größen
opt	optimierte Parameter
ori	auf die Orientierung bezogen
pos	auf die Position bezogen

Polygon	auf die Approximation der vollständig gekrümmten Aktorkette mittels Polygon bezogene Kenngrößen
QFS	quadratische Fehlersumme der Abweichungen zum Referenzpfad
ref	auf den Referenzpfad bezogene Größen
red	auf einen reduzierten Datensatz bezogene Größen
SP	auf den Schwerpunkt bezogene Größen
s	auf die Spulen bezogene Größen
sw	bezogen auf Kippvorgänge während eines FTL-Schrittes
syn	auf die Synthese bezogene Größen
tol	Toleranz
W	auf das Weltkoordinatensystem bezogene Größen
Zyl	auf einen Zylinder bezogene Größen

Abkürzungen

CSO	Cross Step Optimization, dt. schrittübergreifende Optimierung von Schaltsequenzen innerhalb der FTL
D	Diode (auf der Ansteuerplatine)
DEP	Dielektrische Polymere
DH	Denavit-Hartenberg
EKA	Elektromagnetischer Kippaktor
FHG	Freiheitsgrade
FRE	Fiducial Registration Error, dt. Punkt-Registrierungsfehler
FTL	Follow-the-Leader
GA	Genetischer Algorithmus bzw. genetische Optimierung
HARP	Highly Articulated Robotic Probe, dt. hochgradig aktuierte robotische Sonde
MIC	Minimalinvasive Chirurgie
PSO	Partikel-Schwarm-Optimierung
SE	Lie-Gruppe „Special Eucliden“, Dimension: 4×4
SO	Lie-Gruppe „Special Orthogonal“, Dimension: 3×3
SMA	Smart Memory Alloy, dt. Formgedächtnislegierung
SQP	Sequenziell Quadratische Optimierung
SSO	Single Step Optmization, dt. Einzelschrittoptimierung von Schaltsequenzen innerhalb der FTL
Vf50	Vacoflux 50
VGTM	Variable Geometry Truss Manipulator, dt. geometrisch variabler Tragwerksmanipulator

1 Einleitung

In der Medizintechnik und zahlreichen weiteren technischen Aufgabenbereichen gewinnen Endoskope bzw. technische Boroskope immer mehr an Bedeutung [MHE13]. Durch ihren Einsatz ist es möglich, auch schwer zugängliche Hohlräume zu erreichen. Das können neben komplexen Rohrsystemen in der Industrie auch abdominale Organe in Mensch und Tier sein, deren Untersuchung auf herkömmliche Weise zu lang anhaltenden Traumata des Gewebes führen kann. Ergänzend zu der reinen Möglichkeit der visuellen Inspektion und Diagnostik mittels Endoskopen, erlauben fortgeschrittene Systeme auch die Manipulation der Umgebung. Diese Fähigkeiten der mechatronischen Medizinprodukte allgemein bilden auch einen Meilenstein beim Übergang von der traditionellen offenen Chirurgie hin zur minimal invasiven Chirurgie (MIC), da mit dem geringeren Trauma auch eine verbesserte Genesung der Patienten und kürzere Krankenhausaufenthalte, respektive verringerte Kosten, verbunden sind [VLCY13; BY14]. Doch auch im technischen Umfeld erlaubt der Einsatz von Endoskopen bzw. Boroskopen eine regelmäßige und kostengünstige Prüfung von technischen Geräten sowie deren Bearbeitung, wie z. B. bei Flugzeugturbinen oder Motoren [Amm84; Rel97]. Generell sei angemerkt, dass technische Boroskopie und Endoskopie in der Medizin grundsätzlich die gleichen Anforderungen an die verwendeten Systeme stellen, sodass im Folgenden primär der Begriff Endoskopie verwendet wird. Die dargelegten Punkte sind jedoch nicht drauf beschränkt, sondern auch auf die Boroskopie übertragbar.

Aus anwendungsbedingten Gründen wird zwischen starren und flexiblen Endoskopen differenziert. Der grundlegende Unterschied zwischen beiden Endoskoptypen besteht in ihrer Steifigkeit. Starre Endoskope sind unbiegsame Rohre, die durch eine Inzision geradlinig in den zu untersuchenden Körper geführt werden. Damit können sie zwar hohe Manipulationskräfte aufnehmen, sind jedoch in ihrem Aktionsraum beschränkt. Verwinkelt und schwer zugängliches Gebiet kann der Arzt bspw. nur durch Inkaufnahme von Gewebetraumata erreichen. Abhilfe schaffen flexible Endoskope. Sie haben eine schlangenförmige, passive Struktur, da sie in der Regel als unaktuierter Schlauch konzipiert sind. Mit ihnen ist es in der Medizintechnik etwa möglich, auch durch natürliche Körperöffnungen innere Organe zu inspizieren oder zu manipulieren bzw. in der technischen Inspektion über verwinkelte Wege in den Zielbereich vorzudringen. Insbesondere für flexible Endoskope ist die technische Weiterentwicklung der Systeme ein anhaltender dynamischer Prozess, der ständig neue Perspektiven – in technischen wie medizinischen Anwendungen – eröffnet [GL02; GS07]. Eine der größten Herausforderungen in der aktuellen Forschung zur Endoskopie ist die adäquate Kombination von Steifigkeit hinsichtlich der Widerstandsfähigkeit gegenüber Manipulationskräften und gleichzeitiger Flexibilität und Anpassbarkeit in Bezug auf gekrümmte Pfade. Passive flexible Endoskope erlauben zwar die geforderte Anpassbarkeit; da sie durch

ihre Passivität aber keine aktive Formänderung durchführen können, müssen sie jedoch mit der Umgebung interagieren. Dies kann – in Abhängigkeit von den Umgebungseigenschaften – zu einer deutlichen mechanischen Belastung führen. Da dieses in der Regel mit Schmerzen und Risiken für den Patienten einhergeht, erfährt die Umgebungsbelastung in medizintechnischen Fragestellungen nur eine geringe Akzeptanz. Zusätzlich erschwert die Passivität des Systems das präzise Arbeiten mit dieser Endoskopform [FDB13; VLCY13].

Durch ihre geometrische Struktur ähneln endoskopische Systeme grundsätzlich der Form einer Schlange. In den letzten Jahren entwickelte sich ein weites Spektrum an innovativen mechatronischen Systemen, die ebenfalls eine schlangenähnliche Form besitzen. Sie adressieren dabei auf unterschiedliche Art und Weise, bspw. durch ihren Aufbau oder ihr Aktuierungsprinzip, die dargestellten Herausforderungen der Endoskopie hinsichtlich Manövrierbarkeit und Manipulationsfähigkeit. Dies umfasst insbesondere eine hohe Systemsteifigkeit zur Bereitstellung einer stabilen Manipulationsbasis, ein hohes Miniaturisierungspotential für vielseitige Einsatzzwecke, aber auch die aktive Anpassbarkeit an gekrümmte Pfade zur Reduktion der Umgebungsbelastung sowie die Verfolgung dieser Referenzen mit möglichst geringen Abweichungen während einer Intervention. Im Folgenden werden daher zunächst ein Überblick über schlangenartige Roboter aus der Literatur mit genereller Eignung zur Endoskopie (vgl. Abschnitt 1.1) sowie Methoden zur Bewegungsplanung solcher Manipulatoren gegeben (vgl. Abschnitt 1.2), ehe basierend auf diesen Erkenntnissen die Zielsetzung und Gliederung der vorliegenden Arbeit in Abschnitt 1.3 dargelegt wird.

1.1 Schlangenartige Roboter für endoskopische Anwendungen

Wie [HSG09] beschreiben, haben Schlangen im Tierreich durch ihre Anatomie und ihre Vielseitigkeit eine besondere Stellung eingenommen. Ihre längliche Struktur mit sequenziell angeordneten gleichen Gelenken führt zu einer hohen Zuverlässigkeit und hohen Mobilität. Schlangen können ihren Körper einerseits zur Manipulation und andererseits zur Fortbewegung einsetzen. Dabei ist Letztere prinzipbedingt durch den ständigen Kontakt mit der Umgebung und den tiefen Schwerpunkt sehr stabil. Außerdem können sie durch ihren Körperbau und ihre Geschicklichkeit auch Hindernisse, die ihre Körpergröße überragen, überwinden. Eine Verringerung des Körperdurchmessers führt dabei zu keinen Einbußen hinsichtlich ihrer Fähigkeiten.

In dem Streben, diese Vorteile auch in robotische Manipulatoren zu integrieren, wurden seit den Pionierarbeiten von Hirose (vgl. Überblick in [Hir93; HY09]) verschiedenste Ansätze erarbeitet. Unter der Klasse der schlangenartigen Manipulatoren können generell alle Strukturen zusammengefasst werden, deren Erscheinung und/oder Funktionalität sich an einer Schlange aus dem Tierreich orientiert. Auch wenn die Nomenklatur in der Literatur nicht eindeutig gehandhabt wird, umfasst ein schlangenartiger Roboter in der Regel eine serielle Anordnung von aktiven und/oder passiven Gelenken, die insbesondere die schlangenartige Form begründen. Abbildung 1.1 zeigt die Ein-

ordnung schlangenartiger Roboter, differenziert zwischen hyperredundanten und kontinuierlichen Strukturen, hinsichtlich Baugröße und Anzahl an Gelenken im Vergleich zu klassischen, seriellen Industrierobotern.

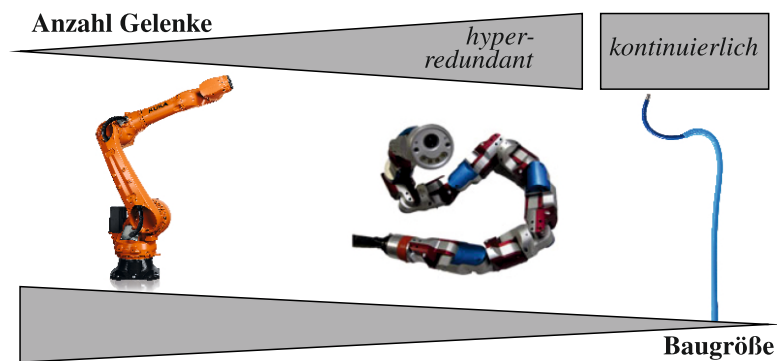


Abbildung 1.1: Einordnung klassischer serieller Roboter (links, ©2021, KUKA Group) und schlangenartiger Manipulatoren, unterteilt in hyperredundanter Roboter (Mitte, ©2021, Biorobotics Lab Carnegie Mellon University) und Kontinuumsroboter (rechts, ©2021, Auris Health, Inc.), hinsichtlich ihrer Gelenkanzahl und der erzielbaren Baugröße in Anlehnung an [BRC15]

Klassische, serielle Industrieroboter verfügen in der Regel über genauso viele Freiheitsgrade (FHG), wie sie für ihre spezielle Aufgabe benötigen. Zumeist werden sechs Gelenkfreiheitsgrade umgesetzt, da diese eine beliebige Position im Raum mit beliebiger Orientierung um alle drei Raumachsen erlauben. Eine Sollposition und -orientierung wird dabei typischerweise über die serielle Aneinanderreihung einzelner aktuierter Rotations- oder Schubaktoren erreicht, die über starre Segmente miteinander verbunden sind. Wenn ein System hingegen mehr aktuierte Gelenkfreiheitsgrade zur Verfügung stellt, als unabhängige Endeffektorfreiheitsgrade existieren, spricht man im Allgemeinen von mechanisch redundanten Strukturen. Die Redundanz führt dazu, dass die gleiche Endeffektorlage, also Position und Orientierung des Endeffektors, über unendlich viele Gelenkwinkelkonfigurationen erreicht werden kann. Dieses erlaubt sogenannte Nullraumbewegungen, bei denen sich unter Beibehaltung der Endeffektorlage die Gelenkwinkel des Roboters rekonfigurieren können. Genutzt werden kann dieser Effekt bspw. für eine Hindernisvermeidung, Singularitätsvermeidung oder zur Verbesserung lokaler Leistungskenngrößen, wie bspw. Steifigkeit.

Insbesondere bei schlangenartigen Manipulatoren ergeben sich durch die Hintereinanderschaltung einer Vielzahl von Gelenkfreiheitsgraden oftmals auch sogenannte hyperredundante Strukturen nach [CB94a], bei denen deutlich mehr FHG durch den Manipulator bereitgestellt werden, als für die lagerichtige Positionierung des Endeffektors benötigt wird. Die Redundanz kann unter anderem genutzt werden, um zusätzlich die einzelnen Segmente des schlangenartigen Roboters gezielt zu platzieren, beispielsweise für die Anpassung an gekrümmte Pfade. Einschränkungen ergeben sich, wenn die Aktuierung der einzelnen Gelenke lediglich diskret erfolgt. Im Gegensatz zu einer klassischen Aktuierung, die eine kontinuierliche Einstellung eines Gelenkwinkels ermöglicht, stellen diskrete Gelenke nur eine definierte Anzahl an erreichbaren Konfigurationen zur Verfügung. In diesem Fall wird zwar der Arbeitsraum eingeschränkt, wichtige Eigenschaften bleiben aber

erhalten: Die serielle Kette kann unter Annahme einer systemabhängigen Endeffektorlagetoleranz weiterhin rekonfiguriert werden.

Ein besonderer Extremfall unter den schlangenartigen Manipulatoren stellen die aufstrebenden Kontinuumsroboter nach [RD99] dar, die sich über eine theoretisch unendliche Anzahl an Freiheitsgraden entlang ihrer Struktur auszeichnen, siehe Abbildung 1.1 (rechts). Nach [BRC15] kann ein Kontinuumsroboter allgemein als eine aktudierbare Struktur definiert werden, bei der sich materialbedingt ein kontinuierlicher Krümmungsvektor einstellt. Damit fallen auch Strukturen aus dem Bereich der *soften* Roboter in diesen Bereich [TRKW08]. Hyperredundante Manipulatoren, die definitionsbedingt immer eine serielle Anordnung einzelner Gelenke aufweisen, werden durch diese Definition explizit ausgenommen. Trotzdem verweisen Burgner-Kahrs et al. in [BRC15] darauf, dass sich vereinzelt die Unterscheidung schwierig gestalten kann, sodass durchaus pseudokontinuierliche bzw. hybride Kinematiken aus seriellen und Kontinuumsrobotern existieren können.

In Anbetracht der Menge an verschiedenen robotischen Strukturen, die unter dem Begriff der schlangenförmigen Manipulatoren zusammengefasst werden können, wurden bereits mehrere Überblicksartikel erarbeitet. Deren unterschiedliche Fokusse geben einen guten Einblick in die verschiedenen Thematiken, z. B. mit Hauptaugenmerk auf der Definition und Klassifikation schlangenartiger Roboter [HY09; HSG09], Modellierung und Bewegungsplanung für hyperredundante bzw. schlangenartige Systeme [TPL09; LPSG12] oder auch mit dem Schwerpunkt Kontinuumsroboter [RD99; Wal13a; Wal13b; WJ10; VLCY13; BY14; BRC15] bzw. *soften* Roboter [TRKW08; KLT13].

Eine Möglichkeit der Differenzierung zwischen den verschiedenen Ansätzen bildet die verwendete Aktuierungsmethodik, vgl. Abbildung 1.2, wie es in ähnlicher Weise auch in [BRC15] vorgestellt wurde. Dabei ist nicht nur zwischen der Form der Aktuierung bzw. des Aktuierungsmediums (bspw. hydraulisch, elektromechanisch, elektromagnetisch) zu unterscheiden, sondern auch, ob die Bewegung durch eine zentrale Aktuierungseinheit bereitgestellt oder ob die Umwandlung in eine mechanische Stellbewegung durch einzelne, entlang des Schaftes verteilte Aktoren realisiert wird.

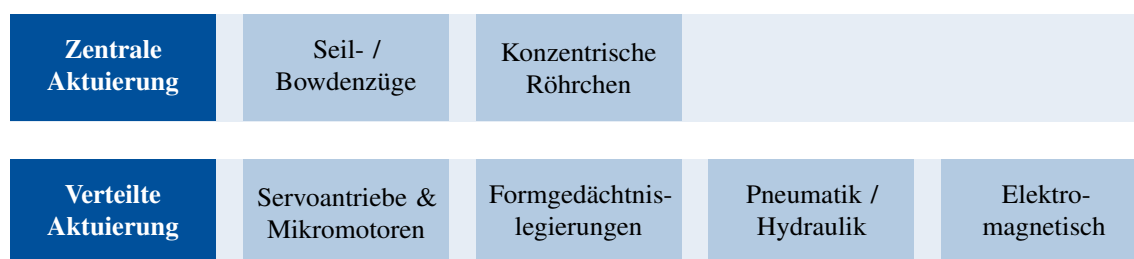


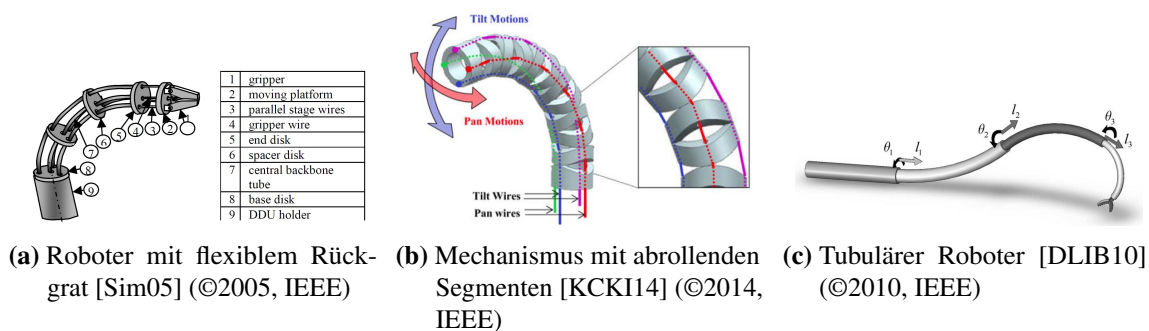
Abbildung 1.2: Übersicht von Aktuierungskonzepten für schlangenartige Roboter in der flexiblen Endoskopie

Eine Auswahl relevanter Ansätze bezüglich schlangenförmiger Roboter, die für flexible, endoskopische Einsätze in Industrie und Medizin geeignet sind, wird im Folgenden anhand der in

Abbildung 1.2 eingeführten Klassifikation kurz erläutert. Ergänzend gibt [OAS18] einen ausführlichen Überblick über schlangenartige Roboter für den Einsatz als chirurgisches Instrument. Vernachlässigt werden an dieser Stelle wurm- und larvenähnliche Systeme, die sich rein über Kontakt mit der Umgebung fortbewegen, siehe bspw. [DM03], da insbesondere für die medizinische Endoskopie eine geringe Belastung des umgebenden Gewebes gefordert wird.

1.1.1 Systeme mit zentraler Aktuierung

Systeme mit zentraler Aktuierung umfassen Manipulatoren, deren Antriebseinheit(en) außerhalb des eigentlichen Endoskopschaftes angebracht sind. Wichtigste Vertreter dieser Klasse sind Systeme mit Seil- bzw. Bowdenzügen – darunter fällt auch ein Großteil der Kontinuumsroboter. Sie zeichnen sich dadurch aus, dass Bewegungen direkt per Seil- und/oder Bowdenzug mechanisch in den Endoskopschaft übertragen werden [RD99]. Dieser klassische Ansatz wird bspw. auch in kommerziell vertriebenen, manuell aktuierten Instrumenten bzw. Endoskopen mit abwinkelbarem distalem Ende seit vielen Jahren verwendet, vgl. Ausführungen in [JAH+15]. Eine erste motorisierte Instrumentenspitze wurde in [DCM+00] mittels Drahtzügen vorgeschlagen. Soll der komplette Schaft aktuiert werden, werden in der Regel einzelne, durch Seilzüge aktuierte Segmente hintereinander gekoppelt. Typischerweise werden die Einzelelemente als Rotationsgelenke oder kontinuierliche Biegesegmente ausgeführt; die genaue Ausgestaltung bei den verschiedenen Systemen unterscheidet sich jedoch teils deutlich [JAH+15].



(a) Roboter mit flexiblem Rückgrat [Sim05] (©2005, IEEE)

(b) Mechanismus mit abrollenden Segmenten [KCK114] (©2014, IEEE)

(c) Tubulärer Roboter [DLIB10] (©2010, IEEE)



(d) Seilgetriebener Inspektionsroboter (©2021, OC Robotics Ltd.)



(e) HARP-Roboter [DCOZ06] (©2006, IEEE)

Abbildung 1.3: Beispiele für zentral aktuierte Systeme

Biegesegmente können bspw. ein Kontinuumsroboter mit einem oder mehreren Rückgraten sein [WJ10; BRC15]. In der Regel werden einzelne hochflexible Drähte durch Scheiben geführt. Durch Betätigung der Drähte kann eine kontinuierliche Biegung eingeleitet werden. Diese Grundidee wurde bspw. von [Sim05] vorgestellt und ist exemplarisch in Abbildung 1.3(a) abgebildet. Mehrfach weiterentwickelt in [XGD+09; DXG+10] und [DGX+13] folgte später eine Kommerzialisierung für die Medizintechnik [Tit18].

Andere seilzugaktuierte Systeme verwenden kein Rückgrat, sondern entlang der Struktur verteilte passive rotatorische Gelenke, wodurch sich eine hyperredundante Struktur mit teils quasi-kontinuierlicher Krümmung ergibt. [NW09] schlägt bspw. eine serielle Kette passiver Gelenke vor, die über Seile aktuiert wird. Prinzipbedingt lassen sich einzelne Gelenke dabei feststellen, indem alle Aktuierungsseile gleichzeitig betätigt werden. In [KCKI14] und [HvG+15] werden jeweils Manipulatoren vorgestellt, deren Grundbaustein speziell geformte Elemente sind, die an den Kontaktflächen abrollende Gelenke realisieren (siehe Abbildung 1.3(b)), während [CSSR17] mit eigens entwickelten Festkörpergelenken arbeiten. [MSEW14] schlägt hingegen Materialkombinationen mit unterschiedlichen Steifigkeiten vor. Eine Übersicht zu möglichen Gelenkformen von festen Körpern hin zu flexiblen Strukturen findet sich überdies in [RPCL13].

Auch die neuartigen tubulären Manipulatoren nach [DLIB10], vgl. Abbildung 1.3(c), fallen unter den Bereich der zentral aktuierten Kontinuumsroboter. Vorgebogene, hochelastische, konzentrische Röhren werden ineinander geschoben und zur Positionierung bzw. Formgebung gegeneinander translatorisch und rotatorisch bewegt [WOC06; GRW16]. Dieses Prinzip erlaubt eine sehr geringe Baugröße und ein daraus resultierendes filigranes Endoskopdesign, das intrinsisch eine hohe Nachgiebigkeit aufweist und im unbelasteten Fall immer in seine Ausgangslage zurückkehrt. Damit sind solche Systeme besonders für die Medizintechnik geeignet [BRC15], auch wenn typischerweise nur geringe Manipulationskräfte aufgenommen werden können.

Generell besteht jedoch das Problem, dass bei der zentralen Aktuierung von mehreren Freiheitsgraden der Aufwand zur Integration der Antriebsseile und -drähte stark zunimmt. Daher wurden die dargestellten Systeme vielfach nur mit geringer Länge aufgebaut, obwohl sie theoretisch das Potenzial haben, in langen Endoskopen eingesetzt zu werden. Insbesondere für eine große Reichweite mit vielen einstellbaren Segmenten ist daher zur Integration der benötigten Seile ein großer Bauraum erforderlich, sodass die Möglichkeit einer Miniaturisierbarkeit des Durchmessers als gering einzuschätzen ist. Ein Beispiel für die Anwendung schlangenartiger, seilgetriebener Manipulatoren zur Inspektion technischer Systeme sind die Roboter der Firma OC Robotics [OC18], dargestellt in Abbildung 1.3(d), die jedoch für eine große Reichweite auch entsprechenden Bauraum aufweisen. Ist keine vollständige Aktuierung aller FHG notwendig, kann die Einführung passiver FHG, vgl. [WH99], zwar den Integrationsaufwand reduzieren; Modellierungs- und Steuerungsaufwand steigen jedoch.

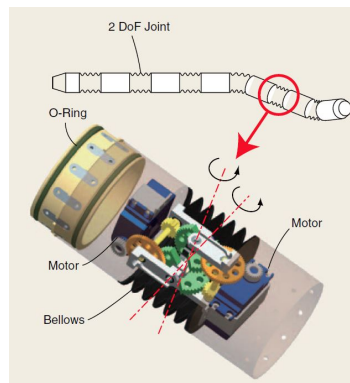
Ein sehr fortgeschrittenes Konzept, das die Formgebung auch längerer Ketten zulässt und gleichzeitig einen geringen Durchmesser von nur 12 mm aufweist, ist die in Abbildung 1.3(e) gezeigte

„Highly Articulated Robotic Probe“ (hochgradig aktuierte robotische Sonde, kurz HARP) [CWZ05], die nach vielen experimentellen Versuchen [DCOZ06; DCW+06; DCZ+08; ODS+08; MZ11] mittlerweile durch die Medrobotics Corporation kommerziell als Flex Robotic System vertrieben wird [Med18]. Grundkonzept hier ist eine Aneinanderreihung einzelner, starrer, tubulärer Segmente, die mittels Kugelgelenken verbunden sind. Die so aufgebaute serielle Kette formt eine schlangenartige Struktur. In zwei verschiedenen Größen gefertigt, können die einzelnen Ketten ineinander geführt werden, sodass sich die äußere Kette an der inneren abstützen kann. Indem die Seilzüge einer tubulären Struktur gleichsam auf Zug belastet werden, erhöht sich die Gelenkreibung, und die jeweilige Kette versteift sich individuell. Auch die Vorschubbewegung erfolgt einzeln. Wird bspw. die innere Segmentkette versteift, kann die äußere Hülle unabhängig von der inneren vorgeschoben und beliebig orientiert werden. Dadurch ermöglicht die Ansteuerung des distalen Endes der äußeren Hülle eine Exploration, wobei die Form des Abschnittes, der durch den inneren Tubus vorgegeben ist, unverändert bleibt. Da zwar die einzelnen Ketten individuell bewegt, aber nicht die unterlagerten, tubulären Segmente einzeln aktiv positioniert werden können, wird eine sehr geringe Baugröße erzielt.

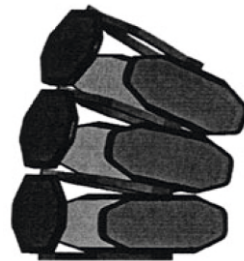
Zusammenfassend lässt sich sagen, dass zentral aktuierte Systeme den entscheidenden Vorteil der Dimensionierbarkeit bieten. Im Detail bedeutet dies, dass sie bei gleichzeitig guter Performanz – in Abhängigkeit von der aktuierten Länge – hochgradig miniaturisierbar sind. So können unterschiedliche Freiheitsgrade erreicht sowie Biegeradien und Bewegungsrichtungen vorgegeben werden. Dabei ist weiterhin eine hohe Genauigkeit und Dexterität gewährleistet. Problematisch ist allerdings die Komplexität des Lösens der Kinematik und der dynamischen Modellierung. Oft sind nur numerische Methoden über geometrische Beziehungen zur Modellierung und Bewegungsplanung umsetzbar. Auch wenn sich insbesondere für den Medizintechniksektor der Vorteil ergibt, dass keinerlei elektrische Energie in den Endoskopschaft eingebracht wird und somit mit nur sehr geringem Wärmeeintrag zu rechnen ist, ist nachteilig anzumerken, dass mit einer steigenden Anzahl an aktuierten Freiheitsgraden konzeptbedingt der nötige Bauraum steigt und die Komplexität der Ansteuerung in der Regel deutlich zunimmt. Zusätzlich werden mit zunehmender Systemlänge und steigender Reibung auch höhere Kräfte zur Aktuierung benötigt.

1.1.2 Systeme mit verteilter Aktuierung

Um den Nachteilen der zentralen Aktuierung zu begegnen, werden in diversen Ansätzen schlangenartige Manipulatoren konzipiert, die aus einer seriellen Kette einzelner aktuierter Segmente bestehen. Abbildung 1.4 zeigt eine Auswahl an solchen Systemen. In diesem Fall wird von verteilter Aktuierung gesprochen. Generell ermöglicht dieses Grundkonzept eine modulare Struktur aus gleichartig aufgebauten Einzelsegmenten. Dadurch wird eine verbesserte Modellierbarkeit und Skalierbarkeit erreicht. Unterschiede ergeben sich wiederum durch das gewählte Aktuierungsprinzip sowie die verwendeten Designs der Stellglieder.



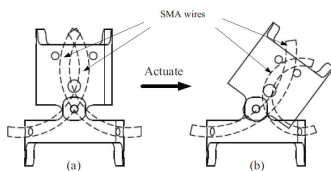
(a) Motoreinheit eines schlangenartigen Roboters [HY09] (©2009, IEEE)



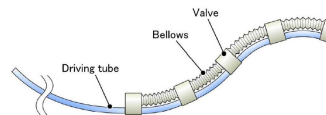
(b) DEP-aktiver Manipulator [WLD02] (©2002, Springer Dordrecht)



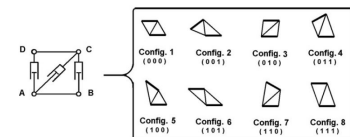
(c) Serielle Kette mit EKA [WDPM13] (©2013, VDE VERLAG, Berlin, Offenbach)



(d) Rotationsgelenk mit SMA-Seilen [HD09] (©2009, IEEE)



(e) Katheterprototyp mit einzelnen Pneumatikbalgen [IISY06] (©2006, IEEE)



(f) Pneumatisches VGT-Modul [MZK15] (©2015, Cambridge University Press)

Abbildung 1.4: Beispiele für Module und Systeme mit verteilter Aktuierung

Servuantriebe und (Mikro-) Motoren

Die Wahl von elektrischen Motoren zum Antrieb der seriellen Segmente eines schlangenartigen Roboters ist ein klassischer Ansatz. Hirose et al. forschen seit den 1970ern an diesen Robotern und haben bereits verschiedene Systeme [HM04; HY09], bspw. auch mit aktiven/passiven Rädern [ETH00; TMH00; KH02], zum Schwimmen [TH02] oder als geschlossene Struktur für ringförmige Lokomotion [OYH10] entwickelt. Ein Beispiel für einen motorgetriebenen schlangenartigen Roboter von Hirose et al. ist in Abbildung 1.4(a) dargestellt. Auch in anderen Forschungsgruppen wurden ähnliche modulare, motorgetriebene Manipulatoren aufgebaut [WBB+12], teils mit unterlagerter mobiler Plattform [WBC+03; BSSC07] für Such- und Rettungsaufgaben in unwegsamem Gelände.

Aufgrund begrenzter Miniaturisierungsmöglichkeiten von Motoren bei Beibehaltung einer guten Leistungsdichte finden solche Systeme nur prototypisch Einzug in die Medizintechnik [MEW13]. Ein Zwischenweg zwischen seilzugaktuierten Manipulatoren und Servoantrieben wird in [CTH10] vorgeschlagen. Eine grundsätzlich passive Endoskopstruktur mit variabler Steifigkeit wird durch ein integriertes Motormodul um eine seilzugaktuierte Endoskopspitze erweitert. Dadurch wird eine annähernd konstante Krümmung des distalen Endes erzielt. Ein Beispiel für ein schlangenförmiges Design mittels integrierter Mikroaktoren ist die „i-Snake“ des Hamlyn Center for Robotic Surgery vom Imperial College in London. Die Aktuierung des distalen Endes eines starren Endoskopes

wurde in [SNP+11] mittels sieben integrierter Mikromotoren innerhalb der Struktur ermöglicht. Dabei treiben die Mikromotoren kleine Seilzüge und damit wiederum ein miniaturisiertes Getriebe an, Details siehe [NVS+11]. Eine experimentelle Evaluation an tierischem Gewebe erfolgt in [NNV+12]. Weiterentwicklungen des Konzeptes sind u. a. in [SPC+12; KTV+13] zu finden.

Formgedächtnislegierungen

Hinsichtlich einer miniaturisierten Aktuierung eignen sich Formgedächtnislegierungen (engl. Shape Memory Alloy, kurz SMA) besonders. Durch eine Transformation zwischen der Martensit- und der Austenitphase in dem Material entsteht ein Formgedächtniseffekt: Das Material hat die besondere Fähigkeit, sich eine Form „einzuprägen“ und erlangt auch nach großer Deformation die ursprüngliche Form bei thermischer Aktivierung wieder [HD09].

In der Regel werden mechanische Gelenkkonzepte erarbeitet, in denen die Formänderung (insbesondere Längenänderung) von SMA-Seilen oder -Federn für die Aktuierung herangezogen wird, vgl. Abbildung 1.4(d). Während in [PBG+08; HD09] eine serielle Kette von mittels SMA-Seilen aktuierten Drehgelenken mit je einem FHG vorgestellt wurden, treiben [SSBD01] und [SHS10] ein Drehgelenk mit SMA-Federn an. Alternativ werden auch kontinuierliche Biegesegmente, wie sie bereits in Abschnitt 1.1.1 vorgestellt wurden, mittels SMA-Aktoren oder Federn umgesetzt, bei denen sich die SMA-Seile durch Temperatureintrag bspw. dehnen oder zusammenziehen [ITH88; DPT+97; FGK+94; LJ06]. In [SD04] werden einzelne parallele Strukturen vorgeschlagen, deren drei aus Festkörpergelenken bestehende Beinketten über SMA-Seile aktuiert und zusätzlich mechanisch arretiert werden können, sodass sich eine diskrete Positionierbarkeit des parallelen Mechanismus ergibt. Die Arbeit von [LC15] verwendet SMA-Aktoren nicht nur für die Betätigung eines Kugelgelenks, sondern zusätzlich auch zur Regulierung der Gelenksteifigkeit. Generell können SMA-Aktoren kontinuierlich verstellt werden. Um dieses jedoch mit hoher Genauigkeit zu erreichen, sind neben einer entsprechenden Ansteuerung auch zusätzliche Messsysteme nötig. Diesen Nachteil gleichen binäre Aktoren, wie sie bspw. in [RPV99] vorgestellt wurden, aus. Jeder Aktor ist binär gesteuert und kann konstruktiv lediglich zwei Positionen annehmen, d. h. eine Mittelstellung oder andere Winkelstellungen können nicht gezielt erreicht werden. Die Kippbewegung wird dabei von SMA-Aktoren eingeleitet. Der Arbeitsraum reduziert sich in diesem Fall auf eine finite Anzahl erreichbarer Position. Werden durch den hohen Miniaturisierungsgrad eine Vielzahl von Stellgliedern innerhalb eines Manipulators verwendet, können trotz binärer Positionierung der Einzelaktoren quasi-kontinuierliche Bewegungen des Gesamtsystems erzielt werden.

SMA-Aktoren haben laut [HD09] insgesamt den Vorteil, dass sie ein sehr gutes Kraft-zu-Masse-Verhältnis aufweisen. Zudem haben sie ein einfaches Antriebskonzept, da sie mit elektrischem Strom direkt ansteuerbar sind. Die interne resistive Erwärmung der SMA-Drähte beseitigt die Notwendigkeit für sperrige externe Heizungsmechanismen. Überdies sind sie biokompatibel, haben ein geringes Gewicht sowie einen geräuscharmen Betrieb und bieten noch dazu großes Miniaturisierungspotenzial. Nachteilig ist allerdings, dass SMA-Aktoren ein nicht-lineares und

hysteresisches Formänderungsverhalten aufweisen, welches die Modellierung erschwert. Dazu kommt, dass die Aktorgeschwindigkeit vorrangig durch die Abkühlrate bestimmt wird. Demzufolge ist es meistens erforderlich, zusätzliche Kühleinheiten im System zu integrieren. SMA-Aktoren sind ebenfalls sehr anfällig für externe Temperaturschwankungen.

Pneumatische und hydraulische Aktoren

Pneumatisch oder auch hydraulisch aktuierte Systeme zeichnen sich durch ein hohes Miniaturisierungspotenzial aus. In einem verkleinerten Maßstab können sie deutlich größere Kräfte und Momente als miniaturisierte Elektromotoren zur Verfügung stellen [LSP05]. Bei Wahl eines geeigneten Mediums, bspw. Luft oder Kochsalzlösung, kann auch insbesondere auf die Sicherheitsanforderungen der Medizintechnik eingegangen werden, da bspw. kein signifikanter Wärmeeintrag nötig ist. Daher wurden auch in diesem Bereich bereits einige Forschungen hinsichtlich Endoskopen und vergleichbarer Mechanismen durchgeführt.

Weit verbreitet sind Systeme, bei denen drei Balge zwischen zwei Plattformen montiert werden, sodass die räumliche Ausrichtung der oberen Plattform durch die Variation des Druckes in den drei Kammern eingestellt werden kann. Hierunter fallen bspw. die Forschungsarbeiten von [OH01; LSP05] und [BAF11] sowie der kommerziell verfügbare *Bionischer Handling-Assistent* von Festo [Fes18]. Im Gegensatz dazu stellen [IISY06] einen miniaturisierten, aktiven Katheterprototypen vor, bei dem die einzelnen Balge entlang einer gemeinsamen Versorgungsleitung platziert sind. Durch ein spezielles Ventildesign wird erreicht, dass sich bei unterschiedlichen Druckbereichen lediglich ein Balg weitet bzw. zusammenzieht. Abbildung 1.4(e) zeigt das System schematisch.

Da das kontinuierliche Einstellen eines Systemdrucks insbesondere bei der Verwendung von Pneumatik durch die starke Kompressibilität des Mediums auch von externen Kräften beeinflusst wird, werden bei pneumatischer Aktuierung auch Segmente vorgeschlagen, die über Linearaktoren bzw. Zylinder verstellt und nur binär betrieben werden: Entweder ist ein Zylinder aus- oder eingefahren. Zwischenstellungen bleiben aufgrund mangelnder Positioniergenauigkeit unberücksichtigt. Hierbei handelt es sich um eine Untergruppe der als *Variable Geometry Truss Manipulatoren* (kurz VGTM, dt. geometrisch variable Tragwerksmanipulatoren) bezeichneten Systeme, die aus einer seriellen Anordnung einzelner in Abbildung 1.4(f) dargestellter parallelkinematischer VGT-Module bestehen, bei denen Zylinder zwischen einer oberen und einer unteren Plattform montiert werden, vgl. z. B. [Chi94a; MZK15] für eine allgemeine Analyse und [BÖ11; BÖ12] für ein spezielles Beispiel. In den genannten Arbeiten werden Module mit wenigstens $2^3 = 8$ diskreten Stellungen, d. h. wenigstens drei parallelen Zylindern, vorgeschlagen. Der Vorteil der binären Aktorik besteht darin, dass vollständig auf integrierte Sensorik zur Positionsregelung verzichtet werden kann und die einzelnen Zylinder dadurch besonders kostengünstig sind. Nachteilig ist jedoch anzumerken, dass sich der erreichbare Arbeitsraum auf wenige diskrete Lagen reduziert, was in [BÖ11] bspw. durch eine kontinuierlich aktuierte Endeffektorplattform kompensiert wurde.

Ein vollkommen anderes Konzept sind larvenartige Roboter, wie in [PAM+02; MPL+02] und [DCMK04] vorgeschlagen. Im Gegensatz zu den bisher betrachteten Systemen bewegen sie sich im zu inspizierenden Bereich fort, indem sie sich an der Umgebung abstützen, expandieren und erneut festklemmen. Sie verfolgen zwar den Zweck der Endoskopie, jedoch fallen sie nicht in den Bereich der schlangenartigen Manipulatoren.

Weitere, neuartige Aktuierungsmethoden

Die bisher vorgestellten, klassischen Aktuierungsverfahren werden in der Literatur durch weitere, neuartige Konzepte ergänzt. Hierunter fallen beispielsweise Systeme, deren Aktuierung auf binären dielektrischen Polymeren (kurz DEP) basiert. Dabei wird, ähnlich zu den SMA-aktuierten Systemen, eine Formänderung des Materials mittels des Anlegens einer elektrischen Spannung erzielt. In [WLDH02; WLD02] und [WLD06] werden Einzelmodule aufgebaut, deren zwei Plattformen über drei binäre schaltbare DEP-Aktoren verbunden werden. Ein Beispiel für drei hintereinander gereihte Module ist in Abbildung 1.4(b) dargestellt. Hierdurch kann die obere Plattform gezielt bewegt werden. Durch die binäre Aktuierung werden jedoch nur diskrete Positionen erreicht. Die seriellen Manipulatoren wurden bspw. für die Verwendung als Werkzeughalter oder als Beine für Laufroboter vorgeschlagen. Eine Anwendung in der Endoskopie wurde noch nicht adressiert.

Auch der in [WDPM13] erstmalig vorgestellte Ansatz basiert auf einer seriellen Anordnung einzelner binärer Aktoren, siehe Abbildung 1.4(c). Im Gegensatz zu den anderen vorgestellten Systemen wird die Aktuierung hier durch elektromagnetische Kippaktoren (kurz EKA) umgesetzt. Durch die Bestromung einzelner, um eine Drehachse angeordneter Spulen kann der Einzelaktor in eine bestimmte Lage bewegt werden. Es handelt sich um eine binäre Aktuierung, d. h. eine Mittelstellung oder andere Winkelstellungen können nicht gezielt erreicht werden. Im Gegenzug erreicht der Einzelaktor in seinen Endlagen den minimalen Luftspalt, wodurch prinzipbedingt ein sehr hohes Haltemoment zur Verfügung steht [Dör17]. Durch die Hintereinanderreihung einer Vielzahl von Einzelaktoren zu einem hyperredundanten System können dennoch quasi-kontinuierliche Bewegungen des schlangenartigen Manipulators erzielt werden. Durch die Kombination dieser Eigenschaften – hohes Haltemoment bei gleichzeitig guter Positionierbarkeit – eignet sich dieses System grundsätzlich gut als neue Plattform für endoskopische Systeme.

1.1.3 Fazit aus der Systemrecherche

Die Entwicklung aktiver Endoskope als Teil der Klasse schlangenartiger Roboter ist ein weitgefächertes Feld. Deutliche Unterschiede sind insbesondere hinsichtlich der Aktuierung festzustellen. Neben der Unterscheidung zwischen in das Endoskop integrierter Aktorik oder einer externen Antriebseinheit sind auch die verwendeten Aktuierungsprinzipien divergent. Zwar haben einige Konzepte bereits eine Marktreife erreicht und sind kommerziell verfügbar, dennoch fokussieren sich die meisten Arbeiten auf einen möglichst großen Arbeitsraum und eine entsprechend gute

Positionierbarkeit des Systems. Erreichbare Haltemomente und Systemsteifigkeiten spielen bei der Konzipierung nur eine untergeordnete Rolle. Vielfach geht konzeptbedingt eine flexibel positionierbare Struktur mit einer schlecht ausgeprägten Fähigkeit zur Aufnahme von Manipulationskräften einher. Dieses lässt sich entweder durch zusätzliche Versteifungsmechanismen [KCKI12; ZYL16; AIB16] oder neuartige Systemkonzepte verbessern.

Insbesondere binäre Aktoren mit lediglich zwei festen Gelenkwinkelstellungen können je nach Ausprägung besonders hohe Haltemomente aufbringen, weisen eine hohe Wiederholgenauigkeit auf und erfordern in der Regel weder eine aufwendige Regelung noch zugehörige, kostspielige Sensorik, da maximal zwei Gelenkzustände überwacht werden müssen. Bei gleichzeitig guter Miniaturisierbarkeit durch einen einfachen und damit günstigen mechanischen Aufbau bietet sich ein solches System als Grundkonzept in einer hyperredundanten Struktur an. Bereits Chirikjian, Vorreiter auf dem Gebiet der Modellierung binär aktiver, hyperredundanter Roboter, schrieb in einer seiner ersten Arbeiten [Chi94a] über die vielversprechenden Aussichten dieser Roboter durch ihre Einfachheit. Binäre Aktoren in der Robotik können daher zwar grundlegend beschrieben werden (vgl. Kapitel 2), sie sind dennoch praktisch in der schlangenartigen Robotik noch kaum verbreitet, wie der beschriebene Stand der Forschung zeigt. Während Wingert et al. [WLDH02] in Anlehnung an die frühen Arbeiten zum VGTM einen binären räumlichen Aktor mit DEP-Betätigung aufbauten, haben sich allein Wöhrmann et al. [WDPM13] gezielt auf die Erforschung eines binär aktiven Manipulators für den Einsatz in der Endoskopie bezogen. Entsprechend grundlegende und systembedingte Fragestellungen für die Klasse der hyperredundanten, binär aktiven Manipulatoren sind noch größtenteils unbeantwortet.

1.2 Bewegungsplanung für binäre, hyperredundante Manipulatoren

Wie im vorherigen Abschnitt dargestellt, existieren verschiedene Ansätze zur Integration schlangenartige Roboter in endoskopische Anwendungen. Neben der Erfüllung kinematischer Randbedingungen müssen solche Systeme auch über eine Bewegungsplanung verfügen, die ein sicheres Fortschreiten entlang eines zu untersuchenden Pfades ermöglicht. Die in der Literatur vielfältig behandelte Bewegungsplanung von schlangen- oder wurmähnlichen Manipulatoren wurde bspw. in den Überblicksartikeln [TPL09; HSG09; HY09] ausführlich aufbereitet. Insbesondere können die Gangarten bspw. in wellenförmige, ziehharmonika-ähnliche, seitlich windende oder geradlinige Bewegungsformen unterteilt werden, die sich alle in Bewegungsmustern in der Tierwelt begründen. In [CB91b] wurde bspw. die Adaption der Gangarten auf Greifbewegungen vorgeschlagen. Alle dargestellten Fortbewegungsformen ergeben sich aus der kinematischen Struktur und nutzen den reibbehafteten Kontakt mit der Umgebung als wichtigstes Mittel zur Fortbewegung.

Der betrachtete Anwendungsfall der Endoskopie erfordert jedoch, dass sich ein Manipulator ohne Kontakt mit der Umgebung eigenständig fortbewegt, um so eine Belastung des Gewebes durch Ab-

stützen zu verhindern. Entsprechend sind die erwähnten Verfahren, deren Vorwärtsbewegung durch Umgebungskontakt begründet wird, nicht auf das betrachtete endoskopische Szenario übertragbar.

Unter der Annahme, dass eine gewünschte Sollform bspw. über einen zu folgenden Referenzpfad vorgegeben ist, gliedert sich die Bewegungsplanung in zwei hauptsächliche Schritte: Zunächst müssen die korrespondierenden Gelenkwinkel bestimmt werden, die nötig sind, um eine Referenzkonfiguration zu erreichen. Im Anschluss erfolgt dann die eigentliche Bewegungsplanung, in welcher zeitlichen Abfolge die Gelenkwinkel verändert werden müssen, um zur Zielkonfiguration zu gelangen. Ein Verfahren, das nach dieser Methode funktioniert und zusätzlich den Kontakt zur Umgebung nicht zwangsweise benötigt, ist die sogenannte „Follow-the-Leader“-Bewegung [AOA+83; WM97; CH99], bei der jeweils die distale Einheit des Manipulators die Umgebung exploriert und alle anderen nachfolgenden Segmente dieser durch (kontinuierliche) Interpolation der Gelenkwinkel unweigerlich folgen. Es wird in [FDB13] auch als adäquat für manuell gesteuerte Instrumente bewertet.

Für die Klasse der hyperredundanten, binär aktuierten Manipulatoren wurde die Bewegungsplanung nur oberflächlich behandelt. Insbesondere Chirikjian hat mit seiner Pionierarbeit [Chi97] eine Bewegungsplanung für gekoppelte Punkt-zu-Punkt-Bewegungen für binär aktuierte Roboter elaboriert. Dabei geht er grundsätzlich davon aus, dass jeder Einzelaktor ausreichend stark gedämpft ist und sich so alle Aktoren mit der gleichen konstanten Geschwindigkeit bewegen. Chirikjian stellt außerdem heraus, dass zwar optimale Gelenkwinkel für einzelne zu erreichende Solllagen bestimmt werden können, im Gesamtkontext der Bewegung sind sie aber ggf. nicht die bestmöglichen, da bspw. besonders viele Aktoren ihren Zustand ändern müssen. Mittels Optimierung der Konfigurationsabfolge kann dieses Problem adressiert werden. Zum Folgen einer Referenztrajektorie des Endeffektors aus m einzelnen Sollposen mit einem Manipulator aus n binären Aktoren (also 2^n möglichen Konfigurationen) wäre laut [Chi97] eine Brute-Force-Suche mit $2^n / (2^n - n)! m!$ Möglichkeiten zu lösen. Anstelle dessen schlägt Chirikjian eine kontinuierliche Approximation des Rückgrats vor, sodass sich auch die Bewegung entlang einer Trajektorie durch eine zeitliche Veränderung der kontinuierlichen Kurve darstellen lässt. Die Anwendbarkeit dieses Ansatzes wurde in [Chi97] dargelegt, wobei nur Endeffektortrajektorien generiert wurden. [BÖ12] erweitern den Ansatz der Rückgratkurve und evaluieren ihn an einem „Pick-and-Place“-Prozess für einen binär aktuierten Manipulator, bei dem die Trajektorie über die inverse Kinematik des Roboters bestimmt wird, was weitere Herausforderungen mit sich bringt: Durch den diskreten Arbeitsraum ergeben sich in den dargestellten Ergebnissen wenig intuitive, raumgreifende Bewegungen. Eine Anwendung wie die Endoskopie erfordert jedoch eine durchgängig gute Pfadverfolgbarkeit entlang des gesamten Manipulators und stellt damit besondere Anforderungen an die Bewegungsplanung.

1.3 Zielsetzung und Gliederung der Arbeit

Die in Abschnitt 1.1 vorgestellten, hoch entwickelten, schlangenartigen Systeme zeigen zu den klassischen passiven Endoskopen bereits eine Vielzahl an Verbesserungen, insbesondere hinsichtlich ihrer Manövrierbarkeit, Manipulierbarkeit und Anpassbarkeit. Dennoch weisen die individuellen Systeme verschiedene Nachteile auf: Während einige schlecht miniaturisierbar sind bzw. für eine hohe Anzahl an aktuierten Freiheitsgraden einen entsprechend großen Bauraum benötigen (vgl. Seil- und Bowdenzug-aktuierte Systeme), sind andere sehr filigran, können aber schlecht auf eine Länge von mehreren Metern erweitert werden (vgl. konzentrische Röhren). Modulare Konzepte versuchen diesen Einschränkungen zu begegnen, wobei ihre Eignung auch durch das verwendete Antriebskonzept bestimmt ist: Servoantriebe und Motoren lassen sich unter der Forderung eines gewissen Drehmomentes nur eingeschränkt verkleinern. Im Gegensatz dazu können SMA-Module zwar sehr kompakt gebaut werden, erwärmen sich jedoch stark und benötigen daher eine entsprechende Peripherie. Auch pneumatische und hydraulische Aktoren benötigen eine Versorgungseinheit, wobei die einzelnen Aktoren im miniaturisierten Maßstab trotzdem größere Kräfte und Momente als bspw. miniaturisierte Elektromotoren zur Verfügung stellen können. Insbesondere diskret aktuierte Manipulatoren können durch den Verzicht auf Sensorik kostengünstig und in einem kleinen Maßstab gefertigt werden. Eine unterlagerte binäre Aktuierung kann dabei entweder über Hydraulik/Pneumatik, SMA, DEP oder Elektromagneten erzielt werden. Das hohe Miniaturisierungspotential und die damit verbundene hohe Anzahl an Aktoren innerhalb eines modularen Manipulators führt dazu, dass die eingeschränkte Positionierbarkeit ausgeglichen werden kann und dabei – in Abhängigkeit vom gewählten Aktuierungskonzept – in den Endlagen eine hohe Systemsteifigkeit erreicht wird. Die Kombination aus binärer Aktorik innerhalb einer hyperredundanten Struktur eröffnet dabei eine Klasse von Robotern, die in der Literatur bis jetzt nur sehr begrenzt behandelt wurde. Entsprechend gering ist auch die Zahl der verfügbaren Studien zur Bewegungsplanung. Zwar wurden einzelne Ansätze bereits vorgeschlagen, unterliegen aber teilweise sehr einschränkenden Annahmen, wie bspw. einer hohen Systemdämpfung [Chi97], welche jedoch nicht immer vorausgesetzt werden kann. Insbesondere für die Endoskopie und die dort relevante Pfadverfolgung ohne Abstützung an der Umgebung wurden noch keine Methoden für die betrachtete Manipulatorklasse vorgeschlagen. Eine Vorschubbewegung für solche Roboter wurde bis dato nicht berücksichtigt. Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, Methoden zur Pfadverfolgung für diese spezielle Klasse der Roboter zu erarbeiten. Eine adäquate Bewegungsplanung erfordert jedoch auch weitergehende Fragestellungen hinsichtlich der Modellierung und Synthese dieser Form von Robotern, da durch die diskrete Positionierbarkeit der einzelnen Segmente für eine ausreichend gute Pfadverfolgbarkeit gewährleistet sein muss, dass die kinematische Struktur des Manipulators dieses überhaupt erlaubt. Die zu erarbeitenden Methoden werden unabhängig vom unterlagerten Aktuierungskonzept erarbeitet, aber im Folgenden am Beispiel der elektromagnetischen Kippaktorkette aus [WDPM13; Dör17] erläutert und experimentell evaluiert.

Die Forschungsarbeit beginnt im Anschluss an diese Einleitung in Kapitel 2 mit der Darstellung der Grundlagen zur Modellierung und Synthese serieller Roboter im Allgemeinen und hyperredundanter Strukturen im Speziellen. Dabei wird, wann immer möglich, auch die binäre Aktuierung adressiert. In Kapitel 3 erfolgt die Synthese hyperredundanter, binär aktuierter Manipulatoren. Dieses beinhaltet zunächst die Evaluation klassischer kinematischer Leistungsmerkmale, wie z. B. des Arbeitsraums, für verschiedene Parametersätze (vgl. Abschnitt 3.1). Im Anschluss wird ein Verfahren zur automatischen Maßsynthese für diese Klasse der Manipulatoren basierend auf Randbedingungen aus Kinematik und Statik vorgestellt und mittels Beispielpfaden ausgewertet (vgl. Abschnitt 3.2). Dieses erfordert auch die Erforschung und Gegenüberstellung von Methoden zur optimalen Pfadanpassung. Nachdem mit diesen Verfahren sichergestellt werden kann, dass ein binär aktuierter, hyperredundanter Roboter generell eine hohe Anpassbarkeit an einen gegebenen Referenzpfad verfügt, erfolgt in Kapitel 4 die Entwicklung von Methoden zur modellbasierten Bewegungsplanung unter Berücksichtigung einer Vorschubbewegung. Während bei konventionellen hyperredundanten Robotern mit bspw. (miniaturisierten) Servomotoren die Pfadverfolgung über inkrementelles Lösen der inversen Kinematik erfolgen kann, muss bei binär aktuierten Strukturen eine optimale Schaltsequenz ermittelt werden. Hierzu wird zunächst ein generelles Vorgehen vorgeschlagen (vgl. Abschnitt 4.1) und im Folgenden u. a. um die modellbasierte Bestimmung optimaler Schaltzeitpunkte (vgl. Abschnitt 4.2 und Abschnitt 4.3) erweitert. In Kapitel 5 erfolgt die experimentelle Evaluation der erarbeiteten Methoden am Beispiel einer elektromagnetischen Kippaktorkette, die in [WDPM13] erstmals veröffentlicht und in [Dör17] ausführlich analysiert wird. Zum besseren Verständnis werden das Aktuierungsprinzip und relevante Systemeigenschaften in Abschnitt 5.1 erläutert. Für die Bewertung der erreichbaren Genauigkeit anhand von Beispielpfaden in Abschnitt 5.4 ist zuvor die Modellierung und Identifikation der Modellparameter des Prototypen notwendig (vgl. Abschnitt 5.2 und Abschnitt 5.3). Die Arbeit schließt in Kapitel 6 mit einer Zusammenfassung der vorgestellten Methoden und Ergebnisse und gibt einen kurzen Ausblick auf weiterhin offen gebliebene Fragestellungen.

2 Modellierung hyperredundanter, binär aktuierter Roboter

Grundvoraussetzung für eine adäquate Bewegungsplanung für binär aktuierte, hyperredundante, serielle Roboter ist ein umfassendes Systemverständnis und darauf aufbauend eine ausreichend genaue Modellierung des Roboters. Dazu werden in diesem Kapitel die Grundlagen aus Sicht der Robotik gelegt. Zunächst werden in Abschnitt 2.1 alle für diese Arbeit relevanten Definitionen und Konventionen eingeführt. Im Anschluss erfolgt ein Überblick über aus der Literatur bekannte Ansätze zur Beschreibung der Kinematik (vgl. Abschnitt 2.2) wie auch der Dynamik (vgl. Abschnitt 2.3) für hyperredundante Roboter mit besonderem Fokus auf binärer Aktuierung. Relevante, aus der Kinematik ableitbare Leistungsmerkmale werden in Abschnitt 2.2.3 kurz vorgestellt. Auch wenn die grundlegenden Methoden unabhängig von dem gewählten Aktordesign sind, werden sie anhand eines Manipulators aus einzelnen, seriell angeordneten, binär aktuierten Drehgelenken mit zwei festen Kippositionen, in Anlehnung an die Arbeiten von Wöhrmann, Dörbaum et al. [WDPM13; Dör17], erläutert und visualisiert.

2.1 Definitionen und Grundlagen zu Koordinatentransformationen

Koordinatensysteme und Transformationen zwischen selbigen bilden die Basis für die mathematische Modellierung von Robotern mit über Gelenke verbundenen einzelnen Starrkörpern im Allgemeinen und sind daher auch für die Beschreibung hyperredundanter Mechanismen relevant.

Ein orthogonales, kartesisches Koordinatensystem $(KS)_i$ spannt üblicherweise einen dreidimensionalen geometrischen Raum auf. Es kann entweder orts- oder körperfest sein. Letztere sind fest an einen räumlichen Starrkörper bzw. ein Segment eines Roboters gebunden und bewegen sich mit ihm mit. Abbildung 2.1 zeigt beispielhaft das ortsfeste Weltkoordinatensystem $(KS)_W$ sowie das bezüglich des Körpers \mathbf{K} feste Koordinatensystem $(KS)_K$. Hier und im Folgenden sind x -Achsen rot, y -Achsen grün und z -Achsen blau dargestellt. Eingezeichnet sind außerdem der Ortsvektor ${}_{(W)}\mathbf{r}_P$, der die Position des Punktes P im Bezugskoordinatensystem $(KS)_W$ beschreibt. Im Gegensatz dazu stellt ein Richtungsvektor (bspw. ${}_{(W)}\mathbf{r}_{K,P}$ in Abbildung 2.1) lediglich den Verschiebungsvektor zwischen zwei Punkten (hier K und P im $(KS)_W$) dar.

Die Lage ${}_{(W)}\mathbf{x}_K$ des $(KS)_K$ im Bezug zum $(KS)_W$ setzt sich aus Position ${}_{(W)}\mathbf{r}_K$ und Orientierung φ_K zusammen:

$${}_{(W)}\mathbf{x}_K = ({}_{(W)}\mathbf{r}_K^T, \varphi_K^T)^T = ({}_{(W)}x_K, {}_{(W)}y_K, {}_{(W)}z_K, \alpha_K, \beta_K, \gamma_K)^T, \quad (2.1)$$

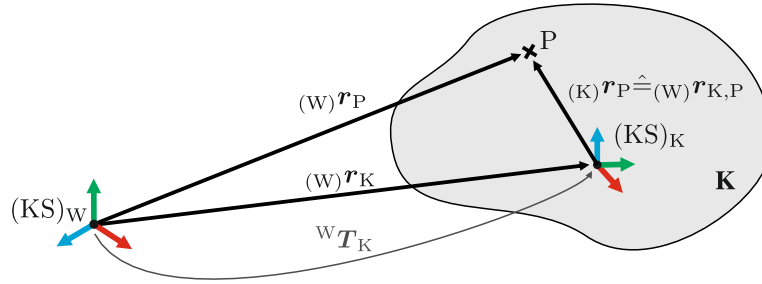


Abbildung 2.1: Verwendete Notation zur Beschreibung der räumlichen Lage eines Starrkörpers \mathbf{K}

wobei das Bezugssystem der einzelnen Rotationswinkel in φ_K abhängig von der gewählten Winkelkonvention, siehe [SS00], ist. Unter Verwendung der RPY-Konvention werden die Einträge in ${}^{(W)}\varphi_K$ bspw. in Relation zum feststehenden (nicht mitdrehenden) Koordinatensystem $(KS)_W$ angegeben.

Homogene Transformationsmatrizen bilden allgemein eine kompakte Darstellung der Umrechnung von Position und Orientierung, vgl. [SS00]. Die lagerichtige Umrechnung von einem Koordinatensystem $(KS)_i$ in ein beliebiges Koordinatensystem $(KS)_j$ kann über

$${}^j T_i = \left(\begin{array}{c|c} {}^j \mathbf{R}_i & ({}^j) \mathbf{r}_i \\ \hline 0 & 1 \end{array} \right) \quad \text{mit} \quad {}^j T_i \in SE(3), \quad (2.2)$$

erfolgen. Transformationsmatrizen sind von der Dimension 4×4 und gehören zur Lie-Gruppe „Special Eucliden“ $SE(3)$ im dreidimensionalen Raum. Dabei beschreibt $({}^j) \mathbf{r}_i$ die Position des Ursprungs des Koordinatensystems $(KS)_i$ bezüglich des Ursprungs von Koordinatensystem $(KS)_j$ ausgedrückt im $(KS)_j$. Die Rotation wird über die Rotationsmatrix

$${}^j \mathbf{R}_i = ({}^{(j)} \mathbf{e}_x^{(i)}, {}^{(j)} \mathbf{e}_y^{(i)}, {}^{(j)} \mathbf{e}_z^{(i)}) \quad \text{mit} \quad {}^j \mathbf{R}_i \in SO(3), \quad (2.3)$$

mit den orthonormalen und orthogonalen Basisvektoren \mathbf{e}_x , \mathbf{e}_y und \mathbf{e}_z des $(KS)_i$ ausgedrückt in $(KS)_j$. Die Rotationsmatrix weist die Dimension 3×3 auf und muss dabei die Anforderungen der Lie-Gruppe „Special Orthogonal“ $SO(3)$ erfüllen. Alternative Darstellungen von Rotationen umfassen bspw. Quaternionen [SS00; Vin12] oder die Verkettung von Elementardrehungen um einzelne Achsen des (ggf. mitgedrehten) Koordinatensystems. Für letzteres existieren verschiedene Notationen, die ausführlich in [SS00; SHV06; Vin12] diskutiert werden. Transformationsmatrizen können außerdem verkettet und invertiert werden, wie im Folgenden für ein weiteres, beliebiges Koordinatensystem $(KS)_k$ gezeigt ist:

$${}^k T_i = {}^k T_j {}^j T_i, \quad (2.4)$$

$${}^j T_i = ({}^i T_j)^{-1}. \quad (2.5)$$

Durch homogene Erweiterung eines Ortsvektors, bspw. ${}^{(W)}\mathbf{r}_P$ aus Abbildung 2.1, zu

$${}^{(W)}\check{\mathbf{r}}_P = ({}^{(W)}\mathbf{r}_P^T, 1)^T \quad (2.6)$$

kann dieser durch die Verwendung von Transformationsmatrizen in verschiedenen Koordinatensystemen, bspw. im $(KS)_K$, repräsentiert werden:

$${}^{(K)}\check{\mathbf{r}}_P = ({}^{(K)}\mathbf{r}_P^T, 1)^T = {}^K\mathbf{T}_{W(W)}\check{\mathbf{r}}_P = ({}^W\mathbf{T}_K)^{-1} {}^{(W)}\check{\mathbf{r}}_P. \quad (2.7)$$

2.2 Kinematik

In der Robotik ist die Lage des Endeffektors, an dem bspw. ein Werkzeug montiert ist, von besonderer Wichtigkeit. Der Endeffektor eines Roboters wird in der Regel als körperfestes Koordinatensystem am letzten Segment des Roboters definiert. In Abbildung 2.2 ist dies für eine hyperredundante, serielle Struktur aus hintereinander gereihten Drehgelenken mit jeweils einem FHG gezeigt. Der Vektor der Endeffektorkoordinaten \mathbf{x}_E ergibt sich als Kombination aus Position ${}^{(W)}\mathbf{r}_E$ und Orientierung ${}^{(W)}\boldsymbol{\varphi}_E$ in Bezug auf ein ortsfestes Weltkoordinatensystem $(KS)_W$.

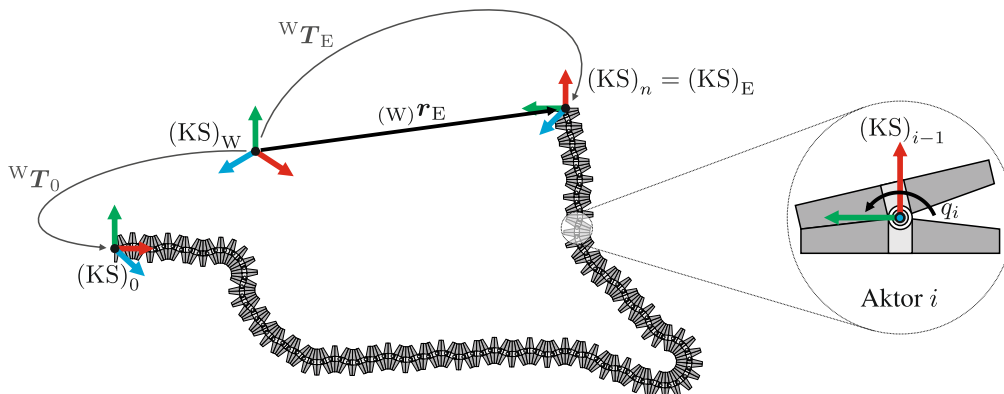


Abbildung 2.2: Definitionen relevanter Koordinatensysteme eines hyperredundanten Roboters mit einzelnen Drehgelenken und Ausschnitt eines einzelnen Aktors i mit zugehörigem Koordinatensystem $(KS)_{i-1}$ und Gelenkwinkel q_i

Allgemeine räumliche Mechanismen verfügen über insgesamt maximal sechs Endeffektorfreiheitsgrade (EE-FHG) mit drei translatorischen x_E, y_E, z_E und drei rotatorischen $\alpha_E, \beta_E, \gamma_E$ Komponenten:

$${}^{(W)}\mathbf{x}_E = ({}^{(W)}\mathbf{r}_E^T, \boldsymbol{\varphi}_E^T)^T = ({}^{(W)}x_E, {}^{(W)}y_E, {}^{(W)}z_E, \alpha_E, \beta_E, \gamma_E)^T. \quad (2.8)$$

Wie in Abschnitt 2.1 dargelegt, kann die Orientierung $\boldsymbol{\varphi}_E$ bei gegebener Winkelkonvention aus der Rotationsmatrix ${}^W\mathbf{R}_E$ berechnet werden. In dieser Arbeit wird insbesondere die RPY-Nomenklatur gemäß [SS00] verwendet, sodass die Rotationswinkel alle in Bezug zum gleichen Koordinatensystem angegeben werden und ${}^{(W)}\boldsymbol{\varphi}_E$ verwendet werden kann.

Ergänzend dazu umfasst der Vektor der verallgemeinerten Gelenkkoordinaten \mathbf{q} alle angetriebenen Gelenkwinkel des betrachteten Manipulators rotatorischer wie auch translatorischer Art. Für einen Roboter mit insgesamt n angetriebenen Achsen folgt damit allgemein

$$\mathbf{q} = (q_1, q_2, \dots, q_{n-1}, q_n)^T. \quad (2.9)$$

Die kinematische Modellierung beschreibt basierend auf den dargestellten Definitionen allgemein die geometrischen Zusammenhänge eines Manipulators. Mithilfe der direkten Kinematik \mathbf{f} wird die Lage des Endeffektors ${}_{(W)}\mathbf{x}_E$ des Roboters in Abhängigkeit vom verallgemeinerten Gelenkwinkelvektor \mathbf{q} beschrieben:

$${}_{(W)}\mathbf{x}_E = \mathbf{f}(\mathbf{q}). \quad (2.10)$$

Im Gegensatz dazu definiert das inverse kinematische Problem \mathbf{g} die Beziehung zwischen Endeffektorlage, bspw. gegeben im $(KS)_W$, und daraus resultierenden Gelenkwinkelstellungen:

$$\mathbf{q} = \mathbf{g}({}_{(W)}\mathbf{x}_E). \quad (2.11)$$

Die direkte Kinematik serieller Roboter ist – unabhängig von der Anzahl ihrer Segmente – immer eindeutig lösbar. Im Falle von Redundanz (d. h. $\dim(\mathbf{q}) > \dim(\mathbf{x}_E)$) ergeben sich für Systeme mit kontinuierlichen Gelenken unendlich viele Lösungen, d. h. mehrere Gelenkwinkelkonfigurationen führen zu der gleichen Endeffektorlage. Bei binären oder allgemein diskreten Aktoren kann die inverse Kinematik, abhängig vom betrachteten Punkt im Arbeitsraum, zu mehreren Endeffektorlagen innerhalb eines systemspezifischen Toleranzradius führen. Die Auflösung dieses Redundanzproblems erfordert daher die Betrachtung zusätzlicher Nebenbedingungen. Beides wird in den folgenden Abschnitten detaillierter erläutert.

2.2.1 Direkte Kinematik

Aufgrund des seriellen Charakters hyperredundanter Manipulatoren kann die Modellierung der direkten Kinematik sequenziell über die Verkettung der homogenen Transformationsmatrizen zwischen aufeinanderfolgenden Einzelsegmenten erfolgen. Für einen allgemeinen Manipulator mit n kontinuierlichen oder binären Einzelaktoren ergibt sich die Gesamttransformation zu:

$${}^0\mathbf{T}_E(\mathbf{q}) = {}^0\mathbf{T}_n(\mathbf{q}) = \prod_{i=1}^n {}^{i-1}\mathbf{T}_i(q_i) = {}^0\mathbf{T}_1(q_1) {}^1\mathbf{T}_2(q_2) \dots {}^{n-2}\mathbf{T}_{n-1}(q_{n-1}) {}^{n-1}\mathbf{T}_n(q_n). \quad (2.12)$$

Dabei stellt ${}^{i-1}\mathbf{T}_i(q_i)$ die Transformation zwischen den Segmenten i und $i - 1$ in Abhängigkeit vom Gelenkwinkel q_i dar. Für beschränkte, aber kontinuierliche Gelenkwinkel gilt $q_i \in [q_{i_{\min}}, q_{i_{\max}}]$, für binäre Aktuierung reduziert sich der Definitionsbereich zu $q_i \in \{q_{i_{\min}}, q_{i_{\max}}\}$. Zur genauen Beschreibung dieser Transformation werden in den Gelenkachsen Koordinatensysteme, siehe Abbildung 2.3, derart definiert, dass die Denavit-Hartenberg-Notation (kurz DH-Notation)[DH55;

UDH64] zur Beschreibung der direkten Kinematik genutzt werden kann. Für Details sei bspw. auf [Pau81; SHV06] verwiesen. Alternative, modifizierte Ansätze der DH-Notation werden u. a. in [KD04; Cra05] dargestellt. Hierdurch verringert sich die Anzahl freier Parameter von sechs (freie Positionierbarkeit im Raum) auf lediglich vier zur vollständigen Beschreibung einer Teiltransformation.

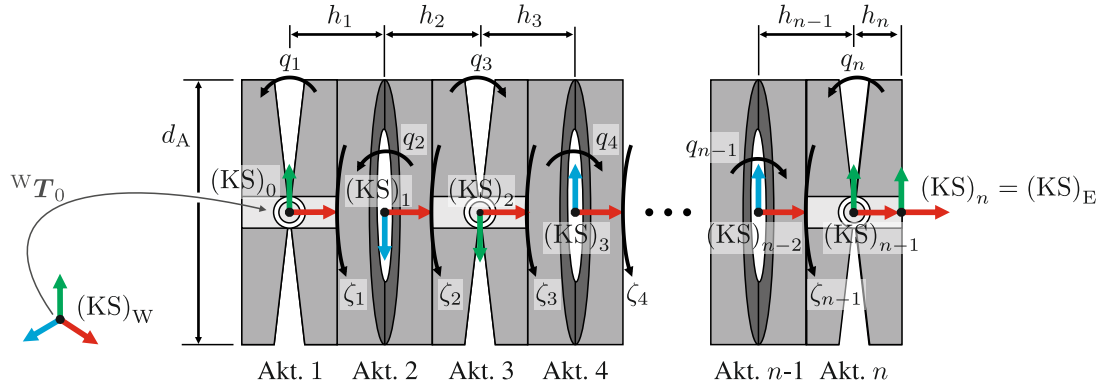


Abbildung 2.3: Schematische Darstellung eines hyperredundanten Manipulators mit n Aktoren der Höhe h_i mit festem Verdrehwinkel $\zeta_i = 90^\circ \forall i \in \{1, 2, \dots, n-1\} \wedge \zeta_n = 0^\circ$ und dem Außendurchmesser d_A

Mit Hilfe der DH-Parameter kann dann die Transformation von einem körperfesten $(KS)_i$ in das vorherige $(KS)_{i-1}$ über die homogene Transformationsmatrix

$${}^{i-1}\mathbf{T}_i(q_i) = \begin{pmatrix} c_{\theta_i} & -s_{\theta_i} & 0 & 0 \\ s_{\theta_i} & c_{\theta_i} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & a_i \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & d_i \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & c_{\alpha_i} & -s_{\alpha_i} & 0 \\ 0 & s_{\alpha_i} & c_{\alpha_i} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (2.13)$$

$$= \begin{pmatrix} c_{\theta_i} & -s_{\theta_i}c_{\alpha_i} & s_{\theta_i}s_{\alpha_i} & a_ic_{\theta_i} \\ s_{\theta_i} & c_{\theta_i}c_{\alpha_i} & -c_{\theta_i}s_{\alpha_i} & a_is_{\theta_i} \\ 0 & s_{\alpha_i} & c_{\alpha_i} & d_i \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (2.14)$$

mit

$$c_{\diamond_i} = \cos(\diamond_i), \quad s_{\diamond_i} = \sin(\diamond_i) \quad (2.15)$$

und den DH-Parametern θ_i , d_i , a_i und α_i bestimmt werden [DH55; UDH64]. Unter Annahme eines Manipulatoraufbaus aus gleichartigen Einzelaktoren, die jeweils einen rotatorischen Freiheitsgrad, aber nicht notwendigerweise die gleichen geometrischen Größen (insbesondere Segmenthöhe h_i und Verdrehwinkel ζ_i) haben, vgl. Abbildung 2.3, ergeben sich die in Tabelle 2.1 dargestellten DH-Parameter.

Das Koordinatensystem $(KS)_0$ liegt definitionsgemäß im ersten Drehgelenk der Aktorkette und wird typischerweise bei nicht örtlich flexiblen Robotern mit dem Weltkoordinatensystem $(KS)_W$

Tabelle 2.1: DH-Parameter zur Modellierung der direkten Kinematik eines hyperredundanten Manipulators unter der Annahme gleichartiger Kippaktoren unterschiedlicher geometrischer Abmessungen

i	θ_i	d_i	a_i	α_i
1	q_1	0	h_1	ζ_1
2	q_2	0	h_2	ζ_2
		\vdots		
$n-1$	q_{n-1}	0	h_{n-1}	ζ_{n-1}
n	q_n	0	h_n	0

gleichgesetzt. Für schlangenartige Roboter ohne feste Basis wurde daher in [LSP05] eine virtuelle Struktur vorgeschlagen, die eine beliebige Lage eines Manipulators im Raum beschreiben kann. Unter Annahme hyperredundanter Manipulatoren für die Endoskopie ist selbstständige Lokomotion durch Abstützung und die damit verbundene Belastung der Umgebung risikoreich, sodass eine vollständig freie Positionierung und Orientierung im Raum als nicht zielführend bewertet werden kann. Anstelle dessen kann, ähnlich zum klassischen Endoskop, eine Vorschubbewegung implementiert werden, die entweder manuell oder automatisiert erfolgt. Hierzu wird, wie in Abbildung 2.4 skizziert, die kinematische Modellierung um einen Vorschub ergänzt. Die Gesamttransformation ergibt sich ohne Verlust der Allgemeingültigkeit bei einer Vorschubposition q_v zu

$${}^W\mathbf{T}_E(q_v, \mathbf{q}) = {}^W\mathbf{T}_B {}^B\mathbf{T}_0(q_v) {}^0\mathbf{T}_E(\mathbf{q}) \quad (2.16)$$

mit einer festen Transformation ${}^W\mathbf{T}_B$ zwischen dem Weltkoordinatensystem $(\text{KS})_W$ und der Basis des Vorschubs sowie einer von der Vorschubposition q_v abhängigen Transformation ${}^B\mathbf{T}_0(q_v)$. Für das in Abbildung 2.4 gezeigte Beispiel lautet diese

$${}^B\mathbf{T}_0(q_v) = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & q_v \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}. \quad (2.17)$$

Es sei an dieser Stelle angemerkt, dass das Vorgehen zwar lediglich anhand der Endeffektorlage ${}_{(0)}\mathbf{x}_E = {}_{(0)}\mathbf{x}_n$ bzw. ${}_{(W)}\mathbf{x}_E = {}_{(W)}\mathbf{x}_n$ dargestellt wurde, sich aber auch auf die allgemeine Betrachtung der räumlichen Lage ${}_{(0)}\mathbf{x}_i$ bzw. ${}_{(W)}\mathbf{x}_i$ einzelner Robotersegmente i übertragen lässt. Das Verfahren wurde in verschiedenen Forschungsarbeiten, bspw. [LSP05], verwendet, da es für serielle, hyperredundante Strukturen allgemeingültig ist und die Lage des Manipulators sowie seiner Segmente exakt beschreibt. Auch Transeth et al. [TPL09] stellen diesen Ansatz als praktikable Lösung heraus, verweisen jedoch zusätzlich auf alternative Ansätze: Einschränkung für das auf der DH-Notation basierende Vorgehen ist, dass die einzelnen Gelenke der seriellen Kette auf ein

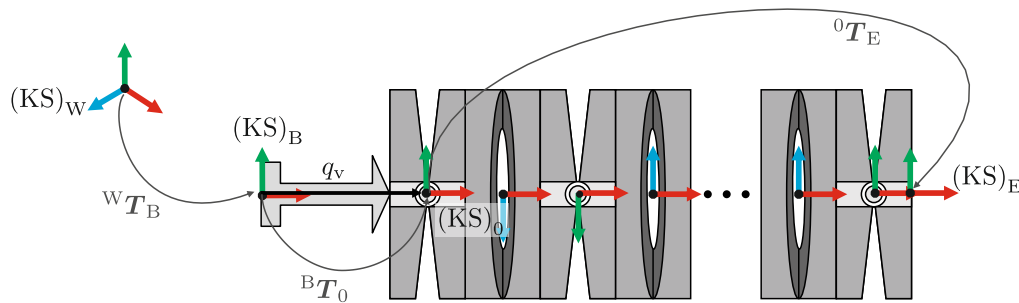


Abbildung 2.4: Definition relevanter Koordinatensysteme unter Verwendung eines Vorschubs

mensionale Bewegungen (Rotations- oder Schubachsen) reduziert werden müssen, vgl. [HW03; JW06]. Dieses steigert den Modellierungsaufwand insbesondere bei komplexen Aktordesigns oder sehr langen Aktorketten. In diesen Fällen kann es daher vorteilhaft sein, Modellierungsverfahren heranzuziehen, die die Form des Roboters kontinuierlich darstellen, auch wenn dadurch ein für den Manipulator spezifischer Approximationsfehler entsteht. Hierfür sei insbesondere auf die Arbeiten von Chirikjian und Burdick (u. a. [CB90; CB91a; CB94a; CB94b; CB95b; CB95a]) verwiesen, die erstmalig eine kontinuierliche Approximation der Rückgratstruktur hyperredunder Roboter durchführten. Später erfolgte auch eine Adaption auf binär aktuierte Manipulatoren [CL95; Chi97]. Alternative Ansätze zur Modellierung mittels kontinuierlicher Kurven wurden auch in [ZA95; MSK98a] dargestellt.

2.2.2 Inverse Kinematik

Im Gegensatz zur direkten Kinematik, die bei seriellen Robotern immer eindeutig lösbar ist, ist das inverse kinematische Problem bei (hyper-)redundanten Mechanismen nicht trivial, da bei kontinuierlich aktuierten Gelenken unendlich viele Sätze an Gelenkwinkeln \mathbf{q} zur gleichen Endeffektorlage \mathbf{x}_E führen können [TPL09]. Diese Eigenschaft erschwert zwar die Modellierung, erlaubt diesen Mechanismen aber sogenannte Nullraumbewegungen: Die Aktoren innerhalb der seriellen Kette können ihre Gelenkwinkel ändern, ohne dass dieses zu einer Änderung der Endeffektorlage führt. Diese Eigenschaft kann genutzt werden, um die Gelenkwinkel bezüglich weiterer Kriterien zu optimieren. In [CB95a] werden bspw. die Abweichungen zu den Gelenknullstellungen als Nebenbedingung verwendet. Auch die gezielte Einstellung weiterer kinematischer Leistungsmerkmale, wie bspw. der Steifigkeit, kann so für eine Endeffektorlage gezielt genutzt werden. [SK08] gibt hier einen ausführlichen Überblick für (hyper-)redundante Mechanismen. Für schlangenartige Roboter kann ein zusätzliches Gütekriterium zur Redundanzauflösung bspw. die Vorgabe einer bestimmten Form des Manipulorkörpers sein.

Durch die in dieser Arbeit zusätzlich betrachtete binäre Aktuierung verändert sich das Problem dahingehend, dass ohnehin nur noch diskrete Endeffektorlagen erreichbar sind. Mit zunehmender Länge der seriellen Kette verdichten sich die erreichbaren Endeffektorlagen, sodass für diese Manipulorklasse die Lösung des inversen kinematischen Problems in der Regel nur unter zu-

sätzlicher Definition eines Toleranzradius ϵ_{\max} erfolgen kann, innerhalb dessen noch von einer Quasi-Nullraumbewegung bzw. Bewegungsredundanz gesprochen werden kann [EC96]. Eine spezielle Manipulatorkonfiguration kann dann als bewegungsredundant bezeichnet werden, wenn sich innerhalb von ϵ_{\max} um die aktuelle Endeffektorlage x_E mindestens eine weitere Endeffektorlage befindet. ϵ_{\max} kann rein positionsbasiert sein oder auch die Orientierung mit beinhalten [Par95].

Im Folgenden werden daher zunächst Methoden betrachtet, die das inverse kinematische Problem lösen, indem die Gelenkwinkel lediglich basierend auf der gegebenen Endeffektorlage bestimmt werden. Im Anschluss daran werden Methoden vorgestellt, die die Redundanzauflösung anhand einer Formvorgabe umsetzen.

Inverses kinematische Problem

Für die Lösung des inversen kinematischen Problems nach Gl. (2.11) existiert kein standardisiertes Vorgehen für hyperredundante Manipulatoren mit diskreter oder binärer Aktuierung. Die Verwendung klassischer Ansätze für kontinuierlich einstellbare Gelenke (vgl. bspw. [Tra07]) ist wenig zielführend, da der Übertrag in diskrete Gelenkwinkel durch Runden zwar ggf. nur kleine Gelenkwinkelfehler hervorruft, dieses jedoch durch die serielle Struktur zu großen Fehlern am Endeffektor führen kann. Ursächlich ist, dass die Kompensationsfähigkeit diskreter Gelenke nur sehr beschränkt ist [CL95; EC96]. Durch die binäre Aktuierung kann die Anzahl erreichbarer Endeffektorposen einer Kette mit n sequenziellen, binären Aktoren auf 2^n festgelegt werden. In diesem begrenzten Suchraum findet eine Brute-Force-Suche immer die Konfiguration, die den geringsten Fehler zu einer Sollpose aufweist. Durch das exponentielle Wachstum der Anzahl erreichbarer Punkte ist dieser Lösungsweg nur für sehr kleine Aktorketten geeignet [Chi97; LSD02].

Als eine Lösungsmöglichkeit haben Ebert-Uphoff und Chirikjian [EC96] ein zeitlineares Verfahren zur Lösung der inversen Kinematik für diskrete Aktoren in hyperredundanten Ketten vorgeschlagen. In ihrem Ansatz erfolgt eine sequenzielle Berechnung von Teilarbeitsräumen ausgehend vom Endeffektor mittels direkter Kinematik (vgl. Abschnitt 2.2.3). Dabei wird als Maß für die Güte die Arbeitsraumdichte rund um die gewünschte Endeffektorlage herangezogen. Eine große Arbeitsraumdichte bedeutet, dass innerhalb eines definierten Rasters viele Endeffektorlagen erreichbar sind. In Kombination mit sekundären Kriterien, wie bspw. einer minimalen Anzahl Aktoren, die geschaltet werden, um von der gegebenen Istlage in die gewünschte Sollage zu kommen, wurde so ein zeiteffizientes Verfahren vorgeschlagen, das zusätzlich eine Bewegungsplanung zwischen Endeffektorlagen unter Vermeidung abrupter Transitionen gewährleistet. Dieser grundsätzliche Ansatz wurde in [SC01] dahingehend adaptiert, dass lediglich stochastische Kenndaten (insbesondere Mittelwerte) der (Teil-)Arbeitsraumdichtefunktionen gespeichert und weiterverarbeitet werden, wodurch sich ein deutlicher Gewinn an Recheneffizienz ergibt. [MZK13a] erweiterte diesen Ansatz auch für allgemeine diskrete hyperredundante Manipulatoren und nutzte das Verfahren in [MZK15] für eine darauf basierende Bewegungsplanung. [Wan06] schlägt basierend auf den Vorarbeiten in [WC04] einen alternativen, auf der Arbeitsraumdichte basierenden Ansatz vor, der nicht rein

sequenziell abläuft. Anstelle dessen wird der Manipulator zunächst in zwei gleich große virtuelle Segmente unterteilt und mittels der Arbeitsraumdichte vielversprechende Konfigurationen geprüft, ehe die virtuellen Segmente jeweils weiter aufgeteilt werden. Dieser „Divide and Conquer“-Ansatz ist schneller im Vergleich zu [EC96], zeigt jedoch auch eine geringe Genauigkeit.

Kim et al. schlagen hingegen in ihrer Arbeit [YJN04] iterative Verfahren vor, die jeweils auf einer gradientenbasierten Optimierung beruhen. Im ersten Ansatz werden die Gelenkwinkel als kontinuierlich angenommen. Die Optimierung minimiert dabei den Abstand der kontinuierlichen Gelenkwinkel zu den tatsächlichen binären Gelenkwinkel unter Einhaltung einer maximalen Abweichung zwischen Ist- und Sollage des Endeffektors. Restfehler entstehen dadurch, dass die Gelenkwinkel nach der Optimierung zwar nah an dem binären Winkel sind, aber nicht exakt. Insbesondere Ungenauigkeiten an basisnahen Aktoren führen zu deutlichen Endeffektorfehlern. Alternativ schlagen die Autoren daher vor, nicht die Gelenkwinkel selbst zu optimieren, sondern eine Hilfsvariable einzuführen, die einen s-förmigen Gelenkwinkelverlauf abbildet und somit eine Konvergenz zu den binären Gelenkwinkeln sicherstellt. Beide Verfahren sind zwar anfällig für lokale Minima, können aber dafür sehr zeiteffizient implementiert werden.

Weitere Verfahren verwenden globale Optimierungsverfahren wie den genetischen Algorithmus [LSD02], der einerseits von Natur aus eine binäre Formulierung der Optimierungsparameter erlaubt und andererseits in der Lage ist, lokale Minima zu verlassen, auch wenn die Rechenzeit in der Regel nicht echtzeitfähig ist. Vielversprechend sind auch kombinatorische Ansätze [LC96], bei denen nur eine gewisse Anzahl Aktoren pro Iteration verändert wird.

Redundanzauflösung durch Vorgabe einer Form

Während die zuvor betrachteten Ansätze die inverse Kinematik für eine gegebene Sollendeffektorlage lösen, existieren weitere Arbeiten unter Vernachlässigung einer Vorschubbewegung, die die Form des Roboters heranziehen und dadurch das Redundanzproblem auflösen. Insbesondere hinsichtlich des Einsatzes für Inspektionsaufgaben bietet sich zur Redundanzauflösung die Verwendung eines Referenzpfades an. Diese sogenannten Fitting-Algorithmen suchen mit einem geeigneten Optimierungsverfahren nach einer Konfiguration des Roboters, welche die festgelegte Gütefunktion als Maß für die Formabweichung minimiert.

Als Maß für die Formtreue kann bspw. die Abweichung zu einem Referenzpfad \mathbf{P}_{ref} gewählt werden. Gemäß [Chi97] ist es sinnvoll, den Referenzpfad zunächst in einzelne Abschnitte aufzuteilen, deren Länge exakt der Höhe eines Segmentes entspricht, sodass der Manipulator unter Vernachlässigung der binären Positionierung der Referenz exakt folgen könnte. Entlang des gegebenen Referenzpfades werden daher zunächst Koordinatensysteme $(\text{KS})_{\bar{i}}$ definiert, deren euklidischer Abstand der Aktorhöhe h entspricht. Unter Beachtung gleich hoher Aktoren und der Nomenklatur aus Abbildung 2.5 müssen die einzelnen Ortsvektoren $\bar{\mathbf{r}}_i$ der Referenzpfadkoordinatensysteme $(\text{KS})_{\bar{i}}$ die Bedingung

$$\|\bar{\mathbf{r}}_{i+1} - \bar{\mathbf{r}}_i\|_2 = h \quad (2.18)$$

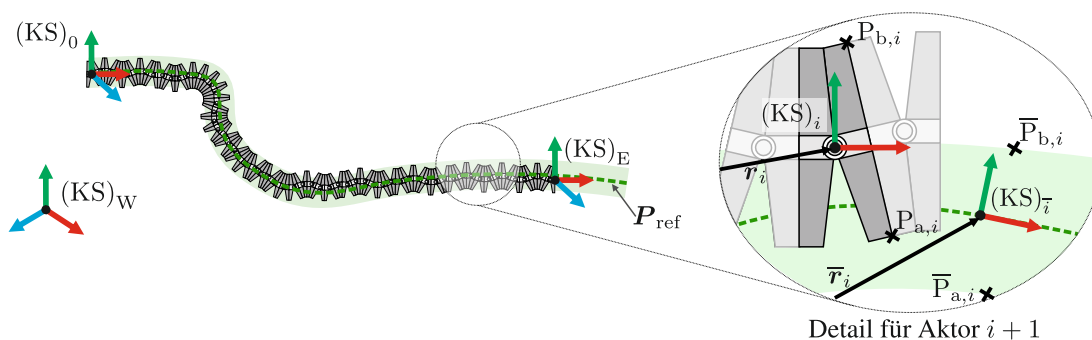


Abbildung 2.5: Definitionen relevanter Punkte und Koordinatensysteme bei Verwendung von Redundanzauflösung durch Anpassung an einen Pfad (grün gestrichelt) mit einem dem Aktordurchmesser entsprechenden Umgebungsbandes (hellgrün)

erfüllen. So kann gewährleistet werden, dass zu jedem $(KS)_i$ der Aktorkette ein korrespondierendes $(KS)_{\bar{i}}$ des auf die Aktorhöhe h adaptierten Referenzpfades existiert. Für ein rein positionsbasiertes Fehlermaß ϵ_{pos} kann u. a. die Differenz zwischen diesen Koordinatenursprüngen bestimmt werden:

$$\epsilon_{\text{pos}} = \sum_{i=1}^n \epsilon_{\text{pos}_i} = \sum_{i=1}^n \|\mathbf{r}_i - \bar{\mathbf{r}}_i\|_2. \quad (2.19)$$

Unter zusätzlicher Betrachtung der Orientierung kann

$$\epsilon = \sum_{i=1}^n \epsilon_i = \sum_{i=1}^n \|\mathbf{r}_{a,i} - \bar{\mathbf{r}}_{a,i}\|_2 + \|\mathbf{r}_{b,i} - \bar{\mathbf{r}}_{b,i}\|_2 \quad (2.20)$$

als Fehlermaß verwendet werden. Dabei definieren die Ortsvektoren $\mathbf{r}_{a,i}$ bzw. $\mathbf{r}_{b,i}$ feste Punkte auf der äußeren Mantelfläche des Manipulators. Die korrespondierenden Punkte $\bar{\mathbf{r}}_{a,i}$ bzw. $\bar{\mathbf{r}}_{b,i}$ um den Referenzpfad werden gemäß

$${}^{(W)}\bar{\mathbf{r}}_{a,i} = {}^{(W)}\bar{\mathbf{r}}_i + {}^W\mathbf{R}_{\bar{i}}^i \mathbf{R}_i ({}^{(i)}\mathbf{r}_i - {}^{(i)}\mathbf{r}_{a,i}), \quad (2.21)$$

$${}^{(W)}\bar{\mathbf{r}}_{b,i} = {}^{(W)}\bar{\mathbf{r}}_i + {}^W\mathbf{R}_{\bar{i}}^i \mathbf{R}_i ({}^{(i)}\mathbf{r}_i - {}^{(i)}\mathbf{r}_{b,i}) \quad (2.22)$$

gewählt. Die Verwendung dieses Verfahrens anstelle eines direkten Vergleichs der Orientierungen entspricht einer Homogenisierung der Abstandsmaße.

In der Literatur beschriebene Ansätze streben nun an, diese Abweichung zu reduzieren. Grundsätzliche Idee ist, eine Referenzkurve für das Rückgrat vorzugeben und an diese den Manipulator anzupassen. Dabei kann die Referenzkurve einer bestimmten Aufgabe, wie bspw. einem zu folgendem Pfad, entstammen oder auch anhand kinematischer Randbedingungen aus einer Zielendeffektorlage generiert werden. Eine Möglichkeit ist die Repräsentation über die aus der Differentialgeometrie stammenden Frenet-Serret-Formeln [Küh13]. Unter anderem in [CB94b; MSK98b] werden hierauf basierende Verfahren für hyperredundante Manipulatoren, deren einzelne Segmente sich kontinuier-

lich anpassen lassen, vorgestellt. In diesen Fällen kann ein sequenzielles Verfahren gewählt werden, bei dem von der Basis zum Endeffektor gehend jeweils die inverse Kinematik eines einzelnen Segmentes gelöst wird und so schrittweise eine optimale Anpassung erreicht wird. Diese Ansätze sind deutlich recheneffizienter, als die gesamte Kette auf einmal zu betrachten.

Die Übertragbarkeit auf diskrete und insbesondere binäre Aktuierung ist nicht trivial, wie bereits in der allgemeinen Lösung des inversen kinematischen Problems herausgestellt wurde. Durch die binäre Aktuierung kann es keine exakte, abweichungsfreie Positionierung des Manipulators zum Referenzpfad geben [CL95; Chi97]. Dennoch kann ein sequenzielles Verfahren gewählt werden, bei dem von der Basis ausgehend pro Segment die einzelnen diskreten Positionen getestet werden und die Segmentkonfiguration mit der geringsten Abweichung zum Referenzpfad gewählt und fixiert wird. Das Ergebnis der Pfadanpassung wird limitiert durch die erreichbare Krümmung des Manipulators, da die kontinuierliche Darstellung nicht die Einschränkungen der binären/diskreten Aktorik widerspiegelt. Während in [CB95b] die Bestimmung optimaler Konfigurationen unter Restriktion von Biegung und Torsion im Vordergrund steht, wird in [CL95] als Lösungsvorschlag eine Deformationsmaßzahl eingeführt, die als Nebenbedingung zur optimalen Parametrierung der Referenzkurve genutzt werden kann. In [BÖ12] werden verschiedene Verfahren, die die inverse Kinematik eines binären Manipulators zum Teil auch unter Berücksichtigung von Hindernissen durch Vorgabe einer Rückgratkurve lösen, verglichen. Eine Bewertung der Verfahren kann jedoch immer nur unter Einbeziehung der gegebenen Umstände erfolgen.

Die Autoren in [Chi97] merken grundsätzlich an, dass ein binärer Manipulator immer in Anlehnung an die Gegebenheiten einer bestimmten Zielapplikation entworfen bzw. synthetisiert werden sollte, um Probleme bzgl. der maximalen Krümmung zu verringern. Außerdem wird festgestellt, dass in der Regel der Positionierung des Endeffektors eine höhere Bedeutung zuteil kommt als der Ausrichtung der Kette entlang des Referenzpfades.

2.2.3 Kinematische Leistungsmerkmale

Hinsichtlich der Bewertung von Manipulatoren allgemein eignen sich verschiedenste (kinematische) Leistungsmerkmale. Besonders häufig wird dabei der (Gesamt-)Arbeitsraum betrachtet, der alle durch den Endeffektor erreichbaren Lagen umschließt [SK08]. Dabei wird derjenige eines kontinuierlich aktuierten Manipulators in der Regel über die Arbeitsraumgrenzen beschrieben, während die innen liegenden Punkte über andere Leistungsmerkmale wie bspw. die Dexterität näher charakterisiert werden können [EC96]. Wie in Abbildung 2.6 schematisch dargestellt, kann ein diskret aktuierter Roboter jedoch nur eine finite Anzahl Endeffektorlagen erreichen, weshalb nicht nur die äußeren Endeffektorlagen (äquivalent zu Arbeitsraumgrenzen), sondern auch die Verteilung der erreichbaren Lagen innerhalb der Punktwolke relevant sind [EC96].

Einen effizienten Berechnungsalgorithmus schlagen Ebert-Uphoff und Chirikjian in [EC95] vor. Anstelle einer klassischen vorwärtsgerichteten Brute-Force-Berechnung des Konfigurationsbaums wird ein rekursiver Ansatz gewählt. Insbesondere bei gleichartig aufgebauten Segmenten ergeben

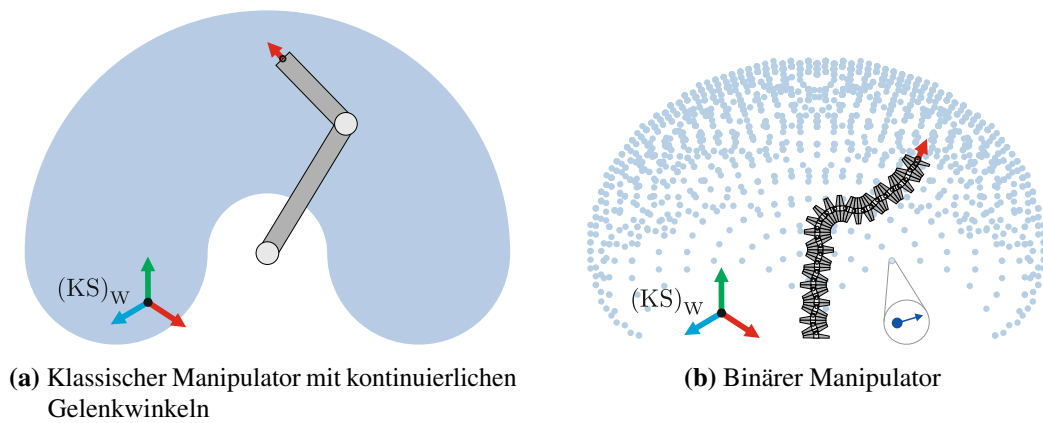


Abbildung 2.6: Schematisch dargestellte Arbeitsräume für kontinuierliche und binäre Manipulatoren in Anlehnung an [LSD02]

sich wiederkehrende Teilkonfigurationen innerhalb des gesamten Konfigurationsbaums, wodurch der Berechnungsaufwand deutlich reduziert werden kann. Eine schematische Darstellung des Ansatzes ist in Abbildung 2.7 gezeigt. Die wiederkehrenden Teilkonfigurationsräume sind dabei durch die gleiche Farbe gekennzeichnet. Der rekursive Algorithmus beginnt am Endeffektor (hellere Farbgebung) und bewegt sich schrittweise unter Hinzunahme des jeweils vorgeschalteten, weiteren Segmentes in Richtung der Roboterbasis (dunklere Farbgebung). Da die einzelnen Teilarbeitsräume bereits berechnet wurden, müssen die bekannten Endeffektorlagen im Teilkonfigurationsraum nur durch die beiden möglichen Transformationsmatrizen des vorgelagerten Segmentes in das neue Koordinatensystem transformiert werden, wodurch eine hohe Berechnungseffizienz entsteht.

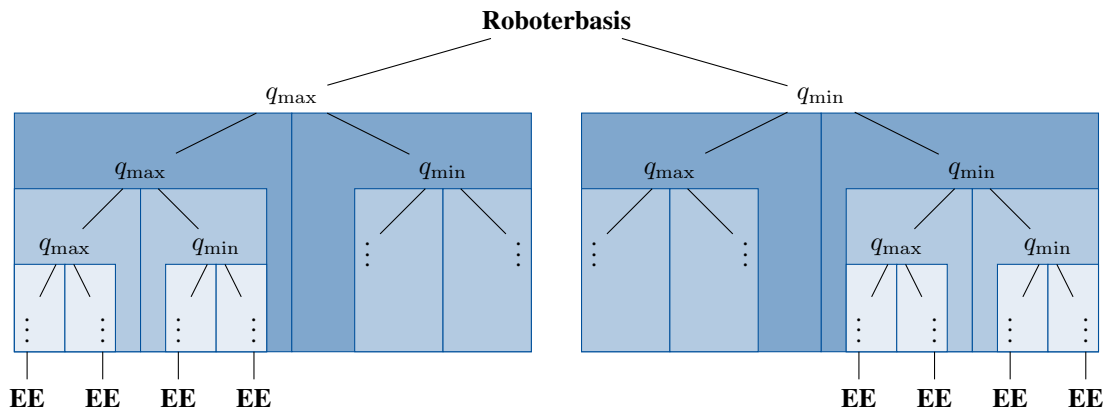


Abbildung 2.7: Schematische Skizze des rekursiven Berechnungsansatzes für den diskreten Arbeitsraum eines binär aktuierten, seriellen Manipulators nach [EC95], wobei die farblichen Hinterlegungen die wiederkehrenden Teilkonfigurationsräume darstellen

Zur Analyse der Verteilung wird der Arbeitsraum in gleichgroße Blöcke unterteilt und die Anzahl erreichbarer Endeffektorposen pro Block als Arbeitsraumdichte definiert. Laut [EC96] kann diese als Maß für die erreichbare Positioniergenauigkeit herangezogen werden, da umso höher die Dichte um eine gewünschte Ziellage ist, je größer ist auch die Wahrscheinlichkeit, dass der

binäre Manipulator die Ziellage erreichen kann. Alternativ schlagen Lichter et al. in [LSD02] durch Tiefpassfilterung der diskreten Punktwolke eine kontinuierliche Approximation der Arbeitsraum-dichte vor. Durch Auswertung der Standardabweichung kann dann ein Maß für die Uniformität des Arbeitsraums definiert werden. Auf der Arbeitsraum-dichte basiert auch der Ansatz aus [WC02; WC04], der mittels der Nachbildung eines wahrscheinlichkeitbasierten Diffusionsprozesses den Arbeitsraum herleitet.

Ergänzend zum Arbeitsraum bildet der Krümmungsradius r_K eines schlangenartigen Roboters ein weiteres Charakterisierungskriterium. Erfolgt die Modellierung über eine kontinuierliche Beschreibung (bspw. Frenet-Serret-Ansatz), werden Krümmung und Torsion für die Parametrierung der Kurve benötigt. Der Krümmungsradius ergibt sich dann direkt als Kehrwert der Krümmung, vgl. [WJ10]. Alternativ kann r_K auch geometrisch durch eine Approximation als Kreissegment bestimmt werden. Hierbei entspricht die Bogenlänge der Länge des Manipulators l . Parameter, wie bspw. die Länge der Kreissehne s oder der Öffnungswinkel θ , können aus der direkten Kinematik abgeleitet werden. Eine Adaption für diskrete Manipulatoren ist möglich, aber auf Grund der eingeschränkten Positionierbarkeit fehlerbehaftet.

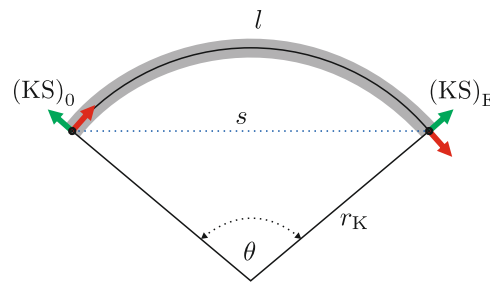


Abbildung 2.8: Kreissegmentapproximation eines kontinuierlichen Manipulators

2.3 Dynamik

Die Modellierung der Dynamik eines Roboters beinhaltet die Verknüpfung von kinematischen Größen mit den wirkenden Kräften und Momenten. Durch die direkte Dynamik werden die von der Zeit t abhängigen Gelenkbeschleunigungen $\ddot{\mathbf{q}}(t)$ aus gegebenen Aktorkräften und/oder -momenten $\boldsymbol{\tau}(t)$, Gelenkwinkeln $\mathbf{q}(t)$ und -geschwindigkeiten $\dot{\mathbf{q}}(t)$ sowie externen Krafteinflüssen $\boldsymbol{\tau}_{\text{ext}}(t)$ bestimmt:

$$\ddot{\mathbf{q}}(t) = \mathbf{f}(\mathbf{q}(t), \dot{\mathbf{q}}(t), \boldsymbol{\tau}(t), \boldsymbol{\tau}_{\text{ext}}(t)). \quad (2.23)$$

Besonders relevant in der Robotik ist die inverse Dynamik, die als Umkehrung der direkten Dynamik nötige Aktorkräfte und/oder -momente $\boldsymbol{\tau}(t)$ für eine gegebene Bewegung bestimmt. Zum Einsatz kommt die inverse Dynamik dann bspw. zur Dimensionierung von Aktoren oder als Vorsteuerung zur Reduzierung des Regelfehlers.

Die allgemeine Form der inversen Dynamik unter Vernachlässigung von τ_{ext} lässt sich gemeinhin über den Zusammenhang

$$\boldsymbol{\tau} = \boldsymbol{M}(\boldsymbol{q})\ddot{\boldsymbol{q}} + \boldsymbol{c}(\boldsymbol{q}, \dot{\boldsymbol{q}}) + \boldsymbol{g}(\boldsymbol{q}) + \boldsymbol{h}(\boldsymbol{q}, \dot{\boldsymbol{q}}) \quad (2.24)$$

mit der Massenmatrix \boldsymbol{M} , den Zentrifugal- und Coriolistermen \boldsymbol{c} , dem Gravitationsanteil \boldsymbol{g} und dem Vektor der Nichtlinearitäten \boldsymbol{h} , der bspw. die Reibung beinhaltet, darstellen. Das Aufstellen der Bewegungsgleichung bzw. die Bestimmung der einzelnen Anteile kann über gängige Algorithmen, wie Newton-Euler-Verfahren oder Lagrange'schen Gleichungen zweiter Art, erfolgen. Für weitergehende Details sei auf die Grundlagenliteratur [SS00; Cra05; SHV06] verwiesen.

Die Anwendbarkeit dieses Vorgehens wurde in verschiedenen wissenschaftlichen Arbeiten auch für hyperredundante, schlangenartige Manipulatoren nachgewiesen [MOI04; NW09; SFI02], wobei Transeth et al. in ihrer Arbeit [TP06; Tra07] herausstellen, dass Newton-Euler-Methoden für Manipulatoren mit vielen Gelenken durch ihre rekursive Herangehensweise deutlich zeiteffizienter zu beurteilen sind als die Lagrange'schen Gleichungen zweiter Art. Wie bereits in der Modellierung der Kinematik dargestellt, gibt es auch im Bereich der Dynamik Bestrebungen einer kontinuierlichen Betrachtung. In [Chi94b; Chi15] wird neben den klassischen Ansätzen eine kontinuierliche Approximation des hyperredundanten Manipulators vorgeschlagen, die Modellierungsmethoden der Kontinuumsmechanik erlaubt. In einem nachgelagerten Schritt erfolgt dann eine Rückprojektion der Ergebnisse auf die diskrete Struktur. Der hierdurch entstehende Genauigkeitsverlust wurde für verschiedene Manipulatoren auf bis zu 10 % beziffert.

Der Einfluss der Reibung mit der Umgebung kann bei schlangenartigen Robotern, die den Kontakt zur Umgebung mittels passiver Räder herstellen, in der Regel vernachlässigt werden. Bei kriechenden Manipulatoren ist die Betrachtung des Umgebungskontaktes jedoch von besonderer Relevanz [TP06]. Liljebäck et al. [LSP05; LSP08] haben die Kopplung an die Umgebung bspw. über Feder-Dämpfer-Systeme abgebildet.

Die dargestellten Ansätze und Verfahren beziehen sich dabei in erster Linie auf kontinuierlich aktuierte serielle Roboter, sie können aber auch auf binäre aktuierte Systeme angewendet werden. Forschungsarbeiten explizit hierzu sind nach bestem Wissen der Autorin nicht existent.

2.4 Fazit

Die vorgestellten Ansätze zur Modellierung schlangenartiger Roboter zeigen, dass die grundlegende Methodik zur Beschreibung der Kinematik und Dynamik bereits in der Literatur verfügbar ist. Dabei sind vielfach klassische Modellierungsverfahren, wie bspw. die DH-Notation, ohne Anpassungen auf allgemeine hyperredundante Mechanismen übertragbar. Ergänzend wurden Methoden vorgeschlagen, die schlangenartige Roboter mit Hilfe kontinuierlicher Approximationen, wie sie bspw. für die Modellierung von Kontinuumsrobotern genutzt werden, darstellen. Durch die

Redundanz ist die inverse Kinematik nicht eindeutig lösbar und daher ein wichtiges Forschungsfeld. Insbesondere durch die Vorgabe einer Sollform des schlangenartigen Manipulators lassen sich einfache Methoden zur Bestimmung herleiten.

Besonderer Betrachtung bedürfen jedoch die Einschränkungen, die durch die binäre Aktuierung hervorgerufen werden. Der dadurch resultierende, auf einzelne diskrete Punkte beschränkte Arbeitsraum verringert die erreichbaren Posen und erfordert daher angepasste Ansätze, insbesondere für die inverse Kinematik und die Analyse von kinematischen Leistungsmerkmalen. Es zeigte sich in der Recherche außerdem, dass diese spezielle Subklasse schlangenartiger Manipulatoren bis jetzt nur randwertig in der Forschung thematisiert wurde.

3 Synthese hyperredundanter, binär aktuierter Manipulatoren

Wie in den dargestellten Modellierungsgrundlagen zur inversen Kinematik erläutert, kann ein binär aktuierter Manipulator auf Grund seines diskreten Arbeitsraums nicht restfehlerfrei an einen gegebenen Referenzpfad angepasst werden. Daher merken die Autoren in [Chi97] grundsätzlich an, dass ein binärer Manipulator immer in Anlehnung an die Gegebenheiten einer bestimmten Zielapplikation entworfen bzw. synthetisiert werden sollte, um Probleme bzgl. der maximalen Krümmung zu verringern. Die Synthese eines optimalen Designs soll in diesem Kapitel im Fokus stehen.

Da für hyperredundante Manipulatoren generell ein modularer Aufbau gewählt wird, ist eine serielle Grundstruktur aus einzelnen Modulen bereits gegeben. Stehen eine diskrete Anzahl unterschiedlicher (binärer aktuierter) Module zur Wahl, schlägt [MZK13b] eine Methode zur Synthese optimaler Modulauswahl und -anordnung vor. Unter der Annahme, dass die verwendeten Module vom Grundaufbau bekannt sind, sie aber bzgl. ihrer Dimension veränderbar und damit an ein gegebenes Problem adaptierbar sind, werden relevante Abmessungen innerhalb einer Maßsynthese bestimmt.

Die Arbeiten [Chi95; KC99; MC06; KLLW09] leiten verschiedenste mathematische Berechnungsverfahren für das optimale Design diskreter oder binärer Manipulatoren her, die eine oder auch mehrere Ziellagen des Endeffektors erreichen sollen. Betrachtung finden dabei sowohl über- wie auch unterdimensionierte Syntheseprobleme, bei denen entweder mehr oder weniger kinematische Parameter zur Optimierung zur Verfügung stehen als Endeffektorlagen vorgegeben werden. Dabei werden – in Abhängigkeit von der Problemdefinition – klassische gradientenbasierte Verfahren wie iteratives Least-Squares oder Active Set verwendet [PLB15]. Als Nebenbedingung wird bspw. eine maximal zulässige Abweichung von der Endeffektorsolllage definiert.

Je nach Problemstellung und der daraus resultierenden Art und Form der Kostenfunktion tendieren lokale, gradientenbasierte Verfahren dazu, in lokalen Minima zu verweilen. Im Gegensatz dazu nutzen globale Methoden Heuristiken, um die gegebene Kostenfunktion explorativ auszuwerten, und erlauben es somit, lokale Minima auch wieder zu verlassen. Vertreter dieser globalen Optimierungsverfahren sind die Klasse der evolutionären Algorithmen [ES03]. Lichten et al. haben für ihren binären DEP-Manipulator in [LSD02] eine Synthese vorgestellt, bei der sie die Segmentanzahl, -höhe und den binären Gelenkwinkel für eine möglichst homogene Arbeitsraumdichte synthetisieren. Dabei wurde ein evolutionäres Optimierungsverfahren verwendet, das durch Mutation der Parameter über mehrere Hundert Generationen ein optimales Ergebnis erzielt. In [CB06] wird das optimale Design eines SMA-Manipulators mittels evolutionärer Optimierungsstrategien bestimmt.

Hierbei liegt der Fokus im Gegensatz zu den vorher beschriebenen Ansätzen auf der gezielten applikationsspezifischen Anpassung der Struktur. Für den Fall einer Darmspiegelung werden die Anzahl nötiger Module, die Länge der einzelnen Module, die Länge des zu untersuchenden Darmbereiches sowie die Anzahl nötiger Ansteuersignale für die Pfadverfolgung simulativ ausgewertet. Bewertet werden dabei die Eindringweite des Endoskops in ein Darmmodell, die Anzahl an Punktkontakten mit der Umgebung während einer simulierten Intervention sowie die nötige Anzahl Ansteuersignale als Maß für den Energieverbrauch bzw. Wärmeeintrag.

Die dargestellten Vorarbeiten zeigen, dass die Synthese hyperredundanter und auch binärer hyperredundanter Mechanismen bereits in der Literatur thematisiert wurde. Die vorgestellten Ansätze vernachlässigen jedoch alle Einschränkungen durch die Aktorik: Bei binären Manipulatoren muss davon ausgegangen werden, dass eine Reduzierung der Segmentlänge in der Regel auch zu einer Verkleinerung der Aktorik allgemein führt, wodurch die statischen aber auch dynamischen Eigenschaften des Einzelaktors eingeschränkt werden. Betrachtet man bspw. die in [Dör17] dargestellten elektromagnetischen Kippaktoren, folgt, dass sich Segmenthöhe und Kippwinkel direkt auf das verfügbare Antriebsmoment auswirken. Unter Berücksichtigung dieser Nebenbedingungen wird im Folgenden die Maßsynthese binär aktuierter schlangenartiger Roboter am Beispiel der elektromagnetischen Kippaktorkette hergeleitet. Dabei werden zunächst die Einflüsse einzelner kinematischer Parameter auf den Arbeitsraum und erreichbaren Krümmungsradius analysiert, vgl. Abschnitt 3.1, bevor im Anschluss auf die Maßsynthese und ihre Teilfragestellungen eingegangen wird (vgl. Abschnitt 3.2).

3.1 Analyse von Leistungsmerkmalen

Basierend auf den in Abschnitt 2.2.3 dargestellten Methoden wird im Folgenden der Einfluss der kinematischen Parameter Aktorhöhe h , Kippwinkel q_{\max} und Verdrehwinkel ζ auf den Arbeitsraum eines Manipulators mit n identischen Einzelsegmenten und einem symmetrischen Gelenkwinkelbereich $q_{\max} = -q_{\min}$ analysiert, vgl. Abschnitt 3.1.1. Im Anschluss steht in Abschnitt 3.1.2 der durch das System erreichbare Krümmungsradius im Fokus. Ziel der Auswertungen ist es, den Einfluss einzelner kinematischer Parameter zu quantifizieren und ein optimales Manipulatordesign abzuleiten. Die hier diskutierten Ergebnisse wurden in [TDM+15] veröffentlicht und für die vorliegende Arbeit nochmals aufbereitet.

3.1.1 Arbeitsraum

Ausgangspunkt für die Analyse der Leistungsmerkmale eines Roboters ist zumeist sein Arbeitsraum. Wie bereits ausführlich dargestellt, ist der Arbeitsraum eines binären, hyperredundanten Manipulators mit n Segmenten nicht kontinuierlich, sondern er besteht unter Annahme einer seriellen Kette einzelner bistabiler Aktoren und Vernachlässigung des Vorschubs aus insgesamt 2^n Konfigurationen, vgl. Abschnitt 2.2.3.

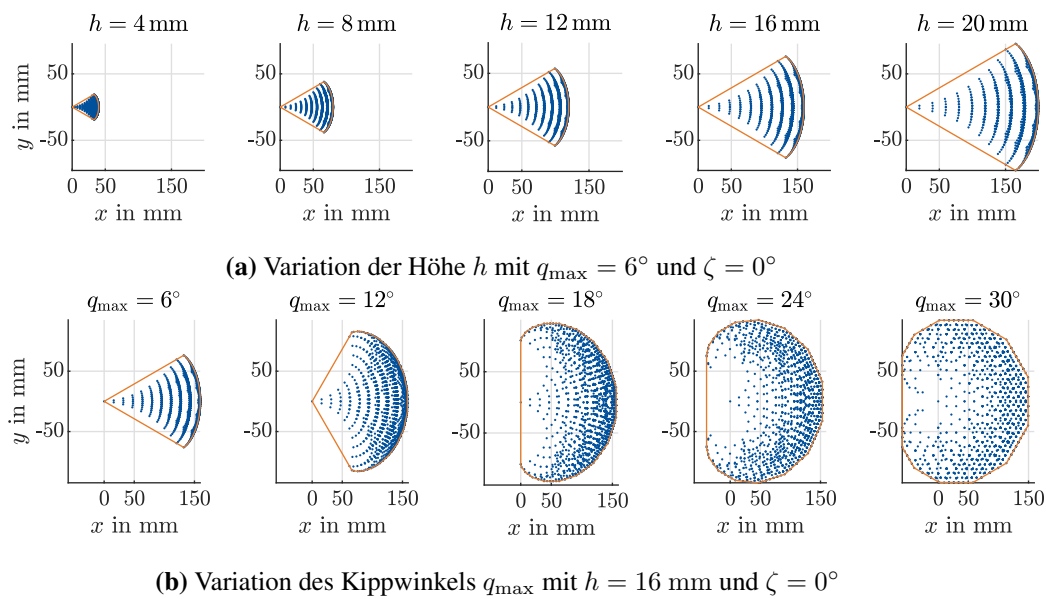


Abbildung 3.1: Beispielhafte Arbeitsräume (blau) bei Variation der Höhe (a) bzw. des Kippwinkels (b) für Aktorketten von $n = \{1, 2, \dots, 10\}$ sowie die konvexen Hüllkurven der Arbeitsräume (orange)

Abbildung 3.1 zeigt beispielhaft die Auswirkung der Variation der Segmenthöhe h (vgl. Abbildung 3.1(a)) und des Kippwinkels q_{\max} (vgl. Abbildung 3.1(b)) auf den diskreten Arbeitsraum einer planaren (d. h. $\zeta = 0$) Aktorkette mit $n = \{1, 2, \dots, 10\}$ einzelnen, geometrisch identischen Kippaktoren¹. Die zu den einzelnen Punkten zugehörige Orientierung wurde aus Gründen der besseren Visualisierbarkeit nicht dargestellt. Es ist deutlich zu erkennen, dass bei sehr kleinen Aktorhöhen eine hohe Arbeitsraumdichte erzielt wird, während die Reichweite des Manipulators vergleichsweise beschränkt ist. Eine Verlängerung des Manipulators durch Hinzunahme weiterer Aktoren erhöht diesen Effekt. Gleiches Fazit lässt sich auch in Hinblick auf den binären Kippwinkel ziehen. Ergänzend zeigt Abbildung 3.2 die Auswirkung des Verdrehwinkels ζ bei $q_{\max} = \pm 6^\circ$ und $h = 16$ mm. Dabei wird deutlich, dass dieser einen sehr großen Einfluss auf die räumliche Verteilung der Punkte im Arbeitsraum hat. Mit zunehmender Verdrehung weitet sich der Arbeitsraum auf. Einige Konfigurationen (bspw. $\zeta = 22,5^\circ$) weisen am äußeren Rand kleinere Bereiche auf, die nicht erreichbar sind, während mittig im Arbeitsraum eine hohe Punktedichte auffällt. Deutlich zu erkennen ist, dass für $\zeta = 0^\circ$ und $\zeta = 90^\circ$ ein sehr homogener Arbeitsraum erzielt wird. Als Vergleichsmaß kann zusätzlich die Dichte der einzelnen Arbeitsräume als Anzahl Arbeitsraumpunkte bezogen auf die Fläche bzw. das Volumen der konvexen Hüllkurven herangezogen werden. Die in Abbildung 3.1 und Abbildung 3.2 dargestellten Hüllkurven umschließen durch die Forderung der Konvexität zum Teil auch nicht erreichbare Flächen des Arbeitsraums, bieten sich aber dennoch als gute Approximation an. Abbildung 3.3 zeigt darauf aufbauend deutlich die Verringerung der

¹Da von geometrisch identischen Kippaktoren ausgegangen wird, wird der Index i für die Segmenthöhe h , den Kippwinkel q_{\max} und den Verdrehwinkel ζ zugunsten der besseren Lesbarkeit vernachlässigt. Es gilt: $h_i = h \forall i = \{1, \dots, n\}$, $q_{\max_i} = q_{\max} \forall i = \{1, \dots, n\}$ und $\zeta_i = \zeta \forall i = \{1, \dots, n\}$

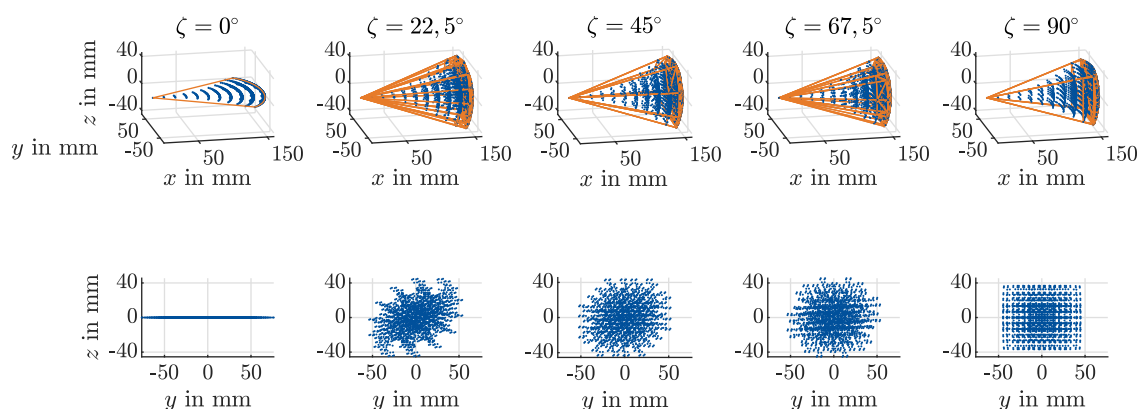


Abbildung 3.2: Beispielhafte Arbeitsräume (blau) und deren konvexe Hüllkurven (orange) bei Variation des Verdrehwinkels ζ eines Manipulators mit $n = \{1, \dots, 10\}$ Aktoren sowie den kinematischen Parametern $q_{\max} = 6^\circ$ und $h = 16$ mm

Dichte bei zunehmender Aktorhöhe oder Kippwinkel. Hinsichtlich des Verdrehwinkels ζ zeigt sich, dass die Konfiguration von $\zeta = 90^\circ$ nicht nur rein visuell eine große Homogenität aufweist, sondern unter den verglichenen Konfigurationen auch die höchste räumliche Dichte bietet.

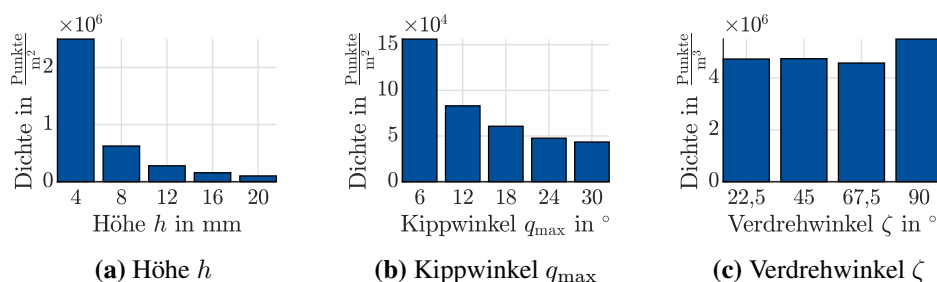


Abbildung 3.3: Arbeitsraumdichten (a) und (b) für die in Abbildung 3.1 gezeigten ebenen Arbeitsräume sowie die Arbeitsraumdichte (c) für die räumlichen Konfigurationen in Abbildung 3.2

3.1.2 Krümmungsradius

Der minimal erreichbare Krümmungsradius ist ein weiteres Leistungsmerkmal schlangenartiger Roboter, das die Anpassbarkeit an gekrümmte Pfade bewerten lässt. Während in der Regel kontinuierliche Approximationen zur Bestimmung des Krümmungsradius herangezogen werden, vgl. [WJ10], wird in dieser Arbeit die Bestimmung des Krümmungsverhaltens geometrisch durchgeführt.

Im planaren Fall formt die serielle Kette, wenn alle Aktoren den gleichen Kippwinkel $q = q_{\max} \vee q = q_{\min}$ innehaben, ein regelmäßiges Polygon, vgl. Abbildung 3.4(a) und Abbildung 3.4(b), dessen Eigenschaften auf den kinematischen Parametern des Manipulators beruhen: Die Seitenlän-

ge a_{Polygon} des Polygons entspricht der Aktorhöhe h , und wenn 360° ein ganzzahliges Vielfaches k vom Kippwinkel q_{max} ist, kann die Eckenzahl des Polygons n_{Polygon} über

$$n_{\text{polygon}} = \frac{q_{\text{max}}}{360^\circ} = \frac{q_{\text{max}}}{2\pi}, \quad \text{unter der Voraussetzung } kq_{\text{max}} = 360^\circ \text{ und } k \in \mathbb{N}, \quad (3.1)$$

bestimmt werden. Anderenfalls muss eine Approximation von n_{Polygon} erfolgen, wobei der entstehende Approximationsfehler für den Krümmungsradius bei kleinen Kippwinkeln bzw. kleinen Aktorhöhen entsprechend klein wird. Wie in Abbildung 3.4(a) skizziert, kann der Krümmungsradius r_K über den In- und Umkreisradius r_I bzw. r_U mit

$$r_I = \frac{a_{\text{polygon}}}{2 \tan(\pi/n_{\text{polygon}})} = \frac{h}{2 \tan(q_{\text{max}}/2)}, \quad (3.2)$$

$$r_U = \frac{a_{\text{polygon}}}{2 \sin(\pi/n_{\text{polygon}})} = \frac{h}{2 \sin(q_{\text{max}}/2)} \quad (3.3)$$

beschrieben werden, wobei für jedes Polygon der Zusammenhang $r_I < r_U$ gilt. Um ein Unterschätzen des minimalen Krümmungsradius r_K zu verhindern, wird mit

$$r_K = r_U \quad (3.4)$$

immer der größte zum Polygon zugehörige Radius als Krümmungsradius definiert. Für eine große Eckenzahl n_{Polygon} konvergiert der Fehler durch die Kreisvereinfachung e_{approx} mit

$$e_{\text{approx}} = 1 - \frac{r_U}{r_I} \quad (3.5)$$

gegen Null und das Polygon somit zu einem Kreis mit $r_K = r_I = r_U$.

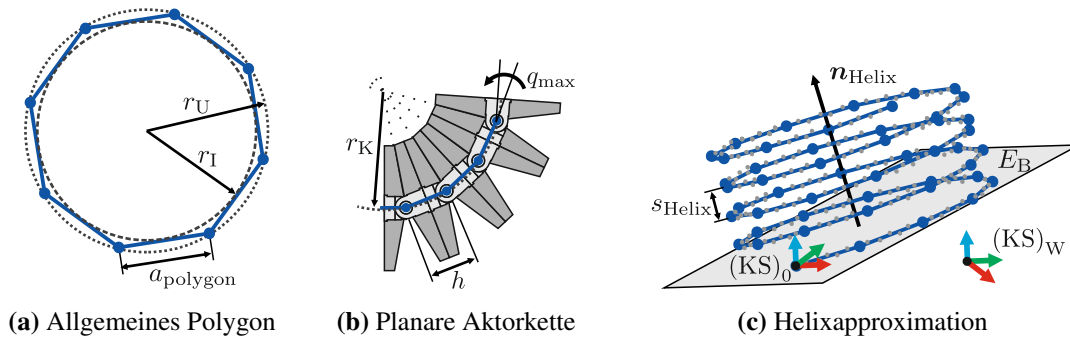


Abbildung 3.4: Charakteristische Größen eines regelmäßigen Polygons (a), Anwendung auf eine binäre Aktorkette allgemein (b) und polygonale Helixapproximation einer räumlichen Aktorkette (c)

Der vorgestellte Zusammenhang gilt zunächst nur für einen planaren Manipulator. Im Falle einer räumlichen Aktorkette mit $\zeta \neq 0^\circ$ ergibt sich eine diskrete Helixstruktur, siehe Abbildung 3.4(c). Die Projektion in eine Basisebene E_B , die zum Weltkoordinatensystem $(KS)_W$ verschoben und

verkippt sein kann, ist weiterhin durch ein regelmäßiges Polygon beschreibbar. Unter Zuhilfenahme des Wissens, dass sich durch die Symmetrie der Kippwinkel der einzelnen Aktoren die Ausrichtung der $(KS)_i$ alle $180^\circ/\zeta$ wiederholt, wenn 180° ein ganzzahliges Vielfaches von ζ ist, kann die Analyse durch folgende Teilschritte erfolgen:

1. Bestimmung des Gelenkwinkelvektors \mathbf{q} für maximale Krümmung
2. Bestimmung der Ortsvektoren \mathbf{r}_i der Koordinatensysteme $(KS)_i$ in den Gelenkachsen mittels direkter Kinematik für alle $i = kg^{180^\circ/\zeta}$ und $k \in \{0, 1, \dots, n\zeta/180^\circ\}$
3. Bestimmung der Helixachse $\mathbf{n}_{\text{Helix}}$ gemäß [Kah89]
4. Bestimme die Basisebene E_B mit $\mathbf{n}_{\text{Helix}}$ durch \mathbf{r}_0
5. Projektion von \mathbf{r}_i in E_B
6. Bestimmung des Krümmungsradius r_k und der Steigung s_{Helix}

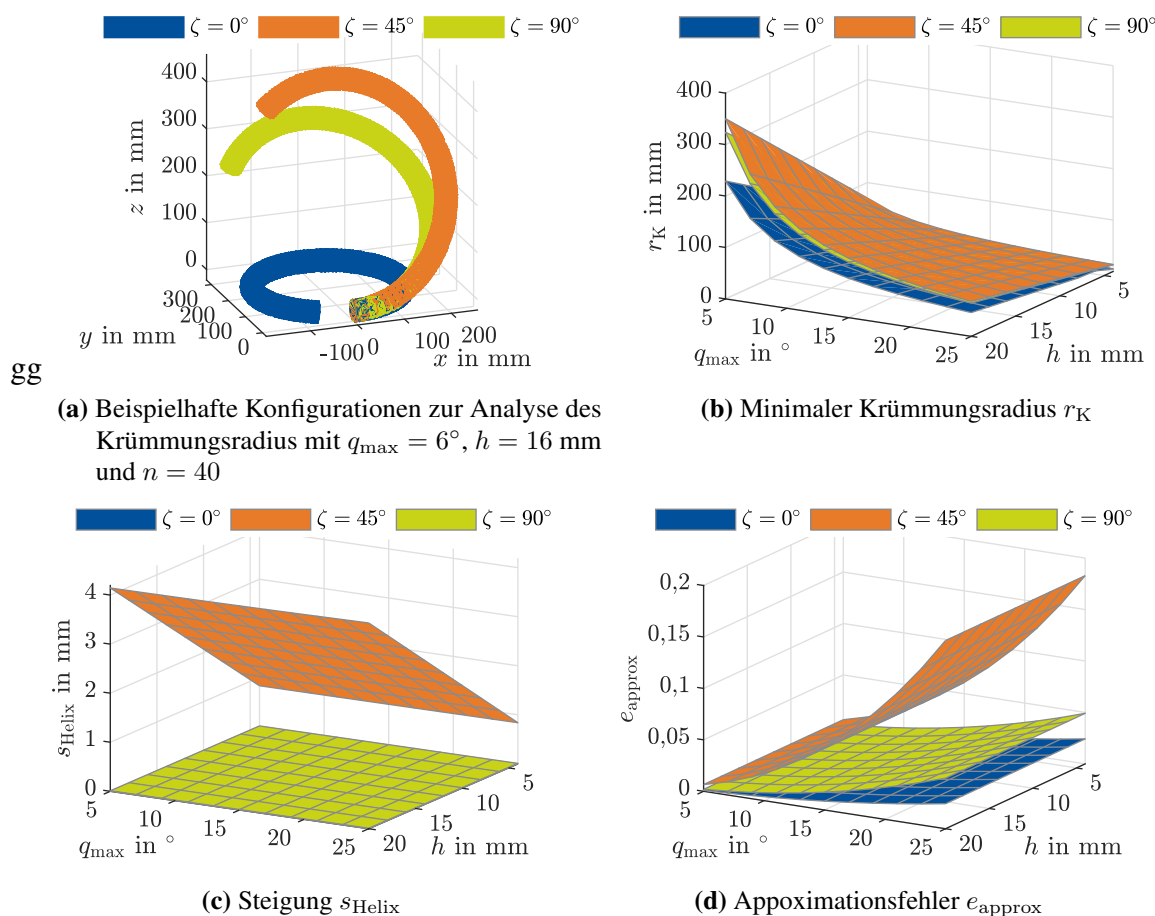


Abbildung 3.5: Einfluss der Variation von Aktorhöhe h , Kippwinkel q_{\max} und Verdrehwinkel ζ auf den minimalen Krümmungsradius r_K (b), die Helixsteigung s_{Helix} (c), den Approximationsfehler e_{approx} (d) sowie exemplarische Aktorketten mit maximaler Krümmung (a)

Die Ergebnisse sind in Abbildung 3.5 dargestellt. Abbildung 3.5(a) visualisiert dabei zunächst die exemplarischen Aktorkonfigurationen, die für $\zeta_i = \{0^\circ, 45^\circ, 90^\circ\}$ mit maximaler Krümmung erreicht werden können. Es zeigt sich deutlich, dass bei $\zeta \neq 0^\circ$ eine räumliche Auslenkung er-

folgt. Hinzu kommt die in Abbildung 3.5(c) dargestellte Steigung des Helixes. Während sich für $\zeta_i = \{0^\circ, 90^\circ\}$ $s_{\text{Helix}} = 0$ ergibt, folgt für andere Verdrehwinkel ein $s_{\text{Helix}} \neq 0$ mit deutlicher Abhängigkeit von den weiteren Kinematikparametern. Während eine Steigung von $s_{\text{Helix}} = 0$ anschaulich bedeutet, dass die relevanten Aktorpositionen alle in einer Basisebene E_B liegen, bewegen sie sich bei $s_{\text{Helix}} \neq 0$ durchgängig aus der Ebene hinaus, sodass die Aktorkette keinen geschlossenen Kreis, sondern eine offene Helixstruktur ergeben kann. Der sich einstellende minimale Krümmungsradius ist in Abbildung 3.5(b) dargestellt und der zugehörige Approximationsfehler in Abbildung 3.5(d) gegeben. Es zeigt sich, dass der minimale Krümmungsradius r_K durch einen großen Kippwinkel und/oder eine kleine Aktorhöhe erreicht werden kann. Der Einfluss von ζ auf r_K ist dabei gering. Der Approximationsfehler e_{approx} konvergiert insbesondere für kleine Kippwinkel unabhängig von der Aktorhöhe gegen null.

3.1.3 Fazit

Die Analyse zeigt, wie Krümmungsradius, Steigung und der diskrete Arbeitsraum durch die Variation der kinematischen Parameter beeinflusst werden. Bspw. führt eine gezielte Verdrehung von $\zeta = 90^\circ$ zu einem vertretbaren Krümmungsradius, einer zu vernachlässigenden Steigung des approximierten Helix und einem verhältnismäßig homogenen Arbeitsraum, während sich die weiteren kinematischen Parameter (Aktorhöhe und Kippwinkel) insbesondere in der Arbeitsraumdichte widerspiegeln. Dennoch muss angemerkt werden, dass diese Analyse kein optimales Aktordesign begründen kann. Zum einen muss davon ausgegangen werden, dass zwar generell eine hohe Arbeitsraumdichte positiv erscheint, mit Verringerung der Höhe aber auch Einbußen in der Leistungsfähigkeit der Aktorik resultieren, die in einer rein kinematischen Betrachtung bei Vernachlässigung von Statik und Dynamik keinen Einfluss findet. Zusätzliche Restfehler auf Grund der binären Positionierbarkeit können ohne eine konkrete Applikation nicht abgeschätzt werden. Daher eignet sich die Betrachtung kinematischer Leistungsmerkmale zwar für eine allgemeine Analyse eines binären, hyperredundanten Manipulators, eine gute aufgabenspezifische Eignung kann dadurch jedoch nicht festgestellt werden. Entsprechend ist es zielführend, ein Manipulatordesign direkt mittels Maßsynthese für eine spezielle Applikation abzuleiten.

3.2 Maßsynthese

Die vorangegangenen Untersuchungen der kinematischen Leistungsmerkmale zeigen, dass eine applikationsunabhängige Auslegung der kinematischen Parameter eines binären, hyperredundanten Manipulators nicht zielführend ist, da sich durch die Analyse von Arbeitsraum und Krümmungsverhalten kein allgemeingültiges, optimales Design synthetisieren lässt. Daher wird in diesem Abschnitt eine Maßsynthese für die betrachtete Klasse der schlangenartigen, binär aktuierten Manipulatoren eingeführt, die für gegebene Referenzpfade optimale kinematische Parameter bestimmt, sodass die Kette sich mit einem möglichst geringen Restfehler an die Referenz anschmiegen kann.

Grundsätzlich muss daher zunächst eine der Maßsynthese unterlagerte Pfadanpassung erarbeitet werden, die in Abhängigkeit von den kinematischen Parametern die Anpassungsgüte einer kinematischen Konfiguration bewertet. Hierzu wird zunächst in Abschnitt 3.2.1 in Ergänzung zu den in der Literatur verfügbaren Methoden aus Abschnitt 2.2.2 ein Verfahren für die Bestimmung des optimalen, binären Gelenkwinkelvektors vorgeschlagen und evaluiert. Darauf aufbauend erfolgt in Abschnitt 3.2.2 die Definition des eigentlichen Optimierungsproblems für die Maßsynthese. Durch gezielte Variation der Entwurfparameter in mehreren Iterationen wird ein Optimum angenähert. Erstmals werden dabei auch Einschränkungen durch statische Belastungen als mögliche Nebenbedingungen berücksichtigt. Abbildung 3.6 visualisiert die beschriebene kaskadierte Grundstruktur der Maßsynthese. Abschließend werden in Abschnitt 3.2.3 Ergebnisse für die Maßsynthese am Beispiel eines vereinfachten, darmähnlichen Referenzpfades vorgestellt. Es sei angemerkt, dass die Maßsynthese immer die Aktorkette im vollständig ausgefahrenen Zustand betrachtet. Die Vorschubbewegung entlang der gegebenen Referenz wird im Anschluss in Kapitel 4 genauer adressiert. Die hier vorgestellten Methoden und Verfahren basieren auf den in [TDM+15; TSKO16] veröffentlichten Ansätzen und wurden für die vorliegende Arbeit nochmals aufbereitet sowie um weitere, relevante Nebenbedingungen erweitert.

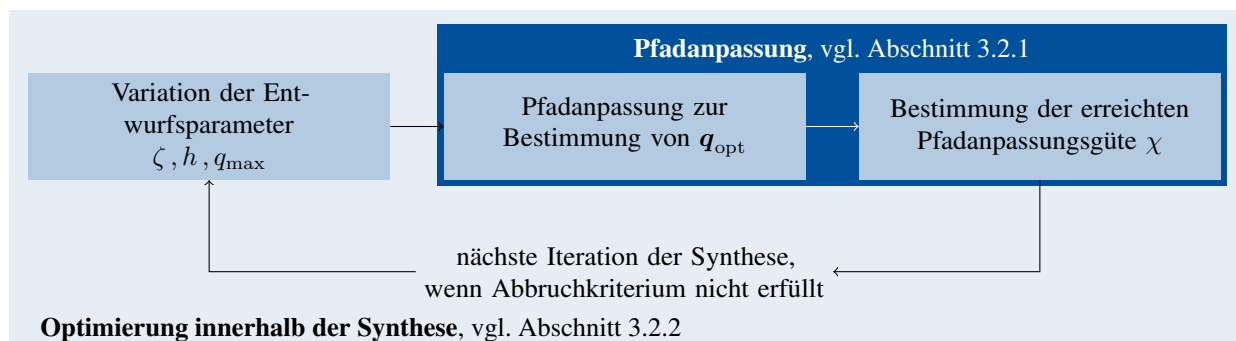


Abbildung 3.6: Kaskadierte Struktur der Maßsynthese mit unterlagerter Pfadanpassung

3.2.1 Redundanzauflösung mittels Pfadanpassung

Die Maßsynthese hat zum Ziel, die kinematischen Parameter ζ, h, q_{\max} des Manipulators mit gleichen Aktoren und symmetrischen Kipppositionen $q_{\max} = -q_{\min}$ so zu bestimmen, dass ein gewünschtes Zielkriterium optimal erfüllt wird. Im betrachteten Fall soll sich der Manipulator dabei möglichst fehlerfrei an einen gegebenen Referenzpfad anschmiegen, sodass die Abweichungen über die gesamte Kette minimal sind. Dieses erfordert sowohl die mathematische Definition des Zielkriteriums der Synthese als auch die Definition eines entsprechenden Verfahrens zur Pfadanpassung.

Definition des Pfadanpassungsfehlers

In Bezug auf eine endoskopische Intervention kann der Restfehler der Anpassung χ der vollständig ausgefahrenen Aktorkette an einen aus p einzelnen Punkten \bar{P}_i mit den zugehörigen Ortsvektoren $\bar{\mathbf{r}}_i$ bestehenden, gegebenen Referenzpfad $\bar{\mathbf{P}}$ mit

$$\bar{\mathbf{P}} = \left(\bar{\mathbf{r}}_1^T, \bar{\mathbf{r}}_2^T, \dots, \bar{\mathbf{r}}_p^T \right)^T \quad (3.6)$$

definiert werden. Die Pfadanpassung beantwortet demnach die Frage nach einer optimalen Gelenkwinkelkonfiguration

$$\mathbf{q}_{\text{opt}} = \arg \min_{\mathbf{q}} \chi \quad (3.7)$$

für einen minimalen Pfadanpassungsfehler χ und stellt damit ein der eigentlichen Maßsynthese unterlagertes Problem dar.

Aufgrund des thematisierten diskreten Arbeitsraums resultiert nur eine eingeschränkte Positionierbarkeit, sodass mit Restfehlern zu rechnen ist. In Ergänzung zu früheren Arbeiten zur Pfadanpassung, die in der Regel nur den euklidischen Fehler zwischen den Drehgelenkspositionen \mathbf{r}_i und dem korrespondierenden Referenzpunkt $\bar{\mathbf{r}}_i$ (ggf. in Kombination mit der Orientierung) in Betracht ziehen [Chi97], wird in dieser Arbeit für einen Aktor i innerhalb einer Suchumgebung v um den betreffenden Aktor der Konturfehler c_{e_i} nach [EYA06] gebildet, siehe Abbildung 3.7(a). Die Suchumgebung umfasst dabei eine diskrete Anzahl v an Punkten auf dem Referenzpfad; es gilt $v \in \mathbb{N} \wedge v \leq p$. Sie gewährleistet, dass nur Punkte \bar{P}_k innerhalb eines gewissen, sinnvollen Bereiches um den korrespondierenden Punkt $\bar{\mathbf{r}}_i$ auf dem Referenzpfad zur Berechnung des tatsächlichen Konturfehlers herangezogen werden, sodass ähnlich zur Arbeit mit kontinuierlichen Kurven in [Moc99] auch Fehlpositionierungen und Abkürzungen bei besonders stark gekrümmten Pfaden bewertet werden können. Wird, wie in Abschnitt 2.2.2 gefordert, davon ausgegangen, dass die Ortsvektoren $\bar{\mathbf{r}}_k$ der Referenzpfadpunkte \bar{P}_k in Abhängigkeit von den kinematischen Größen des Manipulators äquidistant auf dem Referenzpfad $\bar{\mathbf{P}}$ verteilt sind, kann für einen Aktor i mittels

$$k_{\min} = \arg \min_k \|\mathbf{r}_i - \bar{\mathbf{r}}_k\|_2, \quad (3.8)$$

$$\text{mit } (i - v) \leq k \leq (i + v) \wedge k \geq 0 \wedge k \leq p$$

der Punkt $\bar{P}_{k_{\min}}$ mit $\bar{\mathbf{r}}_{k_{\min}}$ auf dem Referenzpfad bestimmt werden, der den geringsten Abstand zum $(\text{KS})_i$ aufweist. Durch Auswertung der linearen Pfadsegmente $\bar{\mathbf{r}}_{k_{\min}, k_{\min}-1}$ und $\bar{\mathbf{r}}_{k_{\min}, k_{\min}+1}$, wie in [EYA06] dargestellt, können drei Fälle definiert werden, um den tatsächliche Abstand, im folgenden Konturfehler c_{e_i} genannt, zu einem abschnittsweise linearen Referenzpfad exakt zu bestimmen. Kann mittels Lotfußpunktverfahren der Konturfehler als orthogonaler Abstand zu den Segmenten $\bar{\mathbf{r}}_{k_{\min}, k_{\min}-1}$ (Fall 1) oder $\bar{\mathbf{r}}_{k_{\min}, k_{\min}+1}$ (Fall 2) gebildet werden, ergibt sich

$$c_{e_i} = \|\mathbf{c}_{e_i}\|_2 = \|\mathbf{b} - (\mathbf{b} \mathbf{a}) \mathbf{a}\|_2. \quad (3.9)$$

Die Substitutionsvariablen \mathbf{a} und \mathbf{b} ergeben sich für das Beispiel aus Abbildung 3.7(a) (Fall 2) zu

$$\mathbf{b} = \mathbf{r}_i - \bar{\mathbf{r}}_{k_{\min}}, \quad (3.10)$$

$$\mathbf{a} = \frac{\bar{\mathbf{r}}_{k_{\min}-1} - \bar{\mathbf{r}}_{k_{\min}}}{\|\bar{\mathbf{r}}_{k_{\min}-1} - \bar{\mathbf{r}}_{k_{\min}}\|_2} \quad (3.11)$$

und für Fall 1 zu

$$\mathbf{b} = \mathbf{r}_i - \bar{\mathbf{r}}_{k_{\min}}, \quad (3.12)$$

$$\mathbf{a} = \frac{\bar{\mathbf{r}}_{k_{\min}} - \bar{\mathbf{r}}_{k_{\min}+1}}{\|\bar{\mathbf{r}}_{k_{\min}} - \bar{\mathbf{r}}_{k_{\min}+1}\|_2}. \quad (3.13)$$

Für den dritten Fall, in dem das Lotfußpunktverfahren durch den Definitionsbereich der linearen Pfadsegmente keine gültige Lösung liefert, gilt

$$c_{e_i} = \|\mathbf{c}_{e_i}\|_2 = \|\mathbf{r}_i - \bar{\mathbf{r}}_{k_{\min}}\|_2. \quad (3.14)$$

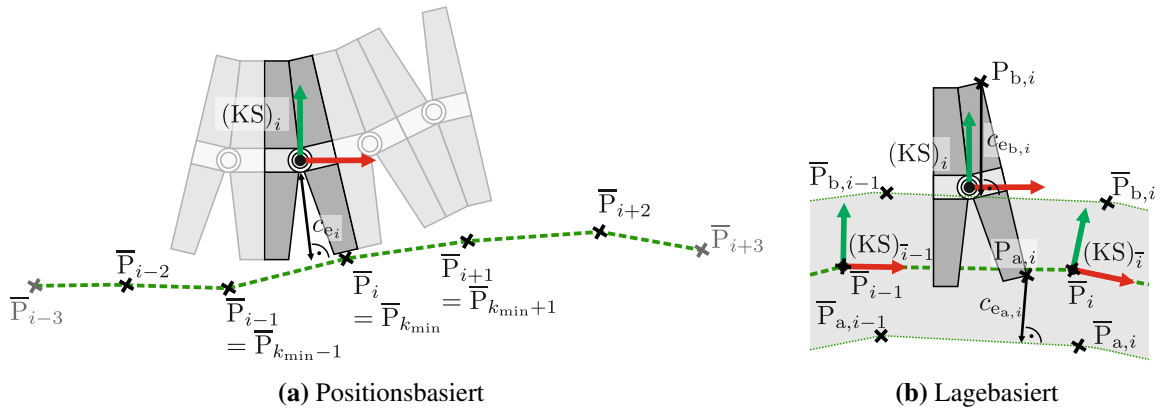


Abbildung 3.7: Bestimmung des Konturfehlers c_{e_i} für einen Aktor $i+1$ mit $(KS)_i$ bei einer Suchumgebung von $v=2$ (ausgegraute Elemente werden in diesem Schritt nicht betrachtet) für einen rein positionsbasierten Ansatz (a) sowie unter zusätzlicher Betrachtung der Orientierung (b)

Ähnlich wie in [Chi97] und in Gl. (2.20) vorgeschlagen, kann eine Erweiterung auf die Orientierung über die Betrachtung zweier Punkte auf dem äußeren Mantel des Manipulators erfolgen, vgl. Abbildung 3.7(b). Dadurch erfolgt eine Annäherung des Konturfehlers für den Aktor i über den Zusammenhang

$$c_{e,ori_i} = \frac{1}{2} (c_{e_{a,i}} + c_{e_{b,i}}). \quad (3.15)$$

Für $c_{e_{a,i}}$ und $c_{e_{b,i}}$ gelten die in Gl. (3.8) gegebenen Definitionen bzgl. der Suchumgebung und den in Gl. (3.9) bis (3.14) gegebenen Berechnungsvorschriften. Unter Annahme genügend kleiner Aktoren konvergiert Gl. (3.15) zu vergleichbaren Ergebnissen wie der positionsbasierte Ansatz, da

eine ausreichend hohe Arbeitsraumdichte zur Verfügung steht. Durch die zusätzliche Betrachtung des Aktordurchmessers in Gl. (3.15), der durch die Berechnung des Gesamtkonturfehlers aus P_a und P_b in das Ergebnis einfließt, erlaubt dieser Ansatz keinen adäquaten Quervergleich für Systeme mit verschiedenen Aktordurchmessern. Daher werden im Rahmen dieser Arbeit lediglich die Fehler gemäß dem positionsbasierten Ansatz aus Gl. (3.9) evaluiert.

Der Pfadanpassungsfehler χ

$$\chi = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n c_{e_i}^2} \quad (3.16)$$

wird anschließend für einen Manipulator mit n Einzelaktoren über die Wurzel der mittleren Fehlerquadratsumme definiert.

Verfahren zur Bestimmung optimaler Gelenkwinkelkonfigurationen

Die optimale Gelenkwinkelkonfiguration kann, basierend auf der Definition in Gl. (3.7), mittels verschiedener Verfahren bestimmt werden. In Anlehnung an [Chi97] ergibt sich für binäre Aktoren durch ein sequenzielles Vorgehen ein höchst effizientes Verfahren. Beginnend an der Basis ($i = 1$) wird für jeden Aktor i individuell der optimale Gelenkwinkel bestimmt. Hierzu werden jeweils die durch $q_i = q_{\max}$ sowie $q_i = q_{\min}$ erreichbaren Lagen des $(KS)_i$ bestimmt und einzeln ausgewertet. Der Gelenkwinkel, der den Konturfehler c_{e_i} für den Ursprung des $(KS)_i$ verringert, wird anschließend gespeichert und für die weiteren Schritte als fix angesehen. Dadurch wird die Kette sequenziell an den Referenzpfad angepasst. Abbildung 3.8 zeigt das Ergebnis der Pfadanpassung für einen exemplarischen, s-förmigen, ebenen Referenzpfad für eine Ebene sowie eine räumliche Kette. Für die ebene Kette tritt bei Betrachtung des reinen Positionsfehlers eine maximale Abweichung von 3,1 mm auf. Die Wurzel der mittleren quadratischen Abweichungen beläuft sich auf $\chi = 1,2$ mm. Eine räumliche Kette ist prinzipbedingt nicht geeignet, um einem ebenen Pfad exakt zu folgen, und weist gemäß den Ausführungen in Abschnitt 3.1.2 zusätzlich einen größeren minimalen Krümmungsradius auf. Dieses wirkt sich auf die in Abbildung 3.8(d) dargestellten Ergebnisse aus: Mit $\chi = 6,2$ mm und einer maximalen Abweichung von 15,8 mm ist die Pfadabweichung deutlich größer als bei der planaren Kette. Deutliche Fehler treten insbesondere dann auf, wenn die Aktorkette einer geforderten Krümmung nicht mehr folgen kann. In Relation zur Gesamtlänge der Kette von 800 mm können die Ergebnisse trotzdem weiterhin als akzeptabel eingestuft werden.

Nachteilig am sequenziellen Verfahren ist, dass Referenzpfade, die den minimalen Krümmungsradius des Manipulators unterschreiten, nur mit sehr großem Fehler abgebildet werden, vgl. Abbildung 3.9. Aufgrund der Bistabilität des Stellglieds ist es in diesen Fällen sinnvoller, eine höhere Abweichung für ein basisnahes Gelenk zu akzeptieren, um eine bessere Anpassung für den gesamten Manipulator zu erreichen. Dies kann jedoch nicht durch einen sequenziellen Ansatz gewährleistet werden, da dieses Verfahren nur lokal für einen einzelnen Aktor die Konfiguration

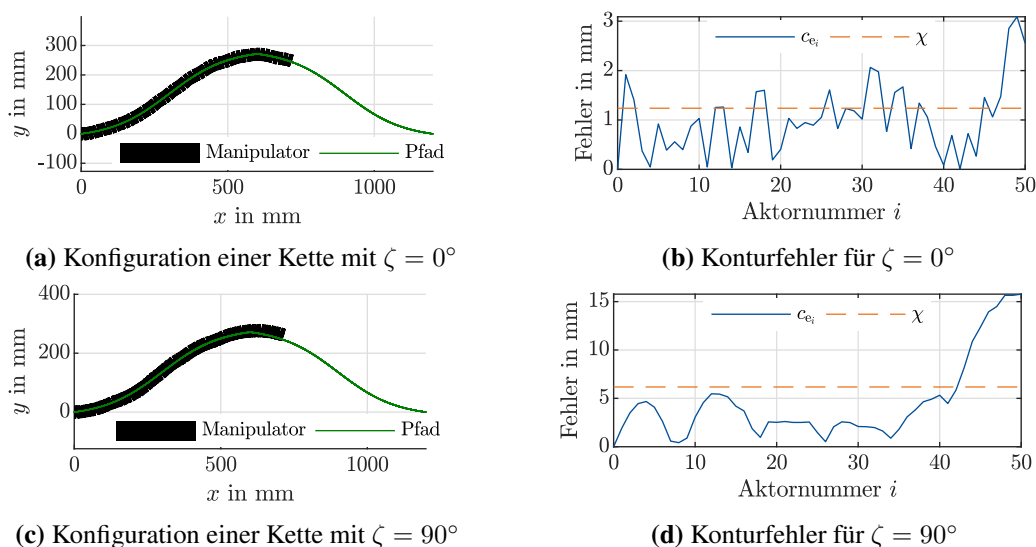


Abbildung 3.8: Ergebnisse der sequenziellen, binären Anpassung zweier serieller Ketten ($n = 50$ Aktoren, $d = 45$ mm, $h = 16$ mm, $q_{\max} = \pm 6^\circ$) an einen ebenen Referenzpfad

mit der geringsten Abweichung sucht. Ein möglicher Lösungsansatz ist die Verwendung eines globalen Optimierungsalgorithmus, wie des genetischen Algorithmus, der prinzipbedingt für binäre Probleme geeignet ist. In Abbildung 3.9(a) ist in grau ein solches Ergebnis unter Verwendung des Pfadanpassungsfehlers χ als Gütefunktion dargestellt. Abbildung 3.9(b) unterstreicht, dass die erreichbare Pfadanpassungsgüte deutlich höher ist als für den sequenziellen Ansatz. Dafür steigt die Rechenzeit von wenigen Millisekunden auf mehrere Sekunden bis Minuten, abhängig von den gewählten Abbruchkriterien. Für die Maßsynthese und auch die spätere Bewegungsplanung wurde das sequenzielle Verfahren verwendet, da das grundsätzliche Ziel der Maßsynthese ist, die besten kinematischen Parameter für eine gegebene Referenz zu bestimmen. Dieses impliziert, dass auch die geforderten Krümmungsradien durch die Aktorkette bereitgestellt werden können, wodurch die serielle Anpassung ausreichend ist. Das dargestellte Verfahren bietet sonst aber grundsätzlich die Möglichkeit, auch für nicht-optimale kinematische Parameter des Manipulators eine hohe Pfadanpassungsgüte zu erzielen. In [Cos17] wurden ergänzend verschiedenste lokale, globale und semi-globale Anpassungsverfahren mit Überlappbereichen entworfen und evaluiert. Keines der Verfahren konnte dabei die Geschwindigkeit des sequenziellen Vorgehens erreichen.

3.2.2 Definition des Optimierungsproblems zur Synthese

In Ergänzung zur unterlagerten Anpassung des schlangenartigen Roboters an einen Referenzpfad kann die Maßsynthese für die zu synthetisierenden Parameter \mathbf{p}_{syn}

$$\mathbf{p}_{\text{syn}} = (\zeta, h, q_{\max}, \mathbf{q})^T \quad (3.17)$$

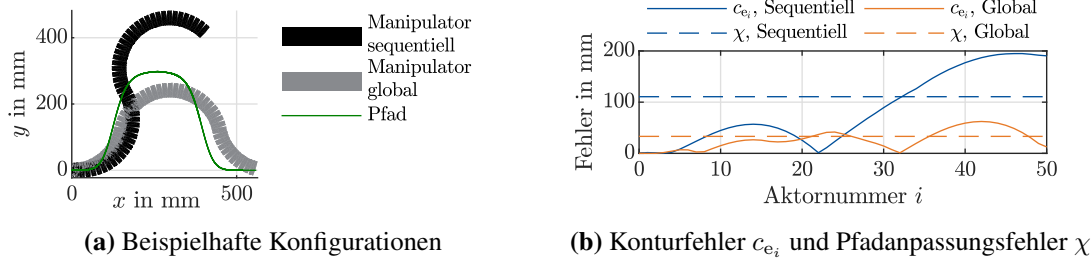


Abbildung 3.9: Einschränkungen des sequenziellen Pfadanpassungsalgorithmus unter Vorgabe eines stark gekrümmten Pfades und verbesserte Ergebnisse unter Zuhilfenahme einer genetischen Optimierung ($n = 50$ Aktoren, $h = 16$ mm, $q_{\max} = \pm 6^\circ$)

selbst als Optimierungsproblem gemäß

$$\mathbf{p}_{\text{synopt}} = \arg \min_{\mathbf{p}_{\text{syn}}} \chi \quad (3.18)$$

definiert werden. Wie in [TDM+15] gezeigt, können auch nur einzelne kinematische Parameter synthetisiert werden. Zusätzlich werden die Parameterbeschränkungen

$$\zeta_{\min} \leq \zeta_{\text{opt}} \leq \zeta_{\max}, \quad (3.19)$$

$$h_{\min} \leq h_{\text{opt}} \leq h_{\max}, \quad (3.20)$$

$$q_{\max_{\min}} \leq q_{\max_{\text{opt}}} \leq q_{\max_{\max}}, \quad (3.21)$$

$$\mathbf{q}_{\text{opt}} \in \{-q_{\max_{\text{opt}}}, q_{\max_{\text{opt}}}\} \quad (3.22)$$

eingeführt. Die Anzahl Aktoren des Manipulators n ergibt sich aus der geforderten Gesamtlänge der Kette l_{Kette} mittels

$$n = \left\lceil \frac{l_{\text{Kette}}}{h} \right\rceil. \quad (3.23)$$

Durch die Veränderbarkeit von ζ ergibt sich eine Vielzahl an lokalen Minima. Da die Ergebnisse eines gradientenbasierten Optimierungsverfahrens zu stark von den gewählten Startwerten abhängen, sind solche in diesem Kontext nur bedingt zielführend. Daher wurde eine genetische Optimierung, vgl. [GH88; ES03], gewählt. Zur besseren Vergleichbarkeit von Synthesen, die in unterschiedlichen Aktorhöhen resultieren, wird zusätzlich der auf die Aktorhöhe normierte Pfadanpassungsfehler

$$\chi_{\text{norm}} = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left(\frac{c_{e_i}}{h} \right)^2} \quad (3.24)$$

definiert. Dieser setzt den Konturfehler in Relation zur Aktorhöhe, um der durch die Variation von h bedingten Änderung der Gesamtlänge des Manipulators Rechnung zu tragen, und wird im Folgenden für Auswertungszwecke genutzt.

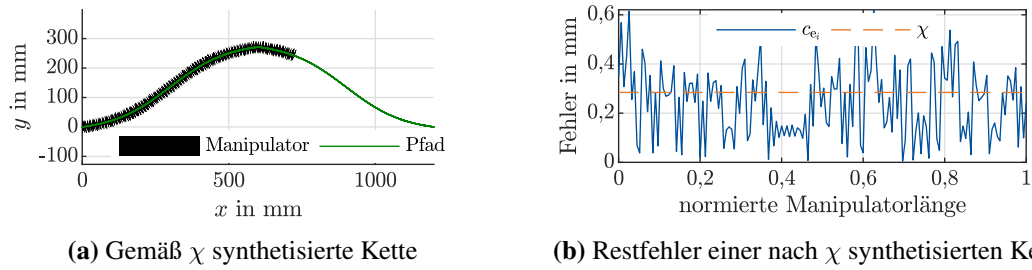


Abbildung 3.10: Syntheseergebnisse für eine Kette mit $l_{\text{Kette}} \approx 800$ mm und $d = 45$ mm unter Berücksichtigung von Parametergrenzen ($5 \text{ mm} \leq h \leq 30 \text{ mm}$, $2^\circ \leq q_{\text{max}} \leq 30^\circ$, $0^\circ \leq \zeta \leq 90^\circ$)

Tabelle 3.1: Kenndaten zu den Ergebnissen der Maßsynthese aus Abbildung 3.10

	n	$q_{\text{max,opt}}$	ζ_{opt}	h_{opt}	$\max(c_{e_i})$	χ	χ_{norm}
optimiert auf χ	155	$5,7^\circ$	0°	5,2 mm	0,6 mm	0,3 mm	0,05

Abbildung 3.10 und Tabelle 3.1 zeigen die Syntheseergebnisse für einen beispielhaften, ebenen Referenzpfad bei einer vorgegebenen Manipulatorlänge von $l_{\text{Kette}} \approx 800$ mm. Zu erkennen ist, dass die Aktorkette mit nur einem sehr geringen Restfehler an den Sollpfad angepasst wird. Auffällig ist jedoch, dass eine sehr geringe Aktorhöhe von 5,2 mm vom Optimierer gewählt wurde. Damit liegt der Parameter nah an der gegebenen unteren Parametergrenze von 5,0 mm. Auch in den Vorarbeiten [TDM+15] und [TSKO16] wurde beobachtet, dass vielfach $h = h_{\text{min}}$ als Ergebnis der Maßsynthese resultierte. Grund hierfür ist, dass durch eine geringe Aktorhöhe eine sehr feine, diskrete Anpassung an den Referenzpfad erfolgen kann, wodurch der resultierende Gesamtfehler gering ist. Abbildung 3.10(b) unterstreicht diese Erkenntnis durch einen über die gesamte Manipulatorlänge sehr geringen Konturf Fehler.

Die Veränderung kinematischer Größen hat auch einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss auf die erreichbaren Kräfte und Momente des Einzelaktors. Wird beispielsweise der elektromagnetische Kippaktor aus [Dör17] betrachtet, werden die maximal erreichbaren Kipp- bzw. Haltemomente von der Größe des Luftspalts (proportional zu q_{max}) und der vom Magnetfeld durchfluteten Fläche (abhängig von der Aktorhöhe h und dem Aktordurchmesser d_A) beeinflusst. Eine Verkleinerung der Aktorhöhe und eine Vergrößerung des Kippwinkels führt somit zu einer verminderten Leistungsfähigkeit des Einzelaktors. Daher wird als zusätzliche Nebenbedingung eine Approximation der statisch wirkenden Momente in die Maßsynthese integriert. Unter der Annahme symmetrischer Aktoren und einer horizontalen Kette in Nullstellung $\mathbf{q} = \mathbf{0}$, vgl. Abbildung 3.11(a), kann das statische, durch die Gravitation wirkende Moment τ_G über

$${}_{(0)}\boldsymbol{\tau}_G = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ \tau_G \end{pmatrix} = {}_{(0)}\mathbf{r}_{\text{SP}} \times {}_{(0)}\boldsymbol{\mathcal{F}}_G = \begin{pmatrix} r_{\text{SP}} \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} 0 \\ -\mathcal{F}_G \\ 0 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ -\mathcal{F}_G r_{\text{SP}} \end{pmatrix} \quad (3.25)$$

angenähert werden. Der Schwerpunktabstand r_{SP} und der Betrag der Gewichtskraft \mathcal{F}_G ergeben sich zu

$$r_{\text{SP}} = \frac{2n-1}{4} h, \quad (3.26)$$

$$\text{und} \quad \mathcal{F}_G = \frac{2n-1}{2} gm, \quad (3.27)$$

wobei g für die Gravitationskonstante und m für die Masse eines Einzelaktors als Funktion von q_{max} , h und d steht. In dieser Vereinfachung werden ungleichmäßige Massenverteilungen durch Aussparungen oder unterschiedliche Materialien vernachlässigt. Die Abhängigkeit der Masse von den kinematischen Parametern wird aber über die spezifische Dichte ρ_{Aktor} sowie das aus Kreiszyylinder V_{Zyl} und Kreiskegel V_{Kegel} zusammengesetzte Aktorvolumen V_{Aktor} skaliert:

$$m = \rho_{\text{Aktor}} V_{\text{Aktor}} = 2\rho_{\text{Aktor}} (V_{\text{Zyl}} + V_{\text{Kegel}}) = \frac{d^2}{4} \pi \rho_{\text{Aktor}} \left(h - \frac{2d}{3} \tan(q_{\text{max}}) \right) \quad (3.28)$$

mit den Volumina der einzelnen Teilkörper

$$V_{\text{Kegel}} = \frac{1}{3} \pi \frac{d^2}{4} h_{\text{Kegel}} = \frac{d^3}{24} \pi \tan(q_{\text{max}}), \quad (3.29)$$

$$V_{\text{Zyl}} = \pi \frac{d^2}{4} h_{\text{Zyl}} = \pi \frac{d^2}{4} \left(\frac{h}{2} - h_{\text{Kegel}} \right) = \frac{d^2}{8} \pi (h - d \tan(q_{\text{max}})). \quad (3.30)$$

Für ein zulässiges Manipulatordesign muss

$$\tau_G \leq \tau_{\text{Aktor}}(q_{\text{max}}, h, d) \quad (3.31)$$

erfüllt sein, wobei τ_{Aktor} ein aktorspezifisches Kennfeld darstellt, das die Einflüsse der kinematischen Parameter auf das erreichbare Moment abbildet.

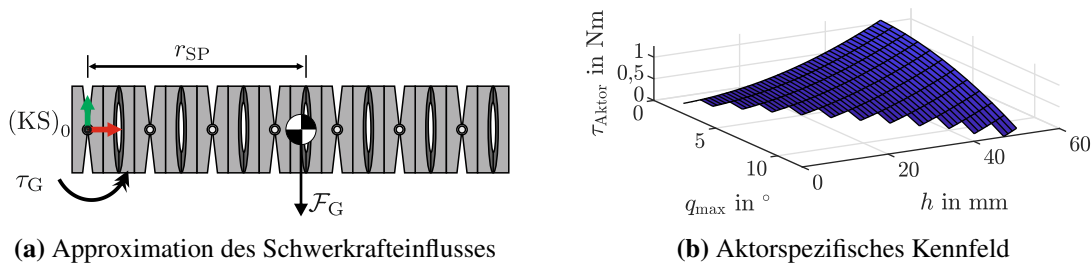


Abbildung 3.11: Skizze zur Approximation des nötigen Moments eines Einzelaktors (a) und ein exemplarisches Kennfeld mit erreichbaren Momenten (b)

Abbildung 3.11(b) zeigt ein mögliches, frei gewähltes Kennfeld zur Darstellung der Abhängigkeiten von kinematischen Parametern und erreichbarem maximalem Moment. Der Durchmesser d_A wurde als nicht variabel gewählt, da in der Regel durch die Applikation bereits ein Zieldurchmesser

vorgeben und dieser daher kein Syntheseparameter ist, siehe Gl. (3.17). Das Kennfeld spiegelt insbesondere die Zusammenhänge am elektromagnetischen Kippaktor von [Dör17] wider, wobei ein großer Luftspalt und demnach ein großer Kippwinkel zu einem geringen elektromagnetischen Moment führt. Kleine Aktorhöhen bewirken eine frühzeitige Sättigung des Materials, sodass geringe Momente zur Verfügung stehen. Ungünstige Parameterkombinationen liefern in dem dargestellten Kennfeld ungültige Lösungen. Die zugehörigen Ergebnisse aus der Maßsynthese sind in Abbildung 3.12 und Tabelle 3.2 dargestellt. Im Vergleich zu den Ergebnissen aus Abbildung 3.10 zeigt sich, dass deutlich größere Aktoren nötig sind, um die entsprechende Last zu tragen. Außerdem steigt der maximal auftretende Konturfehler. Große Fehler sind insbesondere im Bereich starker Krümmung zu erkennen, bei der die Aktorgröße einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss darstellt. Es sei an dieser Stelle angemerkt, dass die betrachtete Nebenbedingung der zur Verfügung stehenden Momente (Kennfeld) auf detailliertere Modellierungstiefen erweitert werden kann. Insbesondere kann das Kennfeld mittels FEM-Simulationen des elektromagnetischen Kreises an das reale Aktordesign angepasst werden [Dör17]. Beispielhaft sei hier auf die in Abbildung 3.13 gezeigten Kennfelder verwiesen, die für die Außendurchmesser von $d_A = 12$ mm und $d_A = 16$ mm erstellt wurden. Es zeigt sich, dass der Verlauf des angenommenen Kennfeldes grundsätzlich der Realität entspricht, die Aktoren jedoch eine deutlich geringere Performanz aufweisen. Jedoch kann eine weitere Variation der erreichbaren Momente bspw. über eine Veränderung des Haltestroms oder aber über eine konstruktive Optimierung des Magnetkreises realisiert werden. Alternativ kann auch eine gezielte Abstützung an der Umgebung das nötige Moment deutlich reduzieren, während extern wirkende Kräfte diese in Abhängigkeit von ihrer Angriffsrichtung verringern oder vergrößern. Diese Einflüsse können in einem detailreichen dynamischen Modell abgebildet werden, siehe [Sch17], sodass nach Integration von diesem in der Maßsynthese auch applikationsabhängige Randbedingungen berücksichtigt werden können.

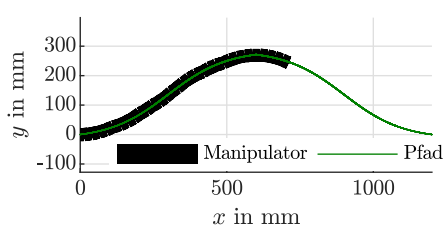
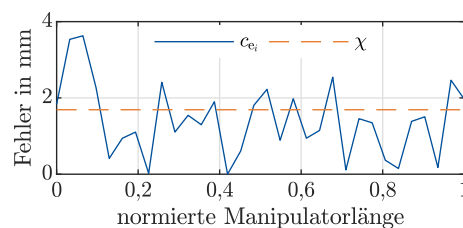
(a) Gemäß χ synthetisierte Kette(b) Restfehler einer nach χ synthetisierten Kette

Abbildung 3.12: Syntheseresultate für eine Kette mit $l_{\text{Kette}} \approx 800$ mm und $d = 45$ mm unter Berücksichtigung von Parametergrenzen ($5 \text{ mm} \leq h \leq 30 \text{ mm}$, $2^\circ \leq q_{\text{max}} \leq 30^\circ$, $0^\circ \leq \zeta \leq 90^\circ$) und der Nebenbedingung aus Gl. (3.31)

Tabelle 3.2: Kenndaten zu den Ergebnissen der Maßsynthese aus Abbildung 3.12

	n	$q_{\text{max, opt}}$	ζ_{opt}	h_{opt}	$\max(c_{e_i})$	χ	χ_{norm}
optimiert auf χ	31	$5,9^\circ$	0°	25,8 mm	3,6 mm	1,7 mm	0,07

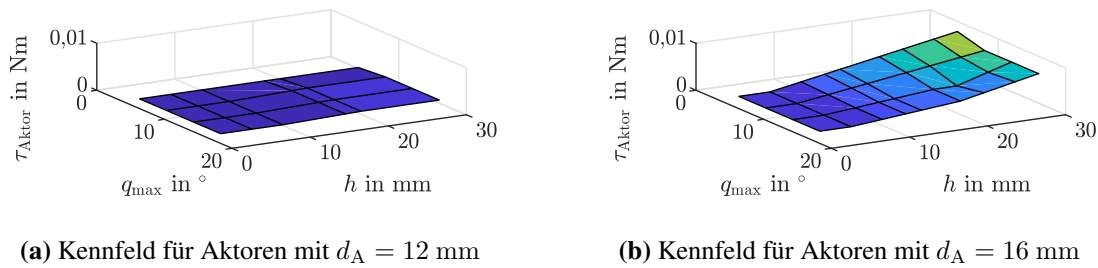


Abbildung 3.13: Mittels FEM simulierte, maximal erreichbare Momente für Kippaktoren unterschiedlichen Durchmessersⁱⁱ

3.2.3 Ergebnisse für eine Beispielapplikation

Die vorgestellte Methodik wurde im vorangegangenen Abschnitt anhand ausgewählter Beispiele dargelegt. In diesem Abschnitt erfolgt nun die Evaluation anhand einer Darmspiegelung als Beispielapplikation. Da der Dickdarm, welcher bei einer Koloskopie den Referenzpfad darstellt, in Größe, Form und Zustand patientenindividuell ist, muss ein anpassbares Referenzmodell für eine große Anzahl von Patienten entwickelt werden, um den hyperredundanten Manipulator zu synthetisieren. Die präsentierten Ergebnisse orientieren sich an den Arbeiten aus [TSKO16], wobei die Normierung des Fehlers und die Betrachtung der statischen Randbedingungen aus Abschnitt 3.2.2 in der Maßsynthese für diese Arbeit ergänzt wurden.

Typischerweise ist der Dickdarm in sechs markante Abschnitte unterteilt, die sich durch ihre Anatomie und Funktion unterscheiden [Mes15; Feu10; HLMO08]. Diese Struktur wird auch als Grundlage des anpassungsfähigen Referenzmodells gewählt, das in Abbildung 3.14 dargestellt ist. Einzelne anatomische Darstellungen und Modelle des Dickdarms [Mes15; Tas75; Mif10] wurden dafür in Bezug auf Größe, Krümmung und Länge jedes Teils des Dickdarms analysiert und eine vereinfachte, linearisierte Repräsentation eines Kolons erarbeitet. Variationsmöglichkeiten, wie z. B. unterschiedliche Formen des Sigma-Darms oder anderer Teile, werden an dieser Stelle vernachlässigt. Lediglich die Variation der Längen der einzelnen Darmabschnitte für Erwachsene in den Grenzen von der Literatur entnommenen Werten, vgl. Tabelle 3.3, wird betrachtet. Der Durchmesser eines unbelasteten Dickdarms d_D ist laut Literatur mit 50 – 70 mm am Caecum am größten und sinkt kontinuierlich auf etwa 40 mm am Colon sigmoideum [Tas75; Pot03]. Für das Referenzmodell wird daher vereinfacht ein Durchschnittswert von 50 mm gewählt. Das gezeigte Modell erhebt insgesamt keinen Anspruch auf Vollständigkeit, sondern soll lediglich die grundlegende Eignung der Maßsynthese für eine Beispielapplikation präsentieren.

Für die Maßsynthese werden drei repräsentative Pfade aus dem Referenzmodell extrahiert: die Pfade mit den minimalen, mit den maximalen und mit den durchschnittlichen Längen gemäß Tabelle 3.3. Für jeden dieser drei Pfade werden zunächst optimale Parameter synthetisiert und dann zusätzlich auf die anderen beiden Pfaden angewendet, um die Übertragbarkeit eines Designs auf ähnliche

ⁱⁱDaten bereitgestellt vom Institut für Antriebssysteme und Leistungselektronik der Leibniz Universität Hannover

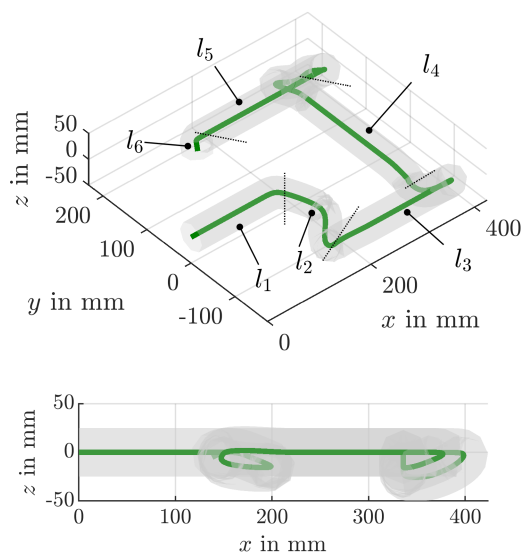


Abbildung 3.14: Vereinfachter Referenzpfad für die Koloskopie mit Längen l_{avg} aus Tabelle 3.3

Tabelle 3.3: Im Referenzmodell hinterlegte maximale, minimale und durchschnittliche Längen für die Variation einzelner Darmabschnitte gemäß Abbildung 3.14

Abschnitt	Längen in mm		
	l_{min}	l_{avg}	l_{max}
l_1 Rektum	150	160	170
l_2 Colon sigmoideum	180	210	250
l_3 Colon descendens	270	290	320
l_4 Colon transversum	400	410	430
l_5 Colon ascendens	230	250	270
l_6 Caecum	15	17	25
l_{ges} Gesamtlänge	1245	1337	1465
d_D Durchmesser	50		

Pfade mit anderen Abmessungen zu bewerten. Außerdem wird eine Synthese durchgeführt, in der alle drei Referenzpfade in die Optimierung gegeben werden. Auch die auf diese Weise bestimmten Parametersätze werden für die einzelnen Pfade separat ausgewertet.

In [TSKO16] wurde bereits gezeigt, dass eine optimale Pfadanpassung durch eine minimale Aktorhöhe und einen großen Kippwinkel erreicht wird. Die dort vorgeschlagene Synthese berücksichtigt jedoch nur einfache Parametergrenzen und vernachlässigt die Randbedingungen der Statik, sodass die Abschätzung der Auswirkungen des Kennfeldes im Folgenden betrachtet wird. Das implementierte Kennfeld aus Abbildung 3.11(b) zur exemplarischen Demonstration zur Verfügung stehender Momente in Abhängigkeit von den kinematischen Größen kann für den betrachteten Referenzpfad keine akzeptable Pfadanpassung erreichen, sodass die Synthese ergebnislos abbricht. Dieses liegt darin begründet, dass die geforderten Krümmungsradien des Referenzpfades nur durch Aktoren mit einem großen Kippwinkel und kleinen Aktorhöhen erreicht werden können. Diese Parameterkombinationen werden jedoch durch das Kennfeld als ungültig eingestuft. Daher wird das Kennfeld für die folgenden Auswertungen um je einen festen Offset variiert, vgl. Abbildung 3.15. So wird einerseits der Lösungsraum erweitert, und andererseits kann der Einfluss der statischen Nebenbedingung auf die Synthese genauer verdeutlicht werden.

Die Ergebnisse für eine Kette mit einer Gesamtlänge von 1245 mm sind unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Kennfelder in Tabelle 3.4(a) bzw. Tabelle 3.4(b) dargestellt. Dabei werden pro Zeile die synthetisierten Parameter auf alle verfügbaren Referenzpfade zur Evaluation angewendet. Als Parametergrenzen wurden jeweils $3 \text{ mm} \leq h \leq 30 \text{ mm}$, $2^\circ \leq q_{\text{max}} \leq 30^\circ$ und $0^\circ \leq \zeta \leq 90^\circ$ festgelegt. Eine Visualisierung der Ergebnisse für den Pfad mit mittleren Abschnittslängen l_{avg} ist exemplarisch in Abbildung 3.16 zu finden, für die weiteren Pfade sind die Ergebnisse im An-

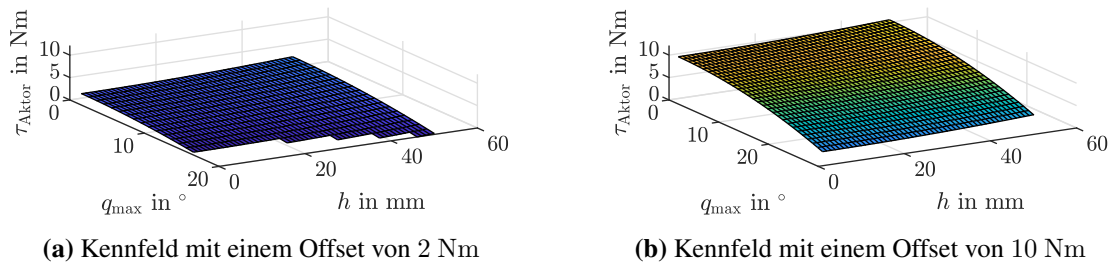


Abbildung 3.15: Variationen des exemplarischen Kennfeldes erreichbarer Aktormomente aus Abbildung 3.11 um ein Offset von 2 Nm (a) bzw. 10 Nm (b)

hang A visualisiert. Tabelle 3.5 sowie Tabelle A.1 im Anhang geben zusätzlich die synthetisierten Parameter und relevante Abweichungsdaten wieder. Unter Annahme eines angestrebten Endoskopdurchmessers von $d_A = 12$ mm und einem durchschnittlichen Darmdurchmesser von $d_D = 50$ mm können Abweichungen bis zu 19 mm toleriert werden, ohne die Darmwand zu belasten. Bereiche, in denen diese Abweichung überschritten wurde, sind in den Visualisierungen durch einen dunklen Rotton hervorgehoben.

Es zeigt sich, dass die verbleibenden Einschränkungen durch das Kennfeld aus Abbildung 3.15(a), insbesondere die Tatsache, dass sehr kleine Aktorhöhen und große Kippwinkel weiterhin keine gültige Lösung darstellen, die Qualität der erreichbaren Pfadanpassungsgüte deutlich einschränkt. Unter Berücksichtigung der erlaubten Abweichungen von maximal 19 mm kann nur das für den längsten Pfad mit dem Kennfeld aus Abbildung 3.15(a) synthetisierte System durchgängig einen ausreichend hohen Abstand zur Darmwand garantieren, die anderen Systeme werden die Darmwand zumindest leicht dehnen. Eine darmlängenübergreifende Verwendbarkeit eines bestimmten Systems ist nicht gegeben, da die Abweichungen für die nicht zur Synthese verwendeten Referenzen durchgängig > 19 mm sind. Auch die Verwendung aller drei Referenzpfade innerhalb der Synthese führt zu keinen akzeptablen Ergebnissen. In Abbildung 3.16(a) ist erkennbar, dass die maximalen Abweichungen an den Stellen der maximalen Krümmung auftreten, die durch den Manipulator nicht wiedergegeben werden können.

In Ergänzung dazu führt das Kennfeld aus Abbildung 3.15(b) zu einem deutlich größeren Lösungsraum, in dem auch gültige Ergebnisse für kleine Aktorhöhen und große Kippwinkel existieren. Entsprechend besser sind die in Tabelle 3.4(b) dargestellten Ergebnisse: Durchschnittliche und auch maximale Abweichungen werden deutlich reduziert. Im Gegensatz zu den zuvor gezeigten Ansätzen ist in jedem Fall gewährleistet, dass die Manipulatorkenngrößen, die für einen bestimmten Pfad synthetisiert wurden, für diesen speziellen Pfad auch die geringsten Abweichungen aufweisen. Des Weiteren zeigen die Ergebnisse, dass für die betrachteten Referenzen jedes optimierte Design auch mit geringen Genauigkeitseinbußen für die anderen betrachteten Pfade geeignet ist. Insbesondere der kinematische Parametersatz, der für $\bar{P}(I_{avg})$ bestimmt wurde, führt zu einer maximalen Abweichung von 14,4 mm bei $\chi \leq 4,0$ mm über alle drei Vergleichspfade. Werden in der Synthese direkt alle drei Referenzpfade berücksichtigt, führt dieses über alle Referenzen betrachtet

zu guten Ergebnissen. Mit der hergeleiteten maximal erlaubten Abweichung von 19 mm können die synthetisierten Ergebnisse durchweg als geeignet angesehen werden, um eine ausreichende Pfadanpassungsgenauigkeit zu erzielen. Grundvoraussetzung ist jedoch, dass der Einzelaktor des Systems die geforderten Momente bei den gegebenen kinematischen Parametern bereitstellen kann. Eine Synthese muss daher nicht nur applikationsspezifisch erfolgen, sondern die Randbedingungen zusätzlich an den gegebenen Mechanismus angepasst werden.

Tabelle 3.4: Auswertung der mittels Maßsynthese für $\bar{P} \in \{l_{\min}, l_{\text{avg}}, l_{\max}\}$ sowie unter Vorgabe einer festen Manipulatorlänge von 1245 mm und unter Berücksichtigung der Kennfelder aus Abbildung 3.15 bestimmten optimalen Parametersätze p_{synopt} durch Übertragung auf alle drei Vergleichspfade $\bar{P} \in \{l_{\min}, l_{\text{avg}}, l_{\max}\}$

(a) Ergebnisse mit Kennfeldoffset von 2 Nm

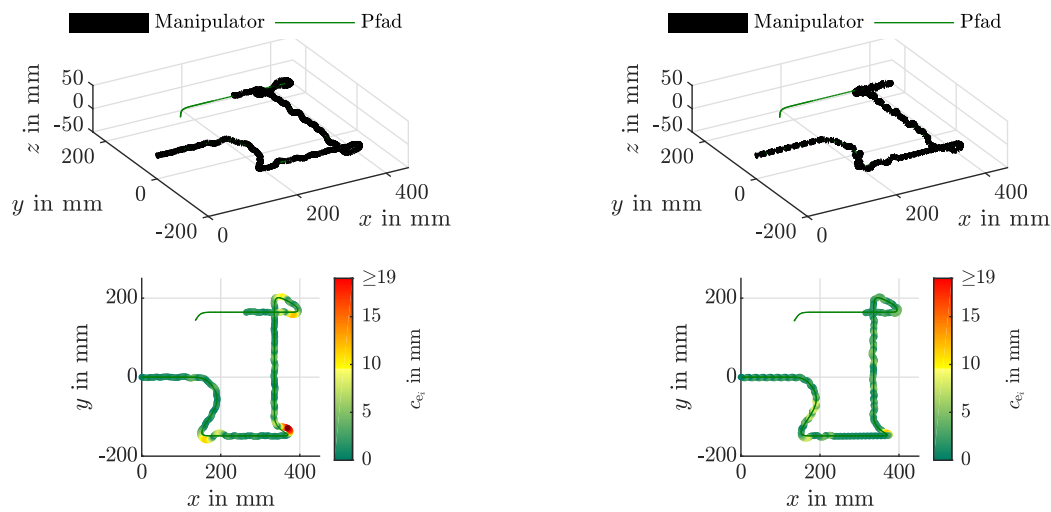
Synthese mit ...	Auswertung von p_{synopt} auf die Vergleichspfade					
	χ in mm			$\max(c_{e_i})$ in mm		
	l_{\min}	l_{avg}	l_{\max}	l_{\min}	l_{avg}	l_{\max}
... $\bar{P}(l_{\min})$	5,5	11,1	6,6	19,3	36,5	25,8
... $\bar{P}(l_{\text{avg}})$	9,0	4,7	9,0	26,9	19,1	23,7
... $\bar{P}(l_{\max})$	8,1	8,3	3,7	31,2	28,2	15,9
... $\bar{P}(l_{\min}, l_{\text{avg}}, l_{\max})$	10,5	10,6	7,9	32,1	37,6	29,9

(b) Ergebnisse mit Kennfeldoffset von 10 Nm

Synthese mit...	Auswertung von p_{synopt} auf die Vergleichspfade					
	χ in mm			$\max(c_{e_i})$ in mm		
	l_{\min}	l_{avg}	l_{\max}	l_{\min}	l_{avg}	l_{\max}
... $\bar{P}(l_{\min})$	3,0	4,7	3,7	7,1	17,8	11,8
... $\bar{P}(l_{\text{avg}})$	3,9	3,3	3,7	10,24	11,6	14,4
... $\bar{P}(l_{\max})$	3,9	3,8	2,7	16,2	13,4	8,6
... $\bar{P}(l_{\min}, l_{\text{avg}}, l_{\max})$	3,7	4,2	3,9	9,5	14,2	13,3

3.3 Zusammenfassung

Innerhalb dieses Kapitels wurden zunächst kinematische Leistungsmerkmale, wie Arbeitsraum und Krümmungsradius für einfache hyperredundante, binär aktuierte Manipulatoren anhand einer seriellen Kette aus einzelnen Kippaktoren analysiert. Für eine Positionierbarkeit im Raum hat sich in Abschnitt 3.1 herausgestellt, dass zwar mit einem Verdrehwinkel von $\zeta = 90^\circ$ ein Arbeitsraum



(a) Ergebnisse mit Kennfeldoffset von 2 Nm

(b) Ergebnisse mit Kennfeldoffset von 10 Nm

Abbildung 3.16: Auswertung der auf einen mittleren Darmpfad (l_{avg}) synthetisierten Parameter unter Berücksichtigung beider Kennfelder aus Abbildung 3.15 und unter Forderung einer festen Manipulatorlänge von 1245 mm, dargestellt als 3D-Ansicht (oben) sowie farblich skaliert die zugehörigen Konturfehler (unten) bei Abbildung auf den mittleren Darmpfad (l_{avg})

Tabelle 3.5: Kenndaten zu den Ergebnissen der Maßsynthese aus Abbildung 3.16

	n	$q_{max_{opt}}$	ζ_{opt}	h_{opt}	$\max(c_{e_i})$	χ	χ_{norm}
Kennfeldoffset von 2 Nm:	401	15,6°	77,4°	3,1 mm	19,1 mm	4,7 mm	1,50
Kennfeldoffset von 10 Nm:	372	27,6°	62,3°	3,4 mm	11,6 mm	3,3 mm	0,98

mit einer guten Homogenität und auch eine vertretbare Krümmung erreicht wird. Die Eignung für spezielle Anwendungsfälle lässt sich aber auf Grund der diskreten Positionierbarkeit nicht zwangsläufig schlussfolgern, da sich keine fundierte Aussage zu Kippwinkel und Aktorhöhe ableiten lässt: Größere Aktoren und große Kippwinkel führen zu einem weit aufgespannten Arbeitsraum, während kleine Aktoren und kleine Kippwinkel eine größere Arbeitsraumdichte ermöglichen. Welche Parameterkombination zu geringen Restfehlern bei einer bestimmten Applikation führt, kann nicht beantwortet werden.

Daher wurde in Abschnitt 3.2 eine Methode zur Maßsynthese vorgestellt, die es erlaubt, für gegebenen Referenzpfade optimale kinematische Parameter innerhalb gegebener Grenzen zu bestimmen. Hierzu wurde ein unterlagertes Verfahren, das den Manipulator auf Basis des Konturfehlers an einen gegebenen Pfad anpasst, entwickelt. Zusätzlich erfolgte die Berücksichtigung von weiteren Nebenbedingungen, wie bspw. der Parametergrenzen oder des verfügbaren Aktormoments, innerhalb der Synthese. Das Vorgehen wurde anhand einfacher Beispielpfade hergeleitet und dann für einen darmähnlichen Referenzpfad mit unterschiedlicher Parametrierung evaluiert. Die Ergebnisse für die Beispielapplikation zeigten zunächst, dass die Synthese optimaler kinematischer Parameter und

zugehöriger Manipulatorkonfigurationen möglich ist und Systeme mit geringer Pfadabweichung bestimmt werden können. Jedoch wurde auch deutlich, dass die gewählten Nebenbedingungen die erreichbare Genauigkeit stark einschränken. Es ist daher für eine applikationsabhängige Auslegung des Systems wichtig, dass der verwendete Aktor grundsätzlich nicht nur hinsichtlich seiner Geometrie, sondern auch bezüglich seines Antriebsvermögens auf die Anwendung anpassbar ist. Ist dieses gewährleistet, kann der erarbeitete Algorithmus geeignete Synthesergebnisse liefern, die – wie gezeigt wurde – auch mit geringem zusätzlichem Fehler auf ähnliche Pfade übertragbar sind.

Mit den im Rahmen dieses Kapitels erarbeiteten Methoden können nun bei einem gegebenen Referenzpfad adäquate kinematische Parameter synthetisiert werden. Es kann daher grundsätzlich davon ausgegangen werden, dass der Manipulator die geforderten Krümmungen der Referenz abbilden und sich mit geringem Restfehler an diese anschmiegen kann, sodass diese Aspekte in der folgenden Bewegungsplanung unberücksichtigt bleiben können.

4 Bewegungsplanung für hyperredundante, binär aktuierte Manipulatoren

Nachdem durch die in Kapitel 3 dargelegten Methoden bereits eine ausreichende Pfadanpassungsgüte für eine vollständig ausgeführte Kette erreicht wurde, soll in diesem Kapitel die Bewegungsplanung für binäre, hyperredundante Manipulatoren ausführlicher dargestellt werden. Ziel ist die Beantwortung der Frage, wie eine Bewegung entlang eines Referenzpfades mit möglichst geringen Abweichungen erzielt werden kann. In Abschnitt 1.2 wurde bereits eine grundsätzliche Abgrenzung der verfügbaren Methoden zur Bewegungsplanung schlangenartiger Roboter gezogen: Der betrachtete Anwendungsfall der Endoskopie erfordert die Verfolgung eines Referenzpfades ohne Abstützung an der Umgebung. Ein besonders intuitiver Ansatz zur Verfolgung einer Referenz ist der von Williams in [Wil95] erstmals vorgestellte „Follow-the-Leader“-Ansatz (kurz: FTL), der Ähnlichkeiten zur „webeähnlichen Bewegung“ von Asano et al. [AOA+83] aufweist. Grundsätzliche Idee ist, dass jeweils das Endeffektorsegment eines schlangenartigen Roboters an eine gegebenen Referenz angepasst wird, während der Manipulator schrittweise vorgeschoben wird. Die Gelenkwinkel der weiteren Aktoren werden anhand der Endeffektortrajektorie automatisch nachgeführt, wie schematisch in Abbildung 4.1 dargestellt.

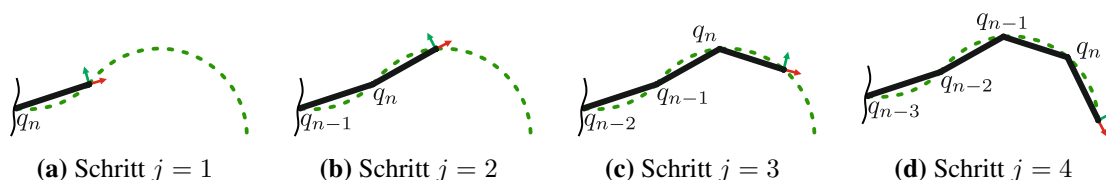


Abbildung 4.1: Schematische Darstellung des sequenziellen „Follow-the-Leader“-Ansatzes über vier Schritte für einen seriellen Manipulator (schwarz) mit n Segmenten (Höhe h) bei einem gegebenen Referenzpfad (grün gestrichelt)

Es ist zu erkennen, wie das vorderste Segment n der seriellen Kette den Pfad exploriert und für jeden neuen Vorschubschritt ein neuer Gelenkwinkel q_n gefunden wird. Für die nachgeschobenen Segmente $n-1$, $n-2$ und $n-3$ ergibt sich für den allgemeinen Schritt j der nötige Gelenkwinkel q_i des i -ten Segments durch den Winkel q_{i+1} aus dem vorherigen Schritt $j-1$. Allgemein formuliert gilt für hyperredundante Mechanismen, die aus gleichen Segmenten der Höhe h bestehen, dass sich die Sollgelenkwinkel unter der Annahme einer Schrittweite $\Delta s=h$ für einen allgemeinen Vorschubschritt j über den Zusammenhang

$$q_{n,j-1} \xrightarrow{\text{Vorschub}} q_{n-1,j} \xrightarrow{\text{Vorschub}} q_{n-2,j+1} \xrightarrow{\text{Vorschub}} q_{n-3,j+2} \quad (4.1)$$

bestimmen lassen. Es handelt sich dabei bildlich gesprochen um eine schrittweise Verschiebung der Sollgelenkwinkel vom Endeffektor entlang der Struktur bis hin zur Basis. Das vorgestellte allgemeine Vorgehen wurden in [WM97] und [CH99] weiterentwickelt bzw. mit anderen Verfahren gekoppelt. Der Grundgedanke wurde in verschiedenen Forschungsarbeiten, u. a. in [GW13; PCA14; GNJ15; NB16; GRRR17; GTK+19] auch für andere kinematische Strukturen, wie bspw. Kontinuumsroboter mit einem oder mehreren Segmenten, adaptiert. Auch rein über mechanische Kopplung wirkende „Follow-the-Leader“-Mechanismen wurden bereits vorgeschlagen [HGSB17; HSB19].

Für eine optimale Pfadverfolgung müssen neben der schrittweisen Exploration zusätzliche Methoden erarbeitet werden, wie die Gelenkwinkel während der kontinuierlichen Vorschubphasen zwischen den einzelnen Schritten adaptiert werden können. Bei Mechanismen mit kontinuierlich einstellbarer Aktorik kann eine Interpolation der Gelenkwinkel über die inverse Kinematik nach Gl. (2.11) kontinuierlich erfolgen, sodass eine hohe Genauigkeit bei der Pfadverfolgung gewährleistet werden kann. Bei dem in dieser Arbeit betrachteten Manipulator ist durch die binäre Positionierbarkeit der Einzelaktoren keine kontinuierliche Nachführung der Gelenkwinkel möglich. Daher wird im Folgenden der Grundgedanke der FTL-Steuerung auf einen binär aktuierten, hyperredundanten Manipulator übertragen. Dazu erfolgt zunächst in Abschnitt 4.1 die Adaption des Grundkonzeptes und die Herleitung relevanter Definitionen. Anschließend wird in Abschnitt 4.2 eine Methode vorgestellt und simulativ erprobt, wie eine optimale Pfadverfolgung für diese Klasse von Manipulatoren gewährleistet werden kann. Der Abschnitt 4.3 erweitert diesen Ansatz hinsichtlich seiner Berechnungseffizienz, ehe in Abschnitt 4.4 das Kapitel mit einer kurzen Zusammenfassung abgeschlossen wird.

4.1 Bewegungsvorgabe mittels „Follow-the-Leader“-Konzept

Das generelle Konzept einer FTL-Bewegung ist für hyperredundante Manipulatoren geeignet und bietet durch das schrittweise Vorgehen im Allgemeinen eine sehr effiziente Berechnungsmethode. Als weiterer Vorteil kommt hinzu, dass ein Referenzpfad entweder vorgegeben oder, alternativ, während des Vorschubs generiert werden kann, indem die Sollkonfigurationen der Manipulatorspitze gespeichert und zu einem Referenzpfad gebündelt werden. In Anbetracht der Tatsache, dass binär aktuierte Manipulatoren keine kontinuierliche Lösung der inversen Kinematik ermöglichen, ist eine Anpassung des FTL-Konzeptes an die binäre Aktuierung notwendig, um deutliche Abweichungen von der Referenz zu verhindern. Dazu wird der in Abbildung 4.1 dargestellte allgemeine Ablauf angepasst, sodass zwei Schritte notwendig sind (vgl. Abbildung 4.2):

1. Bestimmung einzelner Manipulatorkonfigurationen zum sequenziellen Folgen eines Referenzpfades durch Auswertung diskreter Vorschubpositionen entlang des Referenzpfades,

2. Bestimmung der Kippsequenzen für die Transition zwischen Ist- und Sollkonfiguration an den diskreten Vorschubpositionen unter Berücksichtigung einer kontinuierlichen Vorschubbewegung.

Details sind in den folgenden Abschnitten zu finden.

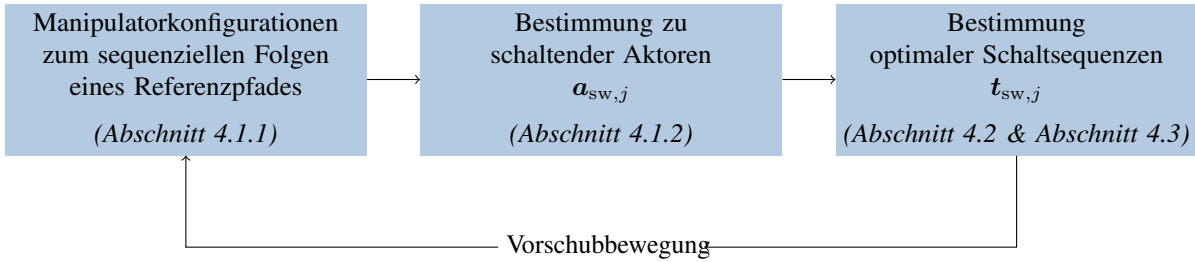


Abbildung 4.2: Allgemeiner Ablaufplan zur FTL-Bewegung

4.1.1 Manipulatorkonfigurationen zum sequenziellen Folgen eines Referenzpfades

Die FTL-Bewegung verlangt einen sich wiederholenden mechanischen Aufbau innerhalb des schlangenförmigen Roboters. Es muss gewährleistet werden, dass die einzelnen Segmente generell die Lage der vorausgegangenen Segmente annehmen können. Eine Aktorkette bestehe aus n einzelnen Aktoren, die gegeneinander um ζ verdreht sein können, wobei 180° ein ganzzahliges Vielfaches von ζ und $q_{\max} = -q_{\min}$ vorausgesetzt sei. Dann kann der Manipulator in u gleiche Einheiten unterteilt werden, die jeweils κ Einzelaktoren umfassen, da sich bei $\zeta \neq 0^\circ$ der symmetrische Aufbau alle $\kappa = 180^\circ/\zeta$ Aktoren wiederholt. Es sei $n = \kappa u$. Für $\zeta = 90^\circ$ werden somit $\kappa = 2$ Aktoren zu einer Einheit zusammengefasst, während bei $\zeta = 0^\circ$ jedes individuelle Stellglied eine einzelne Einheit darstellt, sodass $\kappa = 1$ und $u = n$ gilt. Sind diese Bedingungen erfüllt, kann jede einzelne der insgesamt u FTL-Einheiten des Manipulators die exakte Pose der vorangegangenen Einheit erreichen. Im Falle von $\zeta \neq 0^\circ$ muss gemäß dem kinematischen Aufbau und der Lage der einzelnen Aktorkoordinatensysteme (KS) $_i$ nach DH-Konvention ein Vorzeichenwechsel der Gelenkwinkel erfolgen. Für einen beliebigen, diskreten Vorschubschritt j wird aus dem aktuellen Gelenkwinkelvektor \mathbf{q}_j und der aktuellen Vorschubposition $q_{v,j}$ (vgl. Abschnitt 2.2.1) eine Startkonfiguration \mathbf{K}_j definiert:

$$\mathbf{K}_j = (q_{v,j}, \mathbf{q}_{1,j}^T, \dots, \mathbf{q}_{u-1,j}^T, \mathbf{q}_{u,j}^T)^T. \quad (4.2)$$

Der Gelenkwinkelvektor \mathbf{q}_j wird hierzu in die Gelenkwinkel der einzelnen FTL-Einheiten unterteilt, sodass für eine beliebige Einheit k im Schritt j der Gelenkwinkelvektor $\mathbf{q}_{k,j}$

$$\mathbf{q}_{k,j} = (q_i, \dots, q_{i+\kappa-1})^T, \text{ für } i = (k-1)\kappa + 1 \quad (4.3)$$

mit

$$q_{\{1,\dots,n\}} \in \{-q_{\max}, q_{\max}, \underline{q}\} \quad (4.4)$$

definiert werden kann. Es wird angenommen, dass Aktoren, die sich noch nicht auf dem Pfad befinden, durch eine externe Vorschubeinrichtung in einem festen Initialwinkel \underline{q} , hier $\underline{q} = 0^\circ$, gehalten werden.

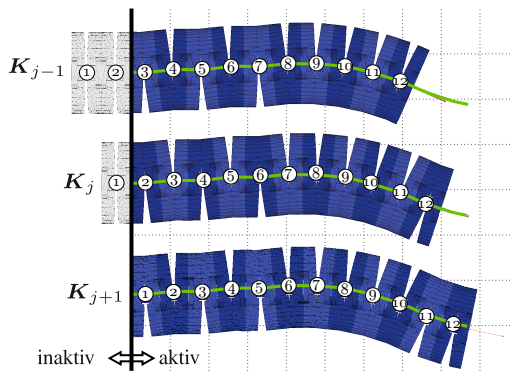
Wird ein diskreter Vorschubschritt $\Delta s = \kappa h$ durchgeführt, ergibt sich gemäß dem allgemeinen FTL-Prinzip eine Endkonfiguration \mathbf{K}_{j+1} der Aktorkette über

$$\begin{aligned} \mathbf{K}_{j+1} &= \begin{pmatrix} q_{v,j+1}, & \mathbf{q}_{1,j+1}^T, & \dots, & \mathbf{q}_{u-1,j+1}^T, & \mathbf{q}_{u,j+1}^T \end{pmatrix}^T \\ &= \begin{pmatrix} q_{v,j} + \Delta s, & \iota \mathbf{q}_{2,j}^T, & \dots, & \iota \mathbf{q}_{u,j}^T, & \mathbf{q}_{u,j+1}^T \end{pmatrix}^T, \end{aligned} \quad (4.5)$$

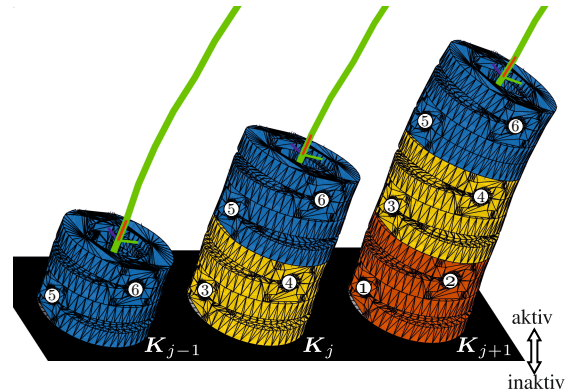
wobei $\iota = 1$, wenn $\zeta = 0$, sonst $\iota = -1$.

Zur Veranschaulichung sind in Abbildung 4.3 Auszüge von FTL-Abläufen für eine ebene sowie eine räumliche Kette dargestellt, wobei die Einfärbung der Aktoren in Abbildung 4.3(b) die Einteilung in die u Einheiten symbolisiert. Für den planaren Fall aus Abbildung 4.3(a) ergeben sich die Gelenkwinkel auszugswweise zu

$$\begin{aligned} \mathbf{K}_{j-1} &= \begin{pmatrix} -2h & \underline{q} & \underline{q} & q_{\max} & \dots, & -q_{\max} & -q_{\max} & -q_{\max} & -q_{\max} & -q_{\max} \end{pmatrix}, \\ \mathbf{K}_j &= \begin{pmatrix} -h & \underline{q} & q_{\max} & -q_{\max} & \dots, & -q_{\max} & -q_{\max} & -q_{\max} & -q_{\max} & q_{\max} \end{pmatrix}, \\ \mathbf{K}_{j+1} &= \begin{pmatrix} 0 & q_{\max} & -q_{\max} & q_{\max} & \dots, & -q_{\max} & -q_{\max} & -q_{\max} & q_{\max} & q_{\max} \end{pmatrix}. \end{aligned}$$



(a) Beispielhafter Ablauf ($j = 11$) für eine planare Kette mit $\zeta = 0^\circ$ und $n = 12$ ($\kappa = 1$, $u = 12$), wobei inaktive Aktoren grau dargestellt sind



(b) Beispielhafter Ablauf ($j = 2$) für eine räumliche Kette mit $\zeta = 90^\circ$ und $n = 6$ mit farblicher Hervorhebung einzelne Einheiten ($\kappa = 2$, $u = 3$), wobei inaktive Aktoren nicht dargestellt sind

Abbildung 4.3: Schematische Darstellung einzelner Schritte der FTL-Bewegung für eine ebene (a) und eine räumliche (b) Kette

Die Graustufen symbolisieren die schrittweise Verschiebung der Sollgelenkwinkel für die einzelnen Aktoren zwischen den Konfigurationen \mathbf{K} . Ähnlich erfolgt auch die Definition für die räumliche Kette in Abbildung 4.3(b), nur dass an dieser Stelle die Veränderung des Vorzeichens zusätzlich beachtet werden muss:

$$\begin{aligned}
\mathbf{K}_{j-1} &= \begin{pmatrix} -4 \cdot h, & \underline{q}, & \underline{q}, & \underline{q}, & \underline{q}, & q_{\max}, & -q_{\max} \end{pmatrix}, \\
\mathbf{K}_j &= \begin{pmatrix} -2 \cdot h, & \underline{q}, & \underline{q}, & -q_{\max}, & q_{\max}, & q_{\max}, & -q_{\max} \end{pmatrix}, \\
\mathbf{K}_{j+1} &= \begin{pmatrix} 0, & q_{\max}, & -q_{\max}, & -q_{\max}, & q_{\max}, & -q_{\max}, & -q_{\max} \end{pmatrix}.
\end{aligned}$$

Das betrachtete Verfahren erlaubt nun die Definition der Ist- und Sollkonfigurationen an diskreten Vorschubpositionen entlang des Referenzpfades. Die vorgeschlagene Nomenklatur ist dabei unabhängig von den gewählten kinematischen Parametern und lässt sich auf verschiedene Verdrehwinkel anwenden. Insbesondere die Forderung nach einem symmetrischen Aufbau der einzelnen Segmente und des Manipulators insgesamt ist jedoch elementar. Im Anschluss an die Definition der Start- und Endkonfigurationen für die einzelnen Vorschubschritte müssen zunächst die Aktoren bestimmt werden, die für die betrachtete Transition ihren Kippzustand ändern müssen (vgl. Abschnitt 4.1.2). Darauf aufbauend werden in den Abschnitten 4.2 und 4.3 Methoden hergeleitet, wie genau die Ansteuerung der zu kippenden Aktoren während einer kontinuierlichen Vorschubbewegung zu realisieren ist, um trotz des binären Schaltverhaltens eine gute Pfadverfolgung zu gewährleisten.

4.1.2 Bestimmung zu schaltender Aktoren

Der Vergleich der beiden aufeinanderfolgenden Konfigurationen \mathbf{K}_j und \mathbf{K}_{j+1} ergibt die im Schritt j kippenden Aktoren. Diese werden im Vektor $\mathbf{a}_{\text{sw},j}$ mit

$$\mathbf{a}_{\text{sw},j} = (a_{\text{sw}_1}, \dots, a_{\text{sw}_i}, \dots, a_{\text{sw}_c})^T, \text{ mit } i \in \{1, \dots, n\} \quad (4.6)$$

zusammengefasst, wobei c die Gesamtzahl kippender Aktoren im betrachteten Vorschubschritt darstellt. Der Eintrag a_{sw_i} entspricht dabei der Nummer des kippenden Aktors innerhalb der Kette. Die einzelnen binären Aktoren können keine gezielte Zwischenposition annehmen, und ihr Kippverlauf kann nicht aktiv beeinflusst werden. Daher muss für jede Transition $\mathbf{K}_j \rightarrow \mathbf{K}_{j+1}$ eine Schaltsequenz $\mathbf{t}_{\text{sw},j}$ bestimmt werden, die jedem Actor i aus $\mathbf{a}_{\text{sw},j}$ einen Schaltzeitpunkt $t_{\text{sw},j,i}$ zuweist.

Eine intuitive Möglichkeit zur Bestimmung der Schaltzeitpunkte ist die Verwendung fester Kippsequenzen, z. B. gleichzeitiges Schalten aller Aktoren an festen Zeitpunkten innerhalb der Vorschubphase, Schalten der Aktoren in Gruppen oder gleichmäßige Verteilung der Schaltzeitpunkte über das Vorschubintervall. In [TPKO15] wird ausführlich dargelegt, dass sich durch eine geschickte Wahl der Schaltsequenz der auftretende Pfadfolgefehler reduziert. Insbesondere gleichzeitiges Schalten mehrere Aktoren kann die Abweichungen deutlich reduzieren. Die Bestimmung dieser Schaltsequenzen ist aber nicht trivial und abhängig von der zu folgenden Referenz. Daher wird im Folgenden insbesondere die Optimierung von Schaltzeitpunkten ausführlich erörtert.

4.2 Bestimmung optimaler Schaltsequenzen für „Follow-the-Leader“-Bewegung

Mittels „Follow-the-Leader“-Technik lassen sich nötige Gelenkwinkelstellungen auch für hyperredundante Mechanismen mit einer Vielzahl an einzelnen Aktoren effektiv herleiten. Die Bestimmung von Schaltsequenzen, also die Beantwortung der Frage „Wann muss welcher Aktor schalten, um möglichst nah an der gegebenen Referenz zu bleiben?“, ist für binär schaltende Aktoren herausfordernd.

Daher werden in diesem Abschnitt für die Pfadverfolgung optimale Schaltsequenzen mittels eines modellbasierten Optimierungsansatzes vorgestellt. Die dargestellten Konzepte und Gedanken wurden insbesondere in [TPKO17] publiziert und basieren auf den Arbeiten aus [TPKO15; Poh14]. Die Optimierung der Schaltsequenzen muss individuell für jeden Schritt j erfolgen. Daher wird im Folgenden, ohne Beschränkung der Allgemeingültigkeit, immer die Transition von \mathbf{K}_j zu \mathbf{K}_{j+1} betrachtet. Entsprechend wird aus Gründen der besseren Lesbarkeit der Index j nicht aufgeführt.

4.2.1 Mathematische Formulierung des Optimierungsproblems

Basierend auf dem Vektor der kippenden Aktoren \mathbf{a}_{sw} können optimale Schaltzeitpunkte $t_{\text{sw}}^{\text{opt}}$ über

$$t_{\text{sw}}^{\text{opt}} = \arg \min_{t_{\text{sw}}} f(\mathbf{a}_{\text{sw}}, t_{\text{sw}}) \quad (4.7)$$

hinsichtlich einer Kostenfunktion f bestimmt werden. Die Kostenfunktion f beschreibt dabei bspw. in Anlehnung an die Verfahren aus Abschnitt 3.2.1 die Abweichung zwischen Manipulator und Referenzpfad als eine Funktion von \mathbf{a}_{sw} und t_{sw} . Verschiedene Ansätze zur Definition von f werden im folgenden Abschnitt näher erläutert.

Kostenfunktion

Die Kostenfunktion f muss die Güte, die eine Schaltsequenz erreicht, bewerten. Bei einer Pfadverfolgung steht generell die Abweichung zu einem Referenzpfad, wie er bspw. über den Konturfehler für die Maßsynthese in Abschnitt 3.2 definiert wurde, im Fokus. Im Rahmen der FTL-Bewegung muss die Lage aller einzelnen Aktoren des Manipulators jedoch über den kompletten Vorschubschritt ausgewertet werden. Hierzu kann die Dauer des Vorschubschritts Δt in einzelne Zeitpunkte $t_m \in [0, \Delta t]$ diskretisiert werden, an denen der Konturfehler c_{e_i, t_m} für jeden Aktor i bestimmt wird. Für jeden Zeitpunkt t_m muss dabei der aktuelle Gelenkwinkelvektor $\mathbf{q}(t_m)$ betrachtet werden, der neben den binären Gelenkwinkeln auch den zeitlichen Verlauf von Schaltvorgängen abbildet. $\mathbf{q}(t_m)$ ergibt sich daher aus der Startkonfiguration \mathbf{K} , der betrachteten Schaltsequenz aus \mathbf{a}_{sw} und t_{sw} sowie dem dynamischen Modell des Manipulators, vgl. Abschnitt 2.3.

In Abhängigkeit von den geforderten Pfadverfolgungseigenschaften können verschiedene Varianten von f für einen Manipulator mit n Aktoren definiert werden. Relevant sind insbesondere die 2-Norm der Abweichungen

$$f_{\text{QFS}} = \left\| (w_1 \varepsilon_{1,\text{QFS}}, w_2 \varepsilon_{2,\text{QFS}}, \dots, w_n \varepsilon_{n,\text{QFS}})^T \right\|_2 \quad (4.8)$$

sowie der maximale Fehler

$$f_{\text{max}} = \max\{(w_1 \varepsilon_{1,\text{max}}, w_2 \varepsilon_{2,\text{max}}, \dots, w_n \varepsilon_{n,\text{max}})^T\} \quad (4.9)$$

über den gesamten Vorschubschritt, wobei

$$\varepsilon_{i,\text{QFS}} = \sqrt{\frac{1}{k_{\text{samples}}} \sum_{t_m=0}^{\Delta t} c_{e_i,t_m}^2} \quad \forall \quad t_m \in [0, \Delta t] \quad (4.10)$$

die Wurzel der quadratischen Fehlersumme gemittelt über k_{samples} ausgewertete Zeitpunkte t_m und

$$\varepsilon_{i,\text{max}} = \max(|c_{e_i,t_m}|) \quad \forall \quad t_m \in [0, \Delta t] \quad (4.11)$$

die maximale Abweichung eines Einzelaktors i basierend auf dem positionsbasierten Konturfehler aus Gl. (3.9) bis (3.14) über dem Vorschubintervall Δt definieren. Der Faktor w_i erlaubt eine zusätzliche Gewichtung der Einzelabweichungen, vgl. Abschnitt 4.2.3.

Abbildung 4.4 zeigt exemplarisch die sich aus zwei unterschiedlichen Kippsequenzen ergebenden Abweichungen eines beliebigen Aktors einer seriellen Kette über ein Vorschubintervall von $\Delta t = 1$ s. Die Sequenz 1 zeigt einen kleinen maximalen Fehler, sodass die Kostenfunktion f_{max} dieses Szenario mit einer höheren Güte bewertet als Sequenz 2, da nur die maximalen Abweichungen der Einzelaktoren zusammengeführt werden, vgl. Tabelle 4.1. Im Gegensatz dazu beinhaltet die Funktion f_{QFS} auch Informationen über den zeitlichen Verlauf der Abweichung. In dem betrachteten Beispiel gibt f_{QFS} für die Sequenz 2 einen deutlich kleineren Wert aus als für Sequenz 1.

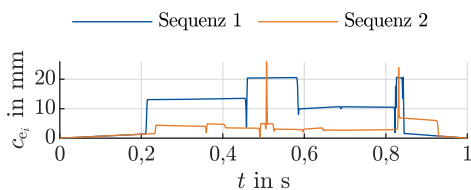


Abbildung 4.4: Beispielhafte Abweichungen eines beliebigen Aktors i für zwei unterschiedliche Kippsequenzen

Tabelle 4.1: Kenndaten zu den exemplarischen Kippsequenzen aus Abbildung 4.4

Sequenz	$\varepsilon_{i,\text{max}}$ in mm	$\varepsilon_{i,\text{QFS}}$ in mm
1	20,7	115,2
2	25,9	56,9

Generell können auch weitere Gütefunktionale in Abhängigkeit von der speziellen Aufgabe sinnvoll sein. Beispielsweise kann es Situationen geben, in denen eine dauerhafte Abweichung als

weniger schädlich eingeschätzt werden kann als eine plötzliche Veränderung der Manipulatorkonfiguration. In diesem Fall kann auch die Auswertung der Streuung der Abweichungen zielführend sein. Die Wahl der Kostenfunktion ist daher applikationsabhängig, und die Eignung der vorgestellten Kostenfunktionen wird in Abschnitt 4.2.3 für verschiedene Beispielapplikationen genauer analysiert.

Nebenbedingungen

Um die Übertragbarkeit auf ein reales System zu gewährleisten, müssen physikalische Randbedingungen in die Optimierung integriert werden. Die erste Nebenbedingung berücksichtigt, dass die vollständige Kippbewegung eines Aktors während des gegebenen Vorschubintervalls erfolgen muss, damit die Aktorkette eine kontinuierliche Vorschubbewegung durchführen kann und keine Wartezeiten am Ende eines Vorschubschrittes entstehen. Unter der Annahme einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit \dot{q}_v folgt $\Delta t = \Delta s / \dot{q}_v$. Für eine durchgängige Vorschubbewegung muss demnach gewährleistet sein, dass im Zeitraum Δt alle Kippvorgänge beendet sind. In Anbetracht einer nötigen Kippdauer Δt_{kipp_i} , die ein beliebiger Aktor i benötigt, um unter Berücksichtigung dynamischer Einflüsse seinen Zustand zu ändern, folgt für die Schaltzeitpunkte

$$t_{\text{sw}_i} \in [0, \Delta t - \Delta t_{\text{kipp}_i}]. \quad (4.12)$$

Konfigurationsabhängig ergibt sich Δt_{kipp_i} aus dem Dynamikmodell nach Abschnitt 2.3. Ein Anwendungsbeispiel ist hierfür in Kapitel 5 zu finden.

Als weitere Nebenbedingung müssen Einschränkungen durch das Steuerungssystem des Manipulators Berücksichtigung finden. Hierunter fallen bspw. eine maximale Anzahl gleichzeitig schaltender Aktoren sowie ein minimaler zeitlicher Abstand zwischen zwei Kippsignalen.

4.2.2 Optimierungsstrategie

Nach der mathematischen Formulierung des Optimierungsproblems erfolgt an dieser Stelle die Festlegung der Optimierungsstrategie. Diese beinhaltet die Wahl der Optimierungsmethode sowie die relevanten Implementierungsdetails, um das Optimierungsproblem adäquat zu formulieren.

Problemspezifische Repräsentation des Parametervektors

Wie in [TPKO15] dargestellt, erreichen Sequenzen, in denen eine Gruppe von Aktoren gleichzeitig schaltet, grundsätzlich bessere Ergebnisse als einzelne, individuelle Schaltzeitpunkte für jeden zu schaltenden Aktor. Gemäß Gl. (4.7) sind die zu optimierenden Parameter die einzelnen Elemente des Schaltzeitpunktektors \mathbf{t}_{sw} , die zusammen mit \mathbf{a}_{sw} die Schaltsequenz bilden. Da \mathbf{a}_{sw} durch die Start- und Endkonfiguration auf dem Referenzpfad festgelegt ist, erfolgt die Optimierung der

Schaltsequenz lediglich über die Variation von t_{sw} . Typischerweise werden in einer Optimierung jedoch die einzelnen Elemente des Parametervektors individuell variiert, um die Kosten zu minimieren. Dass sich dadurch exakt gleiche Schaltzeitpunkte für mehrere Aktoren ergeben, ist jedoch bei Annahme eines reellen Parameterraums sehr unwahrscheinlich. Um diese Anforderung trotzdem innerhalb der Optimierung zu adressieren, ohne das Problem auf diskrete Schaltzeitpunkte zu beschränken, wird eine problemspezifische Repräsentation des Optimierungsproblems erarbeitet.

Grundidee ist, dass nicht die einzelnen Schaltzeitpunkte optimiert werden, sondern die komplette Schaltsequenz, bestehend aus zwei Teilelementen: Einem Vektor \mathbf{t} , der die spezifischen Schaltzeitpunkte der Sequenz beinhaltet, und zusätzlich einem Hilfsvektor \mathbf{s} . Dieser beinhaltet für jeden kippenden Aktor a_{sw_i} einen Eintrag s_i , dessen Wert auf den entsprechenden Eintrag t_i aus \mathbf{t} zeigt und damit festlegt, zu welcher der in \mathbf{t} hinterlegten Zeiten der zu kippende Aktor i schalten soll. Beispielsweise wird dem Aktor a_{sw_5} über die Hilfsvariable $s_5 = 3$ das dritte Element aus \mathbf{t} als korrespondierender Schaltzeitpunkt zugewiesen. Das bedeutet, dass die Variation der Schaltsequenz einerseits über die Veränderung der Schaltzeitpunkte in \mathbf{t} und andererseits über die Zuordnung mittels der Hilfsvariablen in \mathbf{s} erfolgen kann. Der dargestellte Grundgedanke formt einen zweiteiligen Parametervektor \mathbf{I} gemäß

$$\mathbf{I} = [\mathbf{s}^T, \mathbf{t}^T]^T = [s_1, s_2, \dots, s_c, t_1, t_2, \dots, t_c]^T \quad (4.13)$$

$$\text{mit} \quad s_i \in \{1, \dots, c\} \quad (4.14)$$

$$\text{und} \quad t_i \in [0, \Delta t - \Delta t_{\text{kip},i}], \quad (4.15)$$

wobei c weiterhin die Anzahl schaltender Aktoren in \mathbf{a}_{sw} darstellt. Anzumerken ist, dass $\dim(\mathbf{s}) = \dim(\mathbf{t}) = c \times 1$ gewählt wird, sodass bei Bedarf für jeden kippenden Aktor ein individueller Schaltzeitpunkt vorgegeben werden kann. Das bedeutet gleichermaßen, dass bei gleichzeitigem Schalten mehrerer Aktoren Einträge in \mathbf{t}_i existieren, die keinem Aktor zugewiesen sind.

Die Tabelle 4.2(a) zeigt mögliche Parametervektoren für einen beliebigen Vorschubschritt einer arbiträren Aktorkette mit $c = 5$ schaltenden Aktoren für $\Delta t = 1$ s und $\max(\Delta t_{\text{kip},i}) = 0,09$ s. Der Wert j von s_i zeigt an, welcher Schaltzeitpunkt t_j für den i -ten Eintrag im Vektor der kippenden Aktoren \mathbf{a}_{sw} zu verwenden ist. Anhand von \mathbf{I}_2 ist exemplarisch zu erkennen, dass dem ersten schaltenden Aktor a_{sw_1} über die Hilfsvariable $s_1 = 2$ der Schaltzeitpunkt $t_2 = 0,13$ s zuzuordnen ist. Wenn mehreren Aktoren die gleichen Schaltzeitpunkte zugewiesen wurden (bspw. schalten in \mathbf{I}_1 die ersten beiden Aktoren in \mathbf{a}_{sw} bei $t_1 = 0,11$ s), gibt es Einträge in \mathbf{t} , die sich nicht in der Schaltsequenz wiederfinden und deren Variation keinen Einfluss auf die Güte der Schaltsequenz hat. Dieses betrifft bspw. die in grau dargestellten Einträge von t_5 in \mathbf{I}_1 oder t_3 und t_5 in \mathbf{I}_2 .

Die Umrechnung von \mathbf{I} zu \mathbf{t}_{sw} erfolgt demnach über den Zusammenhang

$$\mathbf{s} = (s_1, s_2, \dots, s_c), \quad (4.16)$$

$$\mathbf{t} = (t_1, t_2, \dots, t_c), \quad (4.17)$$

Tabelle 4.2: Beispielhaftes Set aus potentiellen Parametervektoren I_i ((a)) und resultierenden Schaltzeitpunktvektor t_{sw_i} ((b)), wobei für die Schaltsequenz irrelevante Einträge in t grau markiert sind.

(a) Parametervektoren mit t_i in s											(b) Schaltsequenz t_{sw_i} in s					
	s_1	s_2	s_3	s_4	s_5	t_1	t_2	t_3	t_4	t_5		a_{sw_1}	a_{sw_2}	a_{sw_3}	a_{sw_4}	a_{sw_5}
I_1	1	1	3	2	4	0,11	0,87	0,65	0,03	0,45	I_1	0,11	0,11	0,65	0,87	0,03
I_2	2	1	1	1	4	0,22	0,13	0,39	0,91	0,73	I_2	0,13	0,22	0,22	0,22	0,91
I_3	1	2	2	5	4	0,49	0,56	0,18	0,04	0,87	I_3	0,49	0,56	0,56	0,87	0,04
I_4	1	3	3	5	5	0,61	0,44	0,68	0,88	0,45	I_4	0,61	0,68	0,68	0,45	0,45

$$t_{sw} = (t_{sw_1}, t_{sw_2}, \dots, t_{sw_c}) \quad (4.18)$$

mit
$$t_{sw_i} = t_{s_i}, \quad i \in \{1, 2, \dots, c\}. \quad (4.19)$$

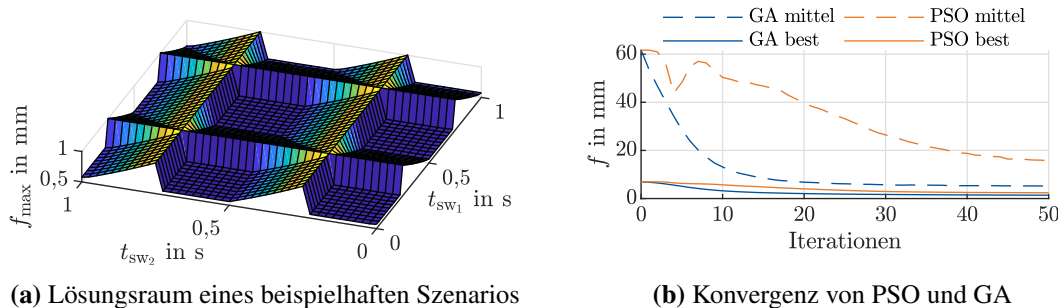
wobei t_{s_i} den s_i -ten Eintrag in t bezeichnet. Für die in Tabelle 4.2(a) gezeigten Lösungskandidaten ergibt die Umrechnungsvorschrift die in Tabelle 4.2(b) dargestellten Schaltsequenzen. Wie gefordert, wird über das dargestellte Verfahren die Optimierung ganzer Kippsequenzen unter Berücksichtigung gleichzeitiger Kippvorgänge einzelner Aktoren gewährleistet. Insbesondere ermöglicht diese Darstellungsweise auch eine effiziente Überprüfung der Nebenbedingungen, indem bspw. die Anzahl gleichzeitig schaltender Aktoren durch einfache Auswertung von s oder die Gewährleistung eines minimalen zeitlichen Abstandes zwischen zwei Kippvorgängen mittels Überprüfung von t geschehen kann.

Auswahl der Optimierungsmethode

Die optimale Lösung für t_{sw} gemäß Gl. (4.7) ergibt sich aus einer nicht konvexen Kostenfunktion mit mehreren lokalen Minima. Abbildung 4.5(a) zeigt einen exemplarischen Lösungsraum für ein Problem mit nur zwei kippenden Aktoren und daher zwei individuellen Schaltzeitpunkten t_{sw_1} und t_{sw_2} . Auch wenn die dargestellte Kostenkarte kein explizites globales Minimum aufweist, unterstreicht es doch die Vielschichtigkeit des Problems, das mit einer steigenden Anzahl variabler Schaltzeitpunkte und den gegebenen Nebenbedingungen zusätzlich an Komplexität gewinnt. Daher sind gradientenbasierte Optimierungsverfahren nicht anwendbar, sodass sich heuristische Optimierer, wie Partikel-Schwarm-Optimierung (PSO) [EK95] oder der Genetische Algorithmus (GA) [ES03], anbieten. Die PSO ist ein stochastisches populationsbasiertes Verfahren zur Lösung von unbeschränkten oder box-bounded-beschränkten Optimierungsproblemen, bei denen minimale und maximale Werte der einzelnen Parameter vorgegeben werden können. Dabei wird ein aus Partikeln bestehender Schwarm erzeugt, der sich im Suchraum der Problemstellung bewegt. Das Hauptunterscheidungsmerkmal gegenüber anderen Optimierungsalgorithmen ist dabei, dass die Partikel untereinander kommunizieren und zusätzlich Wissen über die eigene beste Lösung und die global beste Lösung besitzen. Anhand einer Gewichtung der global und lokal besten Lösung werden

Suchrichtung und Geschwindigkeiten der individuellen Partikel variiert. Der GA ist hingegen ein Verfahren, das sich an der Veränderung des genetischen Materials, d. h. der Optimierungsparameter, in der Evolution orientiert. Während der Optimierung werden zwischen den einzelnen Iterationen (auch Generationen genannt) die Parametervektoren (Individuen) durch Mutation und Rekombination verändert. Dabei werden neue Parametervektoren aus dem Genpool der Elterngeneration erstellt (Rekombination) bzw. zufällig variiert (Mutation). Diese Methoden lassen sich gut an spezielle Randbedingungen des Optimierungsproblems anpassen, sodass ein GA lineare und nicht-lineare Randbedingungen nativ unterstützt.

Beide Verfahren wurden mit der problemspezifischen Repräsentation des Parametervektors aus Gl. (4.13) genutzt, um das Optimierungsproblem gemäß Gl. (4.7) zu lösen. Wie in Abbildung 4.5(b) zu sehen, zeigt der GA in diesem speziellen Fall eine deutlich bessere Konvergenz. Dieses hängt insbesondere mit dem unterschiedlichen Umgang mit den Nebenbedingungen – wie dem minimalen Abstand zwischen zwei Schaltzeitpunkten oder der maximalen Anzahl gleichzeitig schaltender Aktoren – zusammen. Während im PSO eine ungültige Lösung nur über eine allgemein schlechte Güte darstellbar ist, kann der GA auch analysieren, welche der Nebenbedingungen in welchem Maße die Gültigkeit einschränkt, und so gezielt reagieren. Außerdem müssen in der PSO die Einträge der Hilfsvariable s gerundet werden, was zusätzlich die Konvergenz beeinträchtigt. Daher wird im Folgenden der GA an die Problemstellung adaptiert und für die weiteren Optimierungen verwendet.



(a) Lösungsraum eines beispielhaften Szenarios

(b) Konvergenz von PSO und GA

Abbildung 4.5: Kostenlandschaft der nicht linearen Kostenfunktion maximaler Abweichungen eines beispielhaften Szenarios mit zwei unabhängigen Schaltzeitpunkten (a) und exemplarische Ergebnisse für eine Schaltzeitpunktoptimierung mittels PSO und GA bei einer Populationsgröße von 50 Individuen (b)

Problemspezifische Adaption der Parametervariation

Die Variation der einzelnen Individuen zwischen den Iterationen (bzw. Generationen) der Optimierung ist nötig, um für eine gute Konvergenz bei gleichzeitig ausreichend hoher Exploration innerhalb des Parameterraums zu sorgen. In einem GA werden die vorhandenen Individuen einer Generation durch Mutation und Rekombination angepasst [ES03]. Während Mutation in der Regel

stochastische Änderungen am Parametersatz ermöglicht, beschreibt Rekombination die Generierung neuer Parametersätze aus Individuen der vorherigen Generation. Die durch die Variation der Parameter entstehenden Individuen der neuen Generation müssen dennoch die gegebenen Einschränkungen erfüllen. Durch die Aufteilung des Parametervektors I in die zwei Teilbereiche s und t , die jeweils eigene Anforderungen bzgl. der Gültigkeit stellen, müssen diese zwar individuell adaptiert werden, doch bieten sich für jeden der Teilbereiche gängige Methoden aus der Literatur, vgl. bspw. [ES03], an.

Zur Rekombination zwischen zwei Individuen wird das *two point crossover*-Verfahren (dt. Zwei-Punkt-Rekombination) nach [ES03] gewählt, wobei lediglich eine Anwendung auf die Teilgruppe s erfolgt, da eine Variation von s_i die Zuordnung zwischen Aktoren und Schaltzeitpunkten verändert. Wie in Abbildung 4.6(a) dargestellt, wird durch das Verfahren ein zufällig langer Abschnitt zwischen zwei Individuen getauscht, ohne dabei die Gültigkeit der einzelnen Parametersätze zu beeinträchtigen.

Während Rekombination zu keinerlei neuen Werten führt, sondern die vorhandenen Parametersätze lediglich umstrukturiert, wird zusätzlich Mutation auf die Lösungsmenge angewendet. Aus t werden zunächst alle Schaltzeitpunkte extrahiert, die durch s in der tatsächlichen Schaltsequenz auftreten. Es erfolgt anschließend eine zufällige Auswahl eines Schaltzeitpunktes t_i aus dieser Untermenge. Dieser wird variiert, indem eine Zufallszahl aus einer Standardnormalverteilung auf den vorhandenen Schaltzeitpunkt addiert wird (*Creep Mutation*, dt. Kriechmutation). Falls nötig, wird der Wert auf das in Gl. (4.15) festgelegte Intervall begrenzt. Innerhalb der Teilmenge s des gleichen Individuums werden zusätzlich zwei zufällig gewählte Einträge getauscht (*Swap Mutation*, dt. Tauschmutation), sodass trotz Variation die Bedingung aus Gl. (4.14) erfüllt bleibt. Die Veränderung einzelner Individuen durch Mutation beider Untermengen ist beispielhaft in Abbildung 4.6(b) zusehen.

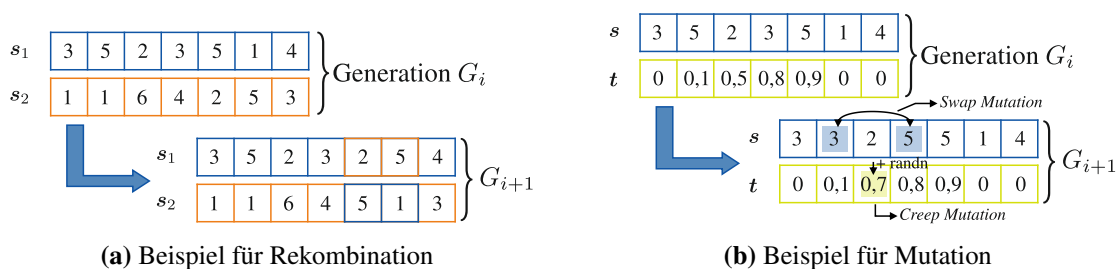


Abbildung 4.6: Schematische Darstellung der gewählten Variationsverfahren für Rekombination zwischen zwei Individuen (a) und Mutation innerhalb eines Individuums (b) bei der Optimierung von Schaltsequenzen mittels GA

4.2.3 Simulationsergebnisse

Die vorgestellten Grundideen und Konzepte werden im Folgenden anhand unterschiedlicher Kriterien simulativ evaluiert. Dafür werden verschiedene Beispielapplikationen sowie zugehörige

Kostenfunktionen gemäß Gl. (4.8) und Gl. (4.9) definiert. Im Anschluss erfolgt die Gegenüberstellung von Beispielapplikationen und Varianten der Kostenfunktion, um Rückschlüsse auf die Anwendbarkeit und erreichbare Genauigkeit zu ziehen.

Definition von Beispielapplikationen

Der FTL-Ansatz zeichnet sich durch sein sequenzielles Voranschreiten des Manipulators aus, wobei verschiedene Applikationen auch unterschiedliche Anforderungen an die Pfadverfolgung stellen. Der dargelegte Ansatz erlaubt insbesondere hinsichtlich der Kostenfunktion die Berücksichtigung verschiedener aufgabenspezifischer Randbedingungen. Beispielhaft können die in Abbildung 4.7 dargestellten Anwendungen betrachtet werden:

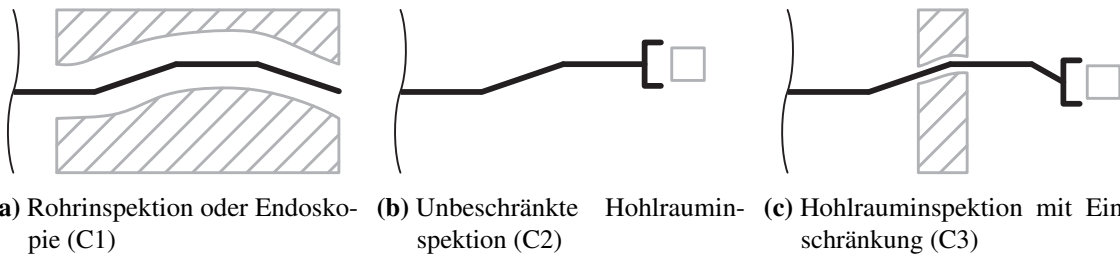


Abbildung 4.7: Schematische Darstellung gewählter Beispielapplikationen nach [TPKO17] (©2017, IEEE)

C1) *Rohrinspektion / Endoskopie:* Der Manipulator wird in einem röhrenförmigen Untersuchungsgebiet eingesetzt. Es ist unerlässlich, dass sich der Manipulator so nah wie möglich am Referenzpfad entlang bewegt, um Kontakt mit der Umgebung zu verhindern. In diesem Szenario muss die Abweichung aller Aktoren der seriellen Kette über das gesamte Vorschubintervall in der Kostenfunktion berücksichtigt werden. Es gilt daher für die Wichtigkeitsfaktoren w_i der Fehlerfunktion:

$$C1 : w_i = 1 \quad \forall \quad i = \{1, \dots, n\} \wedge i \in \mathbb{N}.$$

C2) *Hohlrauminspektion:* Auch die reine Bewegungsplanung für den Endeffektor des Manipulators innerhalb einer uneingeschränkten Umgebung kann mittels FTL-Techniken erfolgen. Das Anwendungsgebiet umfasst bspw. die Positionierung eines chirurgischen Instrumentes oder einer Kamera zur Inspektion. Für solche Anwendungsfälle wird lediglich die Abweichung des Endeffektors während der Fortbewegung betrachtet, um so eine möglichst stabil gehaltene Endeffektorposition zu erreichen. Für die Kostenfunktion ergibt sich in diesem Fall:

$$C2 : w_i = 0 \quad \forall \quad i = \{1, \dots, n-1\} \wedge i \in \mathbb{N} \quad \wedge \quad w_n = 1.$$

C3) *Hohlrauminspektion mit zusätzlicher räumlicher Einschränkung*: Wenn der Roboter bspw. in einen Hohlraum navigiert, muss er vielfach eine enge Öffnung mit einem definierten Durchmesser passieren. In diesem Fall muss die aus Beispielapplikation C2 bekannte Minimierung der Endeffektorabweichung zusätzlich einen maximal zulässigen Fehler e_{\max} in der Nähe der Einschränkung garantieren. Die Nummer der Aktoren, die sich aktuell in der Einschränkung befinden, wird durch k repräsentiert und ändert sich in Abhängigkeit vom Vorschubschritt.

$$\begin{aligned} \text{C3: } w_i = 0 \quad \forall \quad i = \{1, \dots, n-1\} \wedge i \in \mathbb{N} \quad \wedge \quad w_n = 1, \\ \text{u. d. Nb. } \varepsilon_{k,\max} \leq e_{\max}. \end{aligned}$$

Simulationseinstellungen

Die Eignung der beiden in Gl. (4.8) und Gl. (4.9) vorgestellten Kostenfunktionen wird anhand eines beispielhaften Manipulators für die einzelnen Applikationsszenarien gegeneinander verglichen. Dabei werden auch die für eine Kostenfunktion optimalen Schaltstrategien zusätzlich mithilfe des jeweils anderen Kriteriums ausgewertet, um Informationen über die Korrelation der Ergebnisse zu erhalten. Da es sich um ein heuristisches Optimierungsverfahren handelt, wird jede Optimierung 50-mal mit identischen Einstellungen ausgeführt, sodass zusätzlich die Robustheit der Optimierung überprüft werden kann.

Für die Evaluation wird eine Aktorkette mit $n = 50$ bistabilen Kippaktoren mit einem Verdrehwinkel von $\zeta = 90^\circ$ betrachtet. Die gewählten kinematischen Parameter werden zu $h = 16$ mm und $q_{\max} = -q_{\min} = 6^\circ$ festgelegt. Es ergibt sich eine Gesamtlänge von 800 mm, und entsprechend den Ergebnissen aus Kapitel 3 erlaubt dieser Aufbau einen minimalen Krümmungsradius $r_K = 216$ mm. Aus Gründen der besseren Generalisier- und Vergleichbarkeit wird das vollständige dynamische Modell an dieser Stelle zunächst vernachlässigt und jedes Umschalten eines Aktors durch einen festen Kippwinkelverlauf mit

$$q_i(t) = 12^\circ e^{-((t-0,01)/0,002)^2} - 6^\circ \text{ mit } t \in [0,10 \text{ ms}] , \quad (4.20)$$

vgl. Abbildung 4.8(a), ersetzt. Um Einschränkungen, bspw. aus der Leistungselektronik, Rechnung zu tragen, werden maximal acht gleichzeitig schaltende Aktoren erlaubt. Zwischen zwei Kippbefehlen müssen min. 10 ms verstreichen.

Als Referenzpfad dient die durch die einzelnen Aktoren definierte Rückgratkurve des Manipulators in seiner finalen Konfiguration \mathbf{K}_{25} , dargestellt in Abbildung 4.8(b). Dadurch kann sichergestellt werden, dass der Manipulator die Referenz genau erreichen kann, sodass der Fokus in der Evaluation auf der Abweichung über dem Vorschubintervall liegt. Es wurde eine quasi-planare Konfiguration gewählt, da dadurch bei einem räumlichen Manipulator möglichst viele Kippvorgänge innerhalb eines Vorschubschritts hervorgerufen werden. Im dargestellten Fall müssen so maxi-

mal $c = 24$ Aktoren während des letzten Vorschubschrittes schalten. Durch eine angenommene Vorschubgeschwindigkeit von $\dot{q}_v = 32 \text{ mm/s}$ ergibt sich das Vorschubintervall zu $\Delta t = 1 \text{ s}$.

Bezüglich der Optimierung wurde die Populationsgröße auf $n_{\text{pop}} = 2c$ mit $n_{\text{pop}} \geq 10$ festgesetzt. Ein Abbruch der Optimierung erfolgt, wenn die Anzahl an Generationen 30 übersteigt, die Berechnungszeit länger als 5 min ist oder die Änderung der Kostenfunktion unter 10^{-6} mm fällt. Die initiale Population wird aus verschiedenen gruppenbasierten Schaltsequenzen (vgl. [TPKO15]), über dem Vorschubintervall gleichmäßig verteilten Schaltzeitpunkten und rein zufälligen Schaltsequenzen erstellt. Während der einzelnen Iterationen der Optimierung werden stets die besten zwei Individuen bedingungslos in die nächste Generation übernommen. Die restlichen Individuen der nächsten Generation werden im Anschluss über Rekombination und Mutation erzeugt. Dabei werden die Individuen der aktuellen Iteration basierend auf ihrer (skalierten) Güte mittels *Stochastic universal sampling* (dt. stochastische, universelle Stichprobennahme, vgl. [ES03]) ausgewählt, bei dem die Auswahlwahrscheinlichkeit u.a. mit der Güte zunimmt. Basierend auf den gewählten Individuen werden 80% der zu bestimmenden Individuen über Rekombination und ca. 20 % über Mutation berechnet.

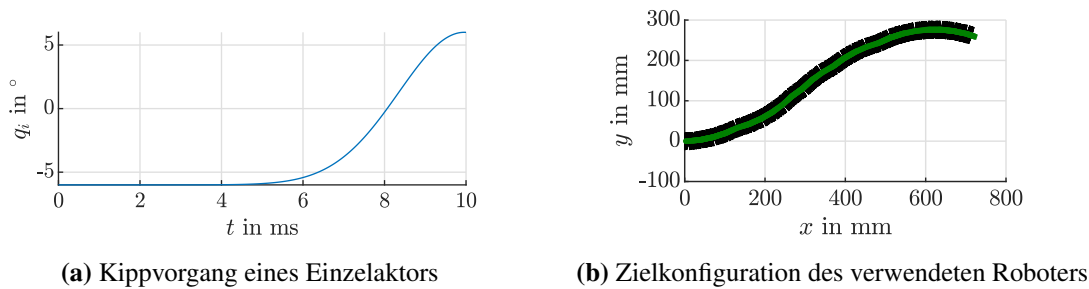


Abbildung 4.8: Zur simulativen Evaluation verwendeter Kippverlauf (a) und Zielkonfiguration (b)

Ergebnisse für Optimierung der Beispielszenarien C1 und C2 am Beispiel des letzten Vorschubschrittes

Für die Evaluation bzgl. der erreichbaren Pfadgenauigkeit wird zunächst lediglich die letzte Transition von K_{24} nach K_{25} betrachtet. Während dieses Vorschubschrittes müssen insgesamt $c = 24$ Aktoren ihren Kippzustand ändern. Damit entspricht der letzte Schritt dem komplexesten hinsichtlich des Lösungsraums. Da es sich um ein heuristisches Optimierungsverfahren handelt, wurden je Szenario und Kostenfunktion 50 Optimierungen durchgeführt. Als Darstellungsform für die Ergebnisse bietet sich daher eine Kastengrafik an. Die obere bzw. untere Kante eines jeden Kastens steht dabei für die Datenpunkte, die am nächsten am 25. bzw. 75. Perzentil liegen. Sie bilden den Interquartilbereich, worin die vertikale Linie den Median des Datensets markiert. Die Antennen visualisieren den $\pm 2,7$ -fachen Bereich der Standardabweichung unter Annahme einer Normalverteilung. Ausreißer, deren Abstand zu den Kanten das 1,5-fache des Interquartilbereichs übersteigt, sind als Punkte visualisiert.

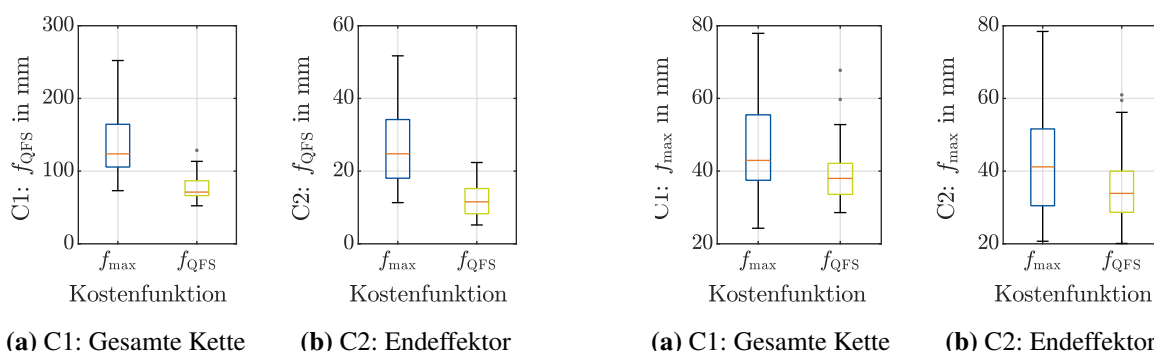


Abbildung 4.9: Verbleibender, mittels f_{QFS} berechneter Fehler der Pfadfolgegüte für optimierte Schaltsequenzen (Gütefunktion: f_{max} bzw. f_{QFS}) unter Berücksichtigung der gesamten Aktorkette (a) bzw. nur des Endeffektors (b)

Abbildung 4.10: Verbleibender, mittels f_{max} berechneter maximaler Fehler für optimierte Schaltsequenzen (Gütefunktion: f_{max} bzw. f_{QFS}) unter Berücksichtigung der gesamten Aktorkette (a) bzw. nur des Endeffektors (b)

Die verbleibenden Restfehler für die beiden Beispielszenarien C1 und C2 sind in Abbildung 4.9 und Abbildung 4.10 zu sehen. In Abbildung 4.9 ist dabei der verbleibende, mittels f_{QFS} bestimmte Restfehler für Kippsequenzen, die auf f_{QFS} bzw. f_{max} optimiert wurden, dargestellt. Die Ergebnisse der Auswertung bezüglich des maximal verbleibenden Fehlers f_{max} sind in Abbildung 4.10 zu finden, wo wiederum zwischen den auf die Szenarien C1 (gesamten Kette) und C2 (Endeffektor) optimierten Schaltsequenzen unterschieden wird. Die in Abbildung 4.9 dargestellte Auswertung für die Betrachtung der Wurzel der Fehlerquadrate zeigt, dass die Schaltsequenzen, die auf f_{QFS} optimiert wurden, bezüglich dieses Kriteriums auch die besten Ergebnisse liefern. Dieses gilt insbesondere hinsichtlich des Medians, der Streuung und der im besten Falle erreichbaren Abweichungen. Nur wenige Schaltsequenzen, die auf f_{max} optimiert wurden, können eine mit dem Median der f_{QFS} -optimierten Sequenzen vergleichbare Genauigkeiten erzielen. Es sei angemerkt, dass das dargestellte Fehlermaß zwar gem. Gl. (4.8) in mm angegeben wird, aber nicht intuitiv eine konkrete Abweichung darstellt. Dieses ist anders bei der Betrachtung von f_{max} , wo die y -Achse direkt der maximalen Abweichung der Kette bzw. des Endeffektors entspricht, da gemäß Gl. (4.11) und Gl. (4.9) nur der maximal auftretende Fehler über das Vorschubintervall ausgewertet wird. In Abbildung 4.10(a) ist der erreichbare Maximalfehler für die beiden Kostenfunktionen unter Berücksichtigung der gesamten Kette dargestellt. Wider Erwarten zeigt die Auswertung keine Überlegenheit der Optimierungsergebnisse bezüglich f_{max} . Zwar wird mit dieser Kostenfunktion mit 24,3 mm die geringste maximale Abweichung erzielt, der Unterschied zum Bestwert von 38,6 mm bei Optimierung auf f_{QFS} ist jedoch gering. Hinsichtlich des Medians (42,9 mm zu 37,9 mm) und insbesondere in Bezug auf die Streuung der Ergebnisse schneiden die mit f_{QFS} generierten Ergebnisse sogar besser ab. Der maximal auftretende Fehler beläuft sich auf 98,7 mm und entspricht damit 12,3 % der Manipulatorgesamtlänge. Auch für die reine Betrachtung des Endeffektorfehlers in Abbildung 4.10(b) können die gleichen Tendenzen beobachtet werden, wobei

die minimalen Maximalfehler mit 20,7 mm für f_{\max} und 20,1 mm für f_{QFS} nochmals geringer sind.

Unter Berücksichtigung der eingeschränkten Positioniergenauigkeit des Systems (vgl. Abschnitt 3.1) ist der Unterschied des Restfehlers bei beiden Kostenfunktionen gerechtfertigt. Die Evaluation zeigt daher, dass eine Optimierung der Pfadverfolgungsgüte erreicht wird und dass dieses mit vertretbarem Restfehler mit beiden betrachteten Kostenfunktionen geschehen kann. Dennoch kann bei einer Optimierung auf f_{QFS} insgesamt durch die Hinzunahme des Fehlerverlaufes über der Zeit eine bessere Konvergenz und damit insgesamt eine bessere Pfadverfolgungsgüte erzielt werden.

Ergebnisse für Optimierung der Beispielszenarien C1 und C2 für alle Vorschubschritte

In Ergänzung zur reinen Betrachtung des letzten Vorschubschrittes sind in den Abbildungen 4.11 und 4.12 die Abweichungen für jeden der einzelnen Vorschubschritte aufgeschlüsselt. Da die vorherigen Ergebnisse gezeigt haben, dass f_{QFS} eine bessere Konvergenz bietet, sind hier nur diese Ergebnisse exemplarisch dargestellt. Die vollständigen Daten sind im Anhang B.1 zu finden. Es zeigt sich grundsätzlich, dass, je weiter die Aktorkette vorgeschoben wird, die maximale Abweichung zum Referenzpfad sowie die Streuung zunehmen. In Abbildung 4.11 sind die Daten unter Berücksichtigung der gesamten Kette dargestellt. Innerhalb der ersten sieben Schritte kann die maximale Abweichung inkl. aller Ausreißer auf unter 20 mm beschränkt werden, was max. 2,5 % der Gesamtmanipulatorlänge entspricht. Im weiteren Verlauf kann das 75. Perzentil unter 60 mm (7,5 %) und der Median unter 40 mm (5 %) gehalten werden. Die Veränderung von f_{QFS} über die einzelnen Vorschubschritte verhält sich ähnlich zu dem Verlauf der maximalen Abweichung. Ursächlich für diese Beobachtungen, insbesondere die Zunahme der Streuung bei einer stärker ausgefahrenen Aktorkette, ist die zunehmende Beschränkung des gültigen Lösungsraums. Je mehr Aktoren sich aktiv entlang des Pfades bewegen, desto mehr Schaltvorgänge müssen während eines FTL-Schrittes durchgeführt werden. Insbesondere durch die Beschränkung der Anzahl gleichzeitig schaltender Aktoren sowie durch den geforderten zeitlichen Abstand zwischen aufeinanderfolgenden Kippsignalen ist die Konvergenz für Schaltsequenzen mit vielen Aktoren eingeschränkt. Dennoch bewegen sich die gezeigten Abweichungen in einem tolerierbaren Rahmen.

Für die Optimierung der Endeffektorabweichung (vgl. Abbildung 4.12) ergibt sich ein vergleichbares Bild. Auch hier werden in den ersten Schritten, bezogen auf beide Fehlermaße f_{\max} und f_{QFS} , sehr geringe Abweichungen mit geringer Streuung erreicht; beides steigt jedoch stetig über die Vorschubschritte. Die maximal auftretenden Ausreißer und die erreichbaren Mediane sind im Vergleich zur Betrachtung der gesamten Kette etwas geringer, die Streuung der Ergebnisse vergrößert sich jedoch. Insgesamt kann gezeigt werden, dass das vorgestellte Verfahren über alle Vorschubschritte sinnvolle Ergebnisse liefert, vgl. hierzu auch die vollständigen Daten im Anhang B.1. Aufgrund der steigenden Komplexität des Optimierungsproblems bei steigender Anzahl aktivierter Aktoren,

die entlang der Referenz geführt werden sollen, reduziert sich jedoch die erreichbare Genauigkeit deutlich.

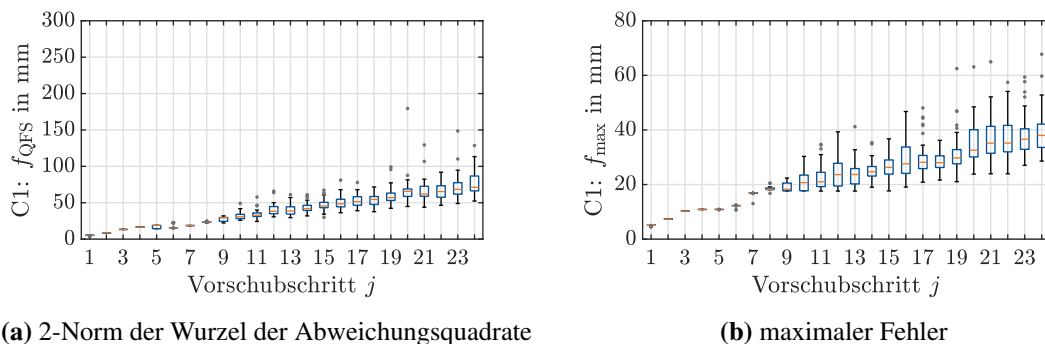


Abbildung 4.11: Verlauf erreichbarer Genauigkeiten hinsichtlich f_{QFS} (a) sowie dem maximalen Fehler f_{max} (b) über alle Vorschubschritte unter Berücksichtigung der gesamten Aktorkette bei Optimierung auf f_{QFS}

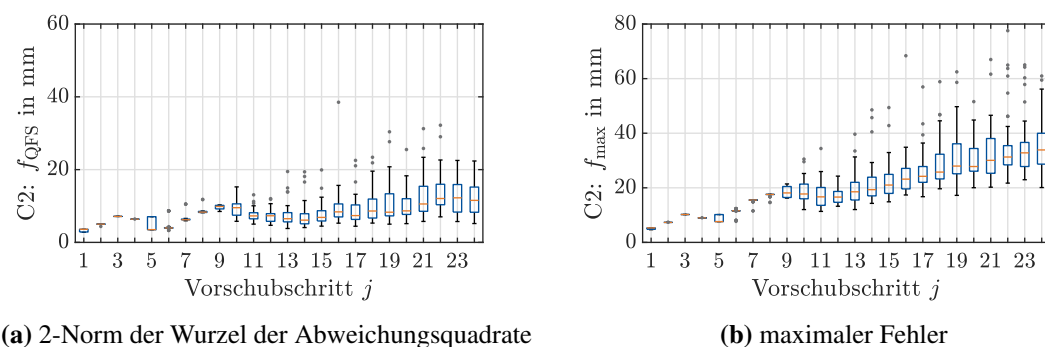
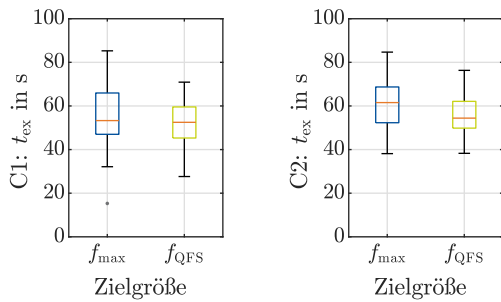


Abbildung 4.12: Verlauf erreichbarer Genauigkeiten hinsichtlich f_{QFS} (a) sowie dem maximalen Fehler f_{max} (b) über alle Vorschubschritte unter reiner Berücksichtigung des Endeffektors bei Optimierung auf f_{QFS}

Evaluation der Rechenzeit

Die Simulationen wurden auf einem Standard-Desktop-PC (Intel Core i5-3570, 8GB RAM, Windows 10) mit Matlab 2018a durchgeführt. Ergebnisse für die Berechnungszeit t_{ex} zur Bestimmung optimierter Schaltfolgen für den betrachteten Übergang von K_{24} zu K_{25} sind für die beiden Anwendungsfälle C1 und C2 in Abbildung 4.13 dargestellt. Abbildung 4.14 zeigt zusätzlich den Verlauf der Ausführungsdauer über die einzelnen Vorschubschritte am Beispiel des Szenarios C1 unter Verwendung von f_{QFS} . Da die Ausführungsdauer von verschiedensten Faktoren, wie der verwendeten Rechenhardware, parallel laufenden Prozessen, Implementierung und der gewählten Genauigkeit für die Bestimmung der Abweichungen, abhängt, sollen im Folgenden weniger die absoluten Zeiten, sondern mehr die Tendenzen betrachtet werden.



(a) C1: Gesamte Kette (b) C2: Endeffektor

Abbildung 4.13: Berechnungszeiten für die Optimierungen der gesamten Aktorkette (a) bzw. nur des Endeffektors (b) für die Gütefunktionen f_{max} bzw. f_{QFS}

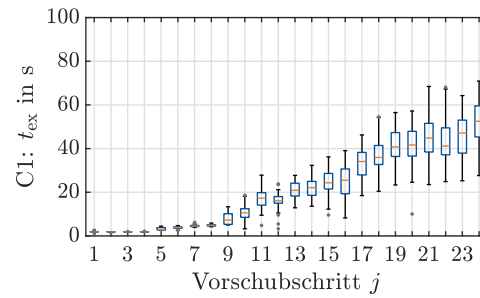


Abbildung 4.14: Übersicht über die Berechnungszeiten für alle Vorschubschritte bei Optimierung der gesamten Aktorkette bzgl. f_{QFS}

Für die Betrachtung der gesamten Kette (Szenario C1) ist im Median eine Dauer von 53 s für f_{max} und 52 s für f_{QFS} zu verzeichnen. Dieses entspricht einem vernachlässigbaren Unterschied von 1,5 %. Die Streuung der Rechenzeiten ist jedoch für f_{QFS} geringer, was erneut auf eine deutlich bessere Konvergenz hindeutet, da es keinen nennenswerten Unterschied zwischen dem Rechenaufwand beider Kostenfunktionen gibt, vgl. Abschnitt 4.2.1. Für die Aufgabe C2 ist die Ausführungszeit für f_{QFS} auf einem ähnlichen Niveau (54 s), während für f_{max} die Optimierung mit 61,5 s im Median etwas länger benötigt. Der prozentuale Unterschied beträgt hier, bezogen auf f_{QFS} , etwa 15 % und ist damit nicht mehr vernachlässigbar. Bezüglich des Verlaufes der Berechnungsdauer über die einzelnen Vorschubschritte lässt sich anhand des Beispiels in Abbildung 4.14 festhalten, dass die Ausführungszeit massiv von der Anzahl aktiver Aktoren beeinflusst wird. Zwar ist der Zusammenhang zwischen Vorschubschritt und Ausführungszeit nicht als linear anzunehmen, doch ist ein deutlicher Trend erkennbar: Über die betrachteten Schritte ist ein Steigerungsfaktor von 30 bezogen auf die Mediane im ersten und letzten Schritt zu verzeichnen. Die Ausführungszeit ist auf Grund der nicht deterministischen Optimierung datenabhängig und wird insbesondere von der Komplexität des Problems bestimmt. Zu Beginn sind nur wenige Aktoren ausgefahren, und daher müssen auch nur wenige Schaltzeitpunkte für einen Vorschubschritt optimiert werden. Mit zunehmender Anzahl an Vorschubschritten steigt die Anzahl aktiver Aktoren und damit auch die Menge der benötigten Schaltzeitpunkte innerhalb eines Vorschubschritts. Dadurch vergrößert sich die Komplexität des Problems, da insbesondere durch die eingeführten Nebenbedingungen des minimalen zeitlichen Abstands zwischen zwei Schaltzeitpunkten der Lösungsraum eingeschränkt wird. Dieses Phänomen spiegelt sich auch in der Berechnungsdauer wider. Für das gezeigte Beispiel bleibt die Rechendauer pro Vorschubschritt unterhalb von 71 s. Die Ergebnisse zeigen, dass ein geringer Rechenaufwand innerhalb der Kostenfunktion, wie er für das zweite Szenario anzunehmen ist, da nur ein Aktor ausgewertet wird, nicht gleichbedeutend mit einer geringen Ausführungszeit ist. Im Gegenteil führt die Einbeziehung weiterer Aktoren zu einer besseren Konvergenz und damit

zu besseren Ergebnissen bei geringeren Ausführungszeiten. Die Rechenzeit dominiert vielmehr die Komplexität des Optimierungsproblems, insbesondere die Anzahl schaltender Aktoren.

Ergebnisse für die Berücksichtigung regionaler Einschränkungen

Im Gegensatz zu den beiden zuvor betrachteten Szenarien, in denen zulässige Abweichungen zum Referenzpfad unbeschränkt waren, muss in der Beispielapplikation C3 der Fehler an einer regionalen Engstelle innerhalb eines gegebenen maximalen Fehlers e_{\max} bleiben. Daher wird zu Evaluationszwecken eine Begrenzung in die Mitte des Referenzpfades gelegt, sodass im letzten Vorschubschritt $\varepsilon_{25,\max}$ die Nebenbedingung für eine gültige Lösung erfüllen muss. Die Ergebnisse für verschiedene Durchmesser der Engstelle sind in Abbildung 4.15 dargestellt. Es wird keine optimale Schaltsequenz gefunden, die $\varepsilon_{25,\max} \leq e_{\max} = 10$ mm erfüllt, da die Nebenbedingung für die vom System bereitgestellte Positioniergenauigkeit zu restriktiv ist. Mit einer Vergrößerung des Durchmessers steigt auch die Anzahl gültiger Schaltsequenzen, vgl. Tabelle 4.3. Die weiteren Ergebnisse zeigen, dass sich der Endeffektorfehler grundsätzlich in ähnlichen Größenordnungen wie für den uneingeschränkten Fall bewegt, unabhängig von der verwendeten Kostenfunktion. Es scheint, als würde eine lokale Beschränkung der maximalen Abweichung die Ergebnisse für den Endeffektor teilweise positiv beeinflussen, da insbesondere eine geringere Streuung zu verzeichnen ist. Durch die deutlich geringere Stichprobengröße ist ein direkter Vergleich jedoch nur bedingt aussagekräftig. Bezüglich der Ausführungszeiten ist zu erkennen, dass die Variation der Einschränkungen nur einen geringen Einfluss auf die Rechenzeit für die Optimierung der letzten Transition hat. Für $e_{\max} = 10$ mm werden dabei die geringsten Rechenzeiten benötigt, da die Optimierung nach wenigen Iterationsschritten ohne gültige Lösung abbricht. Im Vergleich zum unbeschränkten Fall steigt die Ausführungszeit trotzdem deutlich an. Dieses liegt in der Initialisierung der Optimierung begründet. Es wird pro Individuum bis zu 50-mal versucht, eine gültige Startsequenz zu generieren, was zu einem nicht zu vernachlässigenden Berechnungsoverhead führt.

4.2.4 Fazit

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass erwartungsgemäß in allen Fällen die für den jeweiligen Anwendungsfall intuitive Berechnungsmethode eine zufriedenstellende Lösung darstellt. Im Allgemeinen führt die f_{QFS} jedoch zu Lösungen mit angemessener Abweichung und besserer Konvergenz. Daher ist die Einbeziehung aller Abweichungen, die während eines Bewegungsablaufs des Roboters auftreten, in die Kostenfunktion vielversprechender als die ausschließliche Suche nach der maximal auftretenden Abweichung, insbesondere bei Unsicherheit über die entsprechende Kostenfunktion. Zusätzliche Verengungen mit einem begrenzten Durchmesser können erfolgreich als Einschränkung behandelt werden, aber die Rechenzeit steigt dadurch deutlich.

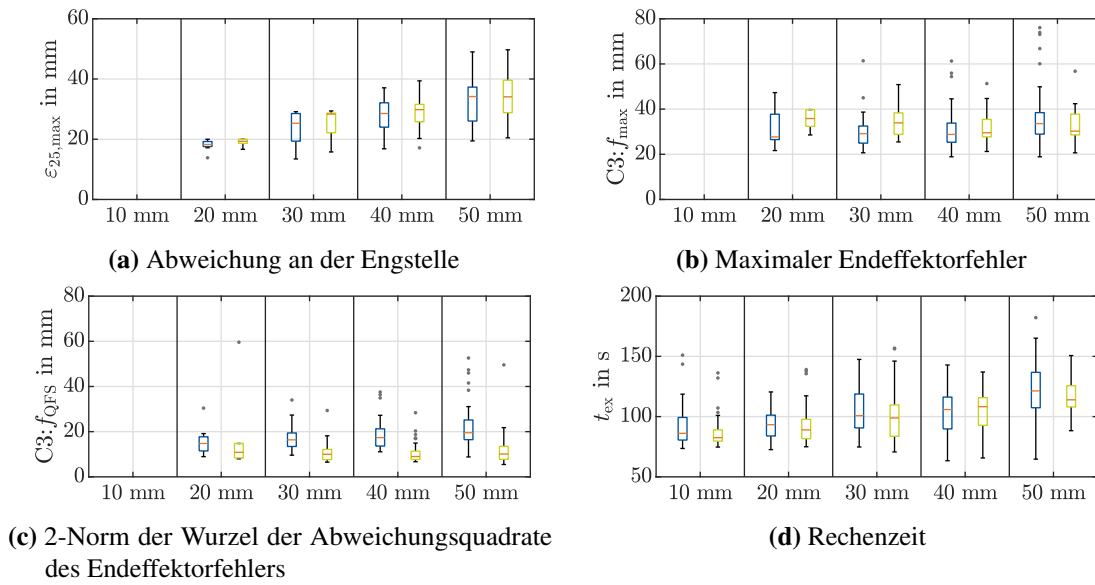


Abbildung 4.15: Auswertung für die Beispielapplikation C3 unter Annahme verschiedener erlaubter Engstellenabweichungen e_{\max} für die Kostenfunktionen f_{\max} (blau) sowie f_{QFS} (grün)

Tabelle 4.3: Anzahl gültiger Lösungen bei 50 Iterationen und Variation der erlaubten Engstellenabweichung für die Kostenfunktionen f_{\max} und f_{QFS}

$e_{\max} =$	10 mm	20 mm	30 mm	40 mm	50 mm
f_{\max}	0	9	31	49	47
f_{QFS}	0	6	21	48	48

4.3 Schritübergreifende Optimierung der „Follow-the-Leader“-Bewegung

Das in Abschnitt 4.2 dargestellte Verfahren zur Bestimmung optimaler Schaltsequenzen berücksichtigt lediglich die Start- und Endkonfiguration und benötigt keinerlei Informationen über die vorherigen Schritte des „Follow-the-Leader“-Ablaufes. Es handelt sich hierbei um eine Einzelschrittoptimierung der Kippsequenzen und wird im Folgenden mit SSO (engl. Single Step Optimization) abgekürzt. Bedingt durch den sequenziellen Aufbau der Bewegungsplanung kann davon ausgegangen werden, dass Kippvorgänge wiederholt auftreten. Daher sollen in diesem Abschnitt der Nutzen von bekannten Informationen auf die Formulierung des FTL-Problems erörtert und Methoden zu ihrer Verwendung erarbeitet werden.

4.3.1 Grundidee zur schritübergreifenden Optimierung

Unter Betrachtung des generellen FTL-Algorithmus kann angenommen werden, dass sich gewisse Schaltsequenzen im Verlauf der Exploration eines Referenzpfades wiederholen, da sich, wie in Abschnitt 4.1.1 dargestellt, auch die nötigen Sollgelenkwinkel wiederkehrend definieren. Einzig das

Endeffektorsegment erkundet in jedem Schritt einen neuen Pfadabschnitt, der in der Bewegungsplanung noch nicht betrachtet wurde. Für diesen Teil wurde noch keine Schaltsequenz bestimmt. Daher wird in diesem Abschnitt eine Adaption des SSO-Ansatzes für optimierte Schaltsequenzen bei FTL-Bewegungen vorgeschlagen, die das Ziel verfolgt, die Pfadabweichungen sowie den Rechenaufwand weiter zu reduzieren.

Die Strategie der schrittübergreifenden Optimierung (engl. Cross Step Optimization, kurz CSO) basiert auf der Idee, dass im Schritt j nur für die Manipulatorspitze eine Schaltsequenz $\mathbf{t}_{\text{sw,red},j}$ mittels Optimierung zu bestimmen ist. Der Vektor der schaltenden Aktoren innerhalb der Manipulatorspitze (Einheit u gemäß Nomenklatur aus Abschnitt 4.1.1) ergibt sich durch Vergleich von $\mathbf{q}_{u,j}^T$ und $\mathbf{q}_{u,j+1}^T$ allgemein zu $\mathbf{a}_{\text{sw,red},j} = (a_{\text{sw}_{c-k}}, \dots, a_{\text{sw}_c})^T$, wobei die Anzahl schaltender Aktoren innerhalb der Manipulatorspitze k mit $k \leq \kappa$ abhängig vom Referenzpfad ist. Die Schaltfolge $\mathbf{t}_{\text{sw},j-1}^{\text{opt}}$ aus der vorherigen Transition bleibt für die verbleibenden schaltenden Aktoren $a_{\text{sw}_1}, \dots, a_{\text{sw}_{c-k-1}}$ unverändert und wird (zunächst) als fest angenommen. Die vorgeschlagene optimierte Schaltsequenz für den vollständigen Vektor der schaltenden Aktoren $\mathbf{a}_{\text{sw},j}$ ergibt sich dann zu

$$\mathbf{t}_{\text{sw},j}^{\text{opt}} = (\mathbf{t}_{\text{sw},j-1}^{\text{opt} \text{ T}}, \mathbf{t}_{\text{sw,red},j}^{\text{opt} \text{ T}})^T. \quad (4.21)$$

Da die Konfiguration und die Schaltsequenz der vordersten FTL-Einheit des schlangenartigen Roboters keinen Einfluss auf die Abweichungen der restlichen Körpersegmente haben, bleiben die Abweichungen der Körpergelenke zur Referenz unverändert und können aus der vorherigen Transition übernommen werden. Die Güte einer Schaltsequenz lässt sich weiterhin mittels der Gleichungen Gl. (4.8) bzw. Gl. (4.9) bestimmen. Unter der Annahme, dass die Zeitfolge $\mathbf{t}_{\text{sw},j-1}^{\text{opt}}$ der vorherigen Transition $j-1$ optimal ist, wird die maximale Abweichung zum Referenzpfad mittels CSO dann reduziert, wenn die maximale Abweichung der vordersten FTL-Einheit im Schritt j geringer ist als die maximale Abweichung aus Schritt $j-1$. Bei Minimierung der Fehlerquadrate ist zusätzlich die Anzahl an aktiven Aktoren zu berücksichtigen.

Das grundsätzliche Verfahren ist in Abbildung 4.16 dargestellt. Wie in der vollständigen Optimierung (SSO) werden aus einer Start- und einer Zielkonfiguration \mathbf{K}_j bzw. \mathbf{K}_{j+1} die in dieser Transition schaltenden Aktoren $\mathbf{a}_{\text{sw},j}$ bestimmt. Die Untermenge $\mathbf{a}_{\text{sw,red},j}$ enthält lediglich die schaltenden Aktoren der vordersten FTL-Einheit des Manipulators. Falls keiner der distalen Aktoren in diesem Schritt schalten muss, kann $\mathbf{a}_{\text{sw,red},j}$ auch einer leeren Menge entsprechen, sodass dann keine Optimierung notwendig ist.

Zunächst wird basierend auf der besten Schaltsequenz aus dem vorherigen Schritt $\mathbf{t}_{\text{sw},j-1}^{\text{opt}}$ eine neue Gesamtschaltsequenz $\mathbf{t}_{\text{sw},j}^{\text{opt}}$ über den Zusammenhang in Gl. (4.21) bestimmt. Die dafür nötige Schaltabfolge für die distale FTL-Einheit $\mathbf{t}_{\text{sw,red},j}^{\text{opt}}$ wird hierfür, wie in Abschnitt 4.2 ausführlich dargestellt, unter Berücksichtigung aller Nebenbedingungen optimiert. Die Güte $f_{\text{CSO},j}$ (abhängig von der gewählten Kostenfunktion) der so stückweise zusammengesetzten Schaltabfolge wird anschließend zusammen mit dem maximal auftretenden Gesamtfehler $f_{\text{max},i}$ bestimmt. Schaltzeitpunkte für basisnahe Aktoren haben durch den wirkenden Hebelarm einen besonders hohen

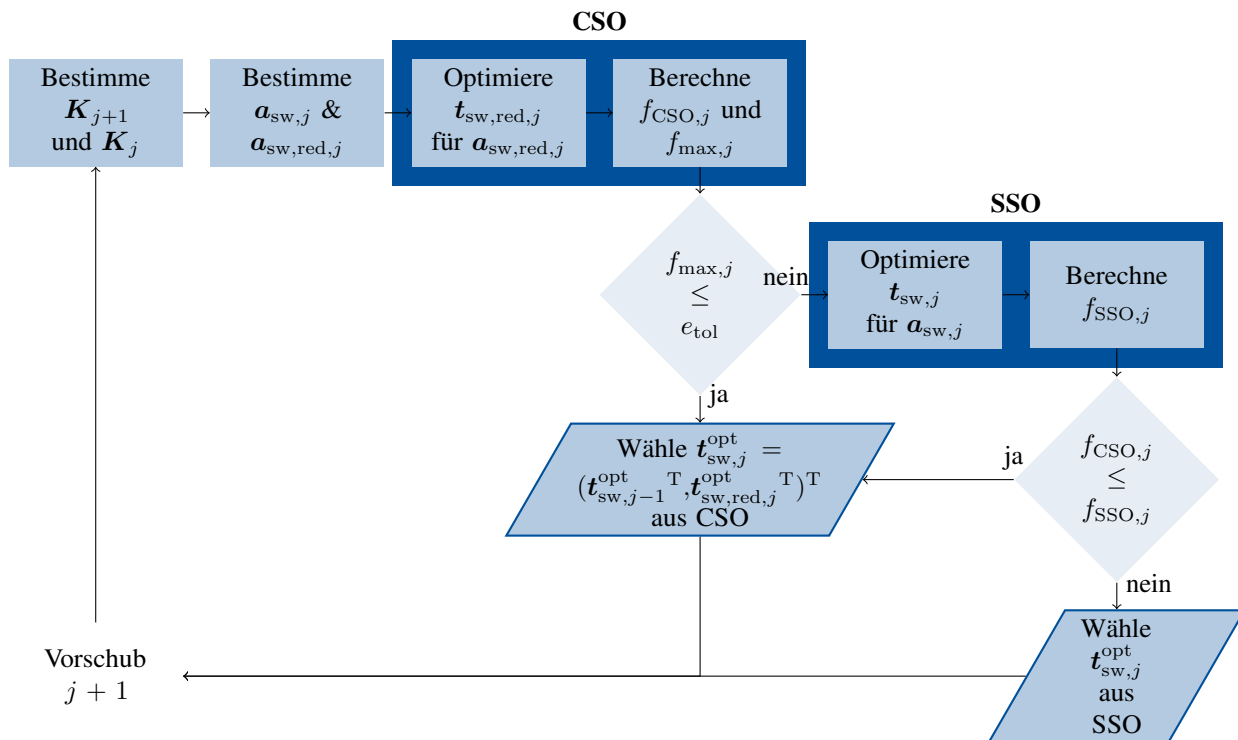


Abbildung 4.16: Ablaufplan zur Optimierung leitender Aktoren basierend auf Schaltsequenzen vorheriger FTL-Transitionen für einen FTL-Vorschubschritt

Einfluss auf die Pfadverfolgungsgüte. Die durch die heuristischen Komponenten der genetischen Optimierung bedingten Ungenauigkeiten könnten daher in der CSO über die Vorschubschritte zu einer steigenden Pfadabweichung führen, die durch die reine Optimierung der distalen FTL-Einheit nicht kompensiert werden kann. Daher wird das Grundkonzept der CSO mit dem klassischen Ansatz der SSO aus Abschnitt 4.2 kombiniert. Übersteigt die maximale Abweichung des Manipulators zum Referenzpfad $f_{max,j}$ mit der zusammengesetzten Schaltsequenz aus Gl. (4.21) eine Fehlerschranke e_{tol} , die bspw. dem Radius des röhrenförmigen Untersuchungsgebiets in der Endoskopie entspricht, oder wird aufgrund von restriktiven Nebenbedingungen keine gültige Lösung in der CSO bestimmt, wird zusätzlich eine Optimierung der gesamten Schaltsequenz gemäß SSO durchgeführt. Auch für die mittels SSO bestimmte Schaltsequenz werden anschließend die Güte $f_{SSO,j}$ in Abhängigkeit vom gewählten Gütemaß bestimmt und die erreichbaren Ergebnisse mit denen der CSO verglichen. Die Schaltsequenz, die zur besten Güte und damit zur geringsten Abweichung führt und dabei alle Nebenbedingungen erfüllt, wird für diesen Schritt ausgewählt. Anschließend erfolgt die Optimierung für einen nächsten Vorschubschritt.

4.3.2 Simulative Evaluation

Durch das beschriebene Verfahren werden zwei Hauptaspekte miteinander kombiniert: Die CSO erlaubt durch die reduzierte Problemgröße eine Verringerung des Berechnungsaufwands bei gleich-

zeitiger Beachtung einer maximalen Pfadabweichung. Durch die Kombination mit der Optimierung der kompletten Schaltsequenzen (SSO) wird zusätzlich gewährleistet, dass Abweichungen, die eine Fehlerschranke überschreiten, nur toleriert werden, wenn auch für die gesamte Kette keine bessere Schaltsequenz zu bestimmen ist. Die Überprüfung dieser Hypothese geschieht im Rahmen dieses Abschnittes. Dazu wird das vorgeschlagene Verfahren bezüglich der erreichbaren Genauigkeit sowie der nötigen Rechenzeiten für verschiedene Fehlerschwellen untersucht. Die Simulationseinstellungen sowie die betrachtete Konfiguration und Geometrie des Manipulators werden zur besseren Vergleichbarkeit wie in Abschnitt 4.2 festgesetzt. Als Gütefunktion wird f_{QFS} gewählt, da es in den vorherigen Auswertungen zu den robustesten Ergebnissen geführt hat.

Analyse der erreichbaren Genauigkeiten in Abhängigkeit von e_{tol}

In Abbildung 4.17 ist die 2-Norm der Wurzel der Abweichungsquadrate gemäß f_{QFS} im letzten Vorschubschritt für das Simulationssetup aus Abschnitt 4.2 mit jeweils 50 Simulationen durchläufen unter Betrachtung verschiedener Schwellwerte dargestellt. Neben $e_{\text{tol}} \in \{10, 20, 30, 40, 50, 60, 70\}$ mm repräsentiert inf eine unendlich hohe Toleranzschwelle, wodurch die SSO nur dann ausgeführt wird, wenn die CSO keine gültige Lösung liefert, weil bspw. keine gültigen Startwerte gefunden werden. Zum Vergleich sind unter orig die Ergebnisse des SSO-Verfahrens aus Abschnitt 4.2 gegeben. Auffällig ist, dass die Güte mit Einbringung der CSO und unter Vorgabe von Schwellwerten $e_{\text{tol}} < 60$ mm ansteigt. Für $e_{\text{tol}} = 60$ mm werden im Vergleich zum vollständigen Ansatz ähnlich gute, bei $e_{\text{tol}} > 60$ mm schlechtere Ergebnisse erzielt, die sich insbesondere in sehr großen Abweichungen zeigen. Ursächlich für dieses Phänomen ist, dass eine maximale Abweichung von 60 mm auch dem maximal auftretenden Fehler bei einer SSO entspricht, vgl. Abbildung 4.10(a). Die im Anhang B.2 dargestellten vollständigen Ergebnisse für die Variation von e_{tol} zeigen, dass mit zunehmender Größe der erlaubten Toleranz der Anteil an SSO-Berechnungen deutlich sinkt, sodass in diesen Fällen primär die Ergebnisse der CSO gewählt werden. Wie für die mit inf bezeichnete unbeschränkte CSO in Abbildung B.13 zu sehen, können sich Abweichungen bis zu ca. 250 mm vom Referenzpfad einstellen, wodurch sich schlussfolgern lässt, dass die Überwachung der maximalen Abweichung für eine adäquate Pfadverfolgung mittels der vorgeschlagenen Optimierungsmethode nötig ist. Die besten Ergebnisse hinsichtlich f_{QFS} werden für das betrachtete Setup mit einem Toleranzradius von $e_{\text{tol}} = 30$ mm erzielt. In Abbildung 4.18 ist zusätzlich dargestellt, mit welchem Optimierungsansatz die Schaltsequenzen für $e_{\text{tol}} = 30$ mm bestimmt wurden. Es ist zu sehen, dass für die ersten Transitionen die CSO eine ausreichende Genauigkeit erzielt, ehe dann in Schritt $j = 8$ bei ca. 50 % der Durchläufe die Toleranzschwelle überschritten wurde und die SSO bessere Ergebnisse liefert. Ab Vorschubschritt $j = 12$ tritt zusätzlich der Fall auf, dass die vollständige Optimierung zwar durchgeführt wird, die resultierenden Schaltsequenzen jedoch eine geringere Güte als die Ergebnisse der CSO aufweisen oder die Lösung des SSO die Nebenbedingungen durch die zunehmende Problemgröße nicht erfüllen kann. Dieses Phänomen bestätigt die Annahme, dass der Grundgedanke der CSO zwar

valide und umsetzbar ist, aber nur in Kombination mit einer SSO zu guten Pfadfolgegenauigkeiten führen kann. Bei sinnvoller Wahl der Toleranzschwelle können sogar geringere Abweichungen als bei einer reinen SSO erzielt werden, da durch den reduzierten Parameterraum der CSO eine deutlich bessere Konvergenz erreicht wird, die in Summe zu einer höheren Pfadfolgegenauigkeit führt.

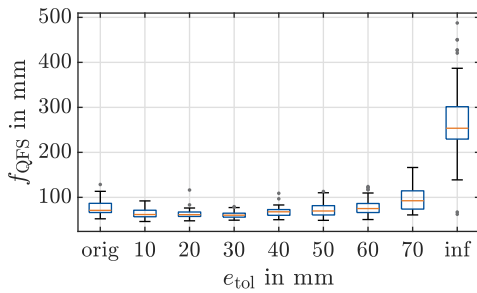


Abbildung 4.17: 2-Norm der Wurzel der Abweichungsquadrate als Maß für die Pfadverfolgungsgüte im letzten Vorschubschritt bei Verwendung der Kombination von CSO und SSO unter Berücksichtigung der gesamten Aktorkette

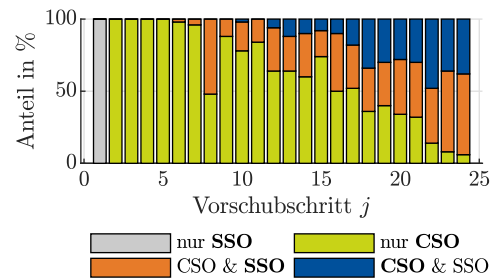


Abbildung 4.18: Verteilung der Entscheidungspfade zur Bestimmung optimaler Schaltsequenzen beispielhaft für $e_{\text{tol}} = 30$ mm, wobei das fettgedruckte Verfahren die schlussendlich gewählte Schaltsequenz hervorgebracht hat

Analyse der nötigen Berechnungsdauer in Abhängigkeit von e_{tol}

Die umfassende Bewertung des Verfahrens erfordert zusätzlich eine Analyse der benötigten Rechenzeit. In Abbildung 4.19(a) ist deutlich zu erkennen, wie mit Zunahme der erlaubten Fehler-toleranz die nötige Berechnungsdauer abnimmt, da öfters auf die aufwendige SSO der gesamten Schaltsequenz verzichtet werden kann. Für $e_{\text{tol}} = 30$ mm zeigt sich in der Verteilung der Berechnungsdauern eine deutliche Streuung, was durch die in Abbildung 4.18 gezeigte Verteilung der gewählten Optimierungen begründet werden kann: Ab Vorschubschritt $j = 8$ wird die SSO regelmäßig ausgeführt; ihr Anteil steigt nahezu linear an, bis im letzten Schritt fast immer die SSO durchgeführt wird. Dadurch weist die Verteilung der Berechnungsdauer sowohl einen großen Anteil an hohen Ausführungszeiten (SSO) als auch an kurzen Ausführungszeiten (CSO) auf, was sich in einer großen Streuung widerspiegelt. Im Vergleich zu den Ergebnissen für $e_{\text{tol}} < 30$ mm, bei der überwiegend die SSO durchgeführt wird, ist bei $e_{\text{tol}} > 30$ mm die mittlere Berechnungszeit deutlich geringer, da vielfach nur die CSO ausgeführt wird.

Abbildung 4.19(b) zeigt zusätzlich den Zusammenhang zwischen Berechnungszeit und der erreichbaren Pfadverfolgungsgüte im letzten Vorschubschritt. Die unbeschränkte CSO (*inf*) stellt dabei das Verfahren dar, welches die geringsten Ausführungszeiten bei jedoch großen Abweichungen erzielt. Im Gegensatz dazu bildet das originale Verfahren (nur SSO) bzw. CSO mit sehr kleinen Fehlerschwellen ($e_{\text{tol}} \leq 20$ mm) das andere Ende der Pareto-Front mit langen Rechenzeiten

und geringen Abweichungen. Mit steigender Toleranz verringert sich die nötige Rechenzeit bei gleichzeitig guter Pfadverfolgungsgüte. Den besten Kompromiss bietet dabei $e_{\text{tol}} = 50$ mm, da eine weitere Erhöhung der Toleranzschwelle die Rechenzeit nur noch geringfügig verringern kann. Daher wird das Szenario im folgenden Abschnitt genauer analysiert.

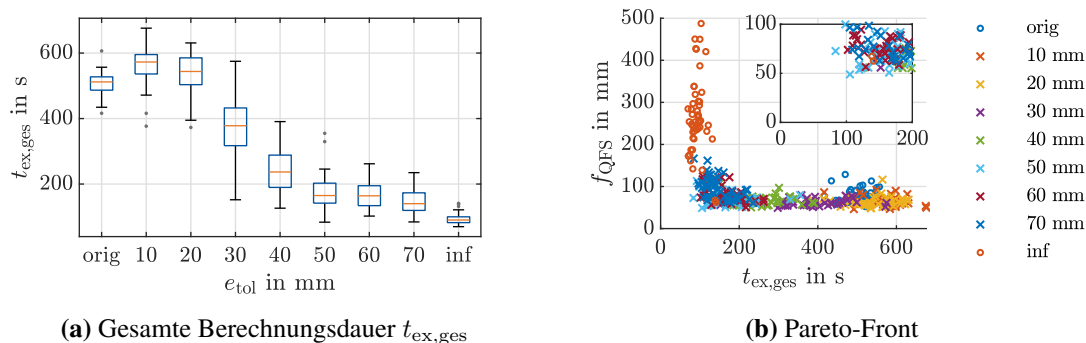


Abbildung 4.19: Berechnungsdauer über alle Vorschubschritte (a) sowie der Zusammenhang zwischen Abweichung aus Abbildung 4.17 und Berechnungszeiten (b) für eine Optimierung in Bezug auf f_{QFS}

Detaillierte Analyse für $e_{\text{tol}} = 50$ mm

Die detaillierten Ergebnisse für einen Fehlerschwellwert von $e_{\text{tol}} = 50$ mm sind in Abbildung 4.20 dargestellt. In den ersten zehn Vorschubschritten werden die Schaltsequenzen nur mittels CSO ausgewählt. Diese Schritte weisen einen geringen Berechnungsaufwand auf, die Abweichungen zum Referenzpfad steigen jedoch kontinuierlich an. Dies bestätigt die Vermutung, dass kleinere Ungenauigkeiten bei den Schaltsequenzen basisnaher Aktoren einen deutlichen Einfluss auf die Pfadfolgegenauigkeit haben, welcher durch die CSO nicht abgefangen wird. In 60 % der Stichprobe wurde im elften Vorschubschritt die Fehlerschwelle der vereinfachten Optimierung überschritten und daher die vollständige Optimierung durchgeführt. Hierzu sind größere Berechnungszeiten nötig, wodurch jedoch die maximale Abweichung signifikant verringert wird. In anderen Vorschubsequenzen wird die Fehlerschwelle erst in späteren Vorschubschritten überschritten, wodurch auch erst später die SSO durchgeführt wird, was sich in Ausreißern bei den Berechnungsdauern äußert. In der Regel wird die SSO über die Vorschubschritte nur einmalig oder wenige Male ausgeführt.

Ein ähnliches Verhalten wird auch bei den anderen ausgewerteten Toleranzschwellen beobachtet, vgl. Anhang B.2. Dabei ist zu erkennen, dass mit geringerem Wert für e_{tol} die maximal zulässige Abweichung bereits in früheren Vorschubschritten erreicht wird und damit eher und in der Regel öfter die zeitaufwendige SSO durchgeführt werden muss. Die Analyse der Ergebnisse zeigt, dass die CSO zu einem kontinuierlich ansteigenden Fehler führt, der durch den gezielten Einsatz einer SSO kompensiert wird.

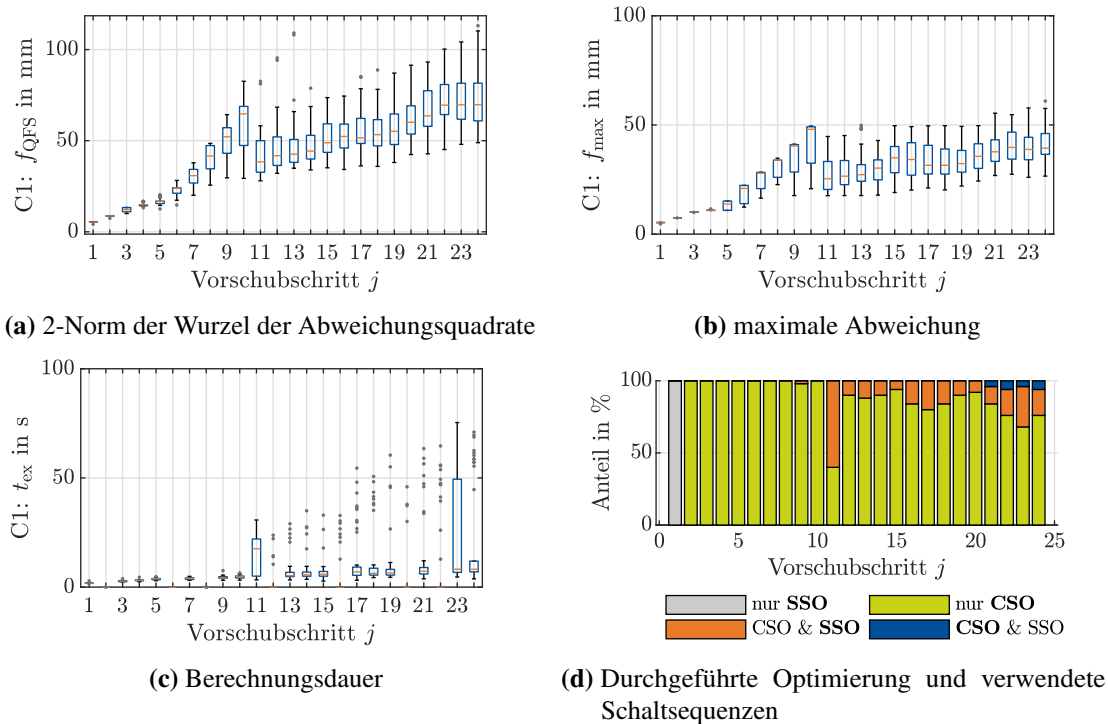


Abbildung 4.20: Abweichungen (a),(b) und Berechnungszeit (c) sowie die Verteilung der gewählten Optimierungsschritte (d) für die optimale Pfadverfolgung der gesamten Aktorkette mit der Kostenfunktion f_{QFS} und einem Schwellwert von $e_{tol} = 50$ mm

4.3.3 Fazit

Die Auswertung zeigt, dass mit der uneingeschränkten CSO zwar die Rechenzeit, aber auch die erreichbare Genauigkeit signifikant reduziert werden. Eine Kombination mit der SSO ist daher nötig. Die Evaluation hiervon für verschiedene zulässige Fehlerschwellen unterstreicht, dass mit einer geschickten Wahl eine deutliche Reduktion der Ausführungsdauer bei gleichbleibender Genauigkeit erzielt werden kann. Die Wahl der Fehlerschwelle – in dieser Arbeit anhand des maximalen Fehlers gezeigt – ist jedoch applikationsabhängig und gewährleistet nicht, dass die tatsächlich auftretenden maximalen Abweichungen innerhalb dieser Toleranzen liegen, sondern sie dient nur zur algorithmischen Entscheidung, ob es sinnvoll ist, eine SSO durchzuführen. Soll die maximale Abweichung in jedem Fall eingehalten werden, muss dieses als zusätzliche Restriktion in die Optimierung eingebunden werden, wie es für die SSO in Abschnitt 4.2 anhand der Beispielapplikation C3 gezeigt wurde.

Insgesamt weist die CSO jedoch ein großes Potenzial auf. Insbesondere bietet sie die Möglichkeit, das Optimierungsproblem geschickt zu reduzieren und dadurch die Konvergenz zu steigern, was sich zusätzlich positiv auf die Rechenzeit auswirkt. Außerdem zeigt der Ansatz verschiedenes Adaptionspotenzial, um die Performanz weiter zu steigern. So wurde das vorgestellte Verfahren in [TYKO17] in der Form erweitert, dass anstelle des genetischen Algorithmus mit einer

Pattern-Search-Optimierung nach [HJ61] optimale Schaltsequenzen bestimmt wurden. Dieses Verfahren beinhaltet keine zufallsbasierten Elemente und liefert daher reproduzierbare Ergebnisse bei deutlich besserer Rechenperformanz. Es zeigt jedoch bei hochkomplexen Kostenlandschaften Konvergenzprobleme und bietet sich daher nur für reduzierte Problemstellungen an. In [TYKO17] erfolgte zusätzlich eine Abänderung des in Abbildung 4.16 vorgeschlagenen Algorithmus, sodass die Entscheidung zur Durchführung der SSO nicht mehr basierend auf einer festen Fehlertoleranz, sondern anhand einer prozentualen Zunahme der Abweichung getroffen wurde. In der Veröffentlichung wurde exemplarisch eine Abweichungszunahme von bis zu 1 % (d. h. $w_{\text{tol}} = 1,01$) zum vorherigen Schritt akzeptiert. Dieses Vorgehen konnte in Kombination mit einer auf relevante Aktoren reduzierten Kostenfunktion (vgl. [Yu16]) für insgesamt drei Pfade, vgl. Abbildung 4.21, erfolgreich exemplarisch evaluiert werden, siehe Tabelle 4.4. Die adaptierte CSO ermöglicht dabei, die maximalen Abweichungen für alle betrachteten Pfade auf 40,7 mm zu begrenzen. In 35 % bis 40 % der Transitionen konnten direkt die Ergebnisse der CSO verwendet werden, sonst wurde eine ergänzende SSO durchgeführt. Der Vorteil dieses Verfahrens wird insbesondere im Vergleich mit der reinen SSO aus Abschnitt 4.2 deutlich. Die maximalen Abweichungen konnten teils um bis zu 26,1 % reduziert werden, bei einer zusätzlichen Verringerung der benötigten Rechenzeit um bis zu 44,4 %.

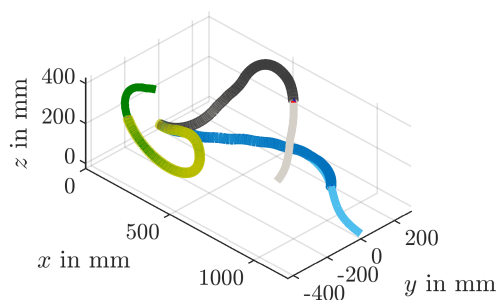


Abbildung 4.21: Drei unterschiedliche räumliche Zielkonfigurationen (blau, grau, grün) für die Evaluation der adaptierten CSO mit Pattern-Search-Optimierung [TYKO17] (©2018 Springer International Publishing AG)

Tabelle 4.4: Simulationsergebnisse für die in Abbildung 4.21 gezeigten Pfade bei Optimierung auf f_{max} mittels adaptierter CSO [TYKO17]

Ergebnisse	Pfad		
	blau	grau	grün
f_{max} in mm	40,7	41,4	33,8
$t_{\text{ex,ges}}$ in s	361,7	175,7	106,4
Entscheidungswege			
$f_{\text{CSO},j} \leq$			
$w_{\text{tol}} f_{\text{CSO/SSO},j-1}$ in %	41,4	34,5	44,8
$f_{\text{CSO},j} \leq f_{\text{SSO},j}$ in %	20,7	34,5	27,6
$f_{\text{CSO},j} > f_{\text{SSO},j}$ in %	37,9	31,0	27,6
Vgl. zu SSO:			
Verringerung von			
f_{max} in %	26,1	10,2	0,3
$t_{\text{ex,ges}}$ in %	44,2	13,2	39,5

4.4 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurden allgemeine Verfahren für die optimale Pfadverfolgung für hyperredundante, binär aktuierte Manipulatoren vorgestellt und simulativ evaluiert. Die vorgestellten Methoden

basieren grundsätzlich auf dem „Follow-the-Leader“-Ansatz, der durch seine sequenzielle Bestimmung der Solllagen eine intuitive und einfache Methode zur Pfadverfolgung darstellt. Für kontinuierlich einstellbare Aktoren werden hierbei durch Interpolation der Gelenkwinkel mittels inverser Kinematik die nötigen Gelenkwinkeltrajektorien bestimmt. Durch das diskrete Verhalten ist dieses für die betrachtete Klasse an Manipulatoren nicht möglich. Daher wurde in dieser Arbeit ein Algorithmus hergeleitet, der mittels genetischer Optimierung optimale Schaltsequenzen für die zu kippenden Aktoren bestimmt, sodass über die Vorschubbewegung eine gute Pfadfolgenauigkeit erreicht wird. Zunächst wurden die einzelnen Vorschubschritte betrachtet und jeweils eine vollständige Optimierung der Schaltzeitpunkte (SSO) durchgeführt. Hierfür wurde eine Adaption der Repräsentation des Parametervektors und eine geschickte Wahl von Mutation und Rekombination an die Problemstellung angepasst. Für eine beispielhafte Konfiguration wurde eine maximale Abweichung von 12,5 % der Gesamtmanipulatorlänge bei einem Median von 6,25 % erzielt. Die Berechnungsdauer lag in Abhängigkeit von der Problemgröße und der verwendeten Kostenfunktion bei bis zu 90 s pro Vorschubschritt auf einem Standard-Desktop-PC. Räumliche Einschränkungen in Form von Engstellen mit einem definierten Durchmesser wurden zusätzlich evaluiert. Es zeigte sich, dass diese erfolgreich eingehalten werden können, wobei die Anzahl gültiger Lösungen stark von der Art der Restriktion abhängt. Die Ausführungsdauer erhöht sich durch den zusätzlich beschränkten Lösungsraum der Optimierung im Vergleich zum uneingeschränkten Fall um bis zu Faktor 2.

Mithilfe einer Erweiterung des Verfahrens konnte der Berechnungsaufwand signifikant reduziert werden, ohne die Pfadfolgenauigkeit deutlich einzuschränken. Hierzu wurde das sequenzielle Potenzial des FTL ausgenutzt: Für die vordersten Aktoren, die den Referenzpfad explorieren, werden Schaltzeitpunkte optimiert, während den restlichen Aktoren entlang des Manipulatorschaftes Schaltsequenzen aus dem vorherigen Vorschubschritt zugeordnet werden (CSO). Lediglich beim Überschreiten einer Fehlerschwelle wird eine vollständige Optimierung der kompletten Schaltsequenz angestrebt. Hierdurch ist bei vergleichbarer Pfadfolgenauigkeit eine Reduktion der Berechnungsdauer von ca. 30 % möglich. Die Qualität der Ergebnisse hängt jedoch maßgeblich von den gewählten Toleranzschwellen ab.

Es wurde damit gezeigt, dass die Berechnung optimaler Schaltsequenzen für einen a-priori bekannten Pfad mithilfe der vorgeschlagenen Methoden möglich ist und auch in einem akzeptablen Zeitrahmen stattfinden kann. Ein Verfahren, bei dem der Sollpfad live durch den Bediener vorgegeben wird, erfordert für eine Systemakzeptanz u. a. weiter reduzierte Ausführungszeiten. Dieses kann z. B. durch eine Implementierung in Hardware, wie sie in [Hen17] erarbeitet wurde, erreicht werden. Auch ein toleranzbandbasierter Ansatz für die Bewegungsplanung von [Pan18] kann die Berechnungsdauer signifikant reduzieren, da die Anzahl schaltender Aktoren eingeschränkt wird. Kerngedanke ist dabei, dass Abweichungen innerhalb eines Toleranzbandes grundsätzlich akzeptiert werden können. Wird die Aktorkette entlang eines Pfades bewegt, wird nicht der klassische FTL-Ansatz verfolgt, sondern die Aktoren behalten ihre Gelenkwinkelstellung solange bei, bis es zu einer Überschreitung einer maximal erlaubten Abweichung kommt. Nur in diesem Fall wird

geprüft, welche Aktoren ihre Gelenkwinkelstellung ändern müssen, um eine bessere Pfadanpassung zu erreichen. Die reduzierte Problemgröße führt im Rahmen der Optimierung der Schaltreihenfolge zu einer sehr guten Konvergenz.

5 Experimentelle Evaluation anhand einer elektromagnetischen Kippaktorkette

Im vorangegangenen Kapitel wurde eine Möglichkeit zur schrittweisen Bewegungsplanung für binär aktuierte, hyperredundante Manipulatoren ausgearbeitet. Die Fähigkeit zur Pfadverfolgung mit minimalem Fehler wurde dabei in der Simulation bereits nachgewiesen. Im Fokus dieses Kapitels steht daher die experimentelle Evaluation an einem elektromagnetisch aktuierten Manipulator nach den Arbeiten von Wöhrmann, Dörbaum et al. [WDPM13], der bereits in Abschnitt 1.1 kurz Erwähnung fand.

Zunächst erfolgt in Abschnitt 5.1 eine Vorstellung des robotischen Systems sowie der genutzten Versuchsumgebung. Es umfasst dabei sowohl das grundsätzliche Aktuierungskonzept als auch den prototypischen Aufbau und das verwendete Messequipment. Anschließend werden die kinematische und die dynamische Modellierung in Abschnitt 5.2 hergeleitet. Die Identifikation der relevanten Modellparameter wird in Abschnitt 5.3 präsentiert. Darauf aufbauend erfolgt in Abschnitt 5.4 die experimentelle Evaluation der FTL-Bewegungsplanung anhand von Beispielpfaden.

Es sei an dieser Stelle angemerkt, dass die Erforschung des optimalen Aktordesigns, der entsprechenden Modellierung des elektromagnetischen Verhaltens und die Konzeption der nötigen Leistungselektronik nicht Teil der vorliegenden Forschungsarbeit war. Dennoch ist es für das weitere Verständnis elementar. Daher wird an dieser Stelle ein Überblick über den hyperredundanten Manipulator und die für den weiteren Teil nötigen Grundlagen zur Aktorik gegeben. Für tiefer gehende Informationen sei insbesondere auf [Dör17] und die Veröffentlichungen [WDPM13; DWS+15; DTK+15; DEP16; DWT+16; DTOP19] verwiesen.

5.1 Systembeschreibung

Der hyperredundante Manipulator, der in dieser Arbeit zur experimentellen Evaluation verwendet werden soll, ist ein modulares System aus einzelnen, seriell angeordneten elektromagnetischen Kippaktoren. Ein solches Konzept erlaubt prinzipiell eine gute Positionierbarkeit bei gleichermaßen hohen Haltemomenten in den Endlagen und kombiniert somit wichtige Anforderungen an ein neuartiges Endoskop.

In Abschnitt 5.1.1 wird zunächst das Wirkprinzip des Manipulators inklusive relevanter leistungselektronischer Grundlagen erörtert. Anschließend wird in Abschnitt 5.1.2 der prototypische Aufbau und weiteres für die experimentelle Evaluation nötiges Messequipment beschrieben.

5.1.1 Aktor- und Manipulorkonzept

Hauptelement des verwendeten Manipulators ist ein neuartiger, elektromagnetischer Kippaktor, dessen Grundidee in [MTPW12] skizziert ist. Gemäß Kallenbach et al. dienen „Elektromagnete [...] vorrangig der Erzeugung von begrenzten, linearen oder rotatorischen wechselsinnigen Bewegungen mit Rast, wobei die beiden Raststellungen den stabilen Zuständen entsprechen, die sich nach dem Ein- bzw. Ausschalten der Erregerspule einstellen“ [KEQ+12, S. 1]. Das im Rahmen dieser Arbeit verwendete Design ermöglicht eine rotatorische Bewegung um eine fest definierte Drehachse mit zwei stabilen Kipppositionen, die durch einen maximalen bzw. minimalen Kippwinkel vorgegeben werden. Wie in Abbildung 5.1 dargestellt, besteht ein einzelner Kippaktor aus zwei nahezu identischen Aktorhälften, die sich jeweils wiederum aus zwei ferromagnetischen Kernen mit eingelassenen, nierenförmigen Spulen und entsprechenden Gelenkteilen zusammensetzen. Einziger Unterschied zwischen den Hälften ist die Gestaltung des Gelenkes, das den Rotationsfreiheitsgrad zur Verfügung stellt. Durch die Wahl eines paramagnetischen Materials (bspw. Aluminium oder eine nicht-rostende Stahllegierung) fungieren die Gelenkteile nicht nur als Scharnier, sondern zusätzlich als Sperre für den magnetischen Fluss. Damit wird erreicht, dass sich auf beiden Seiten der Drehachse getrennte magnetische Kreise ausbilden, was eine gegenseitige Beeinflussung reduziert bzw. verhindert. Wird in die Spulen auf einer Seite des Gelenks ein Strom eingeprägt, bildet sich ein Magnetfeld aus, in dessen Folge sich ein Drehmoment einstellt. Durch eine mechanische Abschrägung der einzelnen Eisenkerne um einen Winkel von je $q_{\max}/2$ wird der Gelenkwinkelbereich für Drehungen um die ${}_{(i)}z$ -Achseⁱ des Einzelaktors i auf $\pm q_{\max}$ konstruktiv eingeschränkt.

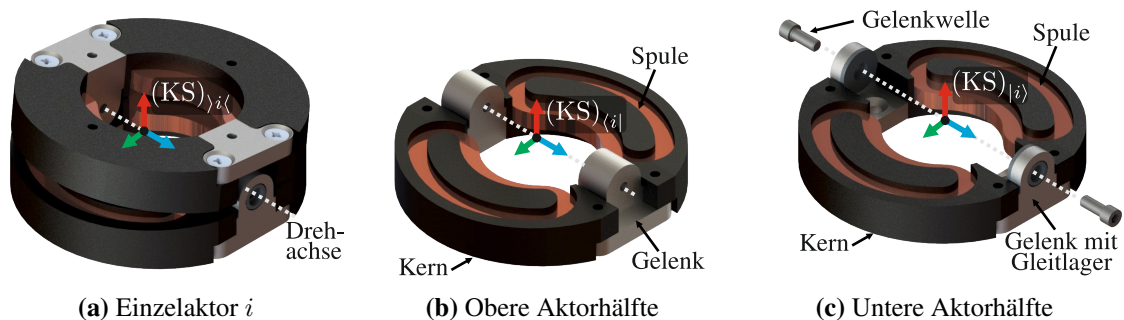


Abbildung 5.1: Einzelaktor im zusammengesetzten Zustand (a) und als Explosionszeichnung der oberen (b) bzw. unteren Aktorhälfte (c) zur Darstellung relevanter Einzelkomponenten

Für einen Elektromagneten charakteristisch ist, dass der magnetische Widerstand im geöffneten Zustand signifikant größer ist als im geschlossenen Zustand. Die Initialisierung der Kippbewegung erfordert deswegen und zur Überwindung von mechanischer (Haft-)Reibung und Trägheit eine

ⁱDer Index $\langle i \rangle$ beschreibt in Anlehnung an das geometrische Design das Koordinatensystem auf der Drehachse eines beliebigen Aktors i . Es gilt daher $(KS)_{i-1} = (KS)_{\langle i \rangle}$. Die oberen bzw. unteren Hälften des Einzelaktors i verfügen analog über die Koordinatensysteme $(KS)_{\langle i \rangle}$ bzw. $(KS)_{i\langle}$. Diese Nomenklatur bezieht sich generell auf die einzelnen Aktoren und dient als Ergänzung zur in Kapitel 2 eingeführten üblichen Beschreibung zur Modellierung einer seriellen Kette, bei der das Koordinatensystem $(KS)_{i-1}$ auf der Drehachse des Aktors i liegend definiert ist.

besonders große elektrische Leistung, während im geschlossenen Zustand zur Bereitstellung eines Haltemomentes eine geringere Leistung ausreichend ist. Daraus abgeleitet wird ein zweiteiliges Ansteuerungskonzept verfolgt, das in einer vereinfachten Form in Abbildung 5.2(a) gezeigt ist. Der Aktor ist durch den Widerstand R_s und die Induktivität L_s der einzelnen, parallel geschalteten Spulen einer Seite repräsentiert. Kleine Erregerströme i_s , wie sie im geschlossenen Zustand für das HALTEN (Index h) der Konfiguration benötigt werden, werden über eine Gleichspannungsquelle $U_{q,h}$ in Form des Haltestroms i_h in den Aktor eingepreßt. Damit sich ein Strom i_s einstellen kann, muss der Schalter S_2 geschlossen sein. Der Widerstand R_h beinhaltet sowohl den Innenwiderstand der zugehörigen Spannungsquelle $U_{q,h}$ als auch etwaige Leitungswiderstände. Im Zustand KIPPEN (Index k) wird zusätzlich der Schalter S_1 für eine Dauer Δt_{on} geschlossen, sodass sich eine externe Kapazität C_e und eine interne, niederohmig angeschlossene Kapazität C_b über die Spulen entladen. Hierzu ist die Diode D_h im Haltepfad nötig. Dabei gilt $C_b \ll C_e$, jedoch ist C_b deutlich niederohmiger angeschlossen und ist dafür geeignet, die Kippbewegung einzuleiten. Der eingepreßte Spulenstrom ist zusätzlich abhängig von der gewählten Spannung $U_{q,k}$ und dem Widerstand R_k , der Innenwiderstände und Leitungswiderstände beinhaltet. Das Schließen des Schalters S_1 prägt einen impulsförmigen Strom in den Aktor ein, der jedoch über Δt_{on} mit zunehmender Entladung der Kapazitäten leicht abnimmt; siehe hierzu exemplarisch die in Abbildung 5.2(b) gezeigten Strom- und Spannungsverläufe für einen Einzelaktor bei einer Bestromungsdauer von $\Delta t_{on} = 20$ ms. Über Verkürzung oder Verlängerung von Δt_{on} wird die in das System eingebrachte Energie variiert. Alternative Ansätze, wie beispielsweise die gezielte Einprägung eines Stroms mittels Pulsdauermodulation, welche die Regelung des Erregerstroms erlaubt, wurden aufgrund erhöhter Verluste durch Wirbelströme gemäß den Ergebnissen in [DWS+15] verworfen. Weitere Ausführungen zum leistungselektronischen Konzept sind [TDK+16a; Dör17] zu entnehmen.

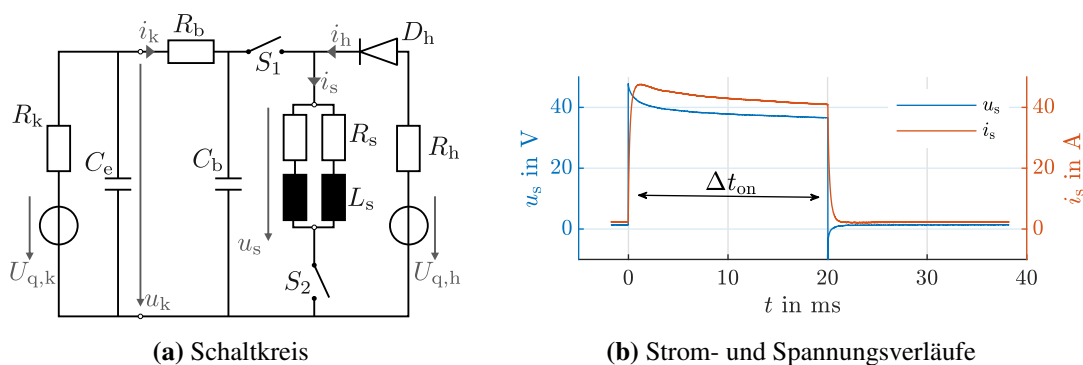


Abbildung 5.2: Vereinfachter Schaltkreis zum Ansteuerungskonzept eines Einzelaktors mittels zwei Gleichspannungsquellen (a) und zugehörige Strom- und Spannungsverläufe (b) eines Einzelaktors für $\Delta t_{on} = 20$ s, nach [TDK+16a]

Der eigentliche Manipulator ergibt sich dann als serielle Kette einzelner, identischer elektromagnetischer Kippaktoren mit entsprechender Ansteuerung, vgl. Abbildung 5.3. Wie in Kapitel 2 und Kapitel 3 gezeigt, können durch die Aneinanderreihung einer Vielzahl von möglichst kleinen Aktoren eine hohe Arbeitsraumdichte und damit ein quasi-kontinuierlicher Bewegungsraum er-

reicht werden. Durch eine ergänzende Verdrehung der einzelnen, aufeinanderfolgenden Segmente zueinander um je einen (festen) Winkel ζ wird die Möglichkeit gegeben, auch räumliche Formen anzunehmen, vgl. Kapitel 3. Um die geforderte geführte Vorschubbewegung zu realisieren, wird die Roboterbasis mit einem Schubgelenk verbunden, welches die Aktorkette linear mit einstellbarer Geschwindigkeit aus einem Stützrohr bewegt, siehe Abbildung 5.3(b). Das Stützrohr hält dabei die Einzelaktoren mittels Formschluss zunächst in einer Nullstellung. Um Verklebungen und Verkantungen zu vermeiden, sind die Aktoren in diesem Zustand nicht bestromt.

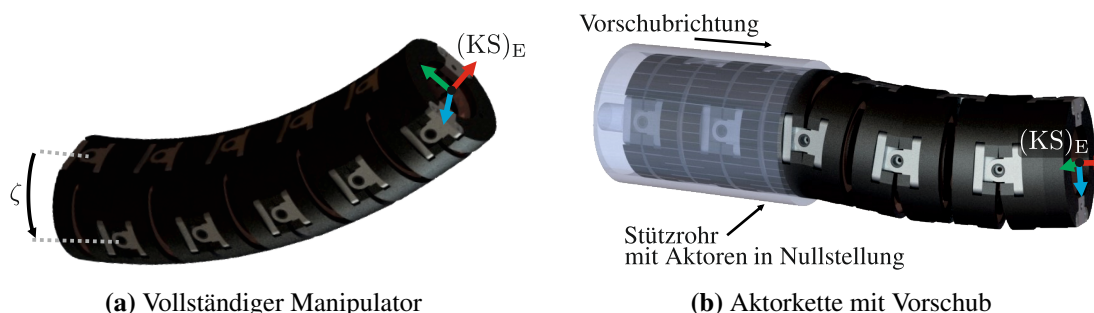


Abbildung 5.3: Aktorkette aus $n = 10$ Aktoren und einem Verdrehwinkel von $\zeta = 90^\circ$ (a) sowie vorgeschobene Aktorkette mit Stützrohr (b)

Für weitere Details zum Aktuierungsprinzip sowie verschiedenen weiteren konstruktiven Ausführungen des Einzelaktors sei insbesondere auf [WDPM13; Dör17] verwiesen.

5.1.2 Versuchsumgebung

Für die experimentelle Evaluation der im Rahmen dieses Forschungsprojektes entworfenen Methoden wurde ein prototypischer Aufbau des Manipulators umgesetzt. Dieser wird in diesem Abschnitt zunächst kurz vorgestellt, während im Anschluss die konkrete Messumgebung dargelegt und weitere nötige Definitionen eingeführt werden.

Prototypischer Aufbau der Aktorkette

Basierend auf dem vorgestellten Konzept wurde ein Funktionsmuster des schlangenartigen Manipulators in einem vergrößerten Maßstab mit $n = 10$ Aktoren aufgebaut, siehe Abbildung 5.4(a). Dabei wurde ein Durchmesser $d_A = 45$ mm bei einer Gesamthöhe von $h = 16$ mm und einem Kippwinkelbereich von $\pm q_{\max} = 6^\circ$ pro Einzelaktor gewählt.

Für den Prototyp wurden als Kernmaterial Vacoflux 50 (kurz: Vf50) und als Gelenkmaterial eine nicht-rostende, paramagnetische Stahllegierung verwendet. Bei identischen geometrischen Abmessungen erzielt das hochperformante, weichmagnetische Vacoflux bei gleichem Erregerstrom im Vergleich zu anderen weichmagnetischen Materialien einen deutlich höheren magnetischen Fluss. Daraus sind für vergleichbare Haltemomente deutlich geringere Erregerströme nötig, woraus

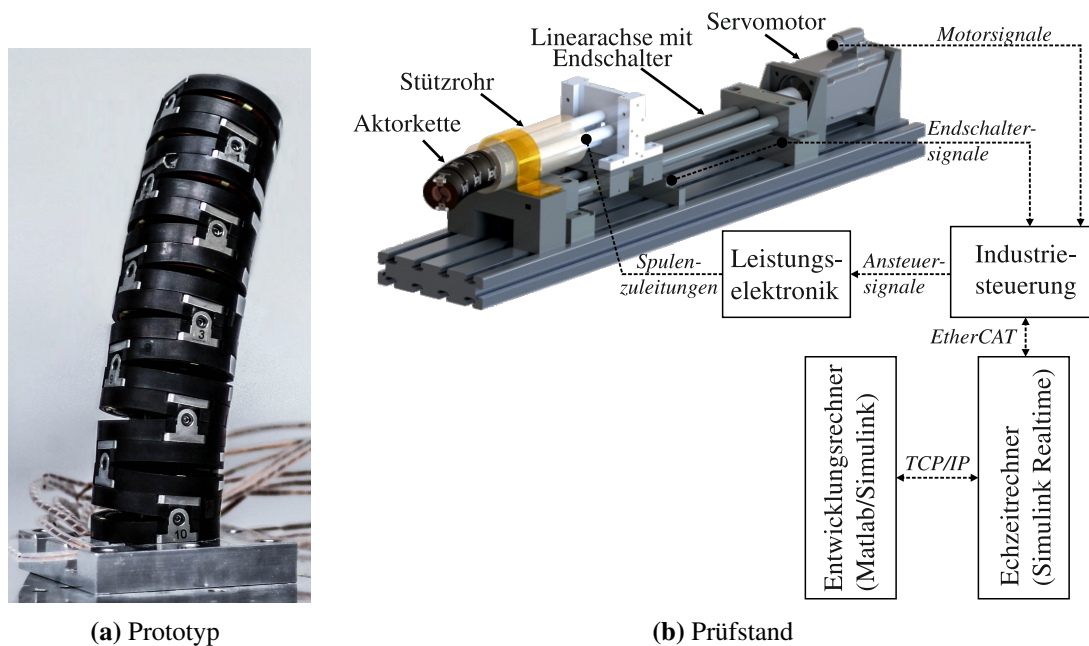


Abbildung 5.4: Prototyp des binären Manipulators mit Kernen aus Vacoflux (a) sowie schematischer Gesamtaufbau des Prüfstandes (b)

eine signifikant verringerte Verlustleistung folgt. Details zur Materialwahl und entsprechende Leistungsdaten sind in [Dör17] ausführlich beschrieben.

Wie bereits in der Konzeption in Abschnitt 5.1.1 kurz angeführt, wird für die Verfolgung eines Referenzpfades die Aktorkette zusätzlich auf einer Vorschubeinrichtung befestigt, vgl. Gesamtstruktur in Abbildung 5.4(b). Hierfür hält das Stützrohr die Aktorkette formschlüssig in der Nullstellung. Zum Ausfahren der Kette mit veränderlicher Geschwindigkeit ist sie basisnah mit einem Stößel verbunden, der wiederum über einen Spindellineartisch (Typ: Igus SLWBB1660300) mit Servomotor (Typ: Beckhoff AM8131-0F10-0000) verfahrbar ist. Für die Ansteuerung der einzelnen Aktoren und der Vorschubachse wird eine Industriesteuerung (Typ: Beckhoff) mittels EtherCAT in eine Simulink RealTime-Umgebung (Matlab-Framework von MathWorks[®]) eingebunden. Alle nötigen Steuerungsstrukturen werden daher in Simulink implementiert, kompiliert und auf einem echtzeitfähigen Rechner ausgeführt.

Verwendete Messsysteme und relevante Definitionen

Zur Evaluation des Systemverhaltens wird ein externes, hochfrequentes und präzises optisches Messsystem (Typ: Qualisys Oqus 4) verwendet. Hierfür werden Basis, Vorschubeinrichtung und Endeffektor des Manipulators, wie in Abbildung 5.5 zu sehen, mit optischen Markeranordnungen versehen und deren räumliche Lage aufgezeichnet. Auf die Verteilung weiterer Marker entlang der Aktorkette wurde aus zweierlei Gründen verzichtet: Eine größere Markeranzahl erhöht die

Gefahr von Verdeckungen, während zusätzliche konstruktive Elemente zur sinnvollen Anordnung der ergänzenden Marker die Systemdynamik auf nicht zu vernachlässigende Weise verändern.

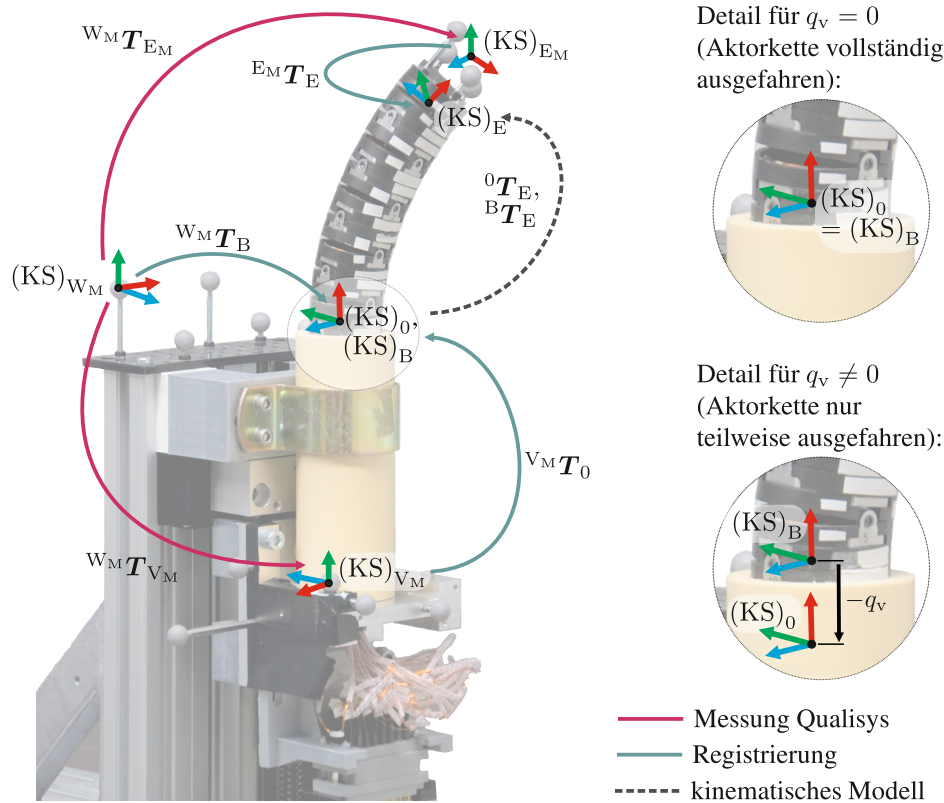


Abbildung 5.5: Darstellung der für die experimentelle Evaluation relevanten Koordinatensysteme am Prüfstand

Die in Abbildung 5.5 dargestellten einzelnen, durch die Anordnung der optischen Marker definierten Koordinatensysteme bilden namentlich das ortsfeste Weltkoordinatensystem $(KS)_{W_M}$ sowie die körperfesten Koordinatensysteme $(KS)_{V_M}$ bzw. $(KS)_{E_M}$ an der Vorschubeinrichtung bzw. dem Endeffektor des Manipulators. Das Messsystem zeichnet die Transformationsmatrizen ${}^{W_M}T_{V_M}$ und ${}^{W_M}T_{E_M}$, welche der Lage von $(KS)_{V_M}$ bzw. $(KS)_{E_M}$ bezogen auf $(KS)_{W_M}$ entspricht, hochfrequentⁱⁱ auf. Die durch das Messsystem definierten Koordinatensysteme entsprechen jedoch nicht den zur Beschreibung des Roboters relevanten. Das körperfeste Endeffektorkoordinatensystem $(KS)_E$ sei mittig auf der Oberfläche des letzten Aktors definiert, wobei sich die Ausrichtung des Koordinatensystems aus der DH-Notation, vgl. Abschnitt 2.2.1, ergibt. Das ebenfalls körperfeste Markerkoordinatensystem $(KS)_{E_M}$ am letzten Aktor beschreibt dann zwar die gleiche Bewegung, jedoch für ein translatorisch sowie rotatorisch verschobenes Koordinatensystem auf dem gleichen Starrkörper. Gleiches gilt auch für das körperfeste $(KS)_0$ im ersten Aktor der Kette (Ausrichtung ebenfalls gemäß DH-Notation), welches über eine feste Transformation gegenüber

ⁱⁱDie Aufnahme­frequenz ist grundsätzlich einstellbar; für die relevanten Messungen wurden eine Aufnahme­frequenz von $f_{\text{sample}} = 1500$ Hz verwendet.

dem $(KS)_{V_M}$ am Vorschubsystem verdreht und verschoben ist. Zusätzlich wird ein ortsfestes Koordinatensystem $(KS)_B$ definiert, das den Ursprung der Vorschubbewegung beschreibt. Bei ausgefahrener Aktorkette ($q_V = 0$) gilt $(KS)_B = (KS)_0$, sonst sind die beiden Koordinatensysteme um q_V zueinander in x -Richtung verschoben, vgl. Detailansicht in Abbildung 5.5.

Die Ermittlung der festen Transformationen zwischen den Koordinatensystemen am Manipulator und den Markerkoordinatensystemen erfolgt über eine Registrierung der unterschiedlichen Koordinatensysteme zueinander. Hierzu werden die Mittelpunktpositionen r_j der einzelnen kugelförmigen Marker M_j auf die definierten Markerkoordinatensysteme (namentlich: $(KS)_{V_M}$, $(KS)_{E_M}$, $(KS)_{W_M}$) bezogen. Zusätzlich werden die Positionen der Kugelmittelpunkte mittels einer hochpräzisen Koordinatenmessmaschine (Typ: Faro Gage) vermessen. Die korrespondierenden Koordinatensysteme des Roboters (hier: $(KS)_0$, $(KS)_E$, $(KS)_B$) werden zusätzlich mittels Koordinatenmessmaschine definiert und die Kugelmittelpunkte anschließend in diesen ausgedrückt. Da die Messung im vollständig ausgefahrenen Zustand ($q_V = 0$) der Aktorkette erfolgt, gilt der Zusammenhang $(KS)_0 = (KS)_B$. Dadurch, dass die Kugelpositionen nun in jeweils beiden relevanten Koordinatensystemen bekannt sind ($(KS)_B$ und $(KS)_{W_M}$ bzw. $(KS)_0$ und $(KS)_{V_M}$ bzw. $(KS)_E$ und $(KS)_{E_M}$), können die beiden korrespondierenden Punktwolken gemäß den Ausführungen in [SF00] zueinander registriert werden. Dieses liefert dann die benötigten und in Abbildung 5.5 dargestellten homogenen Transformationsmatrizen ${}^{W_M}T_B$, ${}^{V_M}T_0$ und ${}^{E_M}T_E$. Die Bewertung der Güte der punktbasierten Registrierung lässt sich über den Fiducial Registration Error (FRE, dt. Punkt-Registrierungsfehler) angeben. Der FRE ist ein Ähnlichkeitsmaß, über welches die Distanz zwischen den Kugelpunkten beider Datensätze erfasst wird und eine Aussage über den durch die Registrierung zu erwartenden Fehler getroffen werden kann. Für die Registrierung zwischen dem Weltkoordinatensystem $(KS)_{W_M}$ und dem ortsfesten Basiskoordinatensystem $(KS)_B$ liegt ein FRE von 0,09 mm vor, während zwischen dem Vorschubkoordinatensystem $(KS)_{V_M}$ und dem Koordinatensystem im ersten Aktor $(KS)_0$ ein FRE von 0,20 mm zu verzeichnen ist. Der Registrierungsfehler zwischen den beiden Endeffektorkoordinatensystemen $(KS)_{E_M}$ und $(KS)_E$ beläuft sich auf 0,15 mm.

Aus diesen allgemeinen Zusammenhängen können aus den Messungen des optischen Trackingsystems die Bewegungen des Manipulators extrahiert werden:

$${}^B T_E = \underbrace{{}^B T_{W_M}}_{\text{Registrierung}} \underbrace{{}^{W_M} T_{E_M}}_{\text{Messung}} \underbrace{{}^{E_M} T_E}_{\text{Registrierung}}, \quad (5.1)$$

$${}^B T_0 = \underbrace{{}^B T_{W_M}}_{\text{Registrierung}} \underbrace{{}^{W_M} T_{V_M}}_{\text{Messung}} \underbrace{{}^{V_M} T_0}_{\text{Registrierung}}, \quad (5.2)$$

$${}^0 T_E = \underbrace{{}^0 T_{V_M}}_{\text{Registrierung}} \underbrace{{}^{V_M} T_{W_M}}_{\text{Messung}} \underbrace{{}^{W_M} T_{E_M}}_{\text{Messung}} \underbrace{{}^{E_M} T_E}_{\text{Registrierung}}. \quad (5.3)$$

Dabei beschreibt ${}^B T_E$ die Endeffektorbewegung im ortsfesten $(KS)_B$ und umfasst damit die gesamte Bewegung von Manipulator und Vorschubeinheit. Im Gegensatz dazu liefert ${}^B T_0$ lediglich

die Vorschubbewegung und 0T_E die vom Vorschub unabhängige Bewegung des Manipulators. Diese Umrechnung ist elementar für alle experimentellen Evaluationen im weiteren Verlauf und wird daher von nun an als bekannt vorausgesetzt.

5.2 Modellierung der Aktorkette

Die im Rahmen dieser Arbeit darstellten Methoden zur Bewegungsplanung erfordern eine mathematische Beschreibung des Verhaltens des Manipulators hinsichtlich seiner Kinematik wie auch seiner Dynamik. Daher werden nachfolgend die in Abschnitt 2.2 und Abschnitt 2.3 dargelegten Modellierungsgrundlagen auf den elektromagnetischen Kippaktor angewendet.

5.2.1 Kinematisches Modell

Das kinematische Modell beschreibt die geometrischen Zusammenhänge zwischen den einzelnen Segmenten des Manipulators und lässt sich gemäß den in Abschnitt 2.2 dargestellten Verfahren modellieren, wobei zur Evaluation der Bewegungsplanung insbesondere das direkte kinematische Modell aus Abschnitt 2.2.1 relevant ist. Aufgrund von Fertigungstoleranzen muss davon ausgegangen werden, dass die Abmessungen der einzelnen Aktoren voneinander abweichen, sodass für den verwendeten Prototyp insbesondere die Parametrierung gemäß Denavit-Hartenberg diskutiert werden muss.

Die relevanten kinematischen Parameter des Einzelaktors sind in Abbildung 5.6 dargestellt und umfassen neben dem Kippwinkel $q_i = q_{\langle i \rangle}$ mit den Gelenkwinkelbegrenzungen $q_{\langle i \rangle_{\max}}$ und $q_{\langle i \rangle_{\min}}$ insbesondere die Bauhöhen der beiden Aktorhälften $h_{\langle i \rangle}$ bzw. $h_{\langle i \rangle}$ und die resultierende Gesamthöhe des Einzelaktors $h_{\langle i \rangle} = h_{\langle i \rangle} + h_{\langle i \rangle}$ sowie den Außendurchmesser d_A . Abbildung 5.6(b) zeigt, dass die obere Hälfte eines Aktors $\langle i \rangle$ sowie die untere Hälfte des folgenden Aktors $\langle i + 1 \rangle$ innerhalb einer Aktorkette eine gemeinsame Einheit bilden. Sie werden daher zu einem Segment $\langle i \rangle$ der Höhe $h_{\langle i \rangle} = h_{\langle i \rangle} + h_{\langle i + 1 \rangle}$ zusammengefasst. In Kombination mit einem als individuell anzunehmenden Verdrehwinkel ζ_i lassen sich die DH-Parameter gemäß Tabelle 5.1 festlegen. Mittels der Gleichungen Gl. (2.12) und Gl. (2.13) ergeben sich die Endeffektorlage sowie die Lage einzelner Segmente des Manipulators aus den DH-Parametern unter Vorgabe des Gelenkwinkelvektors \mathbf{q} . Verwendet wird weiterhin die Orientierungsdarstellung mittels RPY-Winkeln nach [SS00].

5.2.2 Dynamisches Modell

Zur korrekten Wiedergabe des Kippverhaltens der einzelnen Aktoren innerhalb der FTL-Optimierung ist ein Mehrkörpermodell des Manipulators nötig. Die in Abschnitt 2.3 dargelegten Grundlagen zur Modellierung der Dynamik in Kombination mit den in Abschnitt 5.1 beschriebenen Grundsätzen zum Manipulatoreaufbau erfordern sowohl die Modellierung des mechanischen als auch die Modellierung des unterlagerten elektromagnetischen Systems.

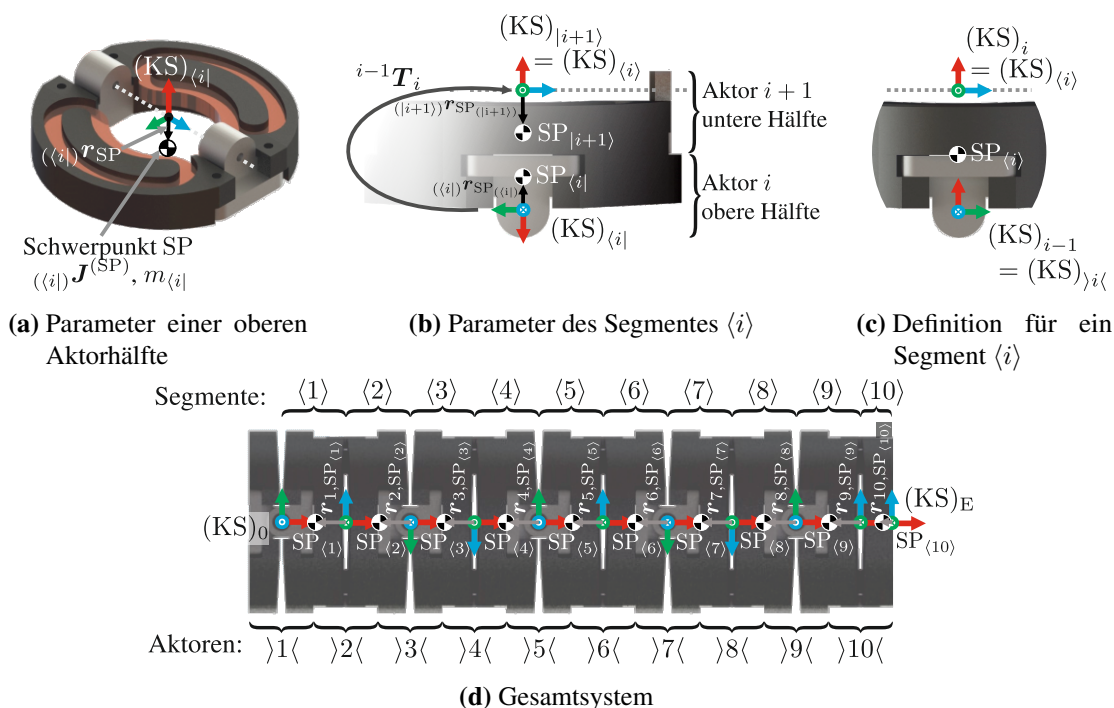


Abbildung 5.7: Massebehaftete Parameter einer allgemeinen Aktorhälfte (exemplarisch anhand einer oberen Aktorhälfte dargestellt) (a), die Parameter eines Segmentes (b) sowie die korrespondierende Definition der relevanten Koordinatensysteme aus dem kinematischen Modell (für $q_i = 0$) (c) und das Gesamtsystem mit Teilschwerpunkten (d)

hälfte werden über den Index $\langle i \rangle$ beschrieben. Die genannten Größen fassen die einzelnen Parameter für Eisenkerne, Gelenke, Gelenkachsen und Spulen zusammen und vernachlässigen inhomogene Masseverteilungen. Gute Annäherungen für die Daten einer Aktorhälfte ergeben sich aus dem CAD-Modell. Die massebehafteten Parameter der einzelnen Aktorhälften sind für die Betrachtung innerhalb des Dynamikmodells zu einem Segment zusammenzufassen: Die Gesamtmasse $m_{\langle i \rangle}$ ergibt sich dabei über die Summe der Einzelmassen

$$m_{\langle i \rangle} = m_{\langle i |} + m_{|i+1} . \quad (5.4)$$

Die Position ${}^{\langle i |} \mathbf{r}_{SP_{\langle i \rangle}}$ des Segmentschwerpunktes $SP_{\langle i \rangle}$ ergibt sich über

$${}^{\langle i |} \mathbf{r}_{SP_{\langle i \rangle}} = \frac{{}^{\langle i |} \mathbf{r}_{SP_{\langle i |}} m_{\langle i |} + {}^{\langle i |} \mathbf{r}_{SP_{|i+1}} m_{|i+1}}{m_{\langle i \rangle}} . \quad (5.5)$$

Dabei berechnet sich der Schwerpunktvektor ${}^{\langle i |} \mathbf{r}_{SP_{\langle i |}}$ mittels

$${}^{\langle i |} \mathbf{r}_{SP_{\langle i |}} = {}^i \mathbf{R}_{\langle i |} \langle i | \mathbf{r}_{SP_{\langle i |}} + {}^{\langle i |} \mathbf{r}_{i-1, \langle i |}(q_i) \quad (5.6)$$

aus der Position des Schwerpunktes der oberen Aktorhälfte $\langle i | \mathbf{r}_{SP_{\langle i |}}$ des Aktors $\langle i |$ transformiert mittels ${}^i \mathbf{R}_{\langle i |} = {}^i \mathbf{R}_{i-1}(q_i) {}^{i-1} \mathbf{R}_{\langle i |}$ sowie der Translation zwischen $(KS)_{i-1}$ und dem $(KS)_i$ aus

dem kinematischen Modell. Für den Teilschwerpunkt der unteren Hälfte von Aktor $\rangle i + 1 \langle$ folgt entsprechend

$${}^{(i)}\mathbf{r}_{\text{SP}_{|i+1}} = {}^i\mathbf{R}_{|i+1} {}^{(|i+1)}\mathbf{r}_{\text{SP}_{|i+1}} \quad (5.7)$$

mit der Rotationsvorschrift zwischen dem $(\text{KS})_i$ und $(\text{KS})_{\langle i+1 \rangle}$ (vgl. Abbildung 5.7)

$${}^i\mathbf{R}_{|i+1} = \mathbf{E}, \quad (5.8)$$

wobei \mathbf{E} der Einheitsmatrix entspricht. Der Gesamtträgheitstensor ${}^{(\langle i \rangle)}\mathbf{J}_{\langle i \rangle}^{(\text{SP}_{\langle i \rangle})}$ des Segmentes $\langle i \rangle$ bezogen auf den Gesamtschwerpunkt $\text{SP}_{\langle i \rangle}$ im $(\text{KS})_{\langle i \rangle}$ ergibt sich über den Steiner'schen Satz zu

$$\begin{aligned} {}^{(\langle i \rangle)}\mathbf{J}_{\langle i \rangle}^{(\text{SP}_{\langle i \rangle})} = & {}^{(\langle i \rangle)}\mathbf{J}_{\langle i \rangle}^{(\text{SP}_{\langle i \rangle})} + m_{\langle i \rangle} \left({}^{(\langle i \rangle)}\widehat{\mathbf{r}}_{\text{SP}_{\langle i \rangle}, \text{SP}_{\langle i \rangle}} \right)^T {}^{(\langle i \rangle)}\widehat{\mathbf{r}}_{\text{SP}_{\langle i \rangle}, \text{SP}_{\langle i \rangle}} \\ & + {}^{(\langle i \rangle)}\mathbf{J}_{|i+1}^{(\text{S}_{|i+1})} + m_{|i+1} \left({}^{(\langle i \rangle)}\widehat{\mathbf{r}}_{\text{SP}_i, \text{SP}_{|i+1}} \right)^T {}^{(\langle i \rangle)}\widehat{\mathbf{r}}_{\text{SP}_i, \text{SP}_{|i+1}}. \end{aligned} \quad (5.9)$$

Dabei stellt ${}^{(\langle i \rangle)}\mathbf{r}_{\text{SP}_{\langle i \rangle}, \text{S}_{\diamond}}$ den Vektor zwischen dem Gesamtschwerpunkt $\text{SP}_{\langle i \rangle}$ und den Teilschwerpunkten SP_{\diamond} ($\diamond \in \{\langle i \rangle, |i+1\}$) dar. Es gilt der allgemeine Zusammenhang

$$\widehat{\mathbf{r}} = \begin{pmatrix} 0 & -r_z & r_y \\ r_z & 0 & -r_x \\ -r_y & r_x & 0 \end{pmatrix} \quad \text{für} \quad \mathbf{r} = (r_x, r_y, r_z)^T. \quad (5.10)$$

Zusammen mit der geometrischen Beschreibung, kann anschließend bspw. mittels Newton-Euler-Verfahren [SS00] die Gleichung für die inverse Dynamik des Manipulators mit den in Abbildung 5.7(d) dargestellten Segmenten und deren Teilschwerpunkten in der Form

$$\boldsymbol{\tau} = \mathbf{M}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{c}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) + \mathbf{g}(\mathbf{q}) + \mathbf{h}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \quad (5.11)$$

(äquivalent zu Gl. (2.24) unter Vernachlässigung der Reibeinflüsse in $\mathbf{h}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})$) aufgestellt werden. Im Falle des vorliegenden Manipulators können die Gelenkwinkel \mathbf{q} und zugehörige Ableitungen $\dot{\mathbf{q}}$ und $\ddot{\mathbf{q}}$ nicht unabhängig von den wirkenden Gelenkmomenten $\boldsymbol{\tau}$ bestimmt werden, da die Größen über den magnetischen Kreis, insbesondere den Luftspalt und damit den magnetischen Widerstand, gekoppelt sind. Entsprechend liegen weitere Abhängigkeiten vor, die eine Erweiterung von Gl. (5.11) nötig machen.

Magnetischer Kreis

Werden, wie in Abbildung 5.8(a) schematisch gezeigt, die Spulen (Windungszahl w) einer Seite des Einzelaktors mit dem Erregerstrom i_s beaufschlagt, ist die elektrische Durchflutung Θ

$$\Theta = w i_s = \oint_s \mathbf{H} \, d\mathbf{s} \quad (5.12)$$

gleich dem auf beliebigem Wege s geschlossenen Linienintegral der magnetischen Feldstärke \mathbf{H} [KEQ+12]. Aus der magnetischen Feldstärke \mathbf{H} kann über den proportionalen Zusammenhang

$$\mathbf{B} = \mu \mathbf{H} \quad \text{mit} \quad \mu = \mu_0 \mu_r \quad (5.13)$$

mit der magnetischen Feldkonstante μ_0 sowie der richtungs-, orts-, material- und feldstärkeabhängigen Permeabilitätszahl μ_r auf die magnetische Flussdichte \mathbf{B} geschlossen werden. Unter Hinzunahme der vom Fluss durchfetzten Fläche A ergibt sich der gesamte magnetische (Verkettungs-) Fluss Φ bzw. Ψ zwischen oberem und unterem Eisenkern einer Aktorseite zu:

$$\Psi = w \Phi \quad \text{mit} \quad \Phi = \int_A \mathbf{B} \, d\mathbf{A}. \quad (5.14)$$

Die lokale Flussdichte \mathbf{B} führt insbesondere an den Grenzflächen zwischen Eisenkern und Luftspalt durch die unterschiedliche Permeabilität μ zu einer lokalen Flächenkraftdichte \mathbf{f}_A . Da die Flächenkräfte immer in die Richtung wirken, in welche eine Verringerung des Magnetkreiswiderstandes erreicht wird, werden Kräfte in Richtung einer Luftspaltverringern zur Reduktion des magnetischen Widerstandes eingepreßt. Dadurch bedingt können nur die beiden Grenzwinkel q_{\max} bzw. q_{\min} gezielt erreicht werden. Es existiert demnach keine feste Mittelposition, sodass auch von binärer Aktuierung gesprochen werden kann. Zwischenpositionen sind instabil und können während eines Kippvorganges zwar durchfahren aber nicht gezielt angefahren werden. Weitere Grundlagen zur Modellierung von Elektromagneten sind in [KEQ+12] zu finden.

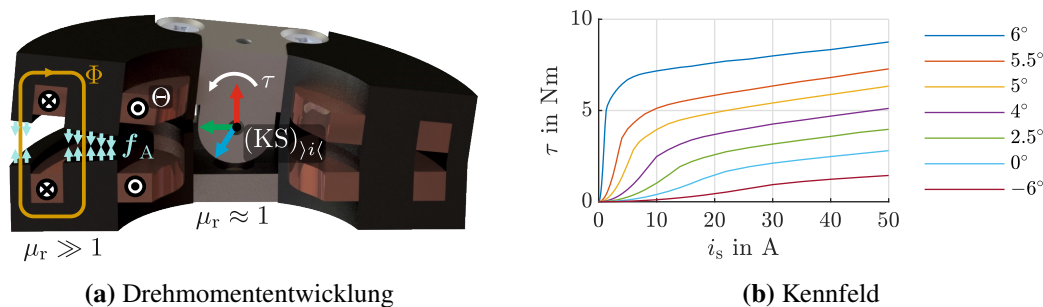


Abbildung 5.8: Schematische Skizze zur Drehmomententwicklung eines elektromagnetischen Einzelaktors i (a) sowie ein simuliertes Drehmoment-Kennfeld für einen elektromagnetischen Kippaktor aus VF50 (b) (beides nach [Dör17])

Das wirkende spezifische, winkelabhängige Drehmoment τ der Kerne um die Drehachse z bestimmt sich über das Integral des lokalen Flächenkraftdichtevektors $\mathbf{f}_A(q)$ und den Vektor des Hebelarms $\mathbf{r}_{A_i}(q)$ zur Drehachse über die Aktorfläche A mittels

$$\tau(q) = \int_A \mathbf{r}_{A_i}(q) \times \mathbf{f}_A(q) \, d\mathbf{A}. \quad (5.15)$$

Die durch den Erregerstrom begründete Durchflutung ist demnach hauptverantwortlich für die Drehmomententwicklung. Die Verteilung des magnetischen Flusses ist jedoch aufgrund des komplexen Designs des Einzelaktors und des magnetischen Kreises nicht trivial. Aus magnetostatischen FEM-Analysen wurden daher in [Dör17] Kennfelder zur Berücksichtigung der statischen Nichtlinearität des Eisenkreises aufgestellt, die gemäß Abbildung 5.8(b) Rückschlüsse auf das wirkende Drehmoment bei einem gegebenen, ggf. zeitveränderlichen Erregerstrom sowie Kippwinkel erlauben. Generell zeigt sich, dass sich das einstellende Antriebsmoment $\tau(q)$ in etwa proportional zum Quadrat des Spulenstroms und antiproportional zum Quadrat der Luftspaltgröße verändert. Unter Annahme gleichen Stroms folgt daher, dass sich im geöffneten Zustand im Vergleich zum geschlossenen Zustand ein deutlich geringeres Moment ausbildet [Dör17].

Der Kippvorgang wird, vgl. Abschnitt 5.1, über eine Kondensatorentladung eingeleitet. Unter Vernachlässigung verschiedener Einflussfaktoren (vgl. [TDK+16b]) kann das elektromagnetische System aus Abbildung 5.2(a) als gedämpfter, aber stark nicht-linearer Schwingkreis mit einer deutlichen Abhängigkeit vom wirkenden Strom sowie dem Gelenkwinkel und dessen zeitlichen Ableitungen betrachtet werden. Daher erfolgt in [Dör17] eine detailliertere Analyse des wirkenden Erregerstroms und des resultierenden Magnetfeldes auch unter Berücksichtigung vielfältiger Effekte, wie thermischer Einflüsse und transformatorisch induzierter Spannungen. Diese werden anschließend in einem geeigneten Berechnungsmodell zusammengeführt, vgl. [Dör17; DTOP19].

Gesamtsystem und Approximation

Das elektromagnetische Modell nach [Dör17] ermöglicht nun die Bestimmung des wirkenden Drehmoments τ in Abhängigkeit vom Kippwinkel, vgl. Abbildung 5.8(b), und der Dauer der Bestromung. Eine analytische Lösung von Gl. (5.11) ist daher nicht möglich. Unter Annahme einer ausreichend hohen Abtastrate mit $\Delta t = t_m - t_{m-1}$ lässt sich die direkte Dynamik des Manipulators, vgl. Gl. (2.23), über

$$\ddot{\mathbf{q}}(t_m) = \mathbf{M}(\mathbf{q}(t_{m-1}))^{-1}(\boldsymbol{\tau}(\mathbf{q}(t_{m-1}), t_{m-1}) - \mathbf{c}(\mathbf{q}(t_{m-1}), \dot{\mathbf{q}}(t_{m-1})) - \mathbf{g}(\mathbf{q}(t_{m-1}))) \quad (5.16)$$

jedoch approximieren. Das kippwinkel- und zeitabhängige Drehmoment $\boldsymbol{\tau}(\mathbf{q}(t_{m-1}), t_{m-1})$ ergibt sich aus dem Berechnungsmodell des Kippaktors. Mittels Integration der berechneten $\ddot{\mathbf{q}}$ kann auch auf die Winkelgeschwindigkeiten $\dot{\mathbf{q}}$ und Winkel \mathbf{q} aller Gelenke zurückgeschlossen und damit die gesamte Manipulatorbewegung beschrieben werden. Die Implementierung erfolgt skriptbasiert und wurde durch eine Mehrkörpersimulation in Matlab Simscape Multibody validiert.

Mit zunehmender Anzahl seriell angeordneter Einzelaktoren steigt auch die Dimension der verkoppelten Gleichungen in Gl. (5.16). Unter der Annahme, dass durch die Leistungselektronik die maximale Anzahl gleichzeitig kippender Aktoren auf $k = \{1, \dots, n\}$ beschränkt ist und alle anderen Aktoren ein ausreichend hohes Haltemoment aufweisen, kann eine Reduktion auf k verkoppelte Differenzialgleichungen erfolgen. Für dieses Ersatzmodell, vgl. Visualisierung in Abbildung 5.9,

werden alle sich im Haltezustand befindlichen Aktoren zu einem Starrkörper zusammengefasst. Unter der Annahme, dass auf den Manipulator bis auf die Gravitation keine weiteren externen

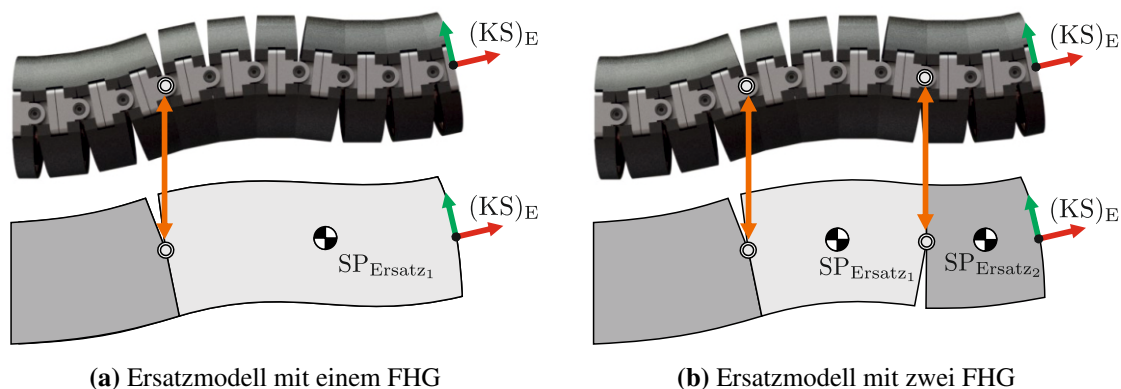


Abbildung 5.9: Ersatzmodell zur Dynamik des Manipulators unter Annahme $k = 1$ (a) bzw. $k = 2$ (b) gleichzeitig schaltender Aktoren

Kräfte und Momente wirken, ergibt sich die Gleichung der direkten Dynamik des Manipulators für den kippenden Aktor i durch Zusammenfassen der einzelnen Segmente $\langle j \rangle$ (mit $j \in \{i, \dots, n\}$) gemäß Abbildung 5.10 zu

$${}_{(i)}\ddot{\mathbf{q}}_i = \left({}_{(i)}\mathbf{J}_{\text{Ersatz}}^{(i)} \right)^{-1} \left({}_{(i)}\boldsymbol{\tau}_i + {}_{(i)}\mathbf{r}_{\text{SP}_{\text{Ersatz}}} \times {}_{(i)}\mathcal{F}_G \right). \quad (5.17)$$

Dabei entspricht

- ${}_{(i)}\ddot{\mathbf{q}}_i$ dem Vektor der Gelenkbeschleunigungen des Aktors $\langle i \rangle$. Da es sich um ein Drehgelenk mit einem FHG handelt, gilt ${}_{(i)}\ddot{\mathbf{q}}_i = (0, 0, q_i)^T$.
- ${}_{(i)}\boldsymbol{\tau}_i$ dem Vektor der Antriebsmomente des Aktors $\langle i \rangle$. Durch die Betrachtung im $(\text{KS})_{(i)}$ vereinfacht sich der Vektor zu $\boldsymbol{\tau}_i = (0, 0, \tau_i)^T$.
- \mathcal{F}_G der Gewichtskraft gemäß

$${}_{(i)}\mathcal{F}_G = m_{\text{Ersatz}(i)}\mathbf{g}, \quad (5.18)$$

was eine Umrechnung des Gravitationsvektors ${}_{(i)}\mathbf{g}$ in das $(\text{KS})_{(i)}$ erforderlich macht. Es gilt der Zusammenhang aus der direkten Kinematik

$${}_{(i)}\mathbf{g} = {}^{i}\mathbf{R}_{0(0)}\mathbf{g}. \quad (5.19)$$

- m_{Ersatz} der Gesamtmasse des Ersatzkörpers aus der Summe der einzelnen Segmentmassen

$$m_{\text{Ersatz}} = \sum_{j=i}^n m_{\langle j \rangle}. \quad (5.20)$$

- ${}_{i\langle} \mathbf{r}_{\text{SP}_{\text{Ersatz}}}$ dem Ortsvektor des Ersatzschwerpunkts im $(\text{KS})_{i\langle}$. Er berechnet sich aus den einzelnen Segmentmassen $m_{\langle j \rangle}$ und den Ortsvektoren der individuellen Segmentschwerpunkte ${}_{i\langle} \mathbf{r}_{\text{SP}_{\langle j \rangle}}$ mittels

$${}_{i\langle} \mathbf{r}_{\text{SP}_{\text{Ersatz}}} = \frac{\sum_{j=i}^n m_{\langle j \rangle} {}_{i\langle} \mathbf{r}_{\text{SP}_{\langle j \rangle}}}{m_{\text{Ersatz}}}. \quad (5.21)$$

- ${}_{i\langle} \mathbf{J}_{\text{Ersatz}}^{(i\langle)}$ dem Trägheitstensor des Ersatzstarrkörpers um den Ursprung des $(\text{KS})_{i\langle}$ und ausgerichtet am $(\text{KS})_{i\langle}$. Er berechnet sich aus den individuellen Segmentträgheitstensenoren ${}_{i\langle} \mathbf{J}_{\langle j \rangle}^{(\text{SP}_{\langle j \rangle})}$ um die Segmentschwerpunkte $\text{SP}_{\langle j \rangle}$ unter Berücksichtigung der individuellen Segmentmassen $m_{\langle j \rangle}$ sowie den Abständen zwischen $\text{SP}_{\langle j \rangle}$ und dem Ursprung des $(\text{KS})_{i\langle}$ gemäß dem Steiner'schen Satz zu

$${}_{i\langle} \mathbf{J}_{\text{Ersatz}}^{(i\langle)} = \sum_{j=i}^n \left({}_{i\langle} \mathbf{J}_{\langle j \rangle}^{(\text{SP}_{\langle j \rangle})} + m_{\langle j \rangle} \left({}_{i\langle} \hat{\mathbf{r}}_{\text{SP}_{\langle j \rangle}} \right)^{\text{T}} {}_{i\langle} \hat{\mathbf{r}}_{\text{SP}_{\langle j \rangle}} \right). \quad (5.22)$$

Es gilt weiterhin der Zusammenhang

$${}_{i\langle} \mathbf{J}_{\langle j \rangle}^{(\text{SP}_{\langle j \rangle})} = {}_{i\langle} \mathbf{R}_{\langle j \rangle \langle j \rangle} \mathbf{J}_{\langle j \rangle}^{(\text{SP}_{\langle j \rangle})} {}_{i\langle} \mathbf{R}_{\langle j \rangle}^{\text{T}} \quad (5.23)$$

für den Basiswechsel der Teilschwerpunktträgheiten sowie die Definition für $\hat{\mathbf{r}}$ aus Gl. (5.10).

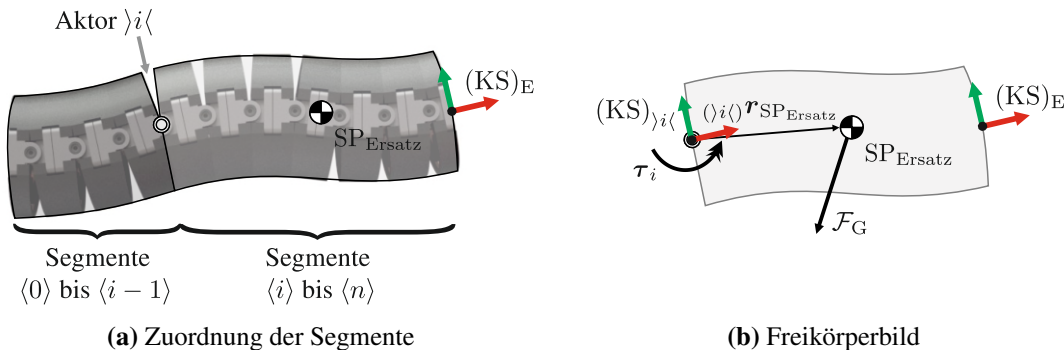


Abbildung 5.10: Details zur Bestimmung der Dynamikgleichung bei einem Ersatzmodell für einen schaltenden Aktor

Dieser Ansatz reduziert den Berechnungsaufwand ohne Verlust der Allgemeingültigkeit unter der Voraussetzung ausreichender Haltemomente. Zu geringe Haltemomente hingegen können dazu führen, dass der Manipulator Bewegungen vollführt, die durch das vereinfachte Modell nicht berücksichtigt werden. Kritisch sind hier insbesondere impulsförmige Kräfte, die durch hohe Beschleunigungen beim Erreichen der Aktorendlagen in die serielle Kette eingeleitet werden. Systembedingt steigt die Beschleunigung der Aktorhälften während des Kippvorgangs durch die Verringerung des Luftspalts. Durch die Einschaltdauer Δt_{on} kann das Antriebsmoment und damit auch die Auftreffgeschwindigkeit jedoch variiert werden, vgl. [Dör17]. Eine optimale

Einschaltdauer [DTOP19] führt dazu, dass der Aktor mit minimaler Geschwindigkeit auf den Anschlag aufprallt. Dieses setzt jedoch eine hohe Modellierungsgüte für den Kippvorgang voraus.

5.3 Identifikation der Modellparameter

Die Bewegungsplanung erfordert ein genaues Modell des verwendeten Manipulators. Daher wird im Anschluss an die Modellierung eine Identifikation der Modellparameter mittels am Prüfstand aufgezeichneter Daten durchgeführt. In der Literatur verfügbare Verfahren für die Identifikation kinematischer wie auch dynamischer Modellparameter stützen sich grundsätzlich auf das Prinzip, dass zunächst ein Modell des Roboters erarbeitet und – falls möglich – in eine parameterlineare Form überführt wird. Anschließend werden anhand von Messdaten die Modellparameter derart identifiziert, dass sich der Fehler zwischen Modell und Messung reduziert. Die verwendeten Optimierungsverfahren sind abhängig vom gewählten Modell, den betrachteten Nebenbedingungen und Parameterbeschränkungen. Typischerweise wird zunächst eine kinematische Kalibrierung durchgeführt, ehe im Anschluss die Identifikation der Dynamikparameter erfolgen kann, da diesem das kinematische Modell zugrunde liegt. Für allgemeine serielle Manipulatoren geben [EGZ+04; CLC+14] einen Überblick hinsichtlich der Kinematik und [WWY10; ACC99] hinsichtlich der Dynamik. Für schlangenartige Roboter generell und hyperredundante, binär aktuierte Manipulatoren im Speziellen sind nach bestem Wissen der Autorin keine Forschungsarbeiten verfügbar.

Das hier präsentierte Vorgehen orientiert sich an dem in [TDK+16b] veröffentlichten Identifikationsablauf für eine elektromagnetische Kippaktorkette aus Stahl und wird im Folgenden auf die Gegebenheiten der Vf50-Kette adaptiert. Hierfür wird zunächst eine Identifikationstrajektorie durch den in Abschnitt 5.1.2 dargelegten Versuchsaufbau abgefahren und die sich einstellende Endeffektortrajektorie gemessen. Im Anschluss werden aus den Messdaten des optischen Trackings und dem Modell aus Abschnitt 5.2 zunächst die kinematischen und darauf aufbauend die dynamischen Parameter identifiziert und abschließend mit einem zusätzlichen, messtechnisch aufgezeichneten Bewegungsablauf evaluiert. Weiterführende Untersuchungen bezüglich Einflussgrößen auf die Identifikation insbesondere hinsichtlich der kinematischen Parameter, bspw. die Wahl der verwendeten Identifikationskonfigurationen und der Einfluss des Vorschubs, sind ergänzend in [Sta17; Gla19] zu finden.

5.3.1 Kinematik

Die Kinematik beschreibt den geometrischen Zusammenhang zwischen Kippwinkel und Endeffektorlage bzw. Position der Aktorkette. Diese wird durch die in Abschnitt 5.2.1 beschriebenen Parameter bestimmt, wobei Einflüsse der Dynamik zunächst vernachlässigt werden. Für den

vollständigen Parametersatz ergibt sich der Vektor der kinematischen Parameter \mathbf{p}_{kin} aus den DH-Parametern (vgl. Abschnitt 2.2.1 und Abschnitt 5.2.1) zu

$$\mathbf{p}_{\text{kin}} = (\mathbf{q}_{\text{max}}^T, \mathbf{q}_{\text{min}}^T, \mathbf{d}^T, \mathbf{a}^T, \boldsymbol{\alpha}^T)^T \quad \text{mit} \quad \mathbf{p}_{\text{kin}} \in \mathbb{R}^{5n}, \quad (5.24)$$

wobei für die einzelnen Vektoren

$$\diamond = (\diamond_1, \dots, \diamond_n)^T, \quad \text{mit} \quad \diamond \in \{q_{\text{max}}, q_{\text{min}}, d, a, \alpha\} \quad (5.25)$$

gilt. Der Parametervektor \mathbf{p}_{kin} wird mit CAD-Daten des Manipulators aus Tabelle 5.2(a) initialisiert. Aus den Messergebnissen für die Endeffektorlage werden anschließend einzelne Zeitpunkte extrahiert, in denen sich der Manipulator in Ruhe befindet. Aus den Ansteuersignalen, d.h. der Sollkonfiguration \mathbf{K} , und dem kinematischen Modell mit den kinematischen Parametern können die geschätzten Endeffektorlagen über

$${}_{(B)}\tilde{\mathbf{x}}_E = \mathbf{f}(\mathbf{K}, \mathbf{p}_{\text{kin}}) \quad (5.26)$$

bestimmt und mit der gemessenen Endeffektorlage ${}_{(B)}\mathbf{x}_E$ verglichen werden. Der Positionsfehler des Endeffektors zwischen Soll- und Istposition wird für eine allgemeine Konfiguration j über

$$e_{\text{pos}_j} = \left\| {}_{(B)}\tilde{\mathbf{r}}_{E_j} - {}_{(B)}\mathbf{r}_{E_j} \right\|_2 \quad (5.27)$$

beschrieben, während der Orientierungsfehler zunächst unbeachtet bleibt. Der Vergleich zwischen Messungen des Endeffektors sowie dem mit CAD-Daten aus Tabelle 5.2(a) initialisierten Modell sind in Abbildung 5.11 dargestellt. Es wurde eine Trajektorie aus insgesamt 80 über den Arbeitsraum verteilte Konfigurationen ausgewählt. Da zwischen den jeweiligen Konfigurationen nur einzelne Aktoren ihren Zustand ändern, führt das zu teilweise nur geringfügig unterschiedlichen Endeffektorlagen. In den Ergebnissen zeigen sich deutliche Abweichungen bis zu 8,4 mm, sodass eine Identifikation der kinematischen Parameter nötig ist, um eine ausreichende Genauigkeit zwischen Modell und Messung garantieren zu können.

Im Verlauf der Identifikation wird \mathbf{p}_{kin} derart optimiert, dass der euklidische Abstand der gemessenen und geschätzten Endeffektorposition über alle $m = 80$ betrachteten Konfigurationen reduziert wird:

$$\mathbf{p}_{\text{kin}_{\text{opt}}} = \arg \min_{\mathbf{p}_{\text{kin}}} \sum_{j=1}^m e_{\text{pos}_j}. \quad (5.28)$$

Unter Annahme der Parametergrenzen von

$$3^\circ \leq \theta_{i_{\text{max}}} \leq 9^\circ \quad \forall \quad 1 \leq i \leq 10 \quad (5.29)$$

$$-9^\circ \leq \theta_{i_{\text{min}}} \leq -3^\circ \quad \forall \quad 1 \leq i \leq 10 \quad (5.30)$$

$$-0,5 \text{ mm} \leq d_i \leq 0,5 \text{ mm} \quad \forall \quad 1 \leq i \leq 10 \quad (5.31)$$

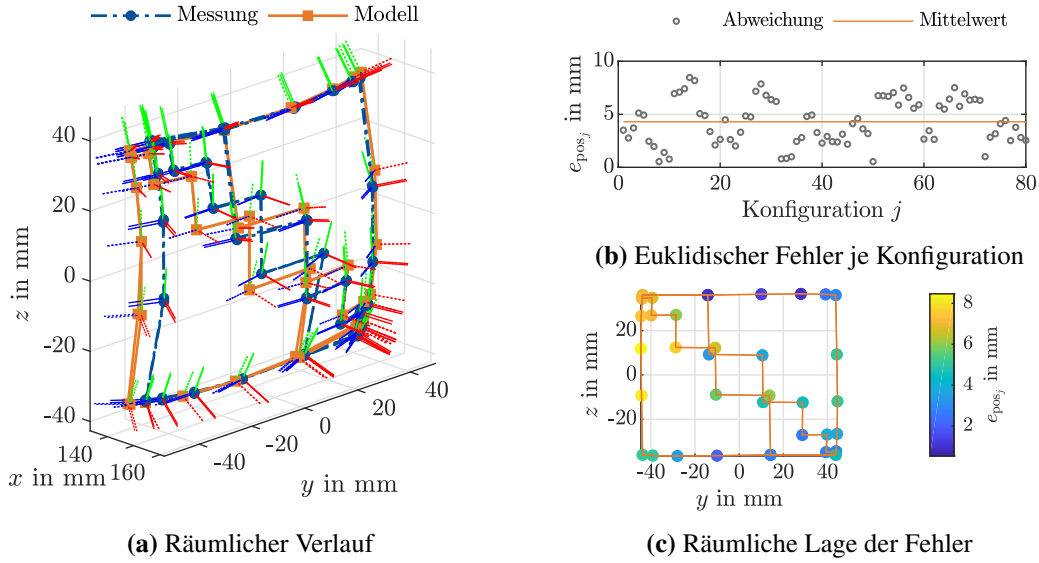


Abbildung 5.11: Vergleich zwischen gemessenen und mittels CAD-Daten aus Tabelle 5.2(a) modellierten Endeffektorposen des verwendeten Identifikationsablaufs (Ausgangszustand vor der Identifikation)

$$14 \text{ mm} \leq a_i \leq 18 \text{ mm} \quad \forall \quad 1 \leq i \leq 9 \quad \wedge \quad 6 \text{ mm} \leq a_{10} \leq 10 \text{ mm} \quad (5.32)$$

$$85^\circ \leq \alpha_i \leq 95^\circ \quad \forall \quad 1 \leq i \leq 9 \quad \wedge \quad -5^\circ \leq \alpha_{10} \leq 5^\circ \quad (5.33)$$

liefert eine Optimierung mittels Sequenzieller Quadratischer Programmierung (SQP) ausgehend von den CAD-Parametern in Tabelle 5.2(a) die in Abbildung 5.12 dargestellten Ergebnisse. Im Vergleich zum initialen Schritt mit CAD-Parametern konnte der maximale euklidische Fehler am Endeffektor mit Hilfe der identifizierten Parameter auf 2,1 mm und der mittlere euklidische Fehler von 4,3 mm auf 0,6 mm reduziert werden. Die in Abbildung 5.12(a) zusätzlich dargestellten Endeffektororientierungen zeigen jedoch noch verbleibende Restabweichungen, die durch die Optimierung auf die Positionsabweichung des Endeffektors zunächst unberücksichtigt geblieben sind.

Zur Evaluation der Parameterqualität wird daher die Abbildung der Messwerte auf die einzelnen Gelenkwinkel für die betrachteten Konfigurationen durchgeführt. Bei ausreichend hoher Identifikationsgüte entspricht die modellierte Endeffektorlage ${}^0\tilde{\mathbf{T}}_E$ der gemessenen Endeffektorlage ${}^0\mathbf{T}_E$:

$${}^0\mathbf{T}_E(\mathbf{q}) = {}^0\tilde{\mathbf{T}}_E(\mathbf{q}, \mathbf{p}_{\text{kin}}). \quad (5.34)$$

Aus den Grundlagen für die kinematische Modellierung mittels DH-Parametern, vgl. Gl. (2.13), kann die Endeffektorlage eines seriellen Roboters allgemein über

$${}^0\mathbf{T}_E(\mathbf{q}) = {}^0\tilde{\mathbf{T}}_{i-1}(\mathbf{q}, \mathbf{p}_{\text{kin}})^{i-1} \tilde{\mathbf{T}}_i(q_i, \mathbf{p}_{\text{kin}})^i \tilde{\mathbf{T}}_E(\mathbf{q}, \mathbf{p}_{\text{kin}}) \quad (5.35)$$

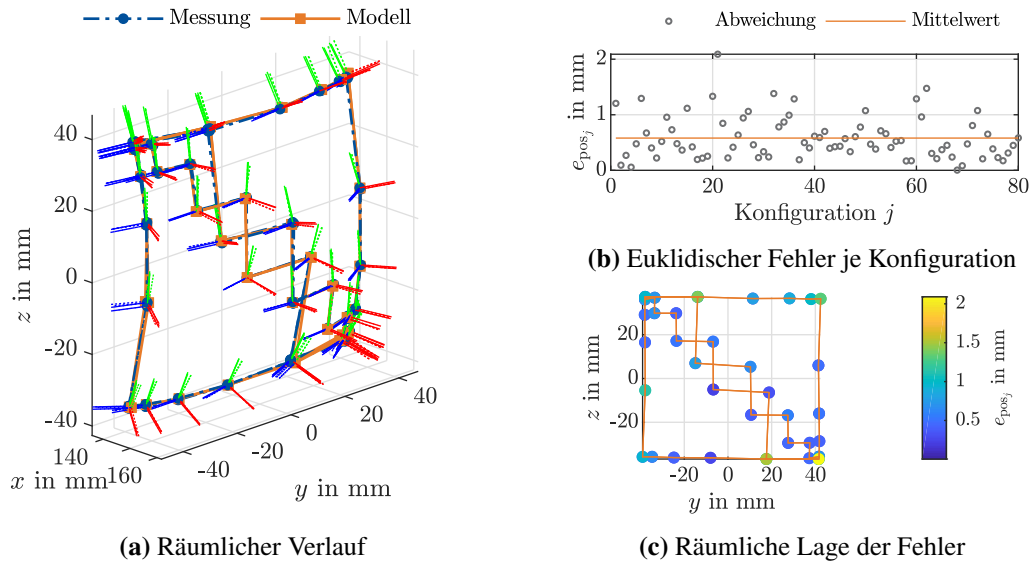


Abbildung 5.12: Vergleich zwischen gemessenen und mittels $\mathbf{p}_{\text{kin,opt}}$ modellierten Endeffektorposen des Identifikationsablaufs

mit

$${}^{i-1}\tilde{\mathbf{T}}_i(q_i, \mathbf{p}_{\text{kin}}) = \underbrace{\begin{pmatrix} \cos(q_i) & -\sin(q_i) & 0 & 0 \\ \sin(q_i) & \cos(q_i) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}}_{\tilde{\mathbf{T}}_{r_z}} \underbrace{\begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & a_i \\ 0 & \cos(\alpha_i) & -\sin(\alpha_i) & 0 \\ 0 & \sin(\alpha_i) & \cos(\alpha_i) & d_i \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}}_{\tilde{\mathbf{T}}_{t,r_x}(\mathbf{p}_{\text{kin}})} \quad (5.36)$$

beschrieben werden. Unter der Annahme, dass die kinematischen Parameter durch \mathbf{p}_{kin} bekannt sind und sich die einzelnen Aktoren der Kette nur in den durch die Bewegungsplanung vorgegebenen Endlagen befinden, kann die Qualität der Parameterschätzung durch die Berechnung einzelner Gelenkwinkel bewertet werden, vgl. Abbildung 5.13: Seien die Gelenkwinkel $q_j \forall j \in \{1, 2, \dots, 10\} \setminus \{i\}$ für alle Gelenke bis auf i bekannt, so kann aus der gegebenen Endeffektorlage der sich einstellende Gelenkwinkel \tilde{q}_i geschätzt werden. Der Zusammenhang

$$\tilde{\mathbf{T}}_{r_z} = \left({}^0\tilde{\mathbf{T}}_{i-1}(\mathbf{q}) \right)^{-1} {}^0\mathbf{T}_E(\mathbf{q}) \left(\tilde{\mathbf{T}}_{t,r_x} {}^i\tilde{\mathbf{T}}_E(\mathbf{q}) \right)^{-1} \quad (5.37)$$

beschreibt dafür allgemein den rotatorischen Anteil um die Drehachse des Gelenks i , wobei der Kippwinkel über die einzelnen Koeffizientenⁱⁱⁱ von $\tilde{\mathbf{T}}_{r_z}$ mittels

$$\tilde{q}_i = \arctan2 \left(\tilde{\mathbf{T}}_{r_z}(2,1), \tilde{\mathbf{T}}_{r_z}(1,1) \right) \quad (5.38)$$

ⁱⁱⁱDie Schreibweise $A(i,j)$ beschreibt den Eintrag in Zeile i und Spalte j der Matrix A

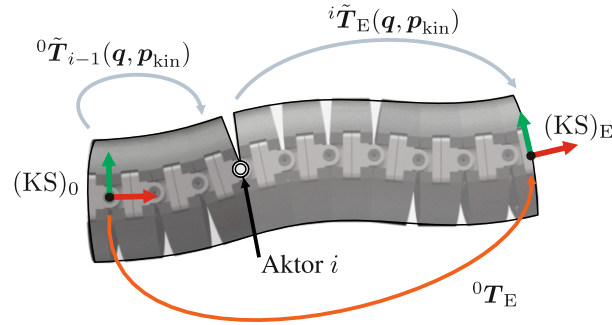


Abbildung 5.13: Prinzip der inversen Kinematik zur Berechnung der sich einstellenden Gelenkwinkel \tilde{q}_i basierend auf der gemessenen Endeffektorlage 0T_E und den identifizierten Kinematikparametern p_{kin}

geschätzt wird. Die Abweichung zwischen \tilde{q}_i und der relevanten, identifizierten Gelenkwinkelgrenze $\theta_{i_{max}}$ bzw. $\theta_{i_{min}}$ muss für eine gute Generalisierbarkeit über die zur Identifikation herangezogenen Konfigurationen möglichst gering sein. Abbildung 5.14 zeigt, dass dieses mit $p_{kin_{opt}}$ aus der Kinematikidentifikation nicht gegeben ist. Daher erfolgt unter Forderung einer maximalen Endeffektorabweichung $e_{pos_{max}}$ eine zweite Stufe der Parameteridentifikation zur Verringerung der Abweichung $e_{q_{j,i}}$ zwischen \tilde{q}_i und $\theta_{i_{max}}$ bzw. $\theta_{i_{min}}$ für jede Konfiguration j :

$$p_{kin_{ident}} = \arg \min_{p_{kin}} \sqrt{\sum_{j=1}^m \sum_{i=1}^{10} e_{q_{j,i}}^2} \quad (5.39)$$

unter der Forderung einer maximal zulässigen Endeffektorabweichung $e_{pos_{max}}$ für alle betrachteten Konfigurationen, d. h. für $e_{pos_j} \leq e_{pos_{max}}$ als nicht-lineare Nebenbedingung und mit den Parametergrenzen aus Gl. (5.29) bis Gl. (5.33).

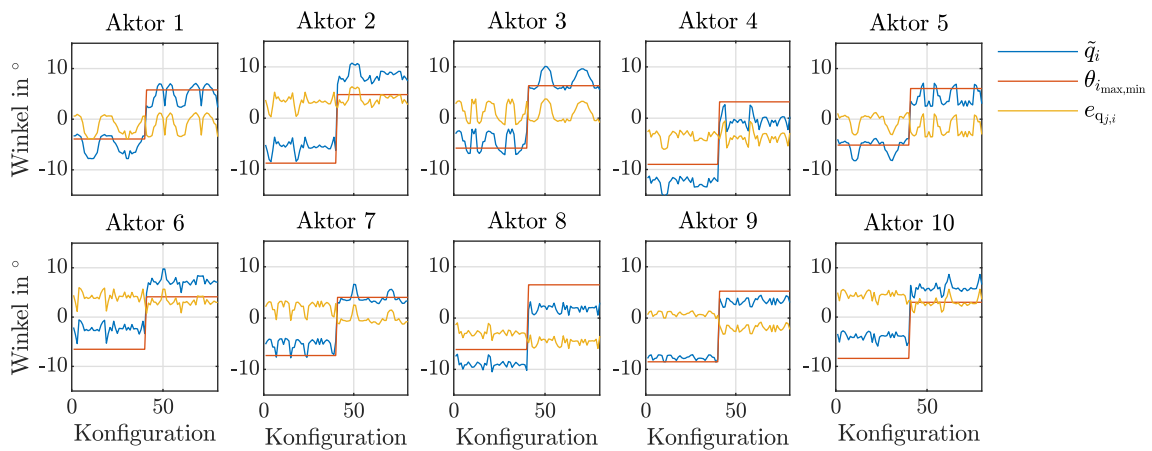


Abbildung 5.14: Aus der gemessenen Endeffektorlage geschätzte Gelenkwinkel \tilde{q}_i basierend auf $p_{kin_{opt}}$

Mittels einer Pattern-Search-Optimierung nach [HJ61] wird die Abweichung zu den identifizierten Gelenkwinkelendlagen für die betrachtete Identifikationstrajektorie deutlich reduziert, siehe Abbildung 5.15. Der maximale Endeffektorfehler von $e_{\text{pos,max}} = 2,1$ mm, gegeben durch die Ergebnisse des ersten Identifikationsschritts zur Kinematik, wird durchgängig eingehalten. Gleichzeitig wird eine gute Generalisierbarkeit der mittels inverser Kinematik bestimmten Gelenkwinkel erreicht, siehe Abbildung 5.16. Für den Endeffektorfehler ergibt sich eine maximale Abweichung von 2,0 mm bei einer mittleren euklidischen Abweichung von 1,3 mm. Die in diesem Identifikationsschritt bestimmten Parameter sind in Tabelle 5.2(b) dargestellt.

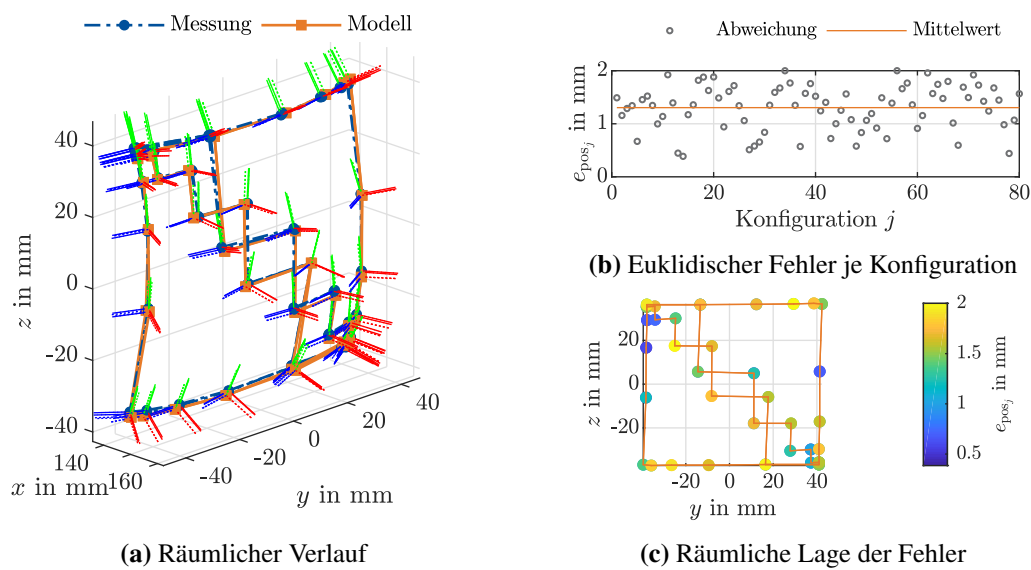


Abbildung 5.15: Vergleich zwischen gemessenen und mittels $\mathbf{p}_{\text{kin,ident}}$ modellierten Endeffektorposen des Identifikationsablaufs

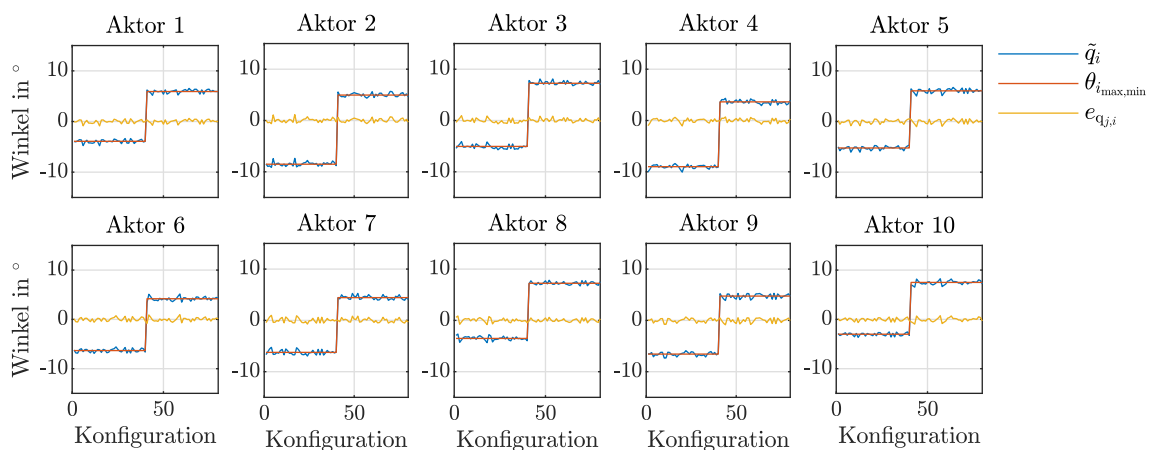


Abbildung 5.16: Aus der gemessenen Endeffektorlage geschätzte Gelenkwinkel \tilde{q}_i basierend auf $\mathbf{p}_{\text{kin,ident}}$

Tabelle 5.2: DH-Parameter zur Modellierung der direkten Kinematik des elektromagnetischen Manipulators mit $n = 10$ Einzelaktoren – initiale CAD-Parameter und final identifizierte Parameter

(a) initiale CAD-Parameter p_{kinCAD}						(b) identifizierte Parameter p_{kinident}					
i	$\theta_{i_{\max}}$ in °	$\theta_{i_{\min}}$ in °	d_i in mm	a_i in mm	α_i in °	i	$\theta_{i_{\max}}$ in °	$\theta_{i_{\min}}$ in °	d_i in mm	a_i in mm	α_i in °
1	6	-6	0	16	90	1	5,9	-3,9	-0,2	14,8	87,0
2	6	-6	0	16	90	2	4,9	-8,5	-0,5	14,0	92,6
3	6	-6	0	16	90	3	7,2	-5,1	-0,0	17,9	89,7
4	6	-6	0	16	90	4	3,6	-8,9	0,2	17,5	90,7
5	6	-6	0	16	90	5	6,0	-5,2	0,5	18,0	89,2
6	6	-6	0	16	90	6	4,2	-6,3	-0,5	17,9	93,5
7	6	-6	0	16	90	7	4,4	-6,2	-0,5	17,9	91,2
8	6	-6	0	16	90	8	7,2	-3,5	-0,5	14,1	85,0
9	6	-6	0	16	90	9	4,7	-6,5	0,5	14,2	93,9
10	6	-6	0	8	0	10	7,5	-3,1	0,4	6,1	-1,1

5.3.2 Dynamik

Die Dynamik des Manipulators hängt, wie in Abschnitt 5.2.2 aufgezeigt, von den mechanischen Eigenschaften sowie von denen des elektromagnetischen Systems ab. Gemäß der Arbeiten von Dörbaum [DWT+16; Dör17] hinsichtlich des elektromagnetischen Systems lässt sich festhalten, dass, durch Fertigungstoleranzen bedingt, die wirkenden Anzugs- und Haltemomente der Einzelaktoren deutlich streuen. Die messtechnisch erfassten Werte für die einzelnen Haltemomente werden in dem verfügbaren Simulationsmodell aus [Dör17] zwar hinterlegt, der transiente Verlauf des Antriebsmoments während eines Kippvorgangs kann jedoch nicht messtechnisch erfasst werden. Daher wird die Bewegung mittels der Ausführungen in Abschnitt 5.2.2 und des Kennfelds aus Abbildung 5.8(b) angenähert, was die erreichbare Modellierungstiefe einschränkt.

Hinsichtlich des elektromagnetischen Systems hat insbesondere die Bestromungsdauer Δt_{on} einen großen Einfluss auf die einzelne Kippbewegung, wie in Abbildung 5.17 exemplarisch an einem Kippvorgang des sechsten Aktors dargestellt ist. Mit steigender Bestromungsdauer und damit steigendem Energieeintrag strebt der Aktor zunehmend sich zu schließen. Ist Δt_{on} nicht ausreichend, kann kein erfolgreicher Kippvorgang stattfinden, und der Aktor geht wieder in seine Ausgangslage zurück. Erst ab einem gewissen Energieeintrag, der abhängig von Reibung, Gravitationseinflüssen, externen Kräften, etc. ist, kann ein vollständiger Kippvorgang erfolgen. Eine Erhöhung von Δt_{on} beschleunigt den Kippvorgang. Wie in [TDK+16a] gezeigt, kann eine zu hohe Bestromungsdauer am realen Prüfstand dazu führen, dass durch die eingebrachte impulsförmige Kraft beim Erreichen der Endlage andere Aktoren in der seriellen Kette trotz anliegendem Haltemoment unabsichtlich öffnen und ggf. umklappen. Abbildung 5.17 zeigt zusätzlich einen Vergleich zwischen dem Mo-

dell aus Gl. (5.16) sowie einer Messung, bei der der mittels optischem Tracking aufgezeichnete Endeffektorverlauf über die inverse Kinematik in einen Kippwinkelverlauf umgerechnet wurde. Es sind größere Differenzen erkennbar, die sich u. a. daraus ergeben, dass die verwendete Modellierung des elektromagnetischen Systems aus [Dör17] zwar auch an Vf50-Aktoren untersucht, das Zusammenwirken innerhalb einer seriellen Kette jedoch primär für Einzelaktoren aus St37 (Baustahl) experimentell validiert wurde. Entsprechend signifikante Modellgenauigkeiten des Vf50-Manipulators hinsichtlich des Antriebsmoments können im Rahmen dieser Arbeit daher nur durch Variation der Bestromungsdauer Δt_{on} ausgeglichen werden, da die aus dem Starrkörpermodell der Dynamik resultierenden Fehler in geringeren Größenordnungen anzusiedeln sind. Wird für die initialen CAD-Parameter eine nicht erfolgreiche Kippung modelliert, kann auch durch die Variation der Dynamikparameter in der Regel keine erfolgreiche Kippung in der Simulation erzielt werden. Für die präsentierten Ergebnisse musste daher in diesen Fällen die Bestromungsdauer aus der Bewegungsvorgabe am Prüfstand für die Simulation um wenige Millisekunden adaptiert werden.

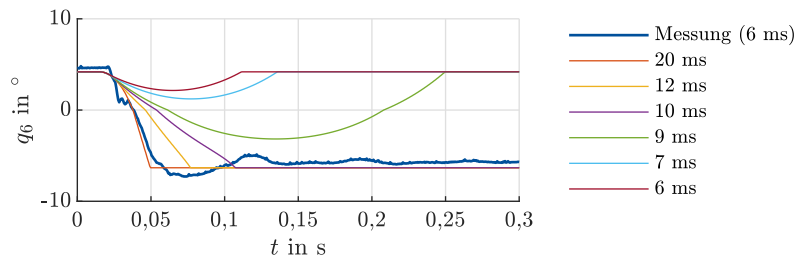


Abbildung 5.17: Einfluss verschiedener Bestromungsdauern Δt_{on} auf einen exemplarischen Kippvorgang von Aktor 6, unter Verwendung des Aktormodells aus [Dör17] und von CAD-Parametern für das dynamische Modell

Die Parameter des Starrkörpermodells entsprechen allgemein den Kenndaten eines einzelnen Segmentes $\langle i \rangle$ des Manipulators, also der Gesamtmasse des Segmentes $m_{\langle i \rangle}$ (1 Parameter), der Position des Segmentenschwerpunkts ${}_{\langle i \rangle} \mathbf{r}_{\text{SP}_{\langle i \rangle}}$ (3 Parameter) sowie dem entsprechenden Trägheitstensor ${}_{\langle i \rangle} \mathbf{J}_{\langle i \rangle}^{(\text{SP})_{\langle i \rangle}}$ (6 Parameter), vgl. insbesondere Gl. (5.4) und folgende. Aus Symmetriegründen ist zu erwarten, dass der Gesamtschwerpunkt mittig im Segment liegt und daher nur ein freier Parameter zu identifizieren ist:

$${}_{\langle i \rangle} \mathbf{r}_{\text{SP}_i} = \left(x_{\text{SP}_{\langle i \rangle}}, 0, 0 \right)^T. \quad (5.40)$$

Aus gleichem Grund kann angenommen werden, dass die Deviationsmomente um Größenordnungen kleiner sind als die Hauptträgheitsmomente, sodass sich ${}_{\langle i \rangle} \mathbf{J}_{\langle i \rangle}^{(\text{SP})_{\langle i \rangle}}$ zu

$${}_{\langle i \rangle} \mathbf{J}_{\langle i \rangle}^{(\text{SP})_{\langle i \rangle}} \begin{pmatrix} J_{xx_{\langle i \rangle}} & 0 & 0 \\ 0 & J_{yy_{\langle i \rangle}} & 0 \\ 0 & 0 & J_{zz_{\langle i \rangle}} \end{pmatrix} \quad (5.41)$$

vereinfacht. Pro Segment sind daher insgesamt fünf Parameter für die dynamische Beschreibung ausreichend.

Werden zunächst einzelne Kippvorgänge betrachtet und angenommen, dass alle anderen Aktoren ausreichendes Haltemoment aufweisen, kann angenommen werden, dass sich die dynamischen Parameter eines Segments $\langle i \rangle$ primär auf die darunterliegenden i Aktoren (d. h. Aktoren $\langle 1 \rangle$ bis $\langle i \rangle$) auswirken. Daher erfolgt die Identifikation segmentweise vom Endeffektor zur Basis, wobei das Optimierungsproblem für Segment $\langle i \rangle$ bei m betrachteten Kippvorgängen zu

$$\mathbf{p}_{\text{dyn}_{i,\text{opt}}} = \arg \min_{\mathbf{p}_{\text{dyn}_i}} \sum_{j=1}^m \left\| \Delta \mathbf{q}_{i_j} \right\|_2 \quad (5.42)$$

definiert wird. Dabei entspricht $\mathbf{p}_{\text{dyn}_i}$ dem Parametervektor des Segments $\langle i \rangle$

$$\mathbf{p}_{\text{dyn}_i} = (m_i, x_{\text{SP}_i}, J_{\text{xx}_i}, J_{\text{yy}_i}, J_{\text{zz}_i})^T \quad (5.43)$$

und $\Delta \mathbf{q}_{i_j}$ der Winkeldifferenz

$$\Delta \mathbf{q}_{i_j} = \tilde{\mathbf{q}}_{i_j} - \mathbf{q}_{i_j} \quad (5.44)$$

zwischen modelliertem und mittels inverser Kinematik aus den Messwerten berechnetem Gelenkwinkelverlauf $\tilde{\mathbf{q}}_{i_j}$ bzw. \mathbf{q}_{i_j} für einen beliebigen Kippvorgang j des Gelenks i . Die einzelnen Einträge in \mathbf{q} und $\tilde{\mathbf{q}}$ entsprechen dabei äquidistanten Zeitpunkten, an denen der Verlauf ausgewertet wird. Unter der Annahme ausreichender Haltemomente aller nicht kippenden Aktoren wird der Winkelverlauf des Gelenks i – wie schon in Abschnitt 5.3.1 dargestellt – mittels inverser Kinematik aus der Endeffektorlage bestimmt, vgl. Gl. (5.38).

Für den bereits in Abschnitt 5.3.1 zur Identifikation herangezogenen Bewegungsablauf ergeben sich die in Abbildung 5.18 exemplarisch und in Anhang C.1 ausführlich dargestellten Kippverläufe. Es zeigt sich, dass das elektromagnetische System die Performanz der Aktorkette aus Vf50 dominiert. Insbesondere bei den oberen Aktoren, die nur wenig Masse bewegen und damit wenig Trägheit überwinden müssen und folglich geringe Bewegungszeiten aufweisen, kann eine Identifikation der dynamischen Parameter keinen signifikanten Zugewinn liefern. Der Einfluss der dynamischen Parameter wird bei tieferliegenden Aktoren deutlicher, da höhere Massen und Trägheiten wirken. Die Modellgenauigkeit konnte hier sichtbar gesteigert werden. Bei den Ergebnissen in [TDK+16b; TDK+16a] war der Einfluss der Starrkörperparameter auf das dynamische Verhalten durch die ungünstigeren magnetischen Eigenschaften des Materials (St37 anstelle von Vf50) von höherer Relevanz, sodass die Identifikation der Dynamik noch einen deutlicheren Zugewinn hinsichtlich der Genauigkeit zur Abbildung der Kippvorgänge liefern konnte.

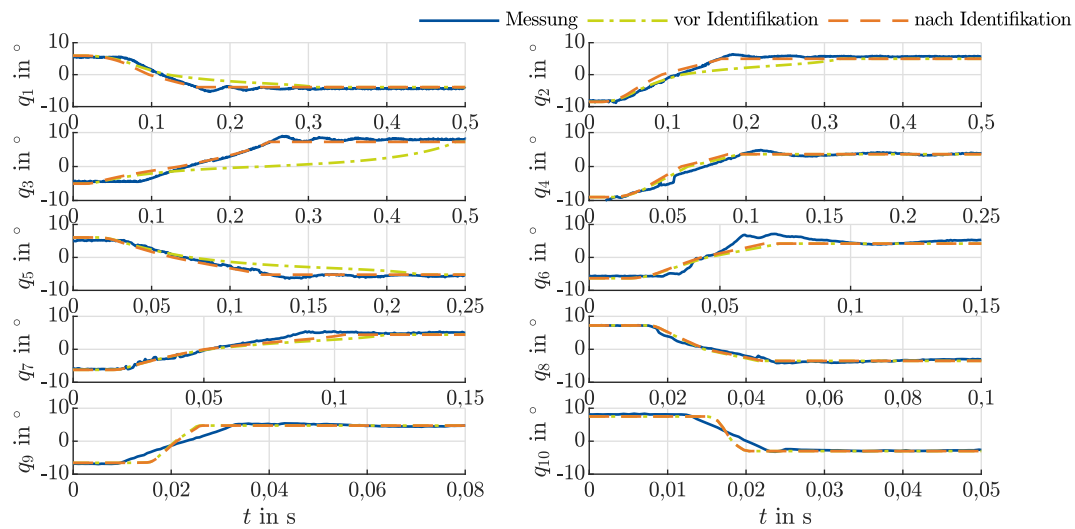


Abbildung 5.18: Vergleich zwischen gemessenen und modellierten Kippverläufen für die einzelnen Kippvorgänge des Identifikationspfades anhand ausgewählter Kippverläufe

5.3.3 Evaluation

Für eine abschließende Evaluation der Genauigkeit werden die identifizierten Parameter auf einen weiteren gemessenen Bewegungsablauf angewendet, der insbesondere – aber aufgrund des diskreten Arbeitsraums nicht ausschließlich – Endeffektorlagen beinhaltet, die nicht Teil der Identifikations-trajektorie waren. Mit den kinematischen Parametern konnte, wie in Abbildung 5.19 dargestellt, eine durchschnittliche Abweichung von 2,9 mm bei einer maximalen Abweichung von 4,1 mm erzielt werden. Bezogen auf die Gesamtmanipulatorlänge von 160 mm resultiert demnach ein prozentualer Fehler von 1,8 % bzw. 2,6 %. Es kann in Kombination mit den in Abbildung 5.20 gezeigten geschätzten Gelenkwinkeln festgehalten werden, dass die gewählten Modellparameter die realen Bewegungen des Manipulators hinsichtlich der Kinematik mit guter Genauigkeit abbilden^{iv}. Für die dynamische Modellierung zeigen Abbildung 5.21 und die ausführliche Ergebnisdarstellung in Anhang C.2, dass auch die Kippbewegungen selbst gut wiedergegeben werden können, ausreichende Bestromungsdauer vorausgesetzt.

5.4 Untersuchungen zur Pfadfolgegenauigkeit

Im vorherigen Abschnitt wurde gezeigt, dass mit den identifizierten Parametern Kinematik und Dynamik des Manipulators mit guter Genauigkeit modelliert werden können. Mittels dieser Modelle wird im folgenden Abschnitt die Umsetzbarkeit des „Follow-the-Leader“-Ansatzes experimentell erprobt. Hierzu wird zunächst eine allgemeine Vorschubbewegung untersucht, ehe im Anschluss optimierte FTL-Bewegungen ausgewertet werden.

^{iv} Aktor 9 konnte aufgrund von Hardwareproblemen im Evaluationsablauf nur eine Kippbewegung durchführen.

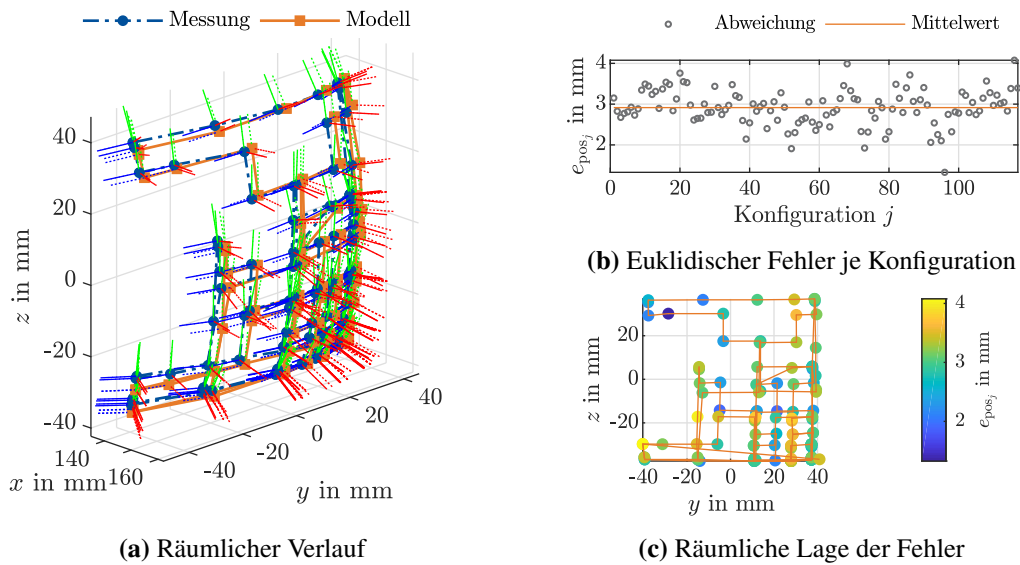


Abbildung 5.19: Vergleich zwischen gemessenen und mittels $p_{kin_{ident}}$ modellierten Endeffektorposen des Evaluationspfades

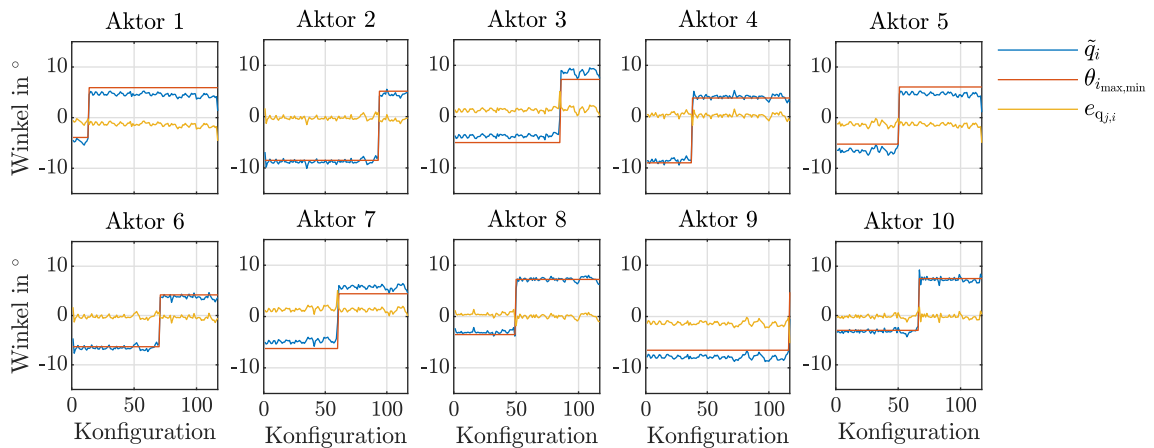


Abbildung 5.20: Aus der gemessenen Endeffektorlage des Evaluationspfades geschätzte Gelenkwinkel \tilde{q}_i basierend auf $p_{kin_{ident}}$

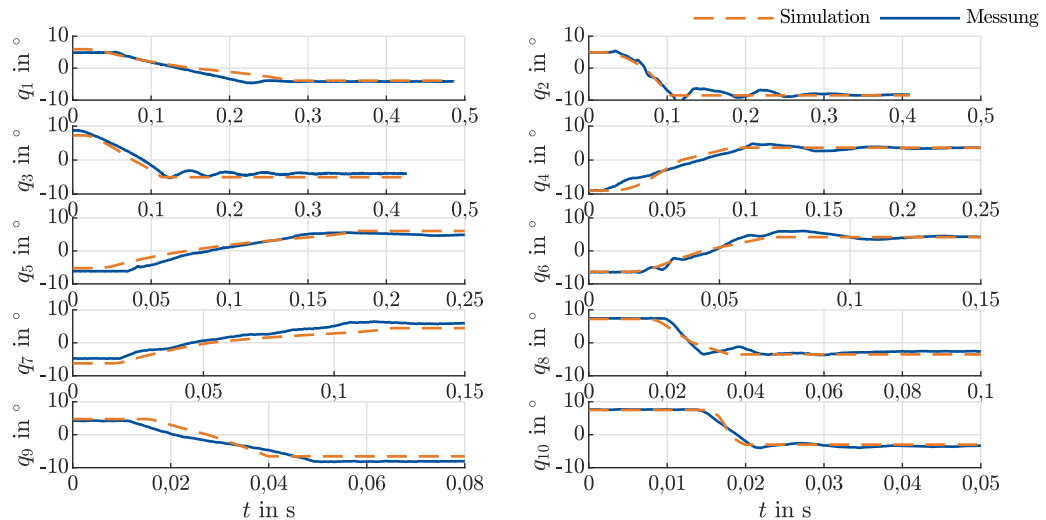


Abbildung 5.21: Vergleich zwischen gemessenen und modellierten Kippverläufen für die einzelnen Kippvorgänge des Evaluationspfades anhand ausgewählter Kippverläufe

5.4.1 Allgemeine Betrachtung von Vorschubbewegungen

Zunächst werden die zuvor erarbeiteten Modelle für Kinematik und Dynamik mit den identifizierten Parametern auf eine allgemeine Bewegung des Manipulators übertragen, die im Gegensatz zu den vorherigen Bahnen auch eine Vorschubbewegung beinhaltet. Um Fehler durch die Annahme einer rein linearen Vorschubbewegung zu verhindern, werden die gemessenen Daten der Vorschubposition $(KS)_0$ für die Auswertung verwendet. Der experimentelle Aufbau entspricht dem in Abbildung 5.5 gezeigten. Die Gravitation wirkt daher in negative x -Richtung des $(KS)_B$.

Das beschriebene Systemkonzept aus Abschnitt 5.1.1 und die daraus abgeleitete Modellierung des Vorschubs basieren auf der Annahme, dass inaktive Aktoren im Stützrohr in einer Nullstellung von $\underline{q} = 0^\circ$ gehalten werden. Erst wenn sie das Rohr verlassen und bestromt werden, nehmen sie eine definierte Stellung ein. Inwieweit diese idealisierte Annahme auch in der Praxis gültig ist, soll zunächst anhand von Voruntersuchungen geprüft werden. Hierzu wird der in Abbildung 5.22 dargestellte Pfad mit einer kontinuierlichen Vorschubbewegung abgefahren. Er beinhaltet einzelne Kippvorgänge während der Ausfahrbewegung sowie anschließend im ausgefahrenen Zustand. Dabei wird die Endeffektorposition messtechnisch erfasst. Im Falle einer reinen, idealen Vorschubbewegung, bspw. zwischen einzelnen Kippbewegungen, muss sich der Endeffektor linear in positive x -Richtung bewegen. Der Vergleich zwischen dem Modell und der Messung in Abbildung 5.22(a) und insbesondere in der Detailansicht in Abbildung 5.22(b) zeigt jedoch, dass die messtechnisch erfasste Endeffektorbewegung von dem idealen linearen Verlauf abweicht. Während im idealen Modell die Aktorkette zunächst ausgeschoben und dann der Kippvorgang eingeleitet wird, ist in den Messungen zu beobachten, dass die Aktorkette bereits während der Vorschubphase selbstständig eine frühzeitige Kippbewegung durchführt. Der in Abbildung 5.22(c) gezeigte euklidische Fehler ist die Abweichung zwischen gemessenen und modellierten Endeffektorpositionen ausgewertet in äquidistanten Zeitschritten alle 0,67 ms. Die Ergebnisse zeigen einen kontinuierlichen Anstieg der Abweichungen zwischen Messung und idealisiertem Modell über die Vorschubintervalle. Erst wenn der Kippvorgang eingeleitet wird, reduziert sich der Fehler. Ist die Aktorkette vollständig ausgefahren, sind die Abweichungen dauerhaft minimal. Es stellt sich also während der Vorschubphasen eine deutliche Abweichung zwischen Messung und Modell ein, da die Aktoren beim Ausfahren durch das Stützrohr nicht uneingeschränkt in ihrer Nullstellung gehalten werden. Somit zeigen die Voruntersuchungen, dass die Annahme eines idealisierten Vorschubs mit Aktoren in Nullstellung nicht uneingeschränkt gültig ist.

Als Hauptursache für diesen Effekt kann das spielbehaftete Stützrohr genannt werden. Die unbestromten Aktoren innerhalb des Rohres können sich, bspw. durch den Gravitationseinfluss, bereits vor Verlassen des Stützrohres im Vorschubsystem in eine undefinierte Stellung bewegen und dadurch zu zusätzlichen Abweichungen entlang der Kette und am Endeffektor führen. Zur Reduktion des Modellfehlers muss daher diese Charakteristik, also insbesondere das gravitationsbedingte Kippen unbestromter Aktoren, mit in das Modell integriert werden. Hierzu werden alle ausgefahrenen, bestromten Aktoren zu einem Starrkörper zusammengefasst, im Vorgehen identisch

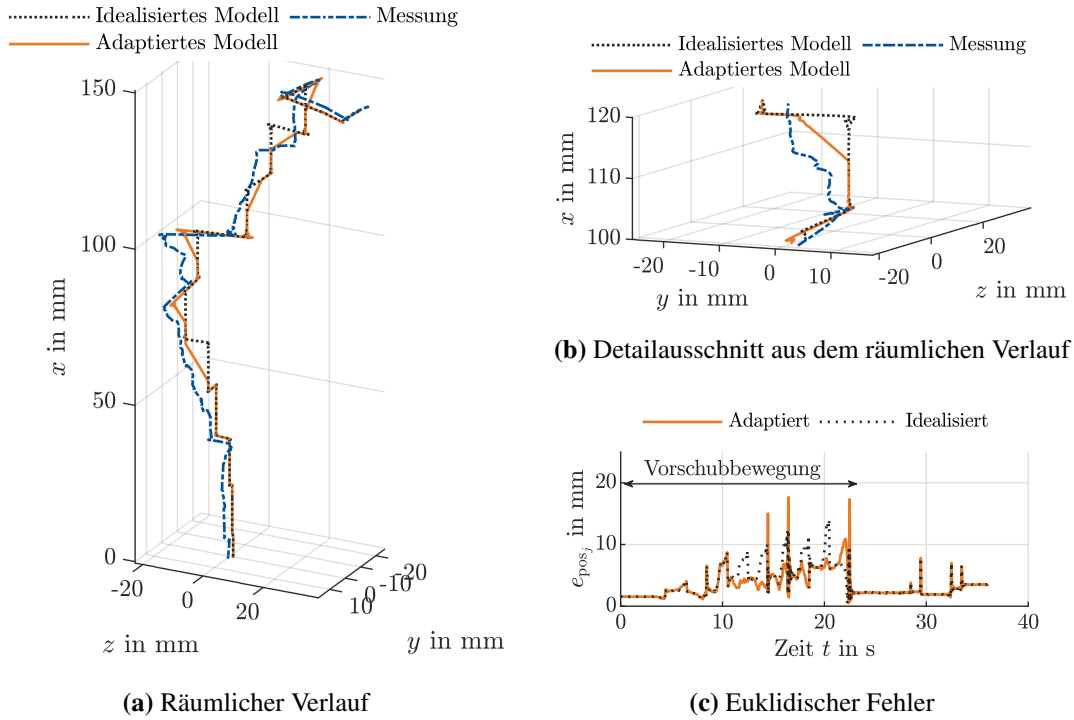


Abbildung 5.22: Pfadfolgenauigkeit an einem Evaluationspfad mit und ohne Kompensation des Gravitationsinflusses beim Ausfahren der Aktorkette (Dynamik vernachlässigt)

zu den bereits in Abschnitt 5.2.2 über Gl. (5.4) bis Gl. (5.10) beschriebenen Schritten für das Dynamikmodell. Anhand der Lage des Ersatzschwerpunktes $\mathbf{r}_{\text{SP}_{\text{ersatz}}}$, der Ersatzmasse $m_{\text{SP}_{\text{ersatz}}}$ und des Gravitationsvektors \mathbf{g} kann ein wirkendes Moment (Betrag und Richtung)

$${}_{(i-1)}\mathbf{M}_{\text{grav}} = {}_{(i-1)}\mathbf{r}_{\text{SP}_{\text{ersatz}}} \times m_{\text{SP}_{\text{ersatz}}} {}_{(i-1)}\mathbf{g} \quad (5.45)$$

auf den obersten, das Stützrohr verlassenden Aktor i approximiert werden. Mittels dieser Informationen wird das ideale Vorschubmodell um eine passive Kippung des ausfahrenden Aktors erweitert: Übersteigt das approximierte Moment auf den ausfahrenden Aktor einen Schwellwert, der bspw. als Haftreibung interpretiert werden kann, wird mittels der Wirkrichtung ausgewertet, in welche Richtung der unbestromte Aktor kippen wird. Der sich einstellende Winkel wird über die in Abbildung 5.23 orange markierten Bereiche zwischen der Ausgangsstellung (0°) und den berechneten und sich über die Gravitation einstellenden Sollwinkel linear interpoliert. Die Start- und Endbereiche der Markierungen lassen sich bestimmen über

$$q_{v,\text{start}_i} = - \sum_{k=1}^{i-1} h_{\langle k \rangle} - \frac{h_{\langle i \rangle}}{2}, \quad (5.46)$$

$$q_{v,\text{stop}_i} = - \sum_{k=1}^{i-1} h_{\langle k \rangle}. \quad (5.47)$$

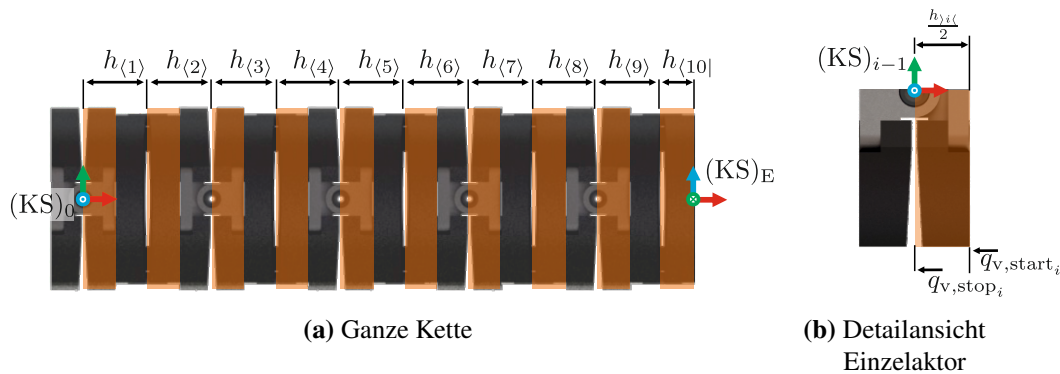


Abbildung 5.23: Bereiche (orange), in denen das adaptierte Modell des gravitationsbedingten, freien Kippens angewendet wird (a), sowie Detailansicht eines Einzelaktors (b)

Der Vergleich der beiden Modelle für das betrachtete Beispiel in Abbildung 5.22 zeigt, dass dadurch die Modellierungsgüte deutlich gesteigert werden kann. Insbesondere, wenn der Aktor durch den Gravitationseinfluss bereits in seine Zielposition fällt, die eigentlich erst durch das Kippensignal erreichen würde, treten deutlich geringere Abweichungen auf. Für die Konfigurationen, an denen der Aktor zunächst durch den Gravitationseinfluss in eine Richtung kippt und dann durch das Anlegen eines Kippmomentes in die andere Endlage bewegt wird, sind kurzfristig höhere Abweichungen zu erkennen. Insgesamt zeigen aber die Ergebnisse in Abbildung 5.22 eine deutlich bessere Gesamtperformance des angepassten Vorschubmodells im Vergleich zum Modell mit idealisiertem Vorschub.

Zur Einordnung der verbleibenden Endeffektorabweichung ist in Abbildung 5.24(a) gezeigt, welche Bewegungen des Endeffektors an definierten Vorschubpositionen durch (manuelles) Einbringen einer externen Kraft gemessen werden, wenn alle ausgefahrenen Aktoren mit Haltestrom bestromt werden. Dadurch wird eine Abschätzung des Einflusses der spielbedingten Bewegungen nicht ausgefahrener und undefinierter Aktoren im Stützrohr möglich. Deutlich zu erkennen ist, dass die Größe der durch das Spiel bedingten Toleranzellipsen über die betrachtete Vorschubstrecke veränderlich ist. Während zunächst nur geringe Fehler hervorgerufen werden, steigt der messbare Bewegungsspielraum an, ehe er im ausgefahrenen Zustand wieder minimal ist. Auch die Orientierung der Fehlerellipsen zeigt eine signifikante Abhängigkeit von der Ausrichtung der Kippachse des obersten im Stützrohr befindlichen Aktors. Der gemessene Endeffektorverlauf – ohne weitere externe Kräfte außer der Gravitation – bewegt sich durchweg am äußeren Rand der manuell erzeugten Fehlerellipsen. Dieses Ergebnis unterstreicht, dass das Stützrohr die Aktoren nicht in einer Mittelstellung halten kann, sondern insbesondere die Gravitationsmomente der ausgefahrenen, aktiven Aktoren zu einer unbeabsichtigten Auslenkung noch passiver Aktoren im Stützrohr führen und damit die Endeffektorlage beeinflussen. Durch die Ausrichtung der Fehlerellipsen lässt sich annehmen, dass vornehmlich der oberste, im Stützrohr befindliche, inaktive Aktor undefinierte Bewegungen ausführt und somit einen Einfluss auf die Modellierungsgüte hat. Dieses Verhalten

stützt die für das adaptierte Modell in Abbildung 5.22 getroffenen Annahmen, dass wirkende Gravitationsmomente für diesen obersten Aktor geschätzt und eine gravitationsbedingte, passive Kippung ab einer entsprechenden Vorschubposition eingeleitet werden. Das adaptierte Modell für den Vorschub und das Verhalten der Aktoren im Stützrohr wird daher im Folgenden für das kinematische und auch das dynamische Modell verwendet. Die damit erzielbaren Ergebnisse sind in Abbildung 5.24(b) - (d) dargestellt. Es zeigt sich, dass ein durchschnittlicher Fehler von 3,4 mm bei einem maximalen Fehler von 18,2 mm erzielt wird. Der maximale Fehler tritt dabei am Ende der Vorschubbewegung auf, sodass bezogen auf die Gesamtmanipulatorlänge ein prozentualer Fehler von ca. 11 % vorliegt. Ergebnisse für weitere Evaluationspfade sind in Anhang C.3 zu finden.

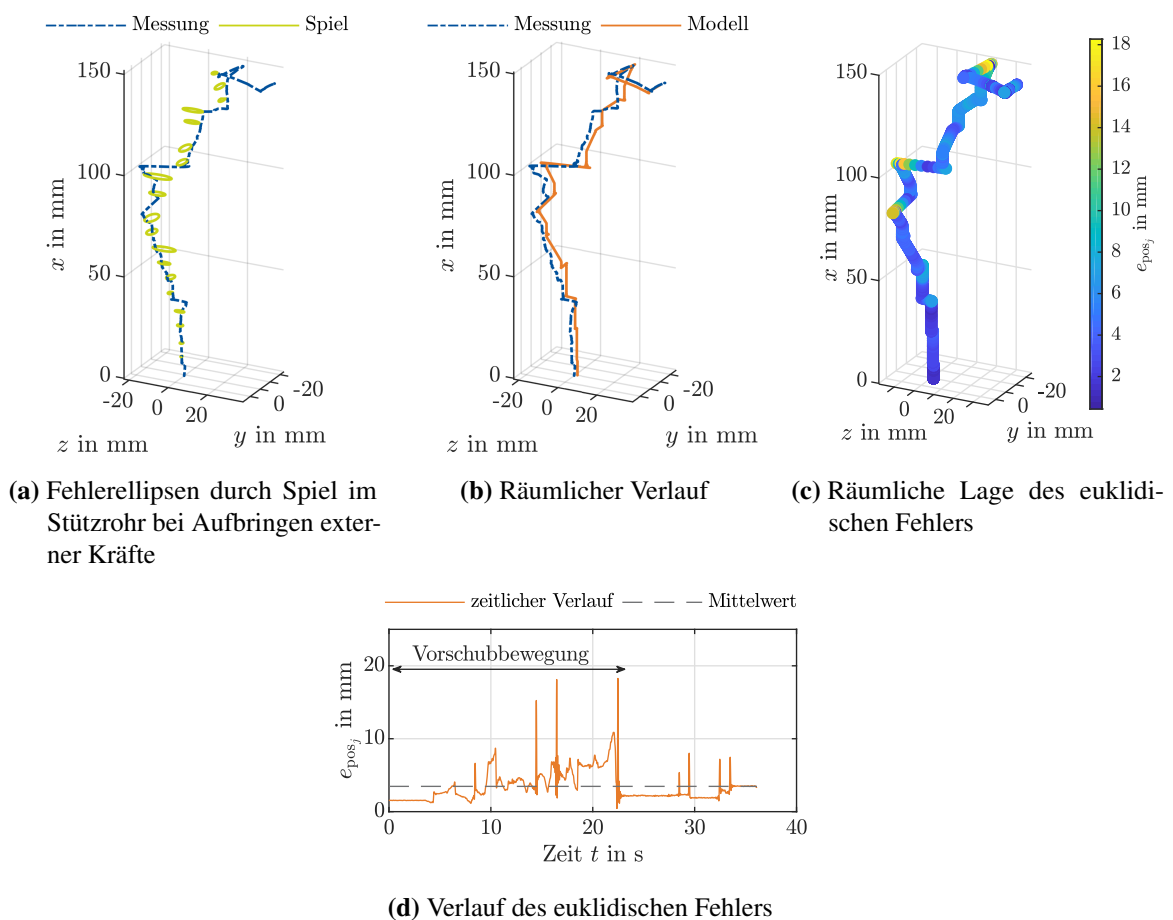


Abbildung 5.24: Ergebnisse der Modelladaption zur Integration des Vorschubeinflusses am Beispiel eines Evaluationspfades

Diskussion

Insgesamt lässt sich anmerken, dass sich trotz verfeinertem Vorschubmodell verbleibende Fehler in zwei Gruppen klassifizieren lassen: Einerseits können weitere Modellfehler durch Spiel im

Stützrohr, bspw. durch tieferliegende Aktoren, die nicht im Modell abgebildet werden können, entstehen. Diese führen insbesondere zu einer kontinuierlichen Fehlerzunahme bis zum Ende der Vorschubbewegung. Verbesserungen sind hier nur durch einen vollständig anderen Ansatz zur Realisierung der Vorschubbewegung zu erwarten, da das Stützrohr in der jetzigen Form ein gewisses Maß an Spiel benötigt, um ein Verklemmen des Manipulators zu verhindern. Andererseits treten kurzfristige, größere Abweichungen im Rahmen der Kippvorgänge auf. Durch die verhältnismäßig geringen Bewegungszeiten können bereits kleine zeitliche Differenzen beim Start der Kippbewegungen je nach wirkendem Hebelarm betragsmäßig große Ungenauigkeiten am Endeffektor hervorrufen. Ursache hierfür können Ungenauigkeiten bzgl. der Synchronisation der Mess- und Simulationsdaten sowie Vereinfachungen innerhalb des dynamischen Modells sein. Eine gesteigerte Modellierungstiefe und erneuerte Parameteridentifikation können den Fehler ggf. weiter reduzieren.

5.4.2 „Follow-the-Leader“-Bewegungen

Wie im vorherigen Abschnitt dargestellt, können generelle, vorschubbehaftete Kippbewegungen mit einer durchschnittlich hohen Genauigkeit von wenigen Millimetern mittels des entworfenen und identifizierten Modells abgebildet werden. Im Rahmen einzelner Kippvorgänge sind aber kurzfristig auch größere Modellabweichungen möglich. Die hergeleiteten Modelle sollen nun auf exemplarische, optimierte FTL-Bewegungen angewendet werden. Schaltsequenzen werden dafür, wie in Kapitel 4 herausgearbeitet, offline optimiert, am Prüfstand abgefahren und anhand der aus den Voruntersuchungen zu erwartenden Genauigkeit bewertet.

Für die experimentelle Evaluation wird der in Abbildung 5.25 dargestellte, dreidimensionale Referenzablauf gewählt, dem die gesamte Aktorkette mit möglichst geringen Abweichungsquadraten (f_{QFS}) folgen soll. Aufgrund des Roboterdesigns mit $n = 10$ Aktoren und einem Verdrehwinkel von $\zeta = 90^\circ$ folgt für die Bewegungsplanung, dass $\kappa = 2$ Aktoren zu einer Einheit zusammengefasst werden und der Manipulator so in insgesamt $u = 5$ Einheiten aufgeteilt werden kann. Die für die einzelnen Vorschubschritte notwendigen Referenzkonfigurationen ergeben sich zu

$$\begin{aligned}
 \mathbf{K}_0 &= (q_{v,0} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0), \\
 \mathbf{K}_1 &= (q_{v,1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & q_{\max} & q_{\max}), \\
 \mathbf{K}_2 &= (q_{v,2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & q_{\min} & q_{\min} & q_{\min} & q_{\max}), \\
 \mathbf{K}_3 &= (q_{v,3} & 0 & 0 & 0 & 0 & q_{\max} & q_{\max} & q_{\max} & q_{\min} & q_{\min} & q_{\min}), \\
 \mathbf{K}_4 &= (q_{v,4} & 0 & 0 & q_{\min} & q_{\min} & q_{\min} & q_{\max} & q_{\max} & q_{\max} & q_{\max} & q_{\min} & q_{\max}), \\
 \mathbf{K}_5 &= (q_{v,5} & q_{\max} & q_{\max} & q_{\max} & q_{\min} & q_{\min} & q_{\min} & q_{\min} & q_{\max} & q_{\min} & q_{\min} & q_{\max})
 \end{aligned}$$

mit

$$q_{v,k} = - \sum_{j=2k+1}^{10} h_{j\langle} , \quad k \in \{0, \dots, 4\} \quad \wedge \quad q_{v,5} = 0. \quad (5.48)$$

Die Gravitation wirkt weiterhin in negative x -Richtung des $(KS)_B$. Die FTL-Optimierung wird mit den in Abschnitt 5.3 identifizierten Modellgrößen insgesamt 50-mal für den Referenzpfad durchgeführt, um zusätzlich die Konvergenz der Optimierung zu bewerten. Als Randbedingungen werden festgesetzt, dass maximal zwei Aktoren gleichzeitig schalten dürfen und zwischen zwei Kippbefehlen min. 10 ms verstreichen müssen. Als Vorschubgeschwindigkeit wird $\dot{q}_v = 8 \text{ mm/s}$ gewählt, wodurch sich die Dauer eines Vorschubintervalls zu $\Delta t = 4 \text{ s}$ ergibt.

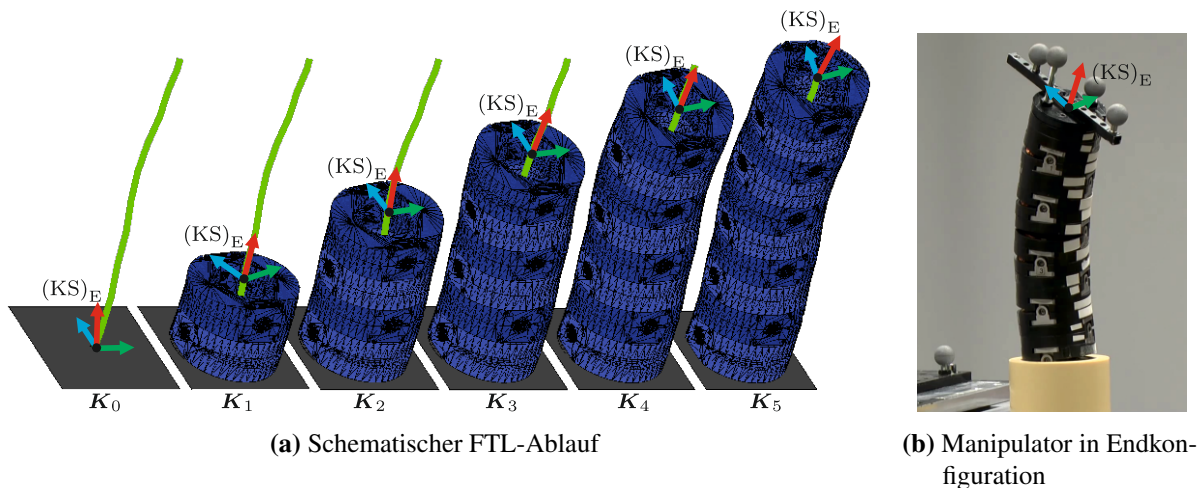
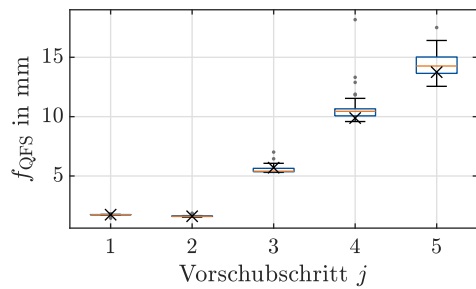


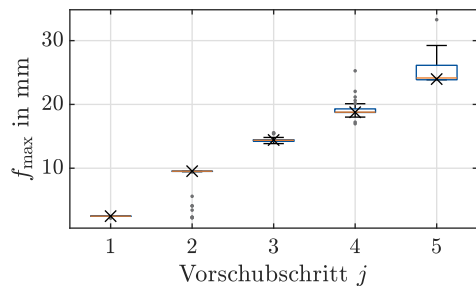
Abbildung 5.25: Referenzablauf für die experimentelle Evaluation des „Follow-the-Leader“

Die Abbildungen 5.26(a) und 5.26(b) zeigen die Auswertung der optimierten Schaltsequenzen bezogen auf die zu erwartende Endeffektorabweichung, wobei mit „ \times “ die Schaltsequenz markiert ist, die später am Prüfstand experimentell evaluiert wurde. Diese spezielle Schaltsequenz ist in Tabelle C.1 im Anhang C.4 detailliert aufgeschlüsselt. Die zugehörigen experimentellen Ergebnisse sind in Abbildungen 5.26(c) und 5.26(d) sowie Tabelle 5.3 dargestellt. Mitschnitte aus dem Videomaterial sind in Abbildung C.10 im Anhang C.4 zu finden.

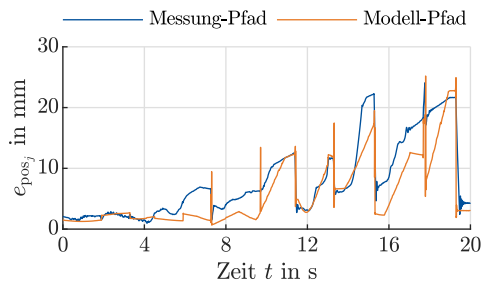
Die in den Kastengrafiken dargestellten Ergebnisse stimmen mit den in Kapitel 4 gezeigten überein. Insbesondere die Zunahme der zu erwartenden Fehler mit Zunahme der Anzahl aktiver Aktoren entlang des Pfades ist ersichtlich. Die größte zu erwartenden Endeffektorabweichung tritt weiterhin im letzten Vorschubschritt auf. Mit 33,3 mm (entspricht ca. 20% der Gesamtmanipulatorlänge) liegt sie jedoch deutlich über den gemäß Abschnitt 4.2.3 zu erwartenden Abweichungen. Die Zunahme des Fehlers lässt sich durch insgesamt zwei Faktoren begründen: Hauptunterschied ist, dass in Kapitel 4 grundsätzlich der gleiche Kippwinkelverlauf für alle Einzelaktoren angenommen wird, wodurch eine deutlich bessere Kompensation einzelner, gleich langer Kippbewegungen erfolgen kann. Durch das hier verwendete Dynamikmodell des Manipulators, welches die dynamischen Eigenschaften jedes einzelnen Aktors berücksichtigt (vgl. Abschnitt 5.3.2), sind die zeitlichen Verläufe der Kippvorgänge abhängig von der Leistungsfähigkeit des jeweilige Einzelaktors und den wirkenden Kräften und Momenten innerhalb der Kette. Dadurch gestaltet sich die Kompensation schwieriger. Hinzu kommt, dass auch die im Vergleich zu Kapitel 4 um ein Viertel geringere



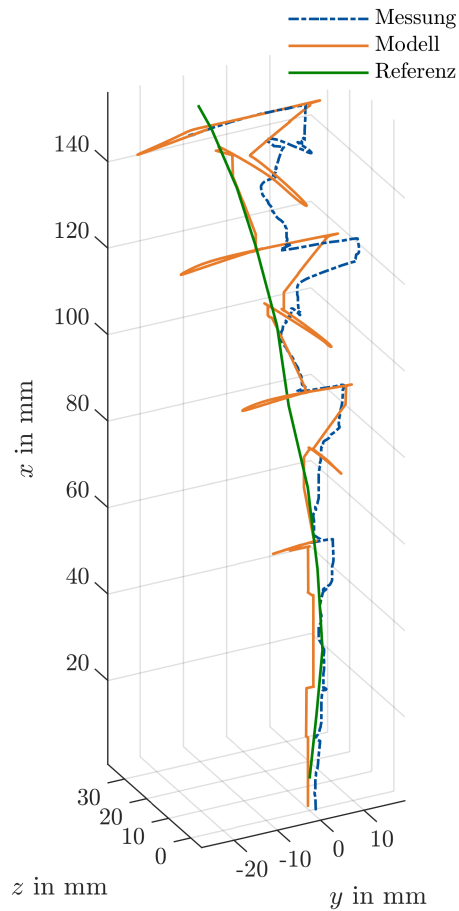
(a) f_{QFS} des Endeffektors



(b) f_{max} des Endeffektors



(c) Verlauf des euklidischen Fehlers zum Referenzpfad für die mit „×“ markierte Schaltsequenz



(d) Räumliche Bewegung des Endeffektors für die mit „×“ markierte Schaltsequenz

Abbildung 5.26: Simulative Auswertung der optimierten Schaltsequenzen (minimale f_{QFS} der gesamten Kette, 50 Simulationsdurchläufe) anhand des Endeffektorfehlers ((a) und (b)) sowie experimentelle Evaluation der mit „×“ markierten FTL-Bewegung an einer prototypischen Aktorkette ((c) und (d))

Tabelle 5.3: Kenndaten zu den Ergebnissen der FTL aus Abbildung 5.26

Abweichung zwischen Referenzpfad und	Mittelwert	Standardabweichung	Maximalwert
... Modell	5,6 mm	5,2 mm	25,2 mm
... Messung	7,7 mm	6,1 mm	24,0 mm

Vorschubgeschwindigkeit die Ergebnisse beeinflusst. Abweichungen aufgrund einzelner Kippvorgänge führen weiterhin zu Fehlerspitzen. Da diese jedoch oft nur wenige Millisekunden andauern, ist ihre zeitliche Gewichtung innerhalb der f_{QFS} -Gütefunktion, die die komplette Vorschubphase zeitdiskret auswertet, deutlich geringer als bei höheren Vorschubgeschwindigkeiten.

Abbildung 5.26(d) zeigt die exemplarisch betrachtete Schaltsequenz und stellt die gemessenen wie auch die simulierten Endeffektorbewegungen dem gewählten Referenzpfad gegenüber. Der zeitliche Verlauf der modellierten und gemessenen Pfadfolgenauigkeit ist für dieses Beispiel in Abbildung 5.26(c) als euklidischer Fehler dargestellt. Hinsichtlich des räumlichen Verlaufs lässt sich erkennen, dass sich der Endeffektor während der Vorschubphasen immer wieder vom Referenzpfad wegbewegt und erst durch gezielte Kippvorgänge wieder näher an den Referenzpfad gebracht wird. Rein auf die Kenndaten bezogen entsprechen die modellbasierten Abweichungen zum Referenzpfad den in der FTL-Optimierung bestimmten Kenndaten, vgl. Abbildung 5.26(a). Minimale Differenzen können auftreten, da in der FTL-Optimierung für die Modellierung ideale Vorschubdaten verwendet werden, für die Auswertung der experimentellen Ergebnisse jedoch auf gemessene Vorschubpositionen zurückgegriffen wird. In Bezug auf die reale Pfadfolgenauigkeit muss – verglichen mit den modellierten Werten – eine weitere Erhöhung des Fehlers zur Kenntnis genommen werden, deren Größenordnung sich jedoch in den in Abschnitt 5.4.1 erörterten Grenzen bewegt. Im räumlichen Verlauf der Endeffektorbewegung in Abbildung 5.26(d) sind für das Modell zusätzlich deutliche Abweichungen zur Referenz während einzelner Kippvorgänge ersichtlich. Diese resultieren aus Annahmen innerhalb der Schaltsequenzoptimierung hinsichtlich der Betrachtung des Vorschubs: Aktoren, die das Stützrohr verlassen, müssen bestromt werden. Für das betrachtete Beispiel kann die Optimierung den Bestromungszeitpunkt innerhalb des Zeitintervalls zwischen Verlassen des Stützrohrs und Ende des Vorschubschritts frei wählen. Wie die in Tabelle C.1 im Anhang C.4 aufgeschlüsselte Schaltsequenz zeigt, werden die Aktoren, die das Stützrohr verlassen, gleichzeitig mit einem anderen Aktor innerhalb der Kette geschaltet. Der Umschaltvorgang im elektromagnetischen Modell orientiert sich an dem leistungselektronischen Aufbau und unterteilt sich grundsätzlich in zwei Phasen: Zunächst wird der Haltestrom auf der einen Seite ausgeschaltet, sodass sich das Haltemoment dort langsam abbaut. Erst nach 5 ms wird dann die Zielseite mit einem Kippstrom beaufschlagt, sodass sich ein Kippmoment ausbildet. Wurde ein Aktor zuvor noch nicht bestromt, vergehen also min. 5 ms, bis sich ein signifikantes Moment ausbildet. Wirken in dieser Zeit andere Kräfte/Momente auf den Aktor, können diese dazu führen, dass sich der das Stützrohr verlassene Aktor zunächst entgegen seiner gewünschten Kipprichtung öffnet. Dieses führt bei einem entsprechenden Hebelarm zu deutlichen, wenn auch nur kurzfristigen Abweichungen zur Referenz. In der Messung ist dieses Phänomen nicht ausgeprägt, da Einflüsse wie bspw. Reibung zwar am Prüfstand wirken, jedoch nicht in das Modell integriert wurden.

Unter der Annahme, dass Aktoren, die das Stützrohr verlassen, zur Bereitstellung eines ausreichenden Haltemoments unmittelbar bestromt werden sollten, wird eine erneute FTL-Optimierung für den gegebenen Referenzpfad durchgeführt. Dabei werden anhand der geometrischen Gegebenheiten feste Schaltzeitpunkte für diese Aktoren vorgegeben, sodass sie nicht mehr als Optimierungspara-

meter zur Verfügung stehen, sondern rechtzeitig ein ausreichendes Haltemoment zur Verfügung stellen. Ergebnisse hierfür sind in Abbildung 5.27 und Tabelle 5.4 dargestellt. Mitschnitte aus dem Videomaterial sind in Abbildung C.10 und die Schaltsequenz in Tabelle C.2 im Anhang C.4 zu finden.

Bezüglich der Kastengrafiken zum Endeffektorfehler ist zu erkennen, dass die Streuung, bis auf den max. Endeffektorfehler in Schritt 3, deutlich nachlässt und insgesamt eine bessere Pfadverfolgungsgüte des Endeffektors modellbasiert prädiziert wird. Dieses lässt sich insbesondere durch die Reduktion des Optimierungsproblems begründen, da keine Adaption der Schaltzeitpunkte für die das Stützrohr verlassenden Aktoren durchgeführt wird. Für die ausgewählte Schaltsequenz werden simulativ ähnliche Fehlerverläufe im Vergleich zu den Messungen aus Abbildung 5.26 erwartet, was auch messtechnisch bestätigt wird. Ungewollte Endeffektorbewegungen bei Kippvorgängen durch mangelndes Haltemoment der untersten Aktoren werden erfolgreich verhindert. Deutlich zu erkennen ist jedoch die Fehlerspitze bei $t = 17$ s von bis zu 31,8 mm. In diesem Fall ist das Haltemoment von Aktor 2 kurzfristig nicht ausreichend, sodass dieser während des Kippvorgangs von Aktor 7 kurz öffnet und später wieder schließt. Das verwendete reduzierte Starrkörpermodell kann diese Effekte nicht abbilden, da es ausreichendes Haltemoment voraussetzt. Solche Phänomene in der FTL zu berücksichtigen, erfordert eine Erweiterung des Modells aus [Dör17; DTOP19] und erhöht die Rechenzeit übermäßig.

5.5 Fazit

In diesem Kapitel wurden die zuvor präsentierten Methoden und Verfahren des „Follow-the-Leader“-Ansatzes auf ein reales, hyperredundantes System mit binären Aktoren angewendet. Verwendet wurde der von Wöhrmann, Dörbaum et al. [WDPM13] vorgestellte Manipulator aus einzelnen elektromagnetischen Kippaktoren. Die relevanten Systemeigenschaften wurden in Abschnitt 5.1 vorgestellt sowie die darauf aufbauende Modellierung des Manipulators anhand der in Kapitel 2 erläuterten Methoden in Abschnitt 5.2 hergeleitet.

Anschließend erfolgte die Identifikation der nötigen Modellparameter für Kinematik und Dynamik, vgl. Abschnitt 5.3. Für die kinematischen Parameter wurde ein schrittweises Vorgehen vorgeschlagen: Zunächst wurden die kinematischen Parameter des Manipulators derart identifiziert, dass sich der Endeffektorfehler auf ein Minimum reduzierte. Eine Auswertung hinsichtlich der dafür einzustellenden Gelenkwinkel im Vergleich zu den geschätzten diskreten Kippwinkeln zeigte eine schlechte Generalisierbarkeit. Daher wurde ergänzend in einem weiteren Schritt, unter Annahme einer maximal zulässigen Endeffektorabweichung, über eine Optimierung der aus der inversen Kinematik geschätzten Winkel auch die Generalisierbarkeit verbessert. Für eine Evaluationstrajektorie mit verschiedenen Posen im Arbeitsraum des ausgefahrenen Manipulators ergab sich eine durchschnittliche Abweichung von 2,9 mm (1,8 % der Manipulatorlänge) bei einer maximalen Abweichung von 4,1 mm (2,6 %). Bezüglich der Dynamik musste herausgestellt werden, dass der

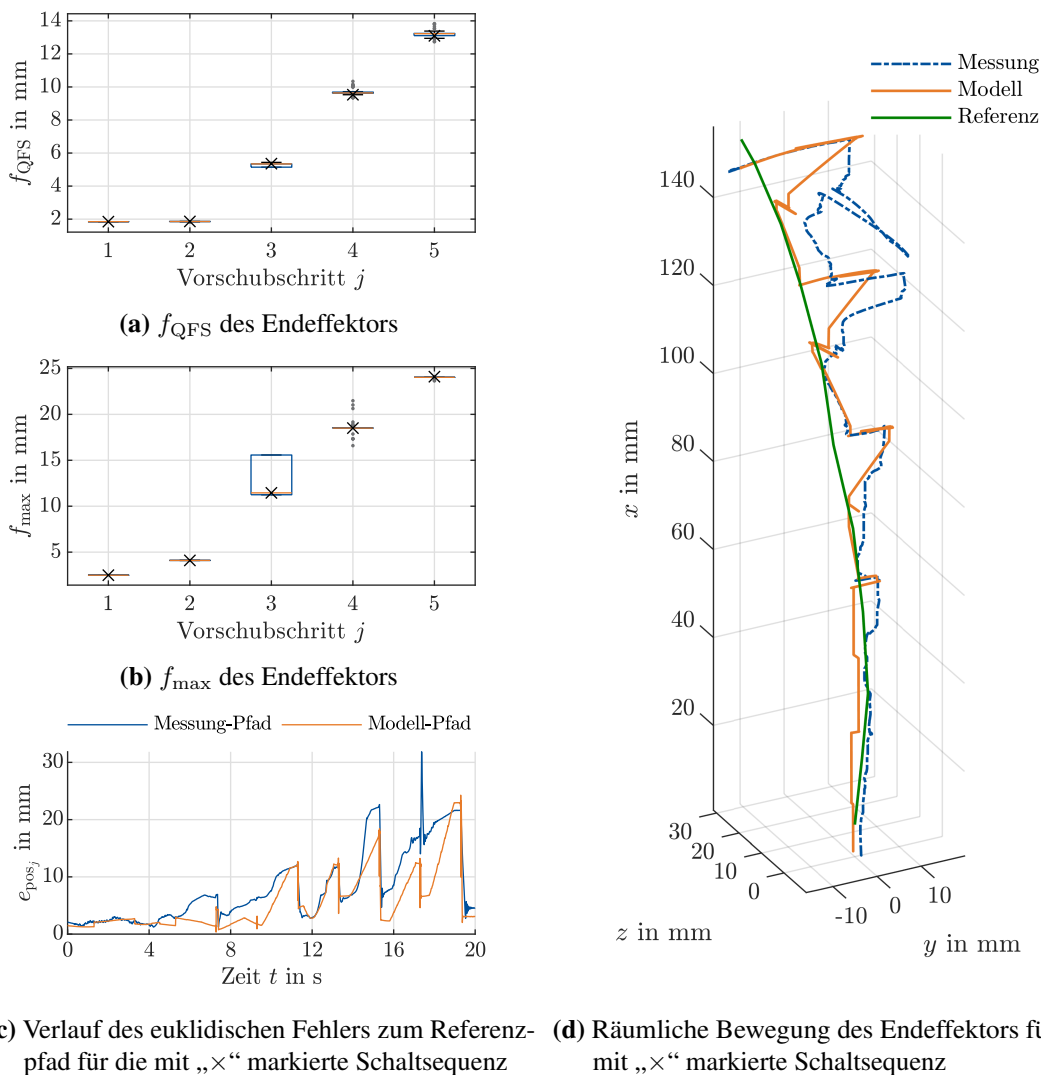


Abbildung 5.27: Simulative Auswertung der optimierten Schaltsequenzen (minimale f_{QFS} der gesamten Kette, 50 Simulationdurchläufe und feste Schaltzeitpunkte für das Stützrohr verlassende Aktoren) anhand des Endeffektorfehlers ((a) und (b)) sowie experimentelle Evaluation der mit „×“ markierten FTL-Bewegung an einer prototypischen Aktorkette ((c) und (d))

Tabelle 5.4: Kenndaten zu den Ergebnissen der FTL aus Abbildung 5.27

Abweichung zwischen Referenzpfad und	Mittelwert	Standardabweichung	Maximalwert
... Modell	5,4 mm	5,0 mm	24,2 mm
... Messung	7,8 mm	6,1 mm	31,8 mm

Einfluss der mechanischen Parameter der Starrkörperdynamik sehr gering im Vergleich zu den Einflussgrößen des elektromagnetischen Modells, insbesondere der Bestromungsdauer, ist. Daher konnten nur geringe Verbesserungen hinsichtlich der Abbildung einzelner Kippvorgänge erzielt werden.

Mithilfe der hergeleiteten und parametrisierten Modelle wurden im Anschluss „Follow-the-Leader“-Bewegungen für das Beispielsystem optimiert und exemplarisch mittels optischen Trackings für die Bewegung des Endeffektors ausgewertet, vgl. Abschnitt 5.4. Dabei zeigte sich, dass grundsätzlich eine FTL-Bewegung umsetzbar ist, wenn auch die Pfadfolgenauigkeit von verschiedenen Faktoren abhängt. Insbesondere das Vorschubkonzept, bei dem inaktive Aktoren mittels Formschluss zum Stützrohr in einer Nullstellung gehalten werden, hat sich als äußerst spielbehaftet erwiesen. Zwar konnte das Vorschubmodell an einige Aspekte des Vorschubsystems, bspw. das gravitationsbedingte vorzeitige Kippen, adaptiert werden, doch bleiben deutliche Restfehler, die die Modellgenauigkeit signifikant reduzieren. Für zwei exemplarische FTL-Schaltsequenzen konnten dabei der mittlere Fehler zum Referenzpfad von 7,7 mm (4,8 % der Manipulatorlänge) bzw. 7,8 mm (4,8 %) erzielt werden bei maximalen Abweichungen während Kippvorgängen von 24,0 mm (15,0 %) bzw. 31,8 mm (19,9 %), wobei der letzte Wert auf unzureichendes Haltemoment eines Einzelaktors zurückzuführen ist. Insgesamt sind diese Ergebnisse plausibel, unterstreichen aber neben den Problematiken bezüglich des Vorschubdesigns die Forderung nach einem detaillierteren Dynamikmodell, da für den verwendeten Manipulator exemplarisch gezeigt werden konnte, dass ausreichendes Haltemoment nicht immer angenommen werden kann. Konstruktive Ansätze zur Erhöhung des Haltemoments, wie in [Bee17] für den elektromagnetischen Kippaktor konzipiert und evaluiert, bieten die Möglichkeit, ungewolltes Öffnen eines Aktors grundsätzlich zu unterbinden, während eine sensorgestützte Erfassung der Konfiguration, bspw. durch eine mit Sensoren ausgestattete Haut wie in [TBKO18; Kor17] vorgestellt, zumindest fehlerhafte Konfigurationen detektieren könnte.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Endoskopische Systeme bilden eine weitreichende Möglichkeit zur Inspektion nur schwer zu erreichender Orte. Dabei beschränkt sich die Endoskopie nicht nur auf medizinische Untersuchungen, wie die Koloskopie, sondern findet auch im technischen Umfeld, wie bspw. bei der Inspektion von Flugzeugturbinen, weitverbreitete Anwendung. Während zunächst primär die rein visuelle Kontrolle des Untersuchungsgebietes relevant war, soll zunehmend auch eine Interaktion mit der Umgebung, bspw. für eine Probenentnahme oder Reparatur, erfolgen. Dadurch verändern sich die Anforderungen an die verwendeten Endoskope: Nötig sind technische Systeme, die sich entlang gekrümmter Pfade bewegen können und gleichzeitig für die Interaktion mit der Umgebung eine ausreichend steife Manipulationsbasis bieten. Vielfältige schlangenartige, robotische Manipulatoren wurden hierfür bereits vorgestellt, vgl. Abschnitt 1.1. Insbesondere auf binärer Aktorik basierende Systeme, wie der elektromagnetische Kippaktor von Wöhrmann, Dörbaum et al. [WDPM13], stellen hohe Haltemomente zur Verfügung. Die eingeschränkte Positionierbarkeit der Einzelaktoren kann teilweise durch eine hyperredundante Struktur kompensiert werden, sodass dann im Rahmen eines zu akzeptierenden Positionierungsfehlers quasi-kontinuierliche Bewegungen möglich sind. Die Verbreitung solcher Systeme ist jedoch noch sehr gering, sodass deutliche Forschungslücken hinsichtlich einer für die Endoskopie adäquaten Bewegungsplanung herausgestellt wurden. Der Fokus der vorliegenden Arbeit lag auf der Erforschung einer Bewegungsplanung für die Klasse der binär aktuierten, hyperredundanten Manipulatoren unter besonderer Berücksichtigung der Verfolgung eines Referenzpfades.

Da durch die eingeschränkte Positioniergenauigkeit der binären Aktorik auch der Arbeitsraum eingeschränkt ist (vgl. Kapitel 2), wurde zunächst in Kapitel 3 eine Analyse der kinematischen Leistungsmerkmale durchgeführt. Durch die Untersuchung erreichbarer Arbeitsräume und Krümmungsradien für verschiedene Parameterkombinationen wurde festgestellt, dass so keine allgemeingültigen Richtlinien für die Wahl eines optimalen Manipulatordesigns festlegbar sind, sondern wie schon von [Chi97] angemerkt, immer eine applikationsspezifische Auslegung der hyperredundanten Kette angestrebt werden muss. Daher wurde eine Maßsynthese entworfen, mit der die einzelnen Segmente eines binären Manipulators bzgl. ihrer geometrischen Abmessungen so ausgelegt werden können, dass sich die serielle Kette mit minimalem Fehler an einen gegebenen Referenzpfad anschmiegt. Dabei wurden Randbedingungen, wie bspw. das durch eine Parameterkombination erreichbare maximale Haltemoment, in der Auslegung berücksichtigt. Die Evaluation anhand eines vereinfachten Darmmodells zeigte – je nach gewähltem Parametersatz – eine hohe Pfadanpassungsgüte. Außerdem konnte nachgewiesen werden, dass sich synthetisierte Manipulatoren mit geringem zusätzlichem Fehler auch an ähnliche Pfade mit veränderter Länge anschmiegen.

Da durch die Synthese eine gute Pfadanpassbarkeit gewährleistet wird, wurden in Kapitel 4 Methoden zur Pfadverfolgung erarbeitet. Dabei wurde der aus der Literatur bekannte „Follow-the-Leader“-Ansatz auf binäre Aktuierung adaptiert. Grundsätzliche Idee ist, dass jeweils das Endeffektorsegment eines schlangenartigen Roboters an eine gegebenen Referenz angepasst wird, während der Manipulator schrittweise vorgeschoben wird. Die Gelenkwinkel der weiteren Aktoren werden anhand der Endeffektortrajektorie automatisch nachgeführt. Innerhalb der Vorschubphasen müssen die Gelenkwinkel entsprechend adaptiert werden, um einen geringen Pfadverfolgungsfehler zu gewährleisten. Im Gegensatz zu kontinuierlich einstellbaren Gelenken, die eine einfache Interpolation von Sollgelenkwinkeln ermöglichen, können binäre Aktoren nur zwei definierte Positionen einnehmen. Der Umschaltvorgang zwischen diesen diskreten Gelenkwinkeln ist – in Abhängigkeit vom verwendeten Antriebsmechanismus – hoch nicht-linear und kann in der Regel nicht signifikant beeinflusst werden. Um diese Einschränkung zu adressieren, wurde eine Optimierung entworfen, in der modellbasiert die spezifischen Zeitpunkte der Umschaltvorgänge der Einzelaktoren zur Minimierung des gesamten Pfadfolgefehlers bestimmt werden. Betrachtet wurden dabei szenarienspezifisch unterschiedliche Zielfunktionen und Nebenbedingungen. Unter der Annahme aufeinanderfolgender Vorschubphasen kann die Bestimmung optimaler Schaltzeitpunkte einerseits individuell für die einzelnen Vorschubphasen erfolgen. Andererseits zeigten weiterführende Untersuchungen, dass unter Zuhilfenahme der Schaltsequenzen aus dem vorherigen Vorschubschritt und bei Vorgabe einer maximal tolerierbaren Abweichung eine deutlich bessere Konvergenz der Optimierung und damit geringere Rechenzeiten erzielt werden konnten. Simulativ wurde insgesamt nachgewiesen, dass die entworfenen Methoden die Pfadverfolgung binär aktuierter hyperredundanter Manipulatoren mit geringen Abweichungen erlauben.

Abschließend erfolgte in Kapitel 5 die experimentelle Evaluation der Bewegungsplanung anhand einer elektromagnetischen Kippaktorkette aus [Dör17]. Da die Bewegungsplanung ein kinematisches wie auch dynamisches Modell des Versuchsträgers benötigt, wurden diese erarbeitet und die relevanten Modellparameter identifiziert. Für eine Aktorkette aus zehn einzelnen Aktoren mit je einer Höhe von 16 mm und einem Kippwinkel von $\pm 6^\circ$ konnten für eine Evaluationsbewegung eine durchschnittliche Abweichung von 2,9 mm bei einer maximalen Abweichung von 4,1 mm erzielt werden. Die für diesen Manipulator optimierten FTL-Bewegungsabläufe zeigten eine durchschnittliche Genauigkeit von lediglich 7,7 mm bzw. 7,8 mm bei maximalen Abweichungen von 24,0 mm bzw. 31,8 mm. Die maximalen Abweichungen traten dabei bei einzelnen Kippvorgängen auf, sodass diese insbesondere auf Ungenauigkeiten des elektromagnetischen und dynamischen Modells zurückzuführen sind. Außerdem zeigte sich, dass das grundlegende Design, mit dem die Vorschubbewegung realisiert wurde, mit einem deutlichen Spiel behaftet ist, wodurch sich zusätzliche Abweichungen ergaben.

Insgesamt lässt sich daher zusammenfassen, dass verschiedenste Methoden zur Analyse von Leistungsmerkmalen, zur Synthese optimaler geometrischer Abmessungen unter Berücksichtigung von Nebenbedingungen und Methoden zur Planung von Bewegungen entlang eines gegebenen Referenzpfades im Rahmen dieser Arbeit erfolgreich erforscht, implementiert und evaluiert wurden.

Herausfordernd bleibt jedoch weiterhin die Modellierung des elektromagnetischen Systems. Schon [Dör17] hat in seiner Arbeit herausgestellt, dass die Modellierung der Einzelaktoren mit großen Unsicherheiten behaftet ist. Während für den verwendeten Prototyp einzelne charakteristische Parameter, wie bspw. das erreichbare Haltemoment, noch individuell messtechnisch erfasst wurden, müssen insbesondere für längere Aktorketten weitere, effizientere Methoden für die gekoppelte dynamische Modellierung mit Elektromagnetik erforscht werden. Generell wird die praktische Umsetzung einer hinsichtlich des Durchmessers miniaturisierten Aktorkette bei einer gleichzeitigen deutlichen Erhöhung der Manipulatorgesamtlänge noch als zukünftige Herausforderung angesehen. Nicht nur, dass kleinere Aktoren deutlich geringere Momente zur Verfügung stellen können; auch die Integration der Ansteuerung muss hierfür neu überdacht werden. Erst wenn diese wissenschaftliche Forschungsfragen weitestgehend beantwortet wurden, können weitere applikationsspezifische Themen, wie bspw. eine Kapselung des Manipulators nach außen, um die Klemmgefahr zu verringern, oder die Ausgestaltung einer Endeffektorplattform zur Bereitstellung weiterer Freiheitsgrade, adressiert werden.

A Ergänzende Ergebnisse zur Maßsynthese

Tabelle A.1: Kenndaten zu den Ergebnissen der Maßsynthese für die Beispielapplikation

(a) Ergebnisse mit Kennfeldoffset von 2 Nm

	n	$q_{\max_{\text{opt}}}$	ζ_{opt}	h_{opt}	$\max(c_{e_i})$	χ	χ_{norm}
$\overline{P}(l_{\min})$	361	15,6°	61,9°	3,5 mm	19,3 mm	3,0 mm	1,61
$\overline{P}(l_{\text{avg}})$	401	15,6°	77,4°	3,1 mm	19,1 mm	4,7 mm	1,50
$\overline{P}(l_{\max})$	416	15,9°	67,9°	3,0 mm	15,9 mm	3,7 mm	1,23
Alle	283	15,9°	74,9°	4,4 mm	37,9 mm	11,3 mm	2,5

(b) Ergebnisse mit Kennfeldoffset von 10 Nm

	n	$q_{\max_{\text{opt}}}$	ζ_{opt}	h_{opt}	$\max(c_{e_i})$	χ	χ_{norm}
$\overline{P}(l_{\min})$	391	28,2°	64,9°	3,2 mm	7,1 mm	3,0 mm	0,94
$\overline{P}(l_{\text{avg}})$	372	27,6°	62,3°	3,4 mm	11,6 mm	3,3 mm	0,98
$\overline{P}(l_{\max})$	384	28,8°	70,6°	3,3 mm	8,6 mm	2,7 mm	0,85
Alle	317	28,4°	61,5°	3,9 mm	14,2 mm	4,0 mm	1,0

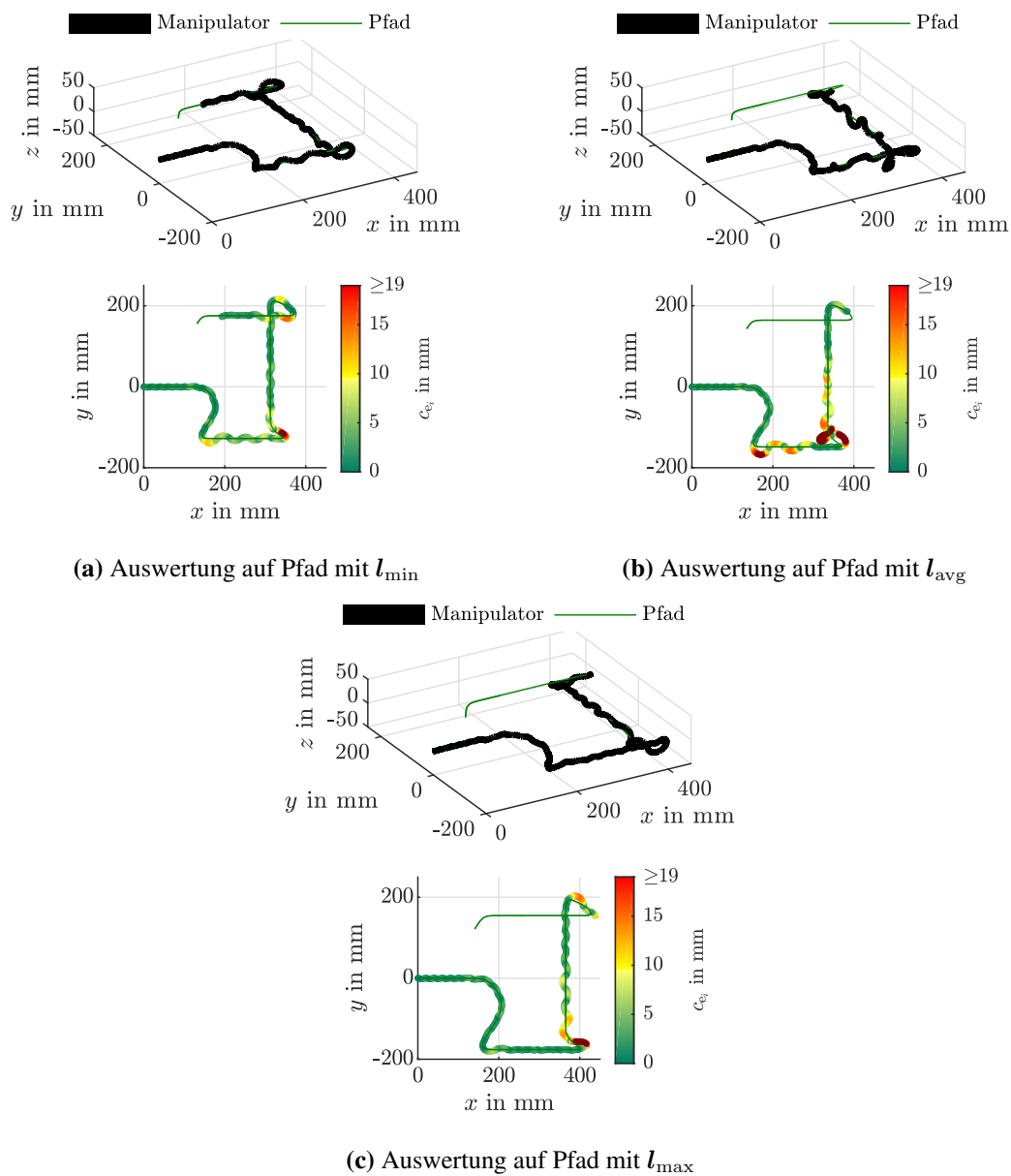


Abbildung A.1: Synthesergebnisse für Darmpfade verschiedener Länge bei Optimierung auf l_{\min} unter Verwendung des Kennfeldes aus Abbildung 3.15(a) mit Forderung einer festen Manipulatorlänge von 1245 mm, dargestellt als 3D-Ansicht (oben) sowie farblich skaliert die zugehörigen Konturfehler (unten)

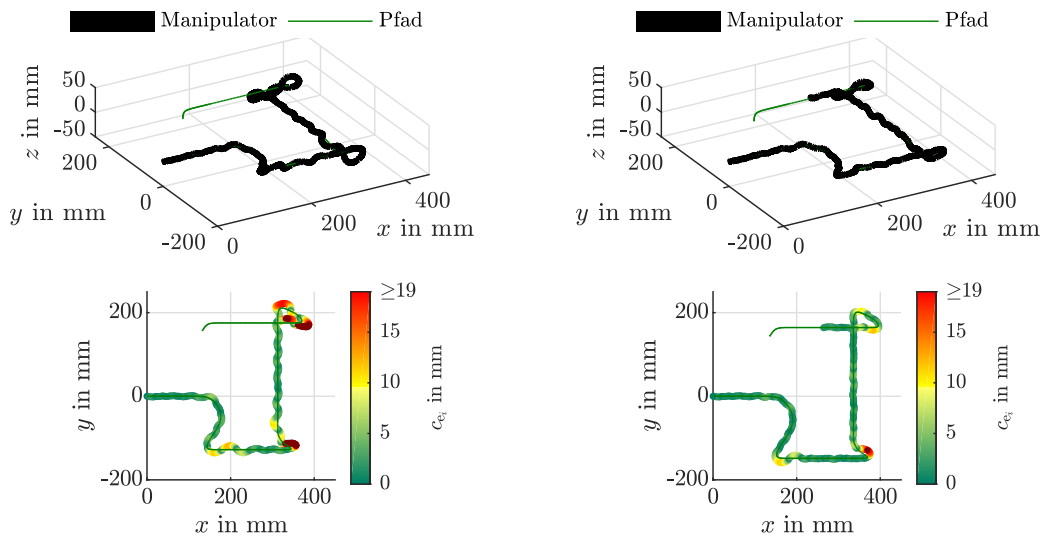
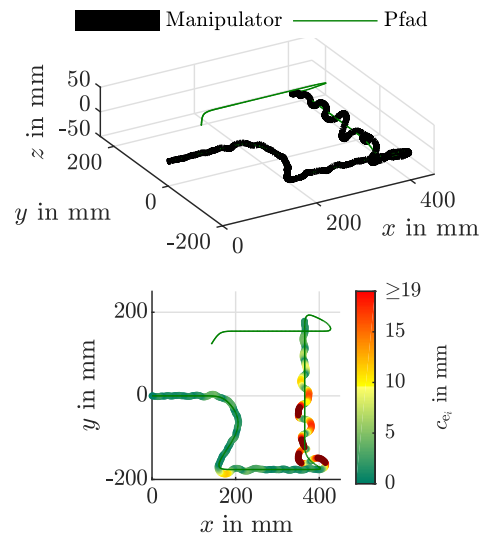
(a) Auswertung auf Pfad mit l_{\min} (b) Auswertung auf Pfad mit l_{avg} (c) Auswertung auf Pfad mit l_{\max}

Abbildung A.2: Synthesergebnisse für Darmpfade verschiedener Länge bei Optimierung auf l_{avg} unter Verwendung des Kennfeldes aus Abbildung 3.15(a) mit Forderung einer festen Manipulatorlänge von 1245 mm, dargestellt als 3D-Ansicht (oben) sowie farblich skaliert die zugehörigen Konturfehler (unten)

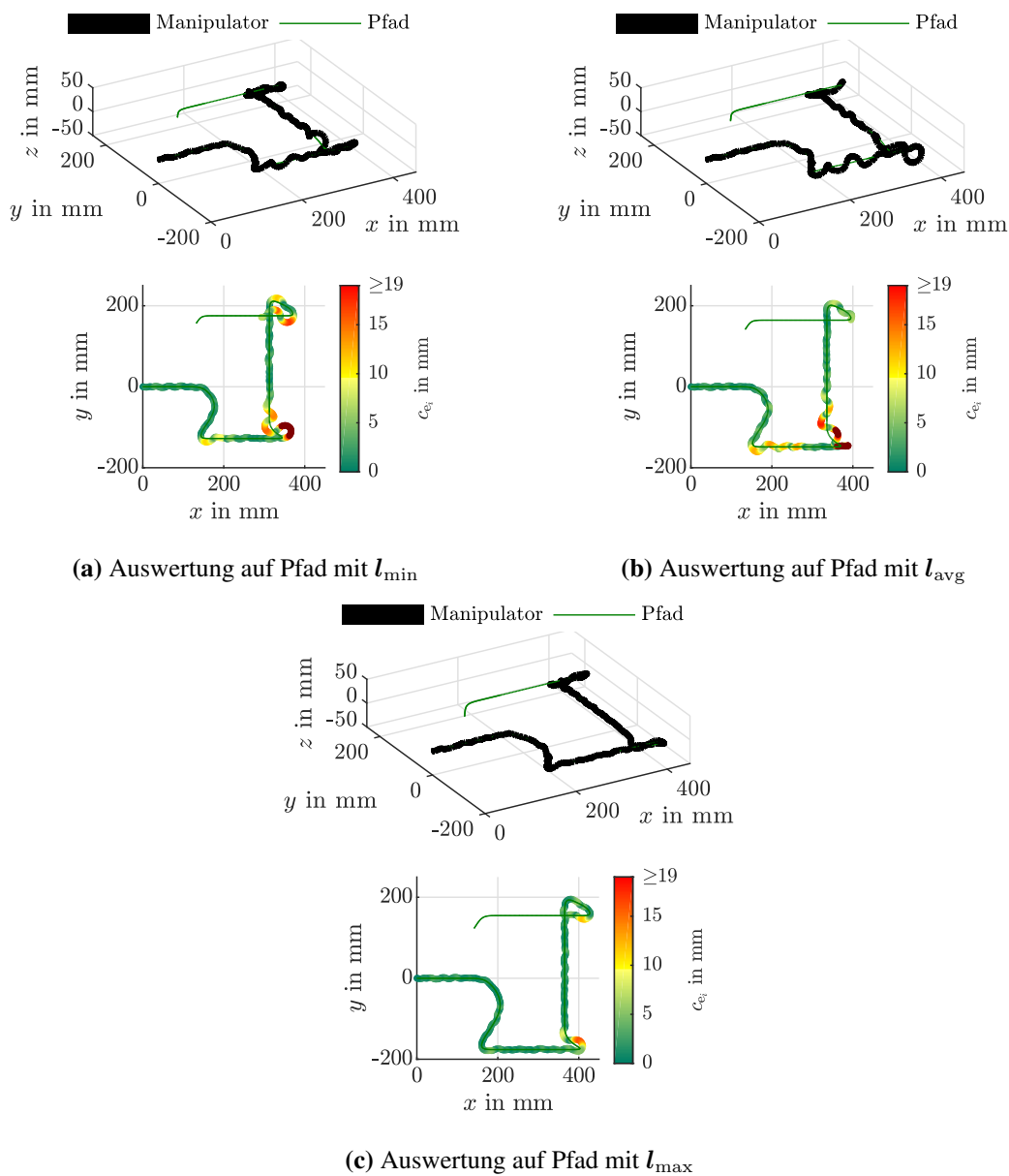


Abbildung A.3: Synthesergebnisse für Darmpfade verschiedener Länge bei Optimierung auf l_{\max} unter Verwendung des Kennfeldes aus Abbildung 3.15(a) mit Forderung einer festen Manipulatorlänge von 1245 mm, dargestellt als 3D-Ansicht (oben) sowie farblich skaliert die zugehörigen Konturfehler (unten)

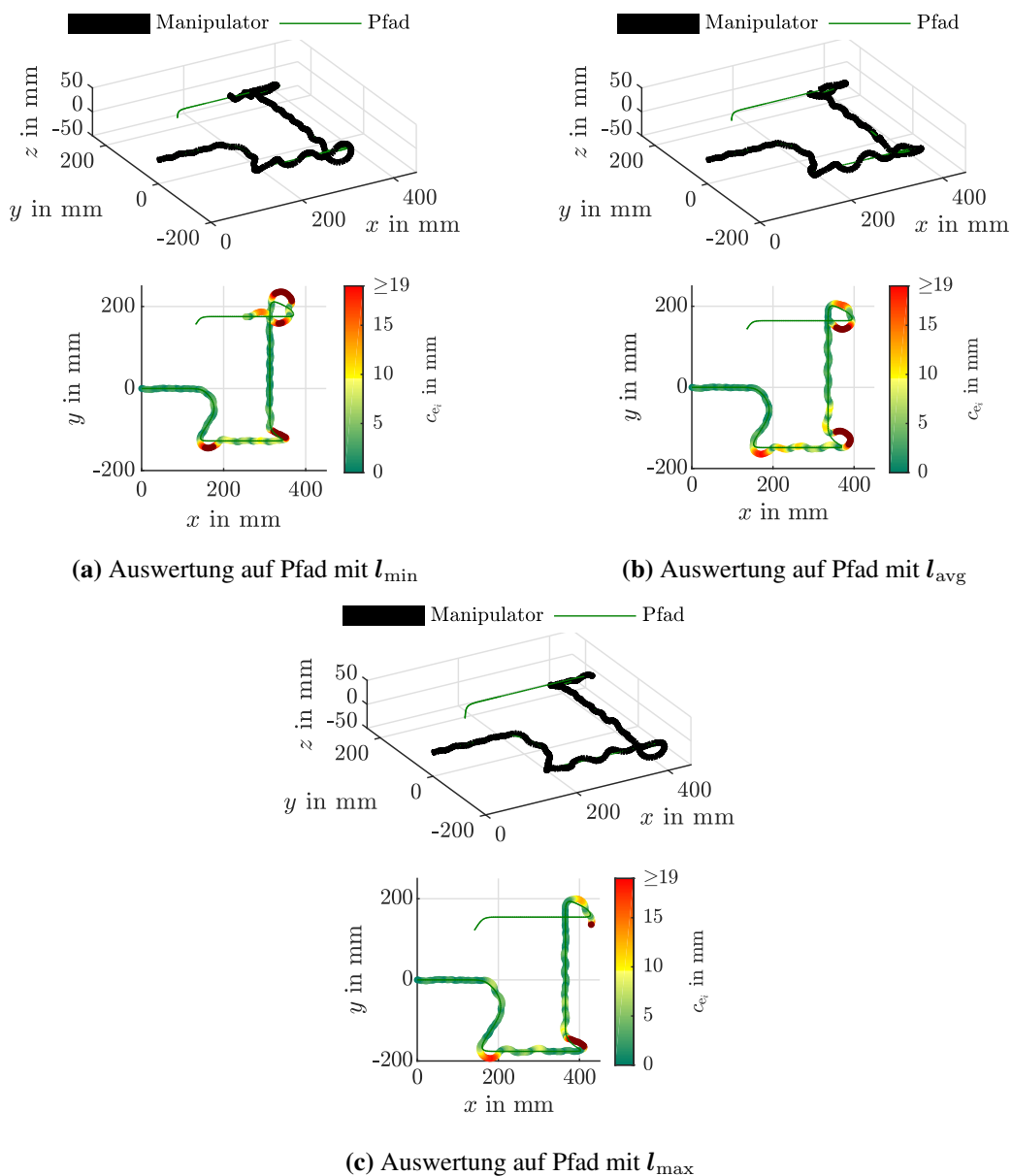


Abbildung A.4: Synthesergebnisse für Darmpfade verschiedener Länge bei gleichzeitiger Optimierung auf alle drei Pfade l_{\min} , l_{avg} und l_{\max} unter Verwendung des Kennfeldes aus Abbildung 3.15(a) mit Forderung einer festen Manipulatorlänge von 1245 mm, dargestellt als 3D-Ansicht (oben) sowie farblich skaliert die zugehörigen Konturfehler (unten)

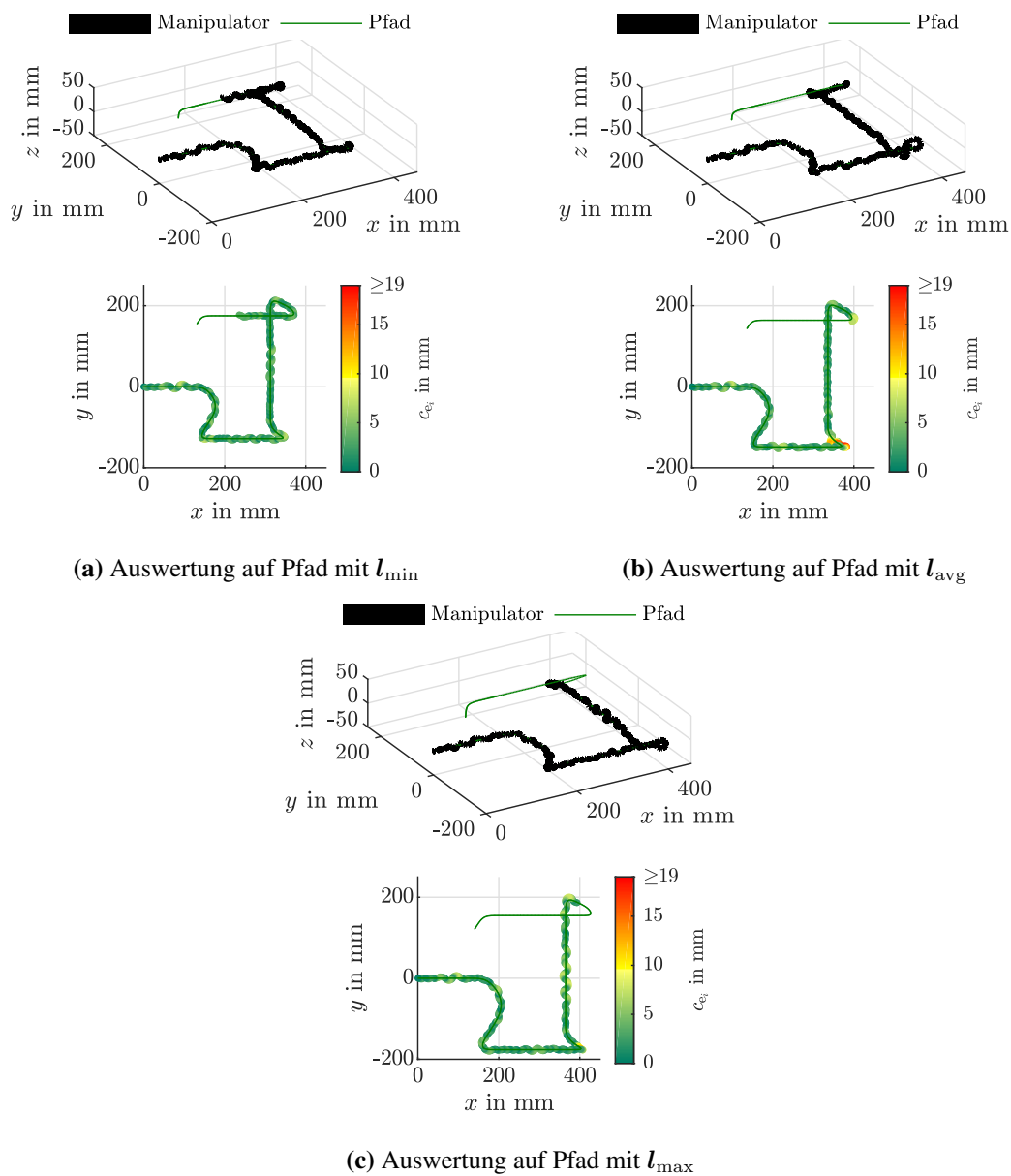


Abbildung A.5: Synthesergebnisse für Darmpfade verschiedener Länge bei Optimierung auf l_{\min} unter Verwendung des Kennfeldes aus Abbildung 3.15(b) mit Forderung einer festen Manipulatorlänge von 1245 mm, dargestellt als 3D-Ansicht (oben) sowie farblich skaliert die zugehörigen Konturfehler (unten)

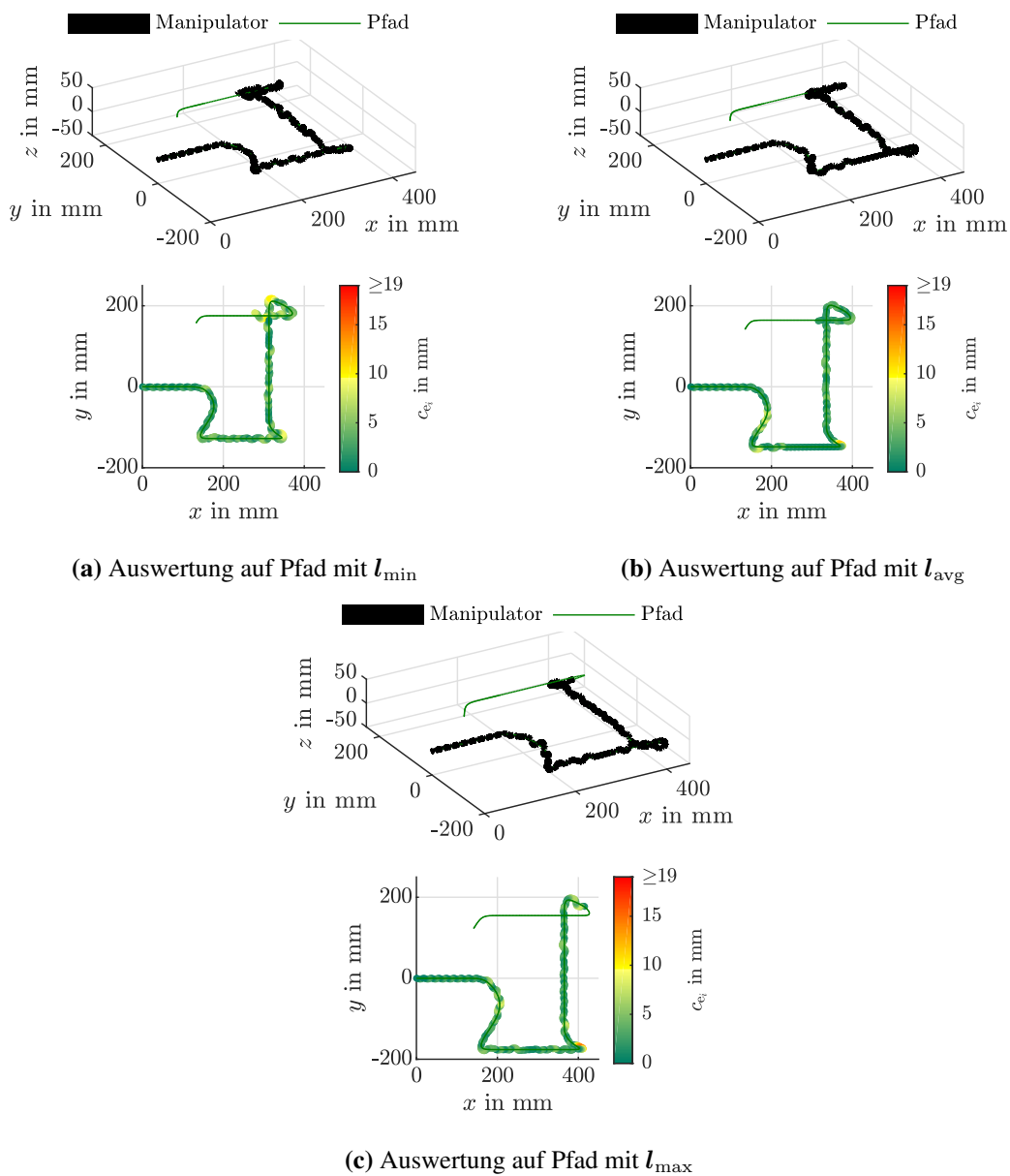


Abbildung A.6: Synthesergebnisse für Darmpfade verschiedener Länge bei Optimierung auf l_{avg} unter Verwendung des Kennfeldes aus Abbildung 3.15(b) mit Forderung einer festen Manipulatorlänge von 1245 mm, dargestellt als 3D-Ansicht (oben) sowie farblich skaliert die zugehörigen Konturfehler (unten)

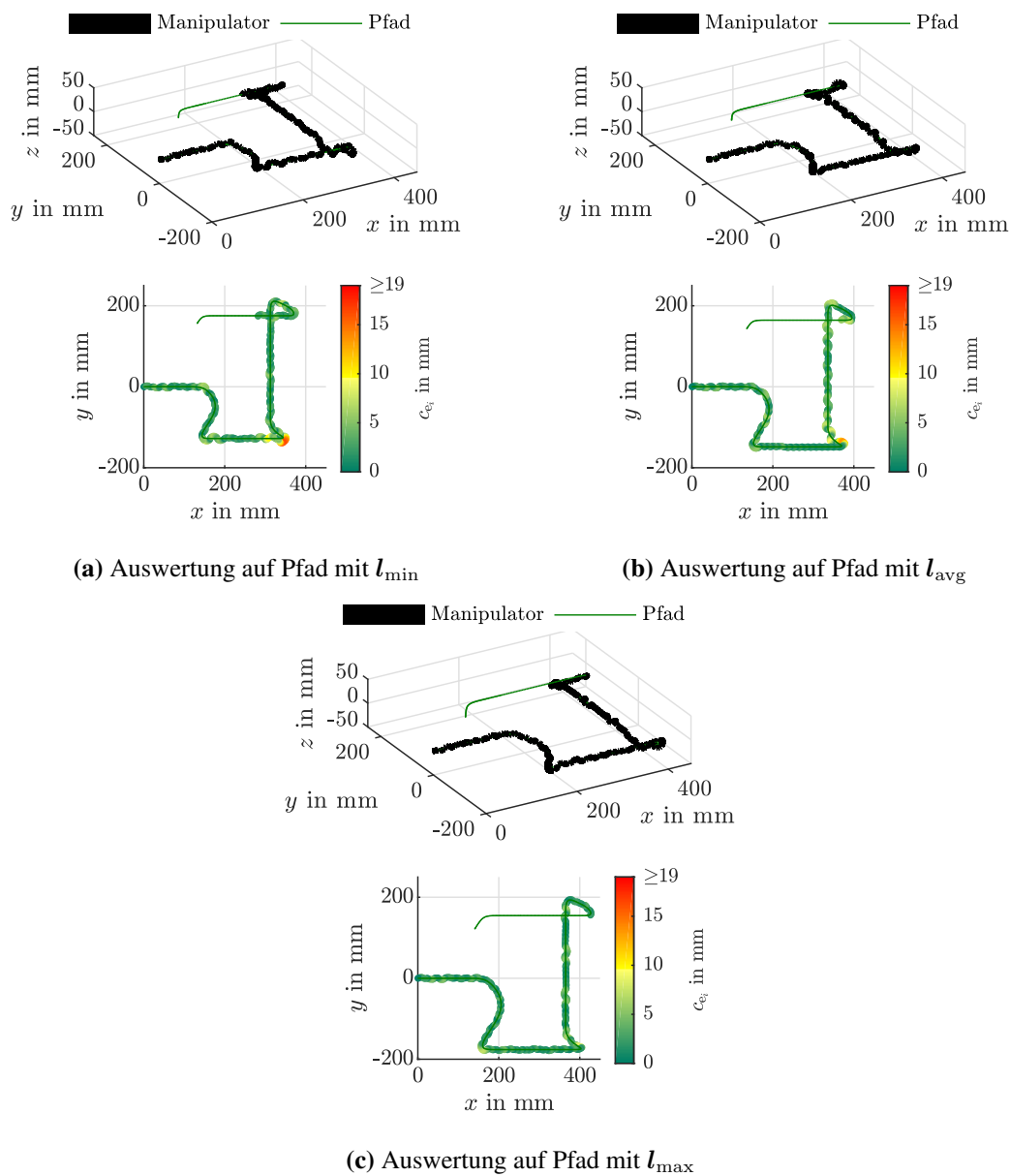


Abbildung A.7: Synthesergebnisse für Darmpfade verschiedener Länge bei Optimierung auf l_{\max} unter Verwendung des Kennfeldes aus Abbildung 3.15(b) mit Forderung einer festen Manipulatorlänge von 1245 mm, dargestellt als 3D-Ansicht (oben) sowie farblich skaliert die zugehörigen Konturfehler (unten)

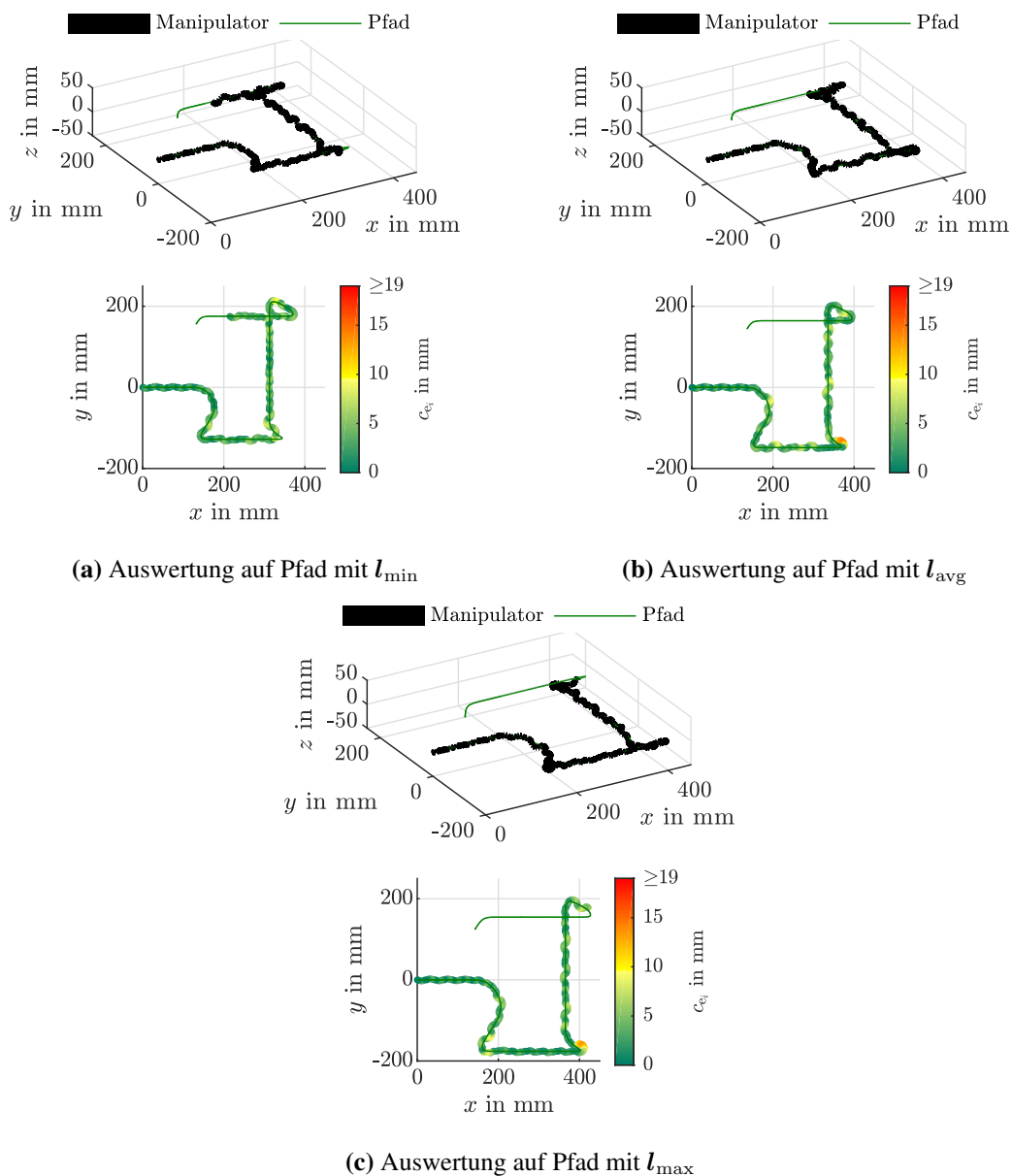


Abbildung A.8: Synthesergebnisse für Darmpfade verschiedener Länge bei gleichzeitiger Optimierung auf alle drei Pfade l_{\min} , l_{avg} und l_{\max} unter Verwendung des Kennfeldes aus Abbildung 3.15(b) mit Forderung einer festen Manipulatorlänge von 1245 mm, dargestellt als 3D-Ansicht (oben) sowie farblich skaliert die zugehörigen Konturfehler (unten)

B Ergänzende Ergebnisse zur Bewegungsplanung

B.1 Planung mittels SSO (Abschnitt 4.2)

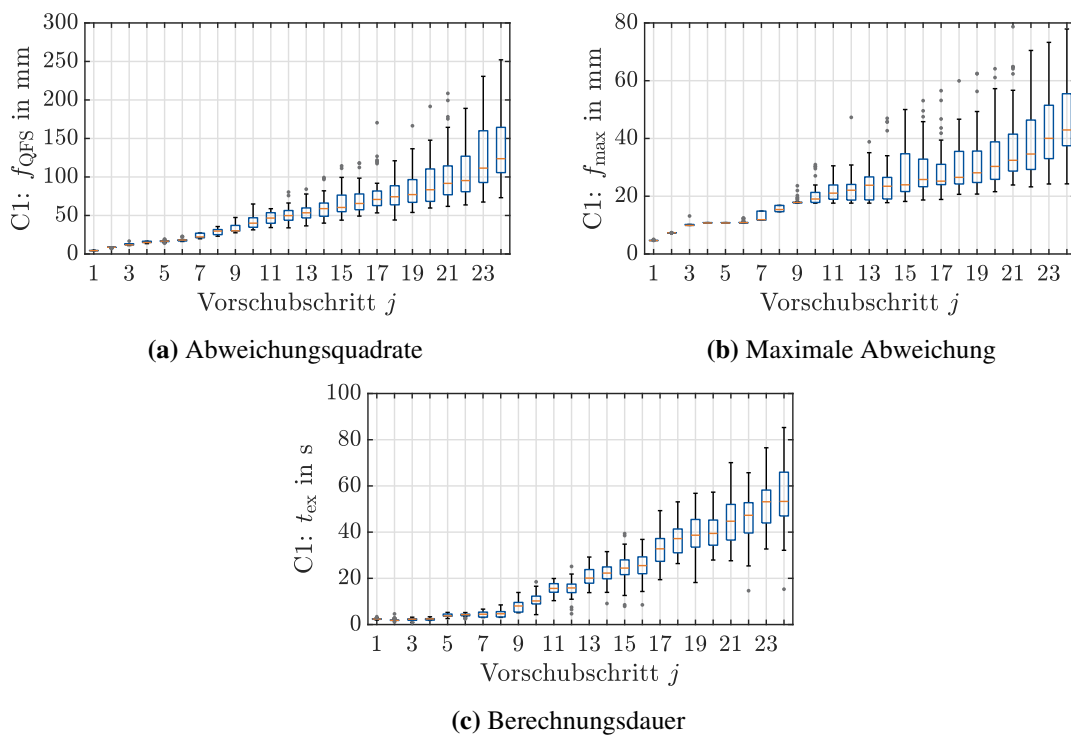
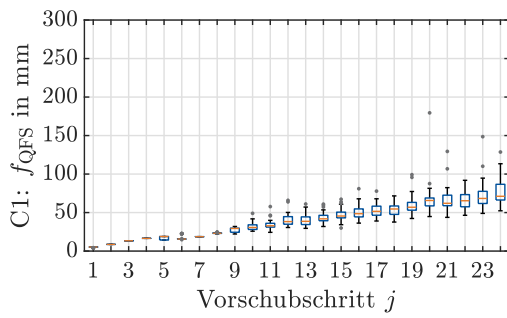
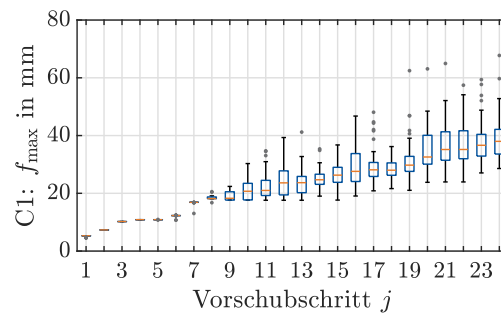


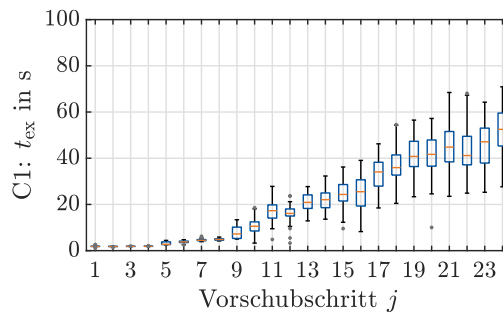
Abbildung B.1: Ergebnisse der FTL mit optimierten Schaltsequenzen für die gesamte **Kette** unter Verwendung von f_{\max} als Kostenfunktion



(a) Abweichungsquadrate

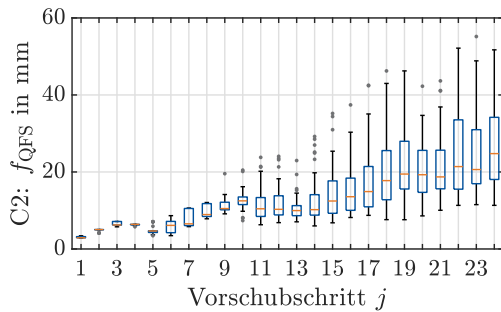


(b) Maximale Abweichung

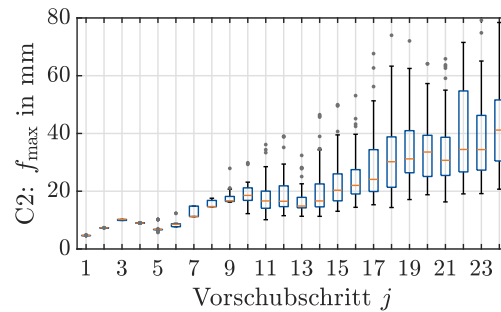


(c) Berechnungsdauer

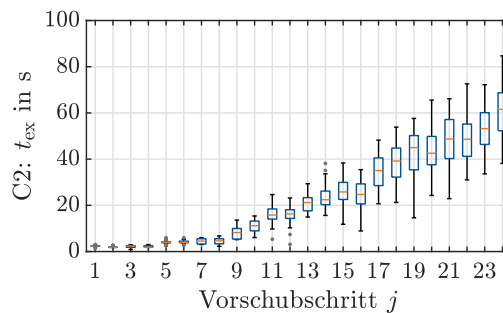
Abbildung B.2: Ergebnisse der FTL mit optimierten Schaltsequenzen für die gesamte **Kette** unter Verwendung von f_{QFS} als Kostenfunktion



(a) Abweichungsquadrate



(b) Maximale Abweichung



(c) Berechnungsdauer

Abbildung B.3: Ergebnisse der FTL mit optimierten Schaltsequenzen für den **Endeffektor** unter Verwendung von f_{max} als Kostenfunktion

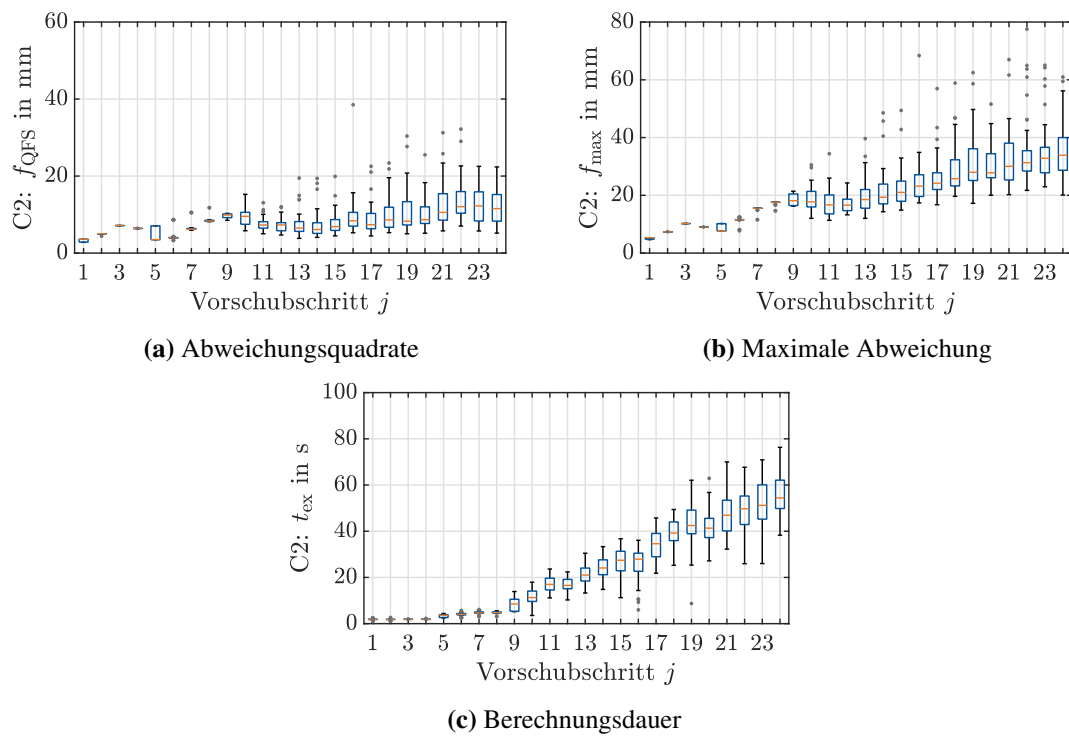


Abbildung B.4: Ergebnisse der FTL mit optimierten Schaltsequenzen für den **Endeffektor** unter Verwendung von f_{QFS} als Kostenfunktion

B.2 Kombination von SSO und CSO (Abschnitt 4.3)

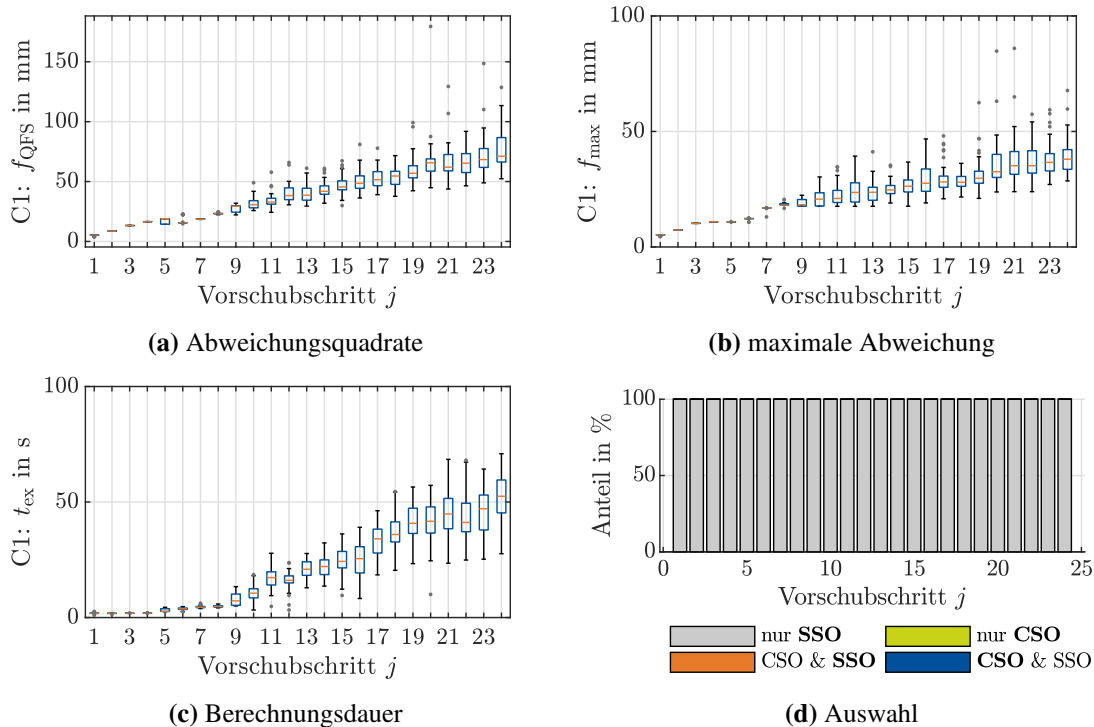


Abbildung B.5: Vollständige Optimierung (SSO) für die ganze **Kette** unter Berücksichtigung der 2-Norm der Wurzel der Fehlerquadrate f_{QFS}

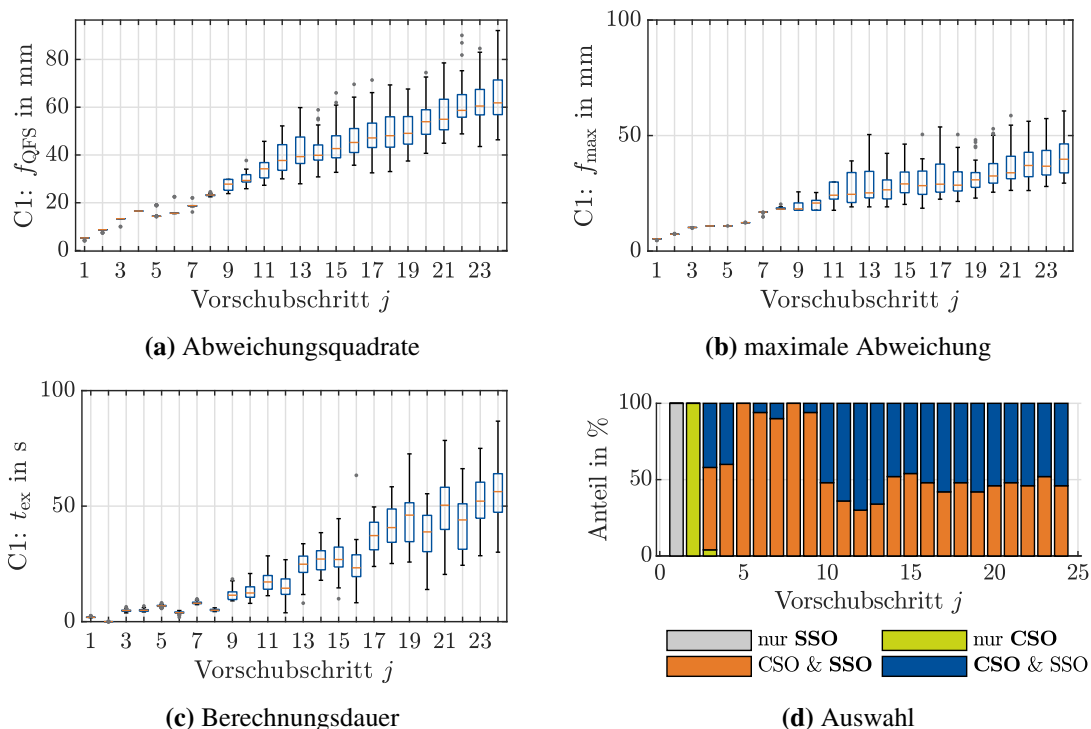


Abbildung B.6: Ergebnisse der kombinierten Optimierung für die ganze **Kette** unter Berücksichtigung der 2-Norm der Wurzel der Fehlerquadrate f_{QFS} bei einer erlaubten **Toleranz von 10 mm**

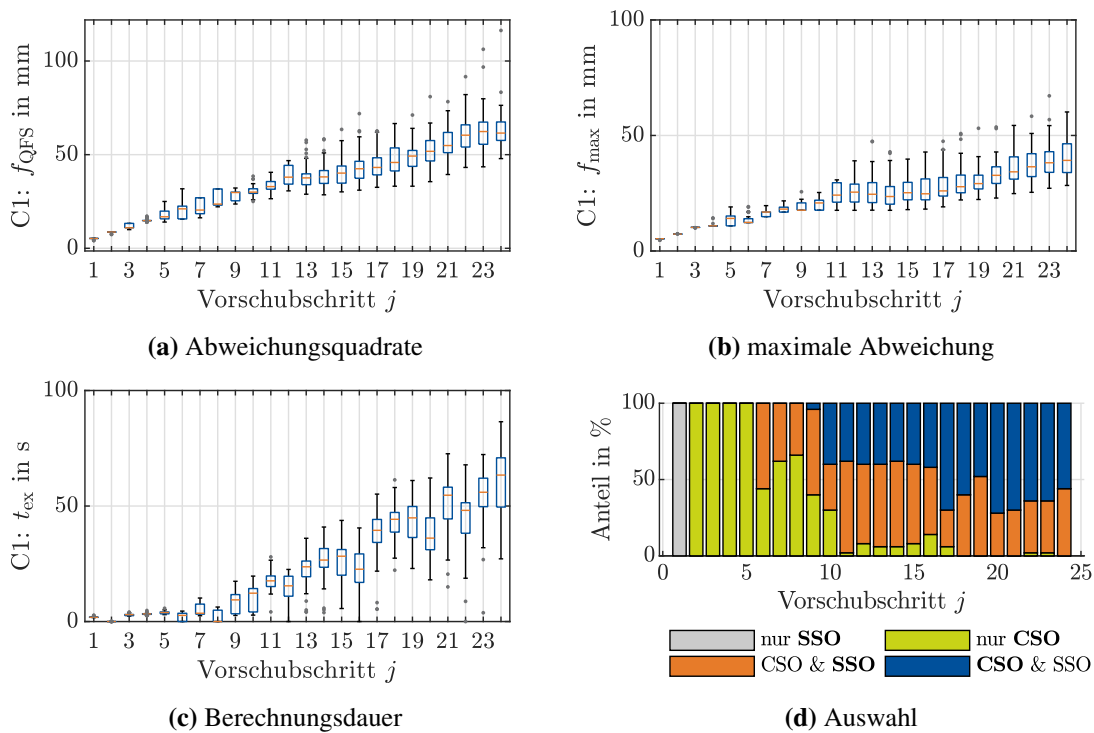


Abbildung B.7: Ergebnisse der kombinierten Optimierung für die ganze **Kette** unter Berücksichtigung der Fehlerquadrate f_{QFS} bei einer erlaubten **Toleranz von 20 mm**

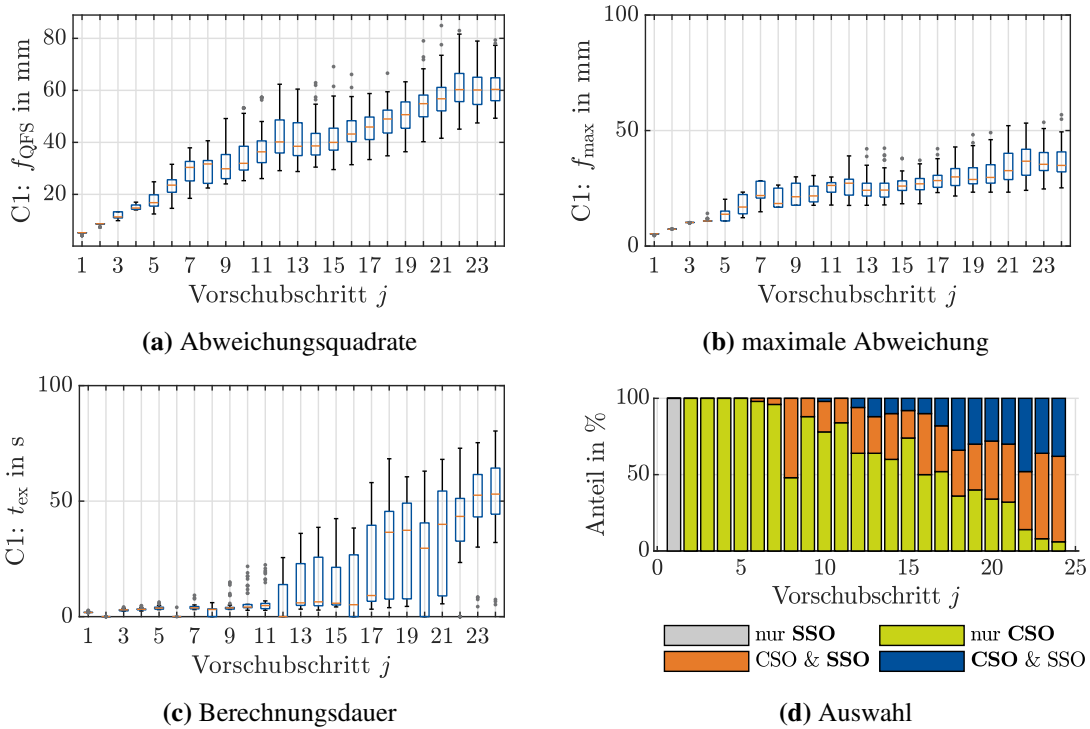


Abbildung B.8: Ergebnisse der kombinierten Optimierung für die ganze **Kette** unter Berücksichtigung der 2-Norm der Wurzel der Fehlerquadrate f_{QFS} bei einer erlaubten **Toleranz von 30 mm**

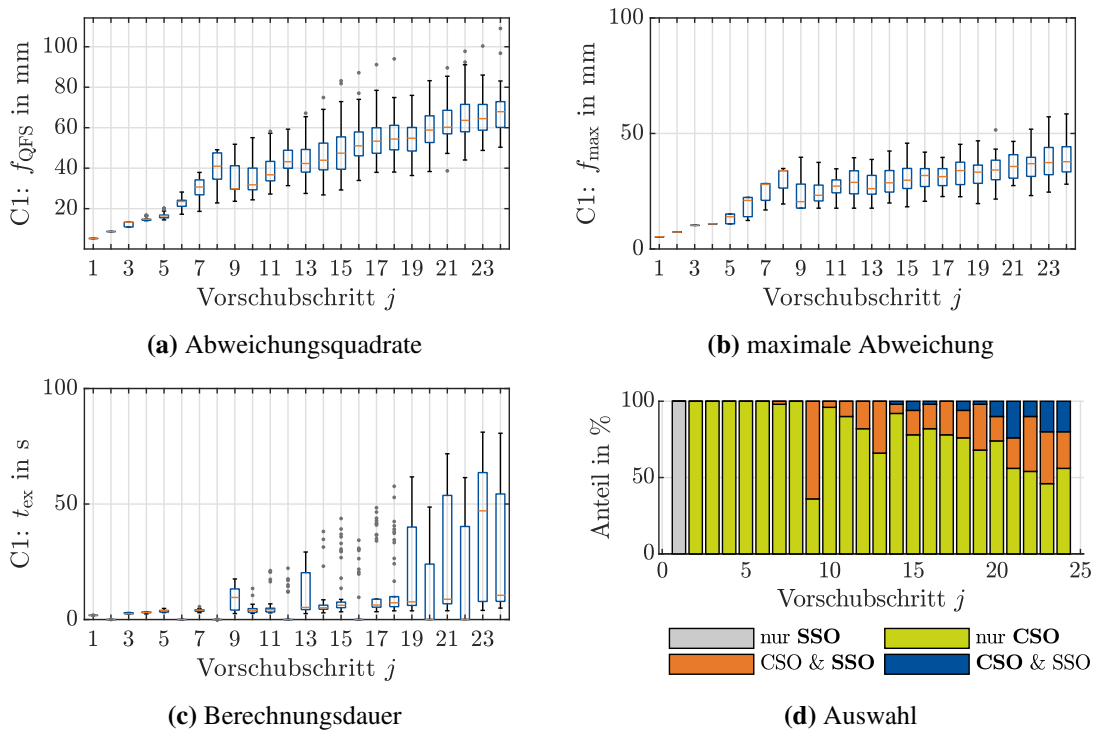


Abbildung B.9: Ergebnisse der kombinierten Optimierung für die ganze **Kette** unter Berücksichtigung der 2-Norm der Wurzel der Fehlerquadrate f_{QFS} bei einer erlaubten **Toleranz von 40 mm**

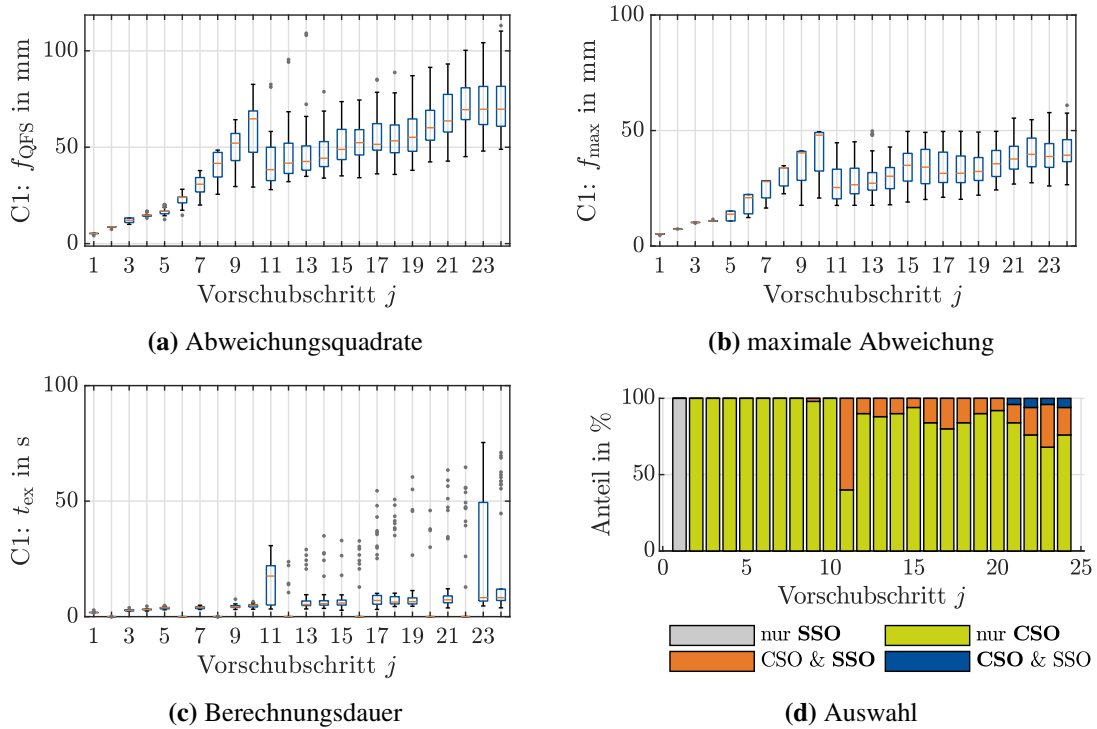


Abbildung B.10: Ergebnisse der kombinierten Optimierung für die ganze **Kette** unter Berücksichtigung der 2-Norm der Wurzel der Fehlerquadrate f_{QFS} bei einer erlaubten **Toleranz von 50 mm**

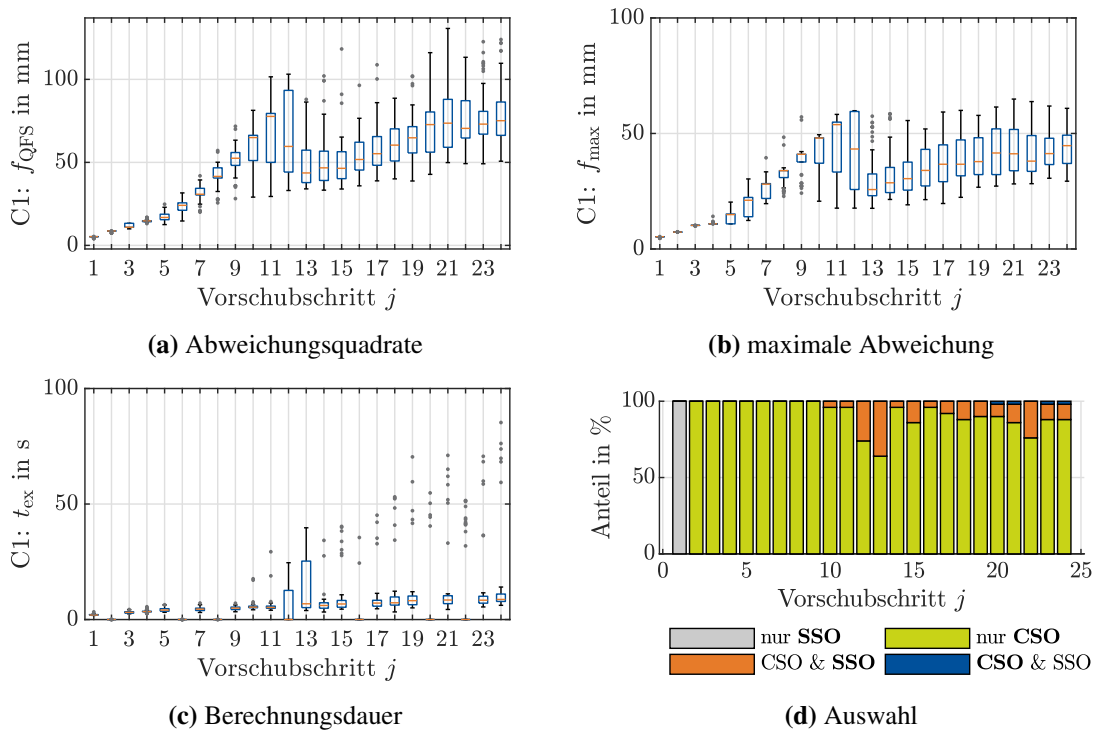


Abbildung B.11: Ergebnisse der kombinierten Optimierung für die ganze **Kette** unter Berücksichtigung der 2-Norm der Wurzel der Fehlerquadrate f_{QFS} bei einer erlaubten **Toleranz von 60 mm**

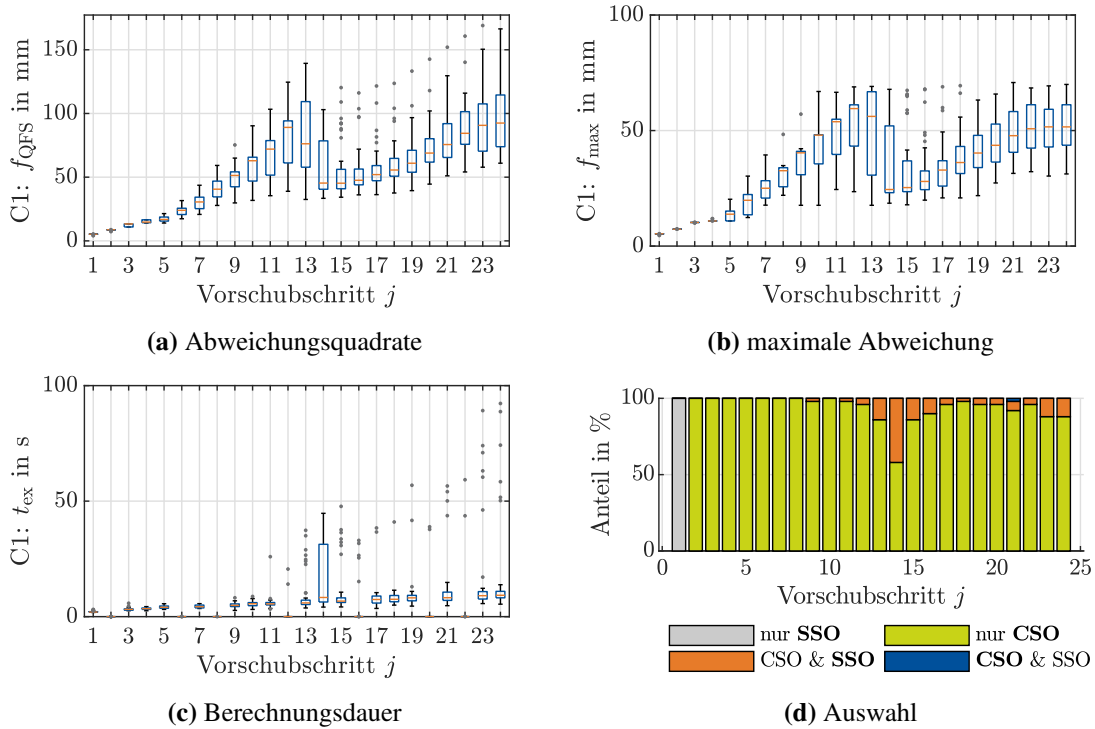


Abbildung B.12: Ergebnisse der kombinierten Optimierung für die ganze **Kette** unter Berücksichtigung der 2-Norm der Wurzel der Fehlerquadrate f_{QFS} bei einer erlaubten **Toleranz von 70 mm**

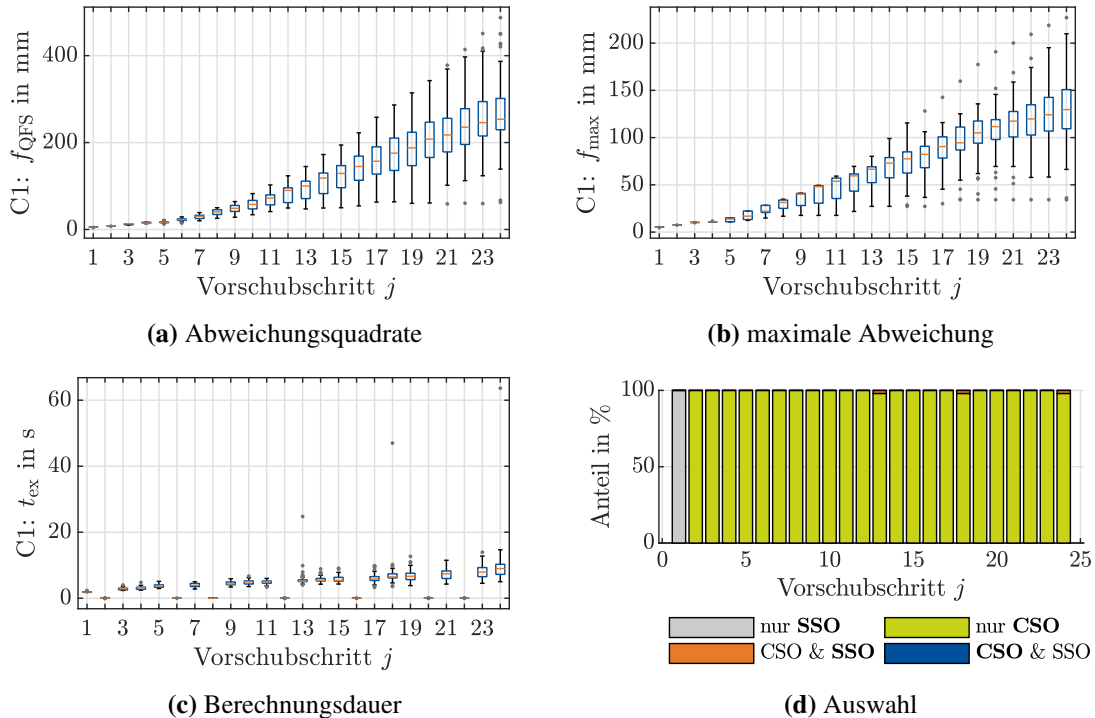


Abbildung B.13: Ergebnisse der kombinierten Optimierung für die ganze **Kette** unter Berücksichtigung der 2-Norm der Wurzel der Fehlerquadrate f_{QFS} bei einer **unbeschränkten Toleranz**

C Ergänzende Ergebnisse zur experimentellen Evaluation

C.1 Identifikation der dynamischen Parameter (Abschnitt 5.3.2)

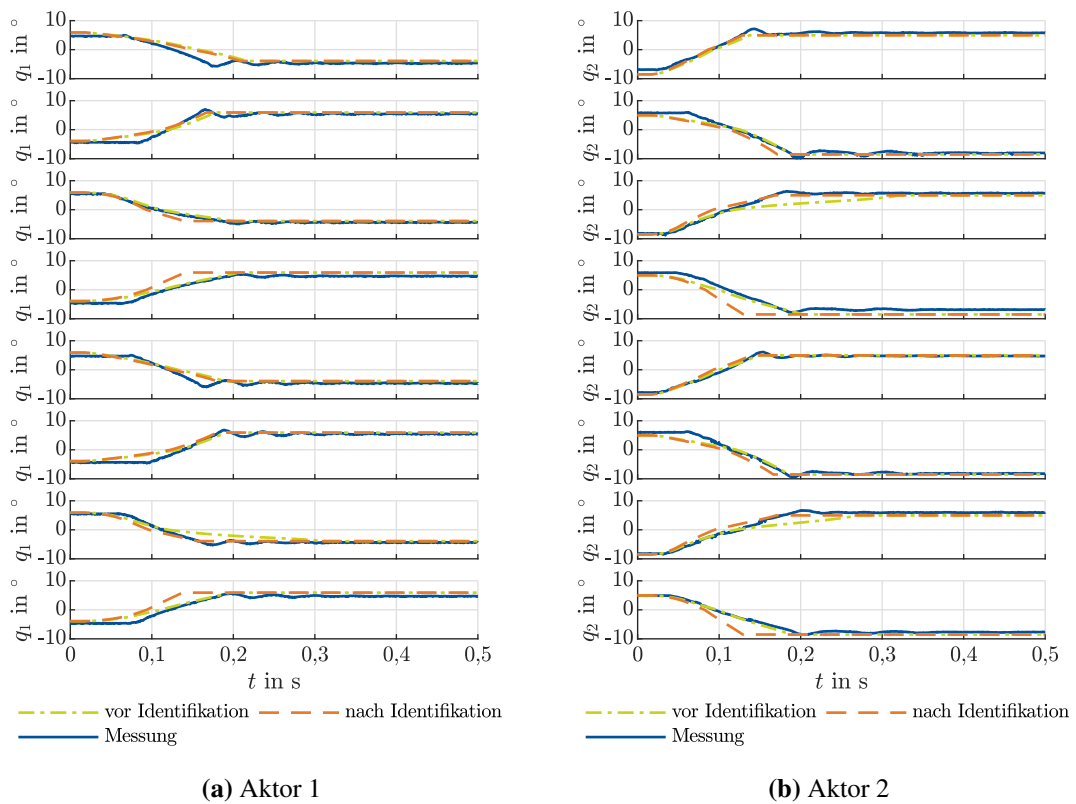


Abbildung C.1: Vergleich zwischen gemessenen und modellierten Kippverläufen für die einzelnen Kippvorgänge des Identifikationspfades anhand Aktoren 1 und 2

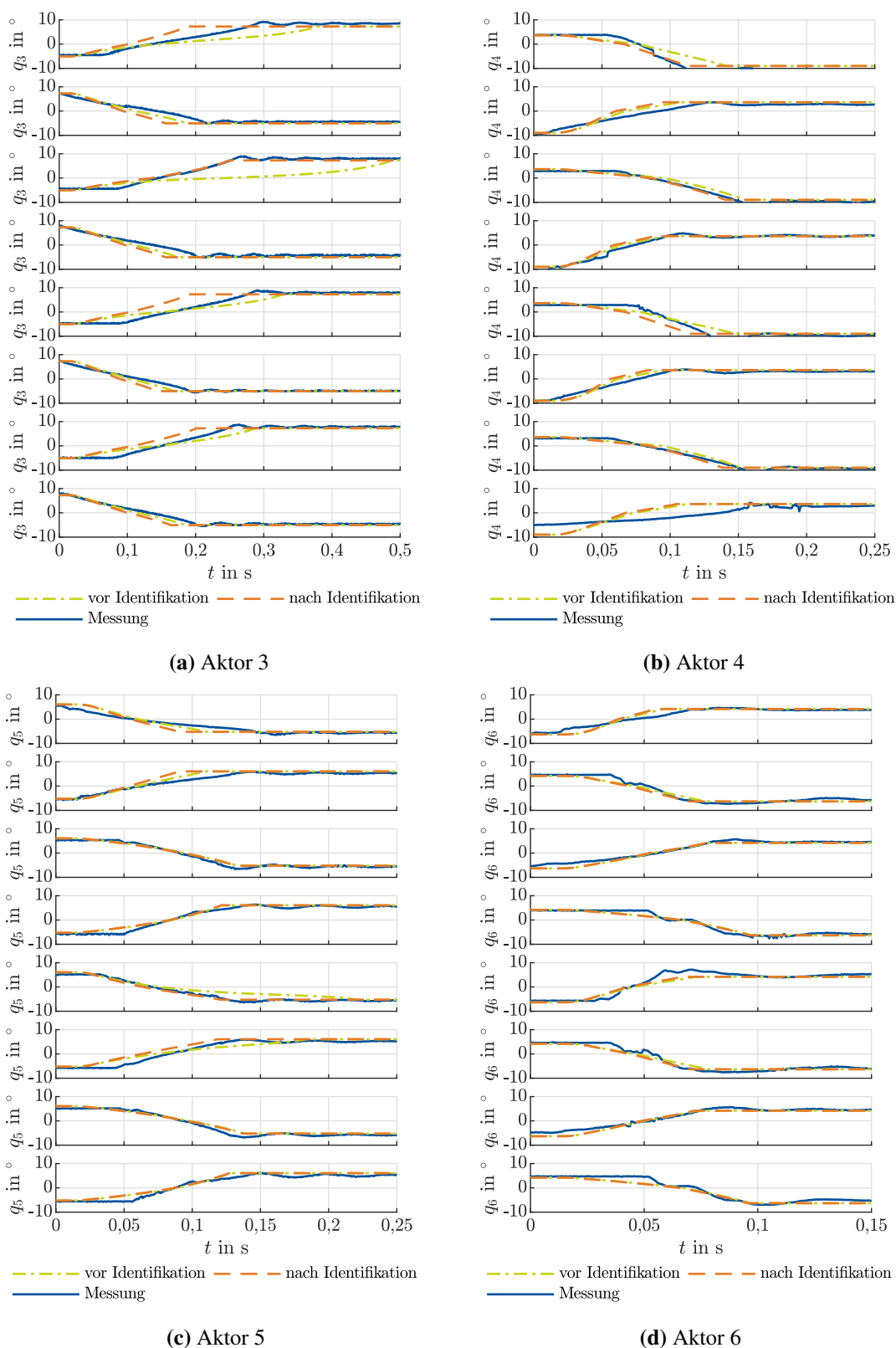


Abbildung C.2: Vergleich zwischen gemessenen und modellierten Kippverläufen für die einzelnen Kippvorgänge des Identifikationspfades anhand Aktoren 3 bis 6

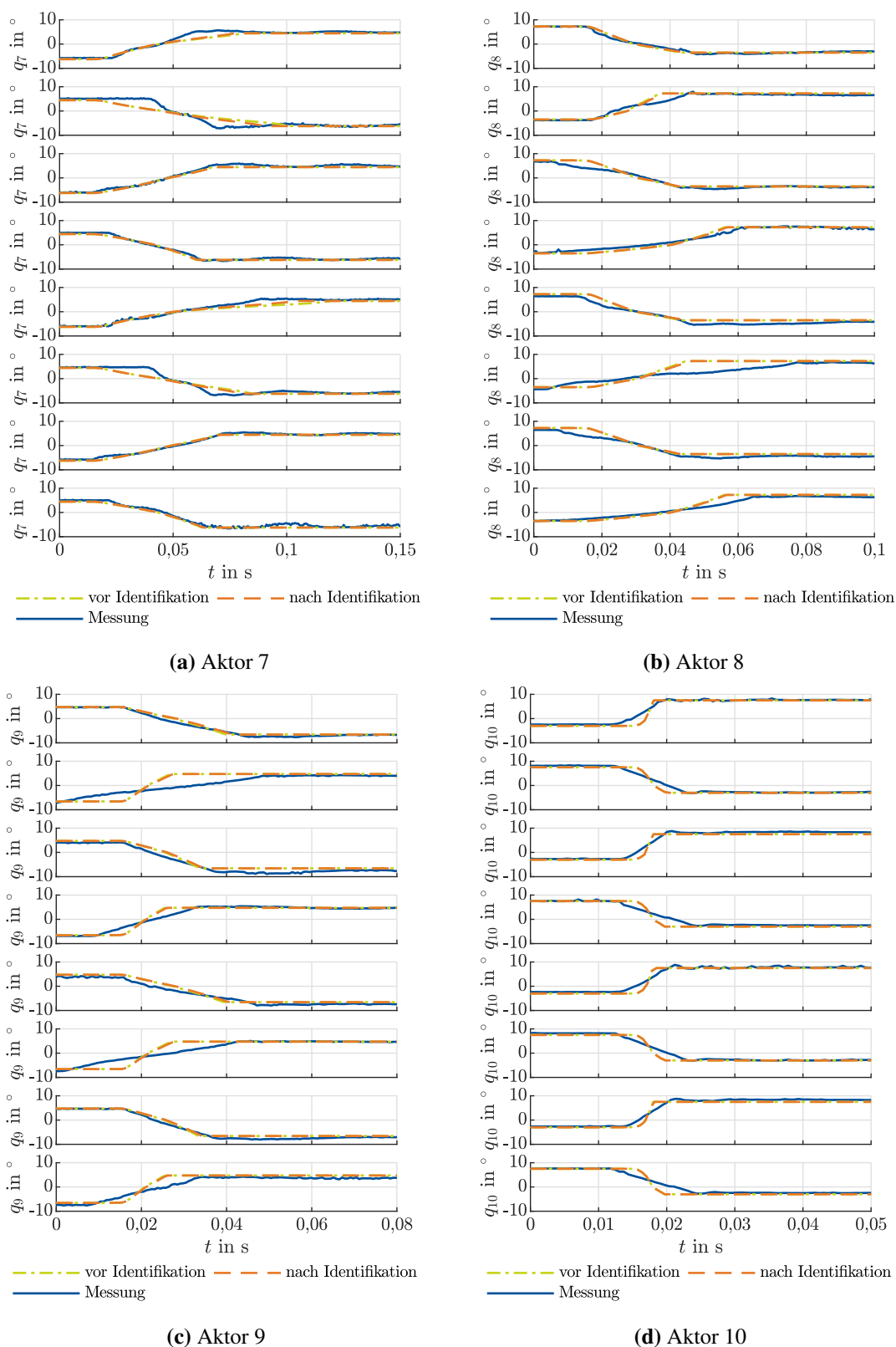


Abbildung C.3: Vergleich zwischen gemessenen und modellierten Kippverläufen für die einzelnen Kippvorgänge des Identifikationspfades anhand Aktoren 7 bis 10

C.2 Evaluation der identifizierten Parameter (Abschnitt 5.3.3)

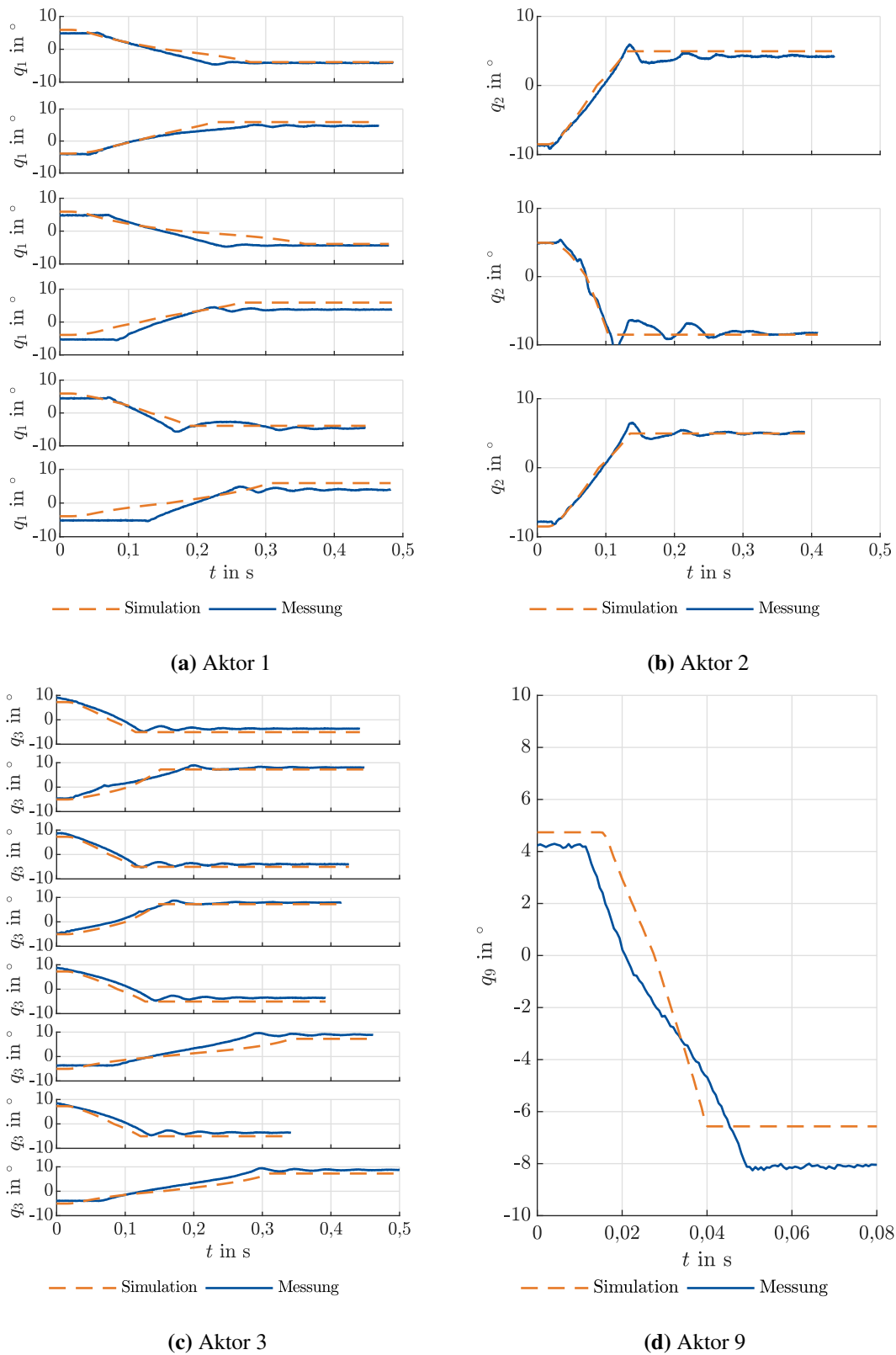
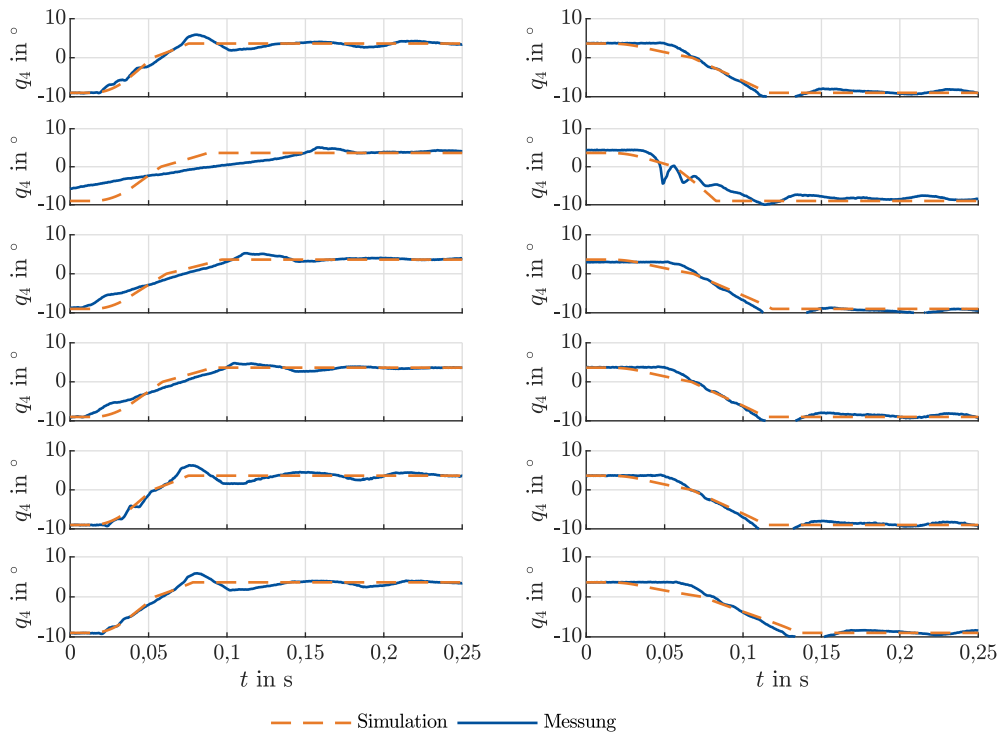
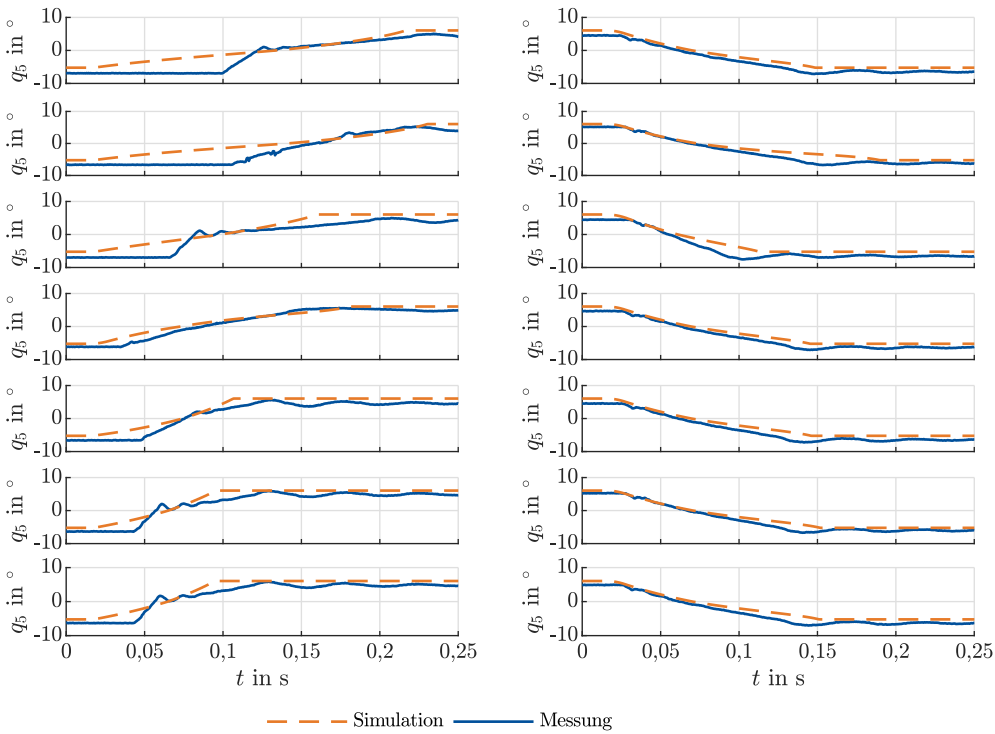


Abbildung C.4: Vergleich zwischen gemessenen und modellierten Kippverläufen für die einzelnen Kippvorgänge der Evaluationstrajektorie anhand Aktoren 1 bis 3 und 9

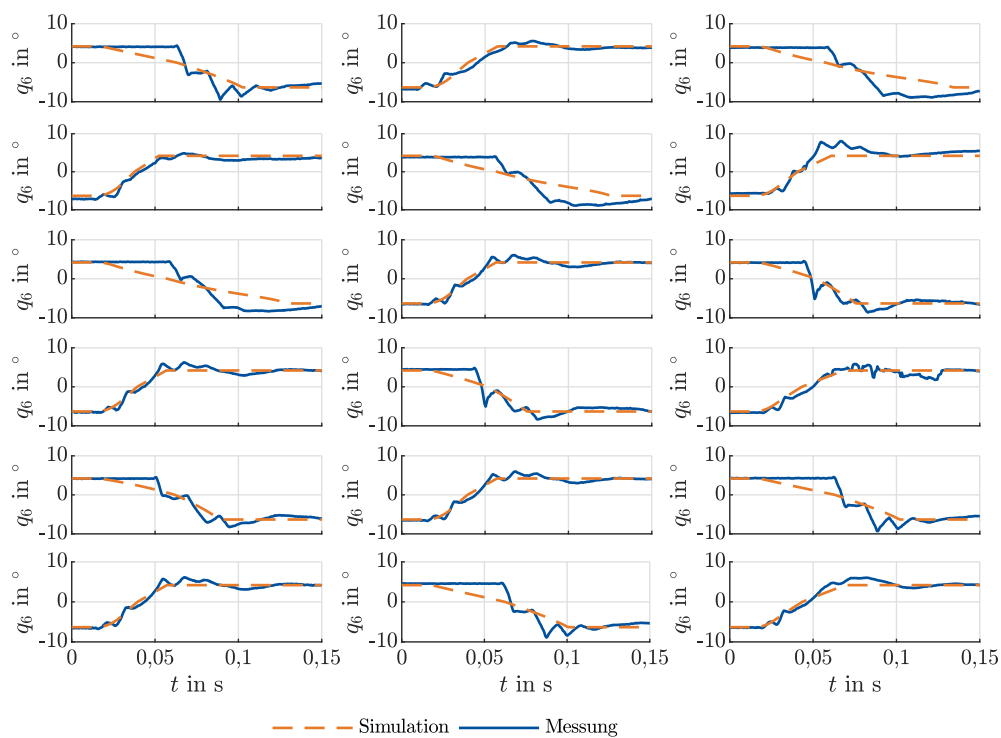


(a) Aktor 4

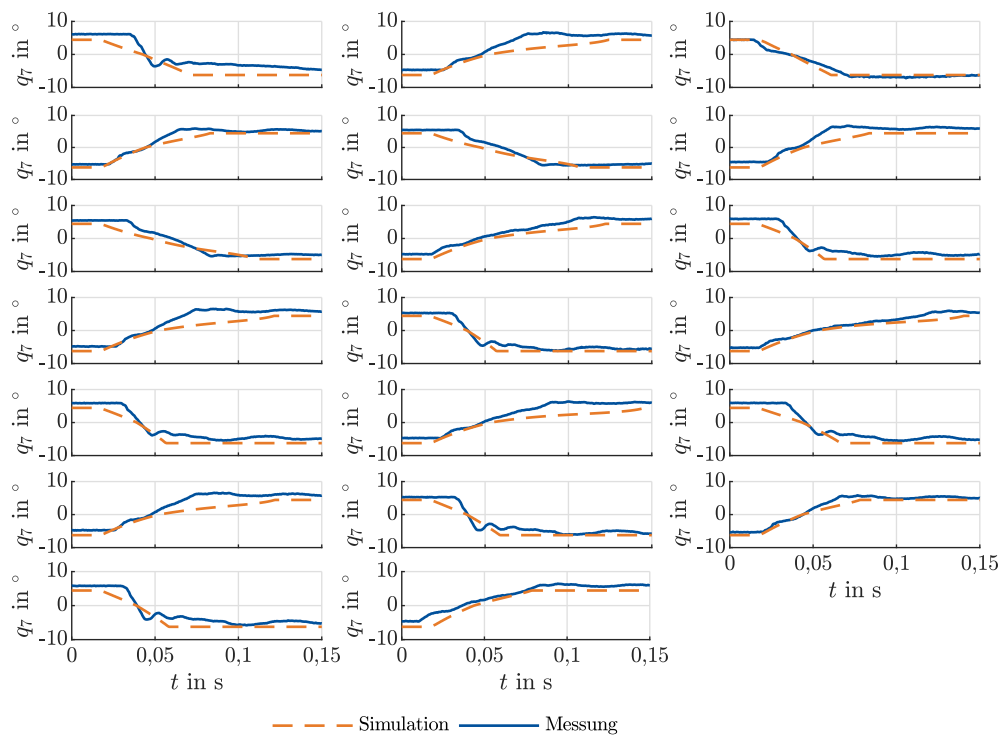


(b) Aktor 5

Abbildung C.5: Vergleich zwischen gemessenen und modellierten Kippverläufen für die einzelnen Kippvorgänge der Evaluations trajektorie anhand Aktoren 4 und 5

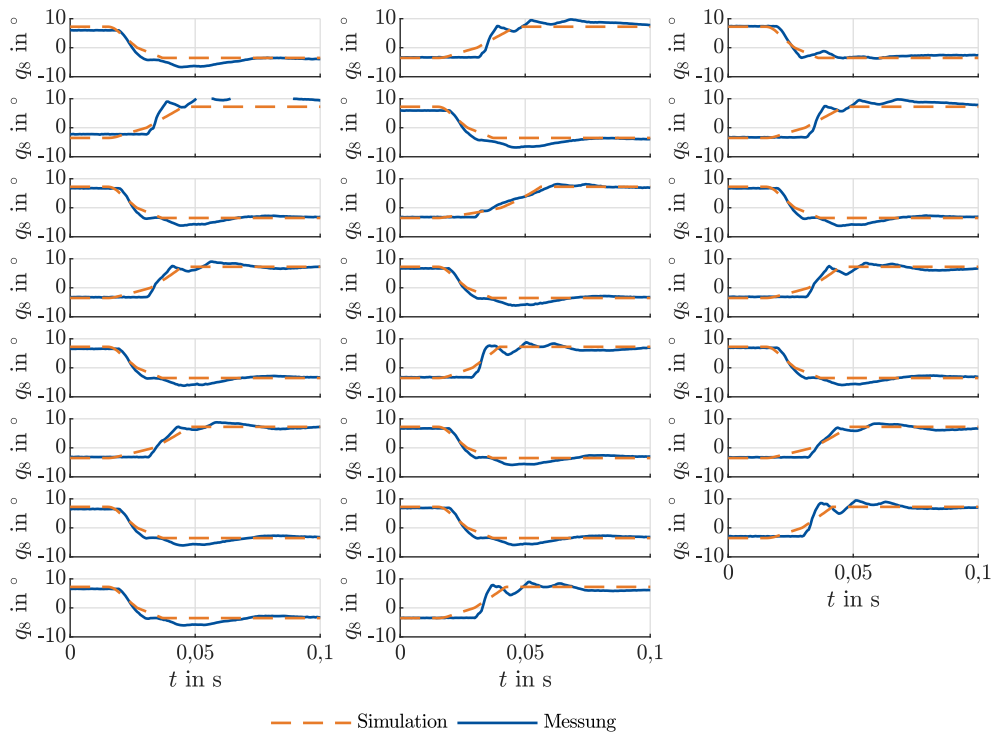


(a) Aktor 6

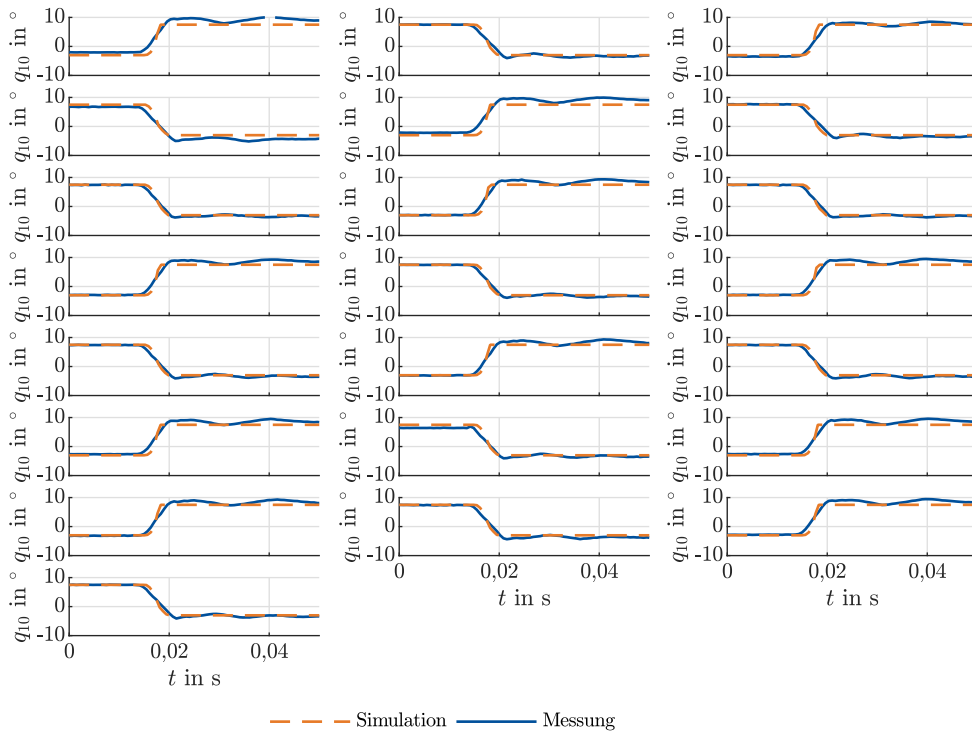


(b) Aktor 7

Abbildung C.6: Vergleich zwischen gemessenen und modellierten Kippverläufen für die einzelnen Kippvorgänge der Evaluationstrajektorie anhand Aktoren 6 und 7



(a) Aktor 8



(b) Aktor 10

Abbildung C.7: Vergleich zwischen gemessenen und modellierten Kippverläufen für die einzelnen Kippvorgänge der Evaluations trajektorie anhand Aktoren 8 und 10

C.3 Allgemeine Pfadfolgenauigkeit (Abschnitt 5.4.1)

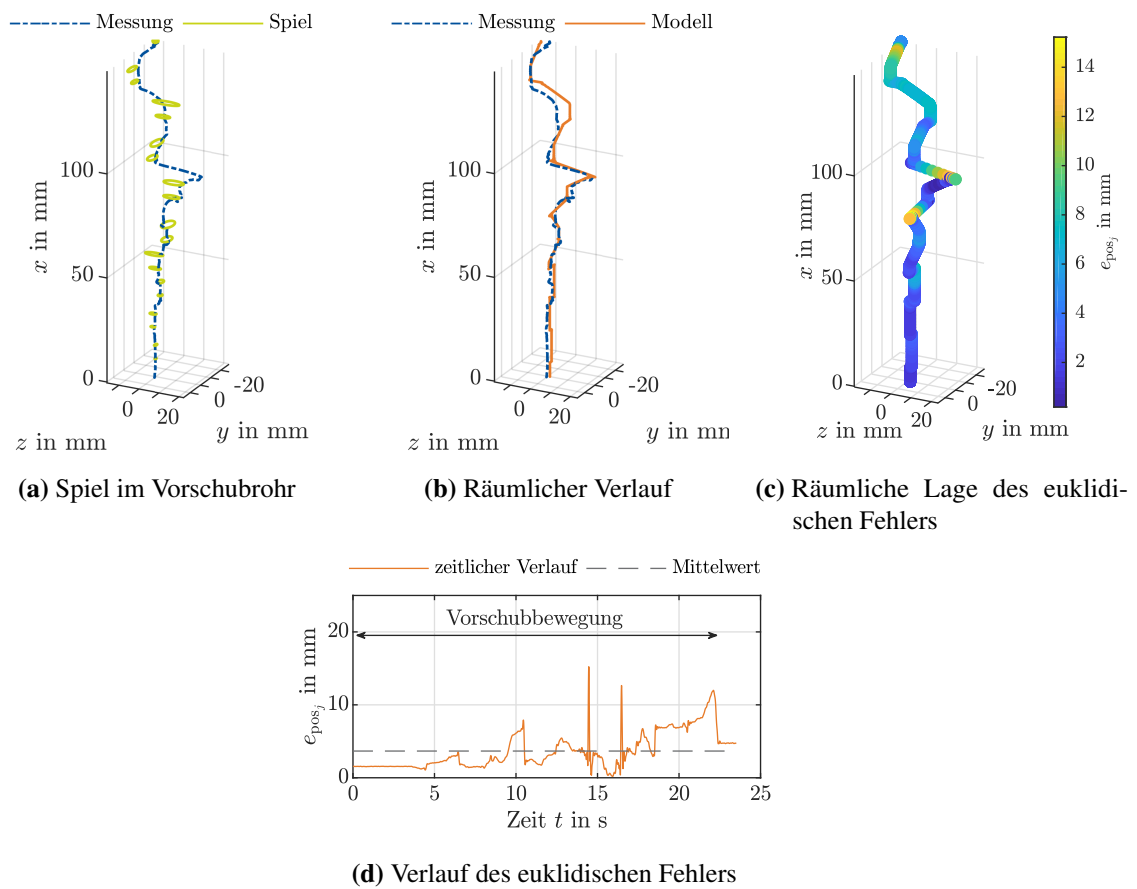


Abbildung C.8: Ergebnisse bei Integration des Vorschubeinflusses am Beispiel eines zweiten Evaluationspfades mit kontinuierlichem Vorschub

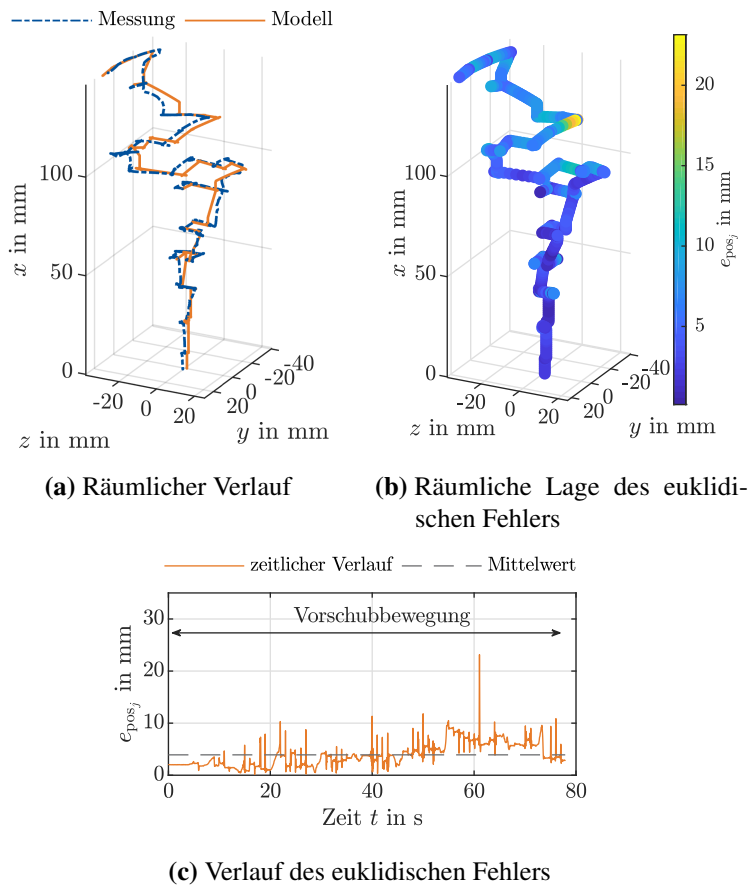


Abbildung C.9: Ergebnisse bei Integration des Vorschubeinflusses am Beispiel eines Evaluationspfades mit schrittweisem Vorschub und einer Vielzahl an Kippvorgängen während dieser Zwischenpositionen

C.4 „Follow-the-Leader“-Bewegungen (Abschnitt 5.4.2)

Tabelle C.1: Schaltsequenz für den in Abbildung 5.26 ausgewerteten und in Abbildung C.10 gezeigten FTL-Ablauf

Zeitpunkt in s	FTL-Schritt j	Kippender Aktor	Start- winkel	End- winkel
1,89	1	10	0	q_{\max}
3,29	1	9	0	q_{\max}
5,89	2	8	0	q_{\min}
7,29	2	7	0	q_{\min}
7,29	2	9	q_{\max}	q_{\min}
9,69	3	6	0	q_{\max}
9,69	3	10	q_{\max}	q_{\min}
11,41	3	5	0	q_{\max}
11,41	3	7	q_{\min}	q_{\max}
12,99	4	10	q_{\min}	q_{\max}
13,30	4	4	0	q_{\min}
13,30	4	8	q_{\min}	q_{\max}
15,29	4	3	0	q_{\min}
15,29	4	5	q_{\max}	q_{\min}
17,70	5	8	q_{\max}	q_{\min}
17,78	5	2	0	q_{\max}
17,78	5	6	q_{\max}	q_{\min}
19,29	5	1	0	q_{\max}
19,29	5	3	q_{\min}	q_{\max}



Abbildung C.10: Ausschnitte aus der Videoaufzeichnung zu den Messungen für den in Abbildung 5.26 ausgewerteten FTL-Ablauf, Zeitdifferenz zwischen den Bildern je ca. 0,3 s

Tabelle C.2: Schaltsequenz für den in Abbildung 5.27 ausgewerteten und in Abbildung C.11 gezeigten FTL-Ablauf

Zeitpunkt in s	FTL-Schritt j	Kippender Aktor	Start- winkel	End- winkel
1,29	1	10	0	q_{\max}
3,29	1	9	0	q_{\max}
5,29	2	8	0	q_{\min}
7,29	2	7	0	q_{\min}
7,39	2	9	q_{\max}	q_{\min}
9,29	3	6	0	q_{\max}
11,29	3	5	0	q_{\max}
11,30	3	7	q_{\min}	q_{\max}
11,30	3	10	q_{\max}	q_{\min}
12,69	4	10	q_{\min}	q_{\max}
13,29	4	4	0	q_{\min}
13,33	4	8	q_{\min}	q_{\max}
15,29	4	3	0	q_{\min}
15,32	4	5	q_{\max}	q_{\min}
17,29	5	2	0	q_{\max}
17,31	5	6	q_{\max}	q_{\min}
17,31	5	8	q_{\max}	q_{\min}
19,29	5	1	0	q_{\max}
19,30	5	3	q_{\min}	q_{\max}

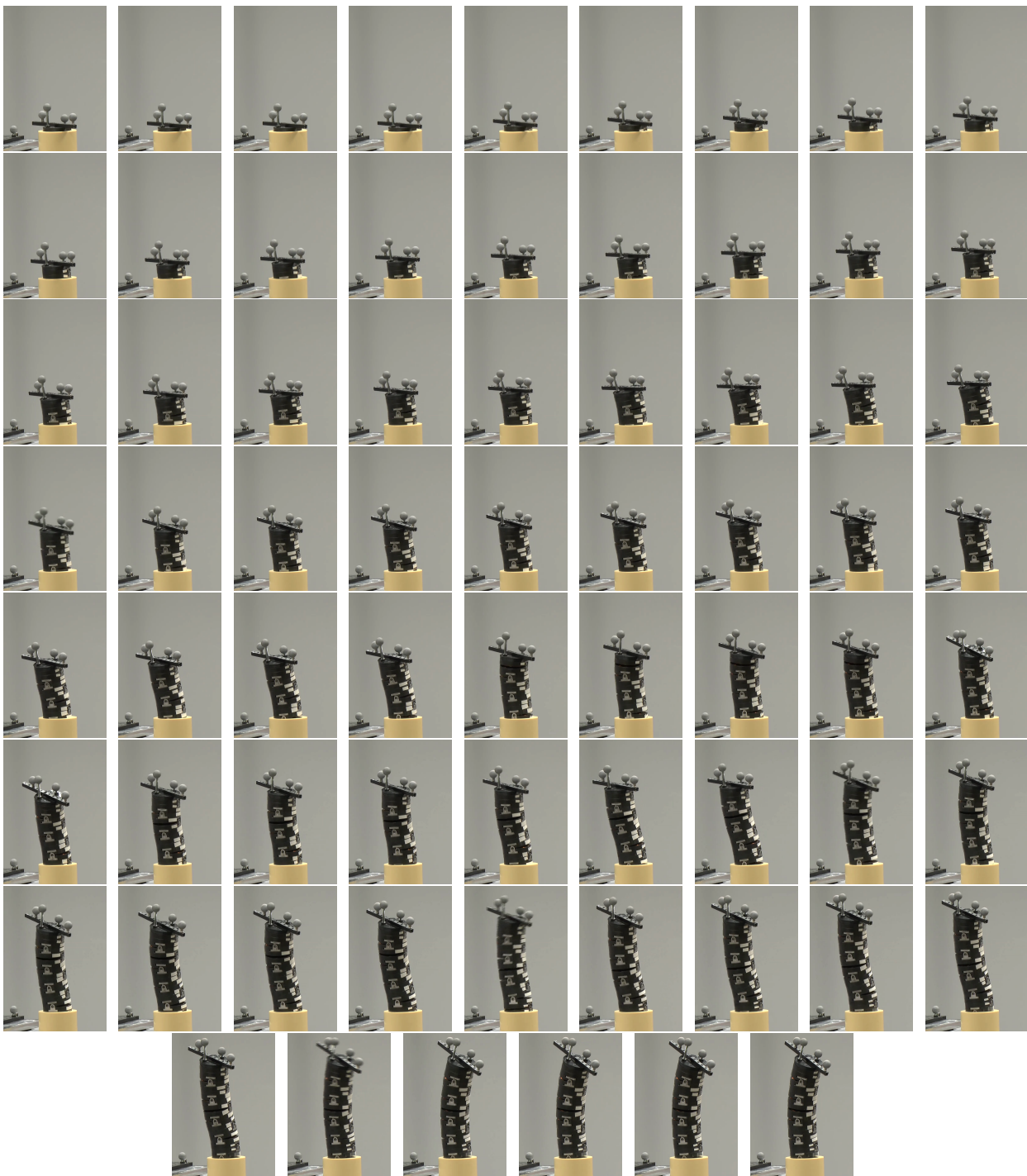


Abbildung C.11: Ausschnitte aus der Videoaufzeichnung zu den Messungen für den in Abbildung 5.27 ausgewerteten FTL-Ablauf, Zeitdifferenz zwischen den Bildern je ca. 0,3 s

Literaturverzeichnis

Während der Arbeit am Institut für Mechatronische Systeme erfolgte die kontinuierliche Publikation einzelner Teilthemen dieser Dissertation. Insgesamt wurden verschiedene Konferenz- und Zeitschriftenbeiträge jeweils als Erst- oder Mitautor veröffentlicht [TDM+15; TPKO15; TSKO16; TDK+16a; TDK+16b; TYKO17; TPKO17; TBKO18; DTK+15; DWT+16; DTOP19]. Da es sich hierbei um eigene Inhalte handelt, wurde in den einzelnen Kapiteln dieser Arbeit auf die jeweils relevanten Publikationen an geeigneter Stelle verwiesen. Gleiches gilt für die referenzierten betreuten studentischen Arbeiten [Poh14; Yu16; Bee17; Sch17; Cos17; Kor17; Sta17; Pan18; Gla19].

Projektbezogene Publikationen als Erstautor

- [TBKO18] TAPPE, S. ; BOYRAZ, P. ; KORZ, H. ; ORTMAIER, T.: Design, Production and Integration of a Shape Sensing Robotic Sleeve for a Hyper-Redundant, Binary Actuated Robot. In: *IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*. Auckland, Neuseeland, Juli 2018, S. 298–303
- [TDK+16a] TAPPE, S. ; DÖRBAUM, M. ; KOTLARSKI, J. ; ORTMAIER, T. ; PONICK, B.: Dynamics of an Electromagnetic Tilting Actuator in a Hyper-Redundant Serial Chain. In: *Symposium on Automated Systems and Technologies (AST)*. Garbsen, Deutschland, Okt. 2016, S. 43–49
- [TDK+16b] TAPPE, S. ; DÖRBAUM, M. ; KOTLARSKI, J. ; PONICK, B. ; ORTMAIER, T.: Kinematics and Dynamics Identification of a Hyper-Redundant, Electromagnetically Actuated Manipulator. In: *IEEE International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*. Banff, Kanada, Juli 2016, S. 601–607
- [TDM+15] TAPPE, S. ; DÖRBAUM, M. ; MERTENS, A. ; PONICK, B. ; KOTLARSKI, J. ; ORTMAIER, T.: The Kinematic Synthesis of a Spatial, Hyper-Redundant System based on Binary Electromagnetic Actuators. In: *International Conference on Automation, Robotics and Applications (ICARA)*. Queenstown, Neuseeland, Feb. 2015, S. 211–216
- [TPKO15] TAPPE, S. ; POHLMANN, J. ; KOTLARSKI, J. ; ORTMAIER, T.: Towards a Follow-the-Leader Control for a Binary Actuated Hyper-Redundant Manipulator. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Hamburg, Deutschland, Okt. 2015, S. 3195–3201

- [TPKO17] TAPPE, S. ; POHLMANN, J. ; KOTLARSKI, J. ; ORTMAIER, T.: Optimization Strategies for Task Specific Path-Following Capabilities of a Binary Actuated Snake-Like Robot using Follow-the-Leader Control. In: *IEEE International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*. München, Deutschland, Juli 2017, S. 1574–1581
- [TSKO16] TAPPE, S. ; SINGER, B. ; KOTLARSKI, J. ; ORTMAIER, T.: Geometric Synthesis of a Hyper-Redundant Manipulator based on an Adaptable Model of the Colon. In: *Annual Conference of the German Society for Computer and Robotic Assisted Surgery*. Bern, Schweiz, Sep. 2016, S. 99–104
- [TYKO17] TAPPE, S. ; YU, D. ; KOTLARSKI, J. ; ORTMAIER, T.: Model Reduction Methods for optimal Follow-the-Leader Movements of Binary Actuated, Hyper-Redundant Robots. In: *IFTToMM International Workshop on Computational Kinematics*. Poitiers, Frankreich, 2017, S. 35–43

Projektbezogene Publikationen als Mitautor

- [DTK+15] DÖRBAUM, M. ; TAPPE, S. ; KOTLARSKI, J. ; ORTMAIER, T. ; MERTENS, A. ; PONICK, B.: Simulations- und Messmethoden eines neuartigen elektromagnetischen Kippaktors. In: *VDI Mechatroniktagung*. 2015, S. 343–348
- [DTOP19] DÖRBAUM, M. ; TAPPE, S. ; ORTMAIER, T. ; PONICK, B.: Design and Analysis of Electromagnetic Tilting Actuators. In: *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* (2019), S. 1–1
- [DWT+16] DÖRBAUM, M. ; WINKEL, T. ; TAPPE, S. ; KOTLARSKI, J. ; ORTMAIER, T. ; PONICK, B.: Torque Measurements on an Electromagnetic Tilting Actuator. In: *International Conference on New Actuators*. 2016

Weitere projektbezogene Publikationen

- [DEP16] DÖRBAUM, M. ; ENGLAND, M. ; PONICK, B.: Analysis of eddy currents influencing an electromagnetic tilting actuator. In: *IEEE International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*. Banff, Kanada, Juli 2016
- [Dör17] DÖRBAUM, M.: *Gestaltung und Analyse elektromagnetischer Kippaktoren*. Diss. Leibniz Universität Hannover, Institut für Antriebssysteme und Leistungselektronik, 2017

- [DWS+15] DOERBAUM, M. ; WEBER, S. ; STREMPPEL, J. ; WINKEL, T. ; MERTENS, A. ; PONICK, B.: Comparison of two alternative power supply strategies for an electromagnetic tilting actuator. In: *ETG/GMM-Symposium on Innovative small Drives and Micro-Motor Systems*. 2015, S. 1–6
- [MTPW12] MERTENS, A. ; TEGELER, S. ; PONICK, B. ; WIEDMANN, K.: „Biegeaktor und Endoskop mit einem Biegeaktoren“. Dt. Pat. DE 10 2010 012 417 B4. HANNOVER, L. U. 2. Aug. 2012
- [WDPM13] WOHRMANN, M. ; DOERBAUM, M. ; PONICK, B. ; MERTENS, A.: Design of a Fully Actuated Electromagnetic Bending Actuator for Endoscopic Applications. In: *GMM/ETG Symposium on Innovative Small Drives and Micro-Motor Systems*. 2013, S. 1–6

Betreute, projektbezogene studentische Arbeiten

- [Bee17] BEELTE, M.: *Vermeidung unbeabsichtigter Bewegungen eines binär aktuierten, hyperredundanten Schlangenroboters durch Erhöhung der Haltemomente an den Kippaktoren*. Masterarbeit. Institut für Mechatronische Systeme der Leibniz Universität Hannover, 2017
- [Cos17] COSKUN, U.: *Fitting Algorithmen für hyperredundante, binär aktuierte Roboter*. Bachelorarbeit. Institut für Mechatronische Systeme der Leibniz Universität Hannover, 2017
- [Gla19] GLAW, J.: *Identifikation von Modellparametern und experimentelle Evaluation der Pfadfolgenauigkeit eines hyperredundanten, elektromagnetischen Manipulators*. Studienarbeit. Institut für Mechatronische Systeme der Leibniz Universität Hannover, 2019
- [Hen17] HENNING, S.: *Konzeption, Implementierung und Evaluation eines Hardwaremoduls für die Follow-the-Leader-Steuerung eines schlangenartigen Roboters*. Diplomarbeit. Institut für Mikroelektronische Systeme der Leibniz Universität Hannover, 2017
- [Kor17] KORZ, H.: *Propriozeption eines hyperredundanten Endoskopsystems mittels sensibler Ummantelung*. Masterarbeit. Institut für Mechatronische Systeme der Leibniz Universität Hannover, 2017
- [Pan18] PANKOW, S.: *Zeiteffiziente Bewegungsplanung für einen hyperredundanten, binär aktuierten Roboter*. Masterarbeit. Institut für Mechatronische Systeme der Leibniz Universität Hannover, 2018
- [Poh14] POHLMANN, J.: *Optimierte Follow-the-Leader-Steuerung eines hyper-redundanten Roboters auf Basis elektromagnetischer Biegeaktoren*. Masterarbeit. Institut für Mechatronische Systeme der Leibniz Universität Hannover, 2014

- [Sch17] SCHAEPPER, F.: *Abschätzung des Einflusses externer Kräfte auf die Positionierbarkeit eines schlangenartigen Roboters*. Studienarbeit. Institut für Mechatronische Systeme der Leibniz Universität Hannover, 2017
- [Sta17] STAHL, P.: *Evaluation der Pfadfolgegenauigkeit eines hyperredundanten, elektromagnetisch aktuierten Roboters*. Masterarbeit. Institut für Mechatronische Systeme der Leibniz Universität Hannover, 2017
- [Yu16] YU, D.: *Complexity Reduction of the „Follow-the-Leader “ Control Technique for a Snake-like Robot*. Masterarbeit. Institut für Mechatronische Systeme der Leibniz Universität Hannover, 2016

Vollständige Literaturliste

- [ACC99] ANTONELLI, G. ; CACCAVALE, F. ; CHIACCHIO, P.: A systematic procedure for the identification of dynamic parameters of robot manipulators. In: *Robotica* 17 (1999) Nr. 4, S. 427–435
- [AIB16] AMANOV, E. ; IMKAMP, F. ; BURGNER-KAHR, J.: Investigations toward a Flexible Variable Stiffness Single Port System for Partial Nephrectomy. In: *Jahrestagung der Deutschen Gesellschaft für Computer- und Roboterassistierte Chirurgie e.V.* (2016)
- [Amm84] AMMANN, F.: *Technische Endoskopie*. Technischer Verlag Resch KG, 1984
- [AOA+83] ASANO, K. ; OBAMA, M. ; ARIMURA, Y. ; KONDO, M. ; HITOMI, Y.: Multijoint Inspection Robot. In: *IEEE Transactions on Industrial Electronics*. Bd. IE-30. 3. Aug. 1983, S. 277–281
- [BAF11] BAILLY, Y. ; AMIRAT, Y. ; FRIED, G.: Modeling and Control of a Continuum Style Microrobot for Endovascular Surgery. In: *IEEE Transactions on Robotics* 27 (Okt. 2011) Nr. 5, S. 1024–1030
- [Bee17] BEELTE, M.: *Vermeidung unbeabsichtigter Bewegungen eines binär aktuierten, hyperredundanten Schlangenroboters durch Erhöhung der Haltemomente an den Kippaktoren*. Masterarbeit. Institut für Mechatronische Systeme der Leibniz Universität Hannover, 2017
- [BÖ11] BAYRAM, A. ; ÖZGÖREN, M. K.: The conceptual design of a spatial binary hyper redundant manipulator and its forward kinematics. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science* 226 (Sep. 2011) Nr. 1, S. 217–227
- [BÖ12] BAYRAM, A. ; ÖZGÖREN, M. K.: The position control of a spatial binary hyper redundant manipulator through its inverse kinematics. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science* 227 (Mai 2012) Nr. 2, S. 359–372
- [BRC15] BURGNER-KAHR, J. ; RUCKER, D. C. ; CHOSET, H.: Continuum Robots for Medical Applications: A Survey. In: *IEEE Transactions on Robotics* 31 (Dez. 2015) Nr. 6, S. 1261–1280
- [BSSC07] BROWN, H. B. ; SCHWERIN, M. ; SHAMMAS, E. ; CHOSET, H.: Design and control of a second-generation hyper-redundant mechanism. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Okt. 2007, S. 2603–2608
- [BY14] BERGELES, C. ; YANG, G. Z.: From Passive Tool Holders to Microsurgeons: Safer, Smaller, Smarter Surgical Robots. In: *IEEE Transactions on Biomedical Engineering* 61 (2014), S. 1565–1576

- [CB06] CHAPELLE, F. ; BIDAUD, P.: Evaluation functions synthesis for optimal design of hyper-redundant robotic systems. In: *Mechanism and Machine Theory* 41 (Okt. 2006) Nr. 10, 1196–1212
- [CB90] CHIRIKJIAN, G. ; BURDICK, J.: An obstacle avoidance algorithm for hyper-redundant manipulators. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. 1990
- [CB91a] CHIRIKJIAN, G. ; BURDICK, J.: Hyper-redundant robot mechanisms and their applications. In: *IEEE/RSJ International Workshop on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. 1991
- [CB91b] CHIRIKJIAN, G. ; BURDICK, J.: Kinematics of hyper-redundant robot locomotion with applications to grasping. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Apr. 1991, 720–725 vol.1
- [CB94a] CHIRIKJIAN, G. S. ; BURDICK, J. W.: A hyper-redundant manipulator. In: *IEEE Robotics Automation Magazine* 1 (Dez. 1994) Nr. 4, S. 22–29
- [CB94b] CHIRIKJIAN, G. S. ; BURDICK, J. W.: A modal approach to hyper-redundant manipulator kinematics. In: *IEEE Transactions on Robotics and Automation* 10 (Juni 1994) Nr. 3, S. 343–354
- [CB95a] CHIRIKJIAN, G. S. ; BURDICK, J. W.: Kinematically optimal hyper-redundant manipulator configurations. In: *IEEE Transactions on Robotics and Automation* 11 (Dez. 1995) Nr. 6, S. 794–806
- [CB95b] CHIRIKJIAN, G. S. ; BURDICK, J. W.: The kinematics of hyper-redundant robot locomotion. In: *IEEE Transactions on Robotics and Automation* 11 (Dez. 1995) Nr. 6, S. 781–793
- [CH99] CHOSET, H. ; HENNING, W.: A Follow-The-Leader Approach To Serpentine Robot Motion Planning. In: *ASCE Journal of Aerospace Engineering* 12 (1999), S. 65–73
- [Chi15] CHIRIKJIAN, G.: Conformational Modeling of Continuum Structures in Robotics and Structural Biology: A Review. In: *Advanced Robotics* 29 (2015) Nr. 13, S. 817–829
- [Chi94a] CHIRIKJIAN, G.: A binary paradigm for robotic manipulators. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. 1994
- [Chi94b] CHIRIKJIAN, G. S.: Hyper-redundant manipulator dynamics: a continuum approximation. In: *Advanced Robotics* 9 (1994) Nr. 3, S. 217–243
- [Chi95] CHIRIKJIAN, G. S.: Kinematic Synthesis of Mechanisms and Robotic Manipulators With Binary Actuators. In: *Journal of Mechanical Design* 117 (Dez. 1995) Nr. 4, S. 573–580

- [Chi97] CHIRIKJIAN, G. S.: Inverse Kinematics of Binary Manipulators Using a Continuum Model. In: *Journal of Intelligent and Robotic Systems* 19 (1997) Nr. 1, S. 5–22
- [CL95] CHIRIKJIAN, G. ; LEES, D.: Inverse kinematics of binary manipulators with applications to service robotics. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Bd. 3. 1995, 65–71 vol.3
- [CLC+14] CHEN-GANG ; LI-TONG ; CHU-MING ; XUAN, J.-Q. ; XU, S.-H.: Review on kinematics calibration technology of serial robots. In: *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing* 15 (2014) Nr. 8, S. 1759–1774
- [Cos17] COSKUN, U.: *Fitting Algorithmen für hyperredundante, binär aktuierte Roboter*. Bachelorarbeit. Institut für Mechatronische Systeme der Leibniz Universität Hannover, 2017
- [Cra05] CRAIG, J. J.: *Introduction to Robotics*. Pearson Education, Inc., 2005
- [CSSR17] CHANTHASOPEEPHAN, T. ; SRIKIRIN, P. ; SRISAP, M. ; RATTAPAT, A.: Flexure design of a compliant modular hyper-redundant manipulator. In: *IEEE International Symposium on Robot and Human Interactive Communication (RO-MAN)*. Aug. 2017
- [CTH10] CHEN, Y. ; TANAKA, S. ; HUNTER, I. W.: Disposable Endoscope Tip Actuation Design and Robotic Platform. In: *International Conference of the IEEE Engineering in Medicine and Biology Society*. 2010, S. 2279–2282
- [CWZ05] CHOSET, H. M. ; WOLF, A. ; ZENATI, M. A.: „Steerable, follow the leader device“. US11630279. 24. Juni 2005
- [DCM+00] DARIO, P. ; CARROZZA, M. ; MARCACCI, M. ; D’ATTANASIO, S. ; MAGNAMI, B. ; TONET, O. ; MEGALI, G.: A novel mechatronic tool for computer-assisted arthroscopy. In: *IEEE Transactions on Information Technology in Biomedicine* 4 (März 2000) Nr. 1, S. 15–29
- [DCMK04] DARIO, P. ; CIARLETTA, P. ; MENCIASSI, A. ; KIM, B.: Modeling and Experimental Validation of the Locomotion of Endoscopic Robots in the Colon. In: *The International Journal of Robotics Research* 23 (Apr. 2004) Nr. 4-5, S. 549–556
- [DCOZ06] DEGANI, A. ; CHOSET, H. ; OTA, T. ; ZENATI, M.: Highly articulated robotic probe for minimally invasive surgery. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. 2006
- [DCW+06] DEGANI, A. ; CHOSET, H. ; WOLF, A. ; OTA, T. ; ZENATI, M.: Percutaneous Intra-pericardial Interventions Using a Highly Articulated Robotic Probe. In: *IEEE/RAS-EMBS International Conference on Biomedical Robotics and Biomechanics (Bio-Rob)*. 2006, S. 7–12
- [DCZ+08] DEGANI, A. ; CHOSET, H. ; ZUBIATE, B. ; OTA, T. ; ZENATI, M.: Highly articulated robotic probe for minimally invasive surgery. In: *International Conference of the IEEE Engineering in Medicine and Biology Society*. Aug. 2008

- [DEP16] DÖRBAUM, M. ; ENGLAND, M. ; PONICK, B.: Analysis of eddy currents influencing an electromagnetic tilting actuator. In: *IEEE International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*. Banff, Kanada, Juli 2016
- [DGX+13] DING, J. ; GOLDMAN, R. E. ; XU, K. ; ALLEN, P. K. ; FOWLER, D. L. ; SIMAAN, N.: Design and Coordination Kinematics of an Insertable Robotic Effectors Platform for Single-Port Access Surgery. In: *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* 18 (Okt. 2013) Nr. 5, S. 1612–1624
- [DH55] DENAVIT, J. ; HARTENBERG, R. S.: A kinematic notation for lower pair mechanisms based on matrices. In: *Trans. ASME E, Journal of Applied Mechanics* 22 (1955) Nr. 2, S. 215–221
- [DLIB10] DUPONT, P. E. ; LOCK, J. ; ITKOWITZ, B. ; BUTLER, E.: Design and Control of Concentric-Tube Robots. In: *IEEE Transactions on Robotics* 26 (2010) Nr. 2, S. 209–225
- [DM03] DARIO, P. ; MOSSE, C.: Review of locomotion techniques for robotic colonoscopy. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation*. IEEE, 2003
- [Dör17] DÖRBAUM, M.: *Gestaltung und Analyse elektromagnetischer Kippaktoren*. Diss. Leibniz Universität Hannover, Institut für Antriebssysteme und Leistungselektronik, 2017
- [DPT+97] DARIO, P. ; PAGGETTI, C. ; TROISFONTAINE, N. ; PAPA, E. ; CIUCCI, T. ; CARROZZA, M. ; MARCACCI, M.: A miniature steerable end-effector for application in an integrated system for computer-assisted arthroscopy. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. 1997
- [DTK+15] DÖRBAUM, M. ; TAPPE, S. ; KOTLARSKI, J. ; ORTMAIER, T. ; MERTENS, A. ; PONICK, B.: Simulations- und Messmethoden eines neuartigen elektromagnetischen Kippaktors. In: *VDI Mechatroniktagung*. 2015, S. 343–348
- [DTOP19] DÖRBAUM, M. ; TAPPE, S. ; ORTMAIER, T. ; PONICK, B.: Design and Analysis of Electromagnetic Tilting Actuators. In: *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* (2019), S. 1–1
- [DWS+15] DOERBAUM, M. ; WEBER, S. ; STREMPPEL, J. ; WINKEL, T. ; MERTENS, A. ; PONICK, B.: Comparison of two alternative power supply strategies for an electromagnetic tilting actuator. In: *ETG/GMM-Symposium on Innovative small Drives and Micro-Motor Systems*. 2015, S. 1–6
- [DWT+16] DÖRBAUM, M. ; WINKEL, T. ; TAPPE, S. ; KOTLARSKI, J. ; ORTMAIER, T. ; PONICK, B.: Torque Measurements on an Electromagnetic Tilting Actuator. In: *International Conference on New Actuators*. 2016

- [DXG+10] DING, J. ; XU, K. ; GOLDMAN, R. ; ALLEN, P. ; FOWLER, D. ; SIMAAN, N.: Design, simulation and evaluation of kinematic alternatives for Insertable Robotic Effectors Platforms in Single Port Access Surgery. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Mai 2010, S. 1053–1058
- [EC95] EBERT-UPHOFF, I. ; CHIRIKJIAN, G. S.: Efficient workspace generation for binary manipulators with many actuators. In: *Journal of Robotic Systems* 12 (1995) Nr. 6, S. 383–400
- [EC96] EBERT-UPHOFF, I. ; CHIRIKJIAN, G.: Inverse kinematics of discretely actuated hyper-redundant manipulators using workspace densities. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Bd. 1. 1996, 139–145 vol.1
- [EGZ+04] ELATTA, A. ; GEN, L. P. ; ZHI, F. L. ; DAOYUAN, Y. ; FEI, L.: An Overview of Robot Calibration. In: *Information Technology Journal* 3 (2004), S. 74–78
- [EK95] EBERHART, R. ; KENNEDY, J.: A new optimizer using particle swarm theory. In: *International Symposium on Micro Machine and Human Science (MHS)*. Okt. 1995, S. 39–43
- [ES03] EIBEN, A. E. ; SMITH, J. E.: *Introduction to Evolutionary Computing*. Springer Berlin Heidelberg, 2003
- [ETH00] ENDO, G. ; TOGAWA, K. ; HIROSE, S.: Study on self-contained and terrain adaptive active cord mechanism. In: *Journal of the Robotics Society of Japan* 18 (2000) Nr. 3, S. 419–425
- [EYA06] ERKORKMAZ, K. ; YEUNG, C.-H. ; ALTINTAS, Y.: Virtual CNC system. Part II. High speed contouring application. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 46 (Aug. 2006) Nr. 10, S. 1124–1138
- [FDB13] FAN, C. ; DODOU, D. ; BREEDVELD, P.: Review of manual control methods for handheld maneuverable instruments. In: *Minimally Invasive Therapy & Allied Technologies* 22 (Juni 2013) Nr. 3, S. 127–135
- [Fes18] FESTO AG & CO. KG: *Bionischer Handling-Assistent*. 2018. URL: https://www.festo.com/net/SupportPortal/Files/42049/Brosch_FC_BHA_3_0_DE_lo.pdf
- [Feu10] FEUSSNER, H.: *Entwicklung physikalischer Modelle von Darm, Leber und Magen zu Übungs- und Ausbildungszwecken für die offene und minimalinvasive chirurgische Intervention Schlussbericht für den Zeitraum: 01.01.2008 - 31.10.2010*. Techn. Ber. Institut für Biomedizinische Technik, Dresden, 2010
- [FGK+94] FUKUDA, T. ; GUO, S. ; KOSUGE, K. ; ARAI, F. ; NEGORO, M. ; NAKABAYASHI, K.: Micro active catheter system with multi degrees of freedom. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. 1994

- [GH88] GOLDBERG, D. E. ; HOLLAND, J. H.: Genetic algorithms and machine learning. In: *Machine learning* 3 (1988) Nr. 2, S. 95–99
- [GL02] GRUND, K.-E. ; LANGE, V.: Stellenwert der flexiblen Endoskopie in der Chirurgie - Teil I. In: LOBENHOFFER, P. (Hrsg.): *Chirurgie upgrade 2002: Weiter- und Fortbildung*. Springer Berlin Heidelberg, 2002, S. 91–102
- [Gla19] GLAW, J.: *Identifikation von Modellparametern und experimentelle Evaluation der Pfadfolgegenauigkeit eines hyperredundanten, elektromagnetischen Manipulators*. Studienarbeit. Institut für Mechatronische Systeme der Leibniz Universität Hannover, 2019
- [GNJ15] GILBERT, H. B. ; NEIMAT, J. ; J.WEBSTER, R.: Concentric Tube Robots as Steerable Needles: Achieving Follow-the-Leader Deployment. In: *IEEE Transactions on Robotics* (2015)
- [GRRR17] GIRERD, C. ; RABENOROSOA, K. ; ROUGEOT, P. ; RENAUD, P.: Towards optical biopsy of olfactory cells using concentric tube robots with follow-the-leader deployment. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Sep. 2017
- [GRW16] GILBERT, H. B. ; RUCKER, D. C. ; WEBSTER III, R. J.: Concentric Tube Robots: The State of the Art and Future Directions. In: INABA, M. ; CORKE, P. (Hrsg.): *International Symposium on Robotics Research (ISRR)*. Cham: Springer International Publishing, 2016, S. 253–269
- [GS07] GRUND, K. ; SALM, R.: Systeme für die Endoskopie. In: *Medizintechnik*. Springer, 2007, S. 347–366
- [GTK+19] GAO, Y. ; TAKAGI, K. ; KATO, T. ; SHONO, N. ; HATA, N.: Continuum Robot with Follow the Leader Motion for Endoscopic Third Ventriculostomy and Tumor Biopsy. In: *IEEE Transactions on Biomedical Engineering* (2019), S. 1–1
- [GW13] GILBERT, H. ; WEBSTER, R.: Can concentric tube robots follow the leader?. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Mai 2013, S. 4881–4887
- [HD09] HO, M. ; DESAI, J. P.: Characterization of SMA actuator for applications in robotic neurosurgery. In: *International Conference of the IEEE Engineering in Medicine and Biology Society*. 2009, S. 6856–6859
- [Hen17] HENNING, S.: *Konzeption, Implementierung und Evaluation eines Hardwaremoduls für die Follow-the-Leader-Steuerung eines schlangenartigen Roboters*. Diplomarbeit. Institut für Mikroelektronische Systeme der Leibniz Universität Hannover, 2017

- [HGSB17] HENSELMANS, P. W. ; GOTTENBOS, S. ; SMIT, G. ; BREEDVELD, P.: The Memo-Slide: An explorative study into a novel mechanical follow-the-leader mechanism. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part H: Journal of Engineering in Medicine* 231 (Nov. 2017) Nr. 12, S. 1213–1223
- [Hir93] HIROSE, S.: *Biologically inspired robots : snake-like locomotors and manipulators*. Oxford Univ. Press, 1993
- [HJ61] HOOKE, R. ; JEEVES, T. A.: “ Direct Search” Solution of Numerical and Statistical Problems. In: *Journal of the ACM* 8 (Apr. 1961) Nr. 2, S. 212–229
- [HLMO08] HEROLD, A. ; LEHUR, P.-A. ; MATZEL, K. E. ; O’CONNELL, P. R.: *Coloproctology (European Manual of Medicine)*. 2008
- [HM04] HIROSE, S. ; MORI, M.: Biologically Inspired Snake-like Robots. In: *IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics (ROBIO)*. Aug. 2004, S. 1–7
- [HSB19] HENSELMANS, P. W. ; SMIT, G. ; BREEDVELD, P.: Mechanical Follow-the-Leader motion of a hyper-redundant surgical instrument: Proof-of-concept prototype and first tests. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part H: Journal of Engineering in Medicine* (Sep. 2019), S. 095441191987646
- [HSG09] HOPKINS, J. K. ; SPRANKLIN, B. W. ; GUPTA, S. K.: A survey of snake-inspired robot designs. In: *Bioinspiration and biomimetics* (2009)
- [HvG+15] HE, X. ; VAN GEIRT, V. ; GEHLBACH, P. ; TAYLOR, R. ; IORDACHITA, I.: IRIS: Integrated Robotic Intraocular Snake. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. 2015
- [HW03] HANNAN, M. W. ; WALKER, I. D.: Kinematics and the Implementation of an Elephant’s Trunk Manipulator and Other Continuum Style Robots. In: *Journal of Robotic Systems* 20 (2003) Nr. 2, S. 45–63
- [HY09] HIROSE, S. ; YAMADA, H.: Snake-Like Robots: Machine Design of Biologically Inspired Robots [Tutorial]. In: *IEEE Robotics and Automation Magazine* 16 (März 2009) Nr. 1, S. 88–98
- [IISY06] IKUTA, K. ; ICHIKAWA, H. ; SUZUKI, K. ; YAJIMA, D.: Multi-degree of freedom hydraulic pressure driven safety active catheter. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. 2006, S. 4161–4166
- [ITH88] IKUTA, K. ; TSUKAMOTO, M. ; HIROSE, S.: Shape memory alloy servo actuator system with electric resistance feedback and application for active endoscope. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. 1988
- [JAH+15] JELÍNEK, F. ; ARKENBOUT, E. A. ; HENSELMANS, P. W. J. ; PESSERS, R. ; BREEDVELD, P.: Classification of Joints Used in Steerable Instruments for Minimally Invasive Surgery—A Review of the State of the Art. In: *Journal of Medical Devices* 9 (März 2015) Nr. 1

- [JW06] JONES, B. A. ; WALKER, I. D.: Kinematics for multisection continuum robots. In: *IEEE Transactions on Robotics* 22 (Feb. 2006) Nr. 1, S. 43–55
- [Kah89] KAHN, P. C.: Defining the axis of a helix. In: *Computers & Chemistry* 13 (1989) Nr. 3, S. 185–189
- [KC99] KYATKIN, A. B. ; CHIRIKJIAN, G. S.: Synthesis of Binary Manipulators Using the Fourier Transform on the Euclidean Group. In: *Journal of Mechanical Design* 121 (März 1999) Nr. 1, S. 9–14
- [KCKI12] KIM, Y.-J. ; CHENG, S. ; KIM, S. ; IAGNEMMA, K.: Design of a Tubular Snake-like Manipulator with Stiffening Capability by Layer Jamming. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. 2012
- [KCKI14] KIM, Y.-J. ; CHENG, S. ; KIM, S. ; IAGNEMMA, K.: A Stiffness-Adjustable Hyper-redundant Manipulator Using a Variable Neutral-Line Mechanism for Minimally Invasive Surgery. In: *IEEE Transactions on Robotics* 30 (Apr. 2014) Nr. 2, S. 382–395
- [KD04] KHALIL, W. ; DOMBRE, E.: *Modeling, Identification and Control of Robots*. Hrsg. von KHALIL, W. ; DOMBRE, E. Butterworth-Heinemann, 2004, S. iv
- [KEQ+12] KALLENBACH, E. ; EICK, R. ; QUENDT, P. ; STRÖHLA, T. ; FEINDT, K. ; KALLENBACH, M. ; RADLER, O.: *Elektromagnete*. Vieweg+Teubner Verlag, 2012
- [KH02] KIMURA, H. ; HIROSE, S.: Development of Genbu: Active wheel passive joint articulated mobile robot. In: *IEEE/RSJ International Conference of Intelligent Robots and Systems (IROS)*. 2002
- [KLLW09] KIM, P. T. ; LIU, Y. ; LUO, Z.-M. ; WANG, Y.: Deconvolution on the Euclidean motion group and planar robotic manipulator design. In: *Robotica* 27 (Jan. 2009) Nr. 6, S. 861–872
- [KLT13] KIM, S. ; LASCHI, C. ; TRIMMER, B.: Soft robotics: a bioinspired evolution in robotics. In: *Trends in Biotechnology* 31 (2013) Nr. 5, S. 287–294
- [Kor17] KORZ, H.: *Propriozeption eines hyperredundanten Endoskopsystems mittels sensibler Ummantelung*. Masterarbeit. Institut für Mechatronische Systeme der Leibniz Universität Hannover, 2017
- [KTV+13] KWOK, K.-W. ; TSOI, K. H. ; VITIELLO, V. ; CLARK, J. ; CHOW, G. C. T. ; LUK, W. ; YANG, G.-Z.: Dimensionality reduction in controlling articulated snake robot for endoscopy under dynamic active constraints. In: *IEEE Transactions on Robotics* (2013)
- [Küh13] KÜHNEL, W.: *Differentialgeometrie*. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2013

- [LC15] LI, Y. ; CHEN, Y.: The ultimate hyper redundant robotic arm based on omnidirectional joints. In: *IEEE International Conference on Mechatronics and Automation (ICMA)*. Aug. 2015
- [LC96] LEES, D. ; CHIRIKJIAN, G.: A combinatorial approach to trajectory planning for binary manipulators. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Bd. 3. 1996, 2749–2754 vol.3
- [LJ06] LANTEIGNE, E. ; JNIFENE, A.: Design of a Link-Less Hyper-Redundant Manipulator and Composite Shape Memory Alloy Actuator. In: *IEEE Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering*. Mai 2006, S. 1180–1183
- [LPSG12] LILJEBÄCK, P. ; PETTERSEN, K. ; STAVDAHL, Ø. ; GRAVDAHL, J.: A review on modelling, implementation, and control of snake robots. In: *Robotics and Autonomous Systems* 60 (2012) Nr. 1, S. 29–40
- [LSD02] LICHTER, M. ; SUJAN, V. ; DUBOWSKY, S.: Computational issues in the planning and kinematics of binary robots. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Bd. 1. 2002, 341–346 vol.1
- [LSP05] LILJEBÄCK, P. ; STAVDAHL, Ø. ; PETTERSEN, K. Y.: Modular pneumatic snake robot 3D modelling, implementation and control. In: *IFAC World Congress*. Norwegian Society of Automatic Control, 2005
- [LSP08] LILJEBÄCK, P. ; STAVDAHL, Ø. ; PETTERSEN, K. Y.: Modular Pneumatic Snake Robot: 3D Modelling, Implementation And Control. In: *Modeling, Identification and Control* 29 (2008) Nr. 1, S. 21–28
- [MC06] MIYAHARA, K. ; CHIRIKJIAN, G.: General Kinematic Synthesis Method for a Discretely Actuated Robotic Manipulator (D-ARM). In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. 2006, S. 5889–5894
- [Med18] MEDROBOTICS CORPORATION. 2018. URL: <https://medrobotics.com>
- [Mes15] MESSMANN, H.: *Lehratlas der Koloskopie*. Georg Thieme – Verlag, 2015
- [MEW13] MINTENBECK, J. ; ESTANA, R. ; WOERN, H.: Design of a modular, flexible instrument with integrated DC-motors for minimal invasive robotic surgery. In: *IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*. Juli 2013, S. 1249–1254
- [MHE13] MUSCHAL, S. ; HUBBERT, J. ; ENGEL, K.: *Biophotonik - Zukunftsmarkt für Deutschland*. Forschungsber. A.T. Kearney GmbH, Okt. 2013
- [Mif10] MIFTAHOF, R. N.: *Mathematical Foundation and biomechanics of the digestive System*. Cambridge University Press, 2010
- [Moc99] MOCHIYAMA, H.: Shape Control of Manipulators with Hyper Degrees of Freedom. In: *The International Journal of Robotics Research* 18 (Juni 1999) Nr. 6, S. 584–600

- [MOI04] MA, S. ; OHMAMEUDA, Y. ; INOUE, K.: Dynamic Analysis of 3-dimensional Snake Robots. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. 2004
- [MPL+02] MENCIASSI, A. ; PARK, J. ; LEE, S. ; GORINI, S. ; DARIO, P. ; PARK, J.-O.: Robotic solutions and mechanisms for a semi-autonomous endoscope. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and System (IROS)*. 2002
- [MSEW14] MINTENBECK, J. ; SIEGFARTH, M. ; ESTANA, R. ; WORN, H.: Flexible instrument for minimally invasive robotic surgery using rapid prototyping technology for fabrication. In: *IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*. Juli 2014
- [MSK98a] MOCHIYAMA, H. ; SHIMEMURA, E. ; KOBAYASHI, H.: Direct kinematics of manipulators with hyper degrees of freedom and Frenet-Serret formula. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. 1998
- [MSK98b] MOCHIYAMA, H. ; SHIMEMURA, E. ; KOBAYASHI, H.: Shape correspondence between a spatial curve and a manipulator with hyper degrees of freedom. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Bd. 1. Okt. 1998, 161–166 vol.1
- [MTPW12] MERTENS, A. ; TEGELER, S. ; PONICK, B. ; WIEDMANN, K.: „Biegeaktor und Endoskop mit einem Biegeaktoren“. Dt. Pat. DE 10 2010 012 417 B4. HANNOVER, L. U. 2. Aug. 2012
- [MZ11] MAHVASH, M. ; ZENATI, M.: Toward a hybrid snake robot for single-port surgery. In: *International Conference of the IEEE Engineering in Medicine and Biology Society (EMBC)*. 2011, S. 5372–5375
- [MZK13a] MOTAHARI, A. ; ZOHOOR, H. ; KORAYEM, M.: A new inverse kinematic algorithm for discretely actuated hyper-redundant manipulators. In: *Latin American applied research* 43 (Apr. 2013), S. 161–168
- [MZK13b] MOTAHARI, A. ; ZOHOOR, H. ; KORAYEM, M. H.: Discrete kinematic synthesis of discretely actuated hyper-redundant manipulators. In: *Robotica* 31 (Mai 2013) Nr. 7, S. 1073–1084
- [MZK15] MOTAHARI, A. ; ZOHOOR, H. ; KORAYEM, M. H.: A new motion planning method for discretely actuated hyper-redundant manipulators. In: *Robotica* 35 (Feb. 2015) Nr. 1, S. 101–118
- [NB16] NEUMANN, M. ; BURGNER-KAHR, J.: Considerations for follow-the-leader motion of extensible tendon-driven continuum robots. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Mai 2016

- [NNV+12] NEWTON, R. C. ; NOONAN, D. P. ; VITIELLO, V. ; CLARK, J. ; PAYNE, C. J. ; SHANG, J. ; SODERGREN, M. ; DARZI, A. ; YANG, G.-Z.: Robot-assisted transvaginal peritoneoscopy using confocal endomicroscopy: a feasibility study in a porcine model. In: *Surgical Endoscopy* 26 (Sep. 2012) Nr. 9, S. 2532–2540
- [NVS+11] NOONAN, D. P. ; VITIELLO, V. ; SHANG, J. ; PAYNE, C. J. ; YANG, G.-Z.: A modular, mechatronic joint design for a flexible access platform for MIS. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Sep. 2011, S. 949–954
- [NW09] NING, K. ; WORGOTTER, F.: A Novel Concept for Building a Hyper-Redundant Chain Robot. In: *IEEE Transactions on Robotics* 25 (2009) Nr. 6, S. 1237–1248
- [OAS18] OREKHOV, A. L. ; ABAH, C. ; SIMAAN, N.: Snake-like robots for minimally invasive, single-port and intraluminal surgeries. In: *The Encyclopedia of Medical Robotics*. WORLD SCIENTIFIC, Aug. 2018, S. 203–243
- [OC 18] OC ROBOTICS: *Homepage*. 3. Sep. 2018. URL: <http://www.ocrobotics.com>
- [ODS+08] OTA, T. ; DEGANI, A. ; SCHWARTZMAN, D. ; ZUBIATE, B. ; MCGARVEY, J. ; CHOSET, H. ; ZENATI, M. A.: A novel highly articulated robotic surgical system for epicardial ablation. In: *International Conference of the IEEE Engineering in Medicine and Biology Society*. Aug. 2008, S. 250–253
- [OH01] OHNO, H. ; HIROSE, S.: Design of slim slime robot and its gait of locomotion. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Bd. 2. Okt. 2001, 707–715 vol.2
- [OYH10] OHASHI, T. ; YAMADA, H. ; HIROSE, S.: Loop forming snake-like robot ACM-R7 and its serpenoid oval control. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. 2010
- [PAM+02] PHEE, L. ; ACCOTO, D. ; MENCIASSI, A. ; STEFANINI, C. ; CARROZZA, M. ; DARIO, P.: Analysis and development of locomotion devices for the gastrointestinal tract. In: *IEEE Transactions on Biomedical Engineering* 49 (Juni 2002) Nr. 6, S. 613–616
- [Pan18] PANKOW, S.: *Zeiteffiziente Bewegungsplanung für einen hyperredundanten, binär aktuierten Roboter*. Masterarbeit. Institut für Mechatronische Systeme der Leibniz Universität Hannover, 2018
- [Par95] PARK, F. C.: Distance Metrics on the Rigid-Body Motions with Applications to Mechanism Design. In: *Journal of Mechanical Design* 117 (1995) Nr. 1, S. 48
- [Pau81] PAUL, R. P.: *Robot manipulators: mathematics, programming, and control: the computer control of robot manipulators*. MIT Press, Cambridge, Mass, 1981

- [PBG+08] PAPPAFOTIS, N. ; BEJGEROWSKI, W. ; GULLAPALLI, R. ; SIMARD, J. M. ; GUPTA, S. K. ; DESAI, J. P.: Towards Design and Fabrication of a Miniature MRI-Compatible Robot for Applications in Neurosurgery. In: *Volume 2: 32nd Mechanisms and Robotics Conference, Parts A and B*. ASME, 2008
- [PCA14] PALMER, D. ; COBOS-GUZMAN, S. ; AXINTE, D.: Real-time method for tip following navigation of continuum snake arm robots. In: *Robotics and Autonomous Systems* 62 (Okt. 2014) Nr. 10, S. 1478–1485
- [PLB15] PAPAGEORGIOU, M. ; LEIBOLD, M. ; BUSS, M.: *Optimierung*. Springer Berlin Heidelberg, 2015
- [Poh14] POHLMANN, J.: *Optimierte Follow-the-Leader-Steuerung eines hyper-redundanten Roboters auf Basis elektromagnetischer Biegeaktoren*. Masterarbeit. Institut für Mechatronische Systeme der Leibniz Universität Hannover, 2014
- [Pot03] POTT, G.: *Koloskopie – Atlas, Mit Anleitungen zur Prophylaxe des Kolonkarzinoms*. Schattauer – Verlag, 2003
- [RD99] ROBINSON, G. ; DAVIES, J. B. C.: Continuum robots - a state of the art. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Bd. 4. Mai 1999, 2849–2854 vol.4
- [Rel97] RELING, J.: *Industrielle Endoskopie - Systeme, Komponenten, Anwendungen*. 2. überarbeitete Auflage. Verl. Moderne Industrie Landsberg/Lech, 1997
- [RPCL13] ROPPENECKER, D. B. ; PFAFF, A. ; COY, J. A. ; LUETH, T. C.: Multi Arm Snake-Like Robot Kinematics. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. 2013
- [RPV99] REYNAERTS, D. ; PEIRS, J. ; VAN BRUSSEL, H.: Shape memory micro-actuation for a gastro-intestinal intervention system. In: *Sensors and Actuators* (1999)
- [SC01] SUTHAKORN, J. ; CHIRIKJIAN, G. S.: A new inverse kinematics algorithm for binary manipulators with many actuators. In: *Advanced Robotics* 15 (Jan. 2001) Nr. 2, S. 225–244
- [Sch17] SCHAEFER, F.: *Abschätzung des Einflusses externer Kräfte auf die Positionierbarkeit eines schlangenartigen Roboters*. Studienarbeit. Institut für Mechatronische Systeme der Leibniz Universität Hannover, 2017
- [SD04] SUJAN, V. A. ; DUBOWSKY, S.: Design of a Lightweight Hyper-Redundant Deployable Binary Manipulator. In: *Journal of Mechanical Design* 126 (2004) Nr. 1, S. 29
- [SF00] SONKA, M. ; FITZPATRICK, J.: *Handbook of Medical Imaging: Medical Image Processing and Analysis*. Handbook of medical imaging. SPIE Press, 2000

- [SFI02] SAITO, M. ; FUKAYA, M. ; IWASAKI, T.: Modeling, analysis, and synthesis of serpentine locomotion with a multilink robotic snake. In: *IEEE Control Systems Magazine* 22 (2002) Nr. 1, S. 64–81
- [SHS10] SARS, V. D. ; HALIYO, S. ; SZEWCZYK, J.: A practical approach to the design and control of active endoscopes. In: *Mechatronics* 20 (März 2010) Nr. 2, S. 251–264
- [SHV06] SPONG, M. W. ; HUTCHINSON, S. ; VIDYASAGAR, M.: *Robot Dynamics and Control*. Wiley New York, 2006
- [Sim05] SIMAAN, N.: Snake-Like Units Using Flexible Backbones and Actuation Redundancy for Enhanced Miniaturization. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. 2005, S. 3012–3017
- [SK08] SICILIANO, B. ; KHATIB, O.: *Springer Handbook of Robotics*. Springer Berlin Heidelberg, 2008
- [SNP+11] SHANG, J. ; NOONAN, D. ; PAYNE, C. ; CLARK, J. ; SODERGREN, M. ; DARZI, A. ; YANG, G.-Z.: An articulated universal joint based flexible access robot for minimally invasive surgery. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Mai 2011
- [SPC+12] SHANG, J. ; PAYNE, C. J. ; CLARK, J. ; NOONAN, D. P. ; KWOK, K.-W. ; DARZI, A. ; YANG, G.-Z.: Design of a multitasking robotic platform with flexible arms and articulated head for Minimally Invasive Surgery. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Okt. 2012
- [SS00] SCIAVICCO, L. ; SICILIANO, B.: *Modelling and Control of Robot Manipulators*. Springer London, 2000
- [SSBD01] SZEWCZYK, J. ; SARS, V. de ; BIDAUD, P. ; DUMONT, G.: An active tubular poly-articulated micro-system for flexible endoscope. In: RUS, D. ; SINGH, S. (Hrsg.): *Experimental Robotics VII*. Bd. 271. Lecture Notes in Control and Information Sciences. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2001, S. 179–188
- [Sta17] STAHL, P.: *Evaluation der Pfadfolgegenauigkeit eines hyperredundanten, elektromagnetisch aktuierten Roboters*. Masterarbeit. Institut für Mechatronische Systeme der Leibniz Universität Hannover, 2017
- [Tas75] TASK GROUP ON REFERENCE MEN: Digestive system. In: *Annals of the ICRP/ICRP Publication* 23 (1975) Nr. 1, S. 122–173
- [TBKO18] TAPPE, S. ; BOYRAZ, P. ; KORZ, H. ; ORTMAIER, T.: Design, Production and Integration of a Shape Sensing Robotic Sleeve for a Hyper-Redundant, Binary Actuated Robot. In: *IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*. Auckland, Neuseeland, Juli 2018, S. 298–303

- [TDK+16a] TAPPE, S. ; DÖRBAUM, M. ; KOTLARSKI, J. ; ORTMAIER, T. ; PONICK, B.: Dynamics of an Electromagnetic Tilting Actuator in a Hyper-Redundant Serial Chain. In: *Symposium on Automated Systems and Technologies (AST)*. Garbsen, Deutschland, Okt. 2016, S. 43–49
- [TDK+16b] TAPPE, S. ; DÖRBAUM, M. ; KOTLARSKI, J. ; PONICK, B. ; ORTMAIER, T.: Kinematics and Dynamics Identification of a Hyper-Redundant, Electromagnetically Actuated Manipulator. In: *IEEE International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*. Banff, Kanada, Juli 2016, S. 601–607
- [TDM+15] TAPPE, S. ; DÖRBAUM, M. ; MERTENS, A. ; PONICK, B. ; KOTLARSKI, J. ; ORTMAIER, T.: The Kinematic Synthesis of a Spatial, Hyper-Redundant System based on Binary Electromagnetic Actuators. In: *International Conference on Automation, Robotics and Applications (ICARA)*. Queenstown, Neuseeland, Feb. 2015, S. 211–216
- [TH02] TAKAYAMA, T. ; HIROSE, S.: Amphibious 3D active cord mechanism "HELIX" with helical swimming motion. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and System (IROS)*. 2002
- [Tit18] TITAN MEDICAL INC.: *SPORT Surgical System with Multi-Articulated Instruments*. 4. Sep. 2018. URL: <https://titanmedicalinc.com/technology/>
- [TMH00] TOGAWA, K. ; MORI, M. ; HIROSE, S.: Study on three-dimensional active cord mechanism: development of ACM-R2. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Bd. 3. Okt. 2000, 2242–2247 vol.3
- [TP06] TRANSETH, A. ; PETTERSEN, K.: Developments in Snake Robot Modeling and Locomotion. In: *International Conference on Control, Automation, Robotics and Vision (ICARCV)*. 2006, S. 1–8
- [TPKO15] TAPPE, S. ; POHLMANN, J. ; KOTLARSKI, J. ; ORTMAIER, T.: Towards a Follow-the-Leader Control for a Binary Actuated Hyper-Redundant Manipulator. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Hamburg, Deutschland, Okt. 2015, S. 3195–3201
- [TPKO17] TAPPE, S. ; POHLMANN, J. ; KOTLARSKI, J. ; ORTMAIER, T.: Optimization Strategies for Task Specific Path-Following Capabilities of a Binary Actuated Snake-Like Robot using Follow-the-Leader Control. In: *IEEE International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*. München, Deutschland, Juli 2017, S. 1574–1581
- [TPL09] TRANSETH, A. A. ; PETTERSEN, K. Y. ; LILJEBÄCK, P.: A survey on snake robot modeling and locomotion. In: *Robotica* 27 (2009) Nr. 7, S. 999–1015
- [Tra07] TRANSETH, A. A.: *Modelling and Control and of Snake and Robots*. Diss. Norwegian University of Science und Technology, 2007

- [TRKW08] TRIVEDI, D. ; RAHN, C. D. ; KIER, W. M. ; WALKER, I. D.: Soft robotics: Biological inspiration, state of the art, and future research. In: *Applied Bionics and Biomechanics* 5 (Dez. 2008) Nr. 3, S. 99–117
- [TSKO16] TAPPE, S. ; SINGER, B. ; KOTLARSKI, J. ; ORTMAIER, T.: Geometric Synthesis of a Hyper-Redundant Manipulator based on an Adaptable Model of the Colon. In: *Annual Conference of the German Society for Computer and Robotic Assisted Surgery*. Bern, Schweiz, Sep. 2016, S. 99–104
- [TYKO17] TAPPE, S. ; YU, D. ; KOTLARSKI, J. ; ORTMAIER, T.: Model Reduction Methods for optimal Follow-the-Leader Movements of Binary Actuated, Hyper-Redundant Robots. In: *IFTToMM International Workshop on Computational Kinematics*. Poitiers, Frankreich, 2017, S. 35–43
- [UDH64] UICKER, J. J. ; DENAVIT, J. ; HARTENBERG, R. S.: An Iterative Method for the Displacement Analysis of Spatial Mechanisms. In: *Journal of Applied Mechanics* 31 (1964) Nr. 2, S. 309
- [Vin12] VINCE, J.: *Matrix Transforms for Computer Games and Animation*. Springer London, 2012
- [VLCY13] VITIELLI, V. ; LEE, S.-L. ; CUNDY, T. P. ; YANG, G.-Z.: Emerging Robotic Platforms for Minimally Invasive Surgery. In: *IEEE Reviews in Biomedical Engineering* 6 (2013), S. 111–126
- [Wal13a] WALKER, I. D.: Robot strings: Long, thin continuum robots. In: *IEEE Aerospace Conference*. März 2013, S. 1–12
- [Wal13b] WALKER, I. D.: Continuous Backbone “Continuum” Robot Manipulators. In: *ISRN Robotics 2013* (2013), S. 1–19
- [Wan06] WANG, Y.: A fast workspace-density-driven inverse kinematics method for hyper-redundant manipulators. In: *Robotica* 24 (Sep. 2006) Nr. 05, S. 649
- [WBB+12] WRIGHT, C. ; BUCHAN, A. ; BROWN, B. ; GEIST, J. ; SCHWERIN, M. ; ROLLINSON, D. ; TESCH, M. ; CHOSET, H.: Design and Architecture of the Unified Modular Snake Robot. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. RiverCentre, Saint Paul, Minnesota, USA, Mai 2012
- [WBC+03] WOLF, A. ; BROWN, H. ; CASCIOLA, R. ; COSTA, A. ; SCHWERIN, M. ; SHAMAS, E. ; CHOSET, H.: A mobile hyper redundant mechanism for search and rescue tasks. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. 2003
- [WC02] WANG, Y. ; CHIRIKJIAN, G.: A diffusion-based algorithm for workspace generation of highly articulated manipulators. In: *International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Bd. 2. 2002, 1525–1530 vol.2

- [WC04] WANG, Y. ; CHIRIKJIAN, G. S.: Workspace generation of hyper-redundant manipulators as a diffusion process on $SE(N)$. In: *IEEE Transactions on Robotics and Automation* 20 (2004) Nr. 3, S. 399–408
- [WDPM13] WOEHRMANN, M. ; DOERBAUM, M. ; PONICK, B. ; MERTENS, A.: Design of a Fully Actuated Electromagnetic Bending Actuator for Endoscopic Applications. In: *GMM/ETG Symposium on Innovative Small Drives and Micro-Motor Systems*. 2013, S. 1–6
- [WH99] WALKER, I. D. ; HANNAN, M. W.: A novel 'elephant's trunk' robot. In: *IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*. Sep. 1999, S. 410–415
- [Wil95] WILLIAMS, R. L. I.: Follow-the-leader Algorithm for the Payload Inspection and Processing System. In: *NASA/ ASEE Summer Faculty Fellowship Program*. 1995, S. 613–640
- [WJ10] WEBSTER, R. J. ; JONES, B. A.: Design and Kinematic Modeling of Constant Curvature Continuum Robots: A Review. In: *The International Journal of Robotics Research* 29 (2010) Nr. 13, S. 1661–1683
- [WLD02] WINGERT, A. ; LICHTER, M. D. ; DUBOWSKY, S.: On the Kinematics of Parallel Mechanisms with Bi-Stable Polymer Actuators. In: LENARCIC, J. (Hrsg.): *Advances in Robot Kinematics*. Springer Netherlands, 2002, S. 303–310
- [WLD06] WINGERT, A. ; LICHTER, M. D. ; DUBOWSKY, S.: On the design of large degree-of-freedom digital mechatronic devices based on bistable dielectric elastomer actuators. In: *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* 11 (Aug. 2006) Nr. 4, S. 448–456
- [WLDH02] WINGERT, A. ; LICHTER, M. ; DUBOWSKY, S. ; HAFEZ, M.: Hyper-redundant robot manipulators actuated by optimized binary-dielectric polymers. In: *Proceedings of SPIE Vol. 4695 (Electroactive Polymer Actuators and Devices) from Smart Structures and Materials Symposium*. 2002
- [WM97] WILLIAMS, R. L. I. ; MAYHEW, J. B. I.: Obstacle-free Control of the Hyper-Redundant NASA Inspection Manipulator. In: *National Conference on Applied Mechanisms and Robotics*. Okt. 1997
- [WOC06] WEBSTER, R. ; OKAMURA, A. ; COWAN, N.: Toward Active Cannulas: Miniature Snake-Like Surgical Robots. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. 2006, S. 2857–2863
- [WWY10] WU, J. ; WANG, J. ; YOU, Z.: An overview of dynamic parameter identification of robots. In: *Robotics and computer-integrated manufacturing* 26 (2010) Nr. 5, S. 414–419

- [XGD+09] XU, K. ; GOLDMAN, R. E. ; DING, J. ; ALLEN, P. K. ; FOWLER, D. L. ; SIMAAN, N.: System Design of an Insertable Robotic Effector Platform for Single Port Access (SPA) Surgery. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. 2009, S. 5546–5552
- [YJN04] YOUNG KIM, Y. ; JANG, G.-W. ; NAM, S. J.: Inverse kinematics of binary manipulators by the optimization method in a continuous variable space. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Bd. 4. Sep. 2004, S. 3823–3828
- [Yu16] YU, D.: *Complexity Reduction of the „Follow-the-Leader “ Control Technique for a Snake-like Robot*. Masterarbeit. Institut für Mechatronische Systeme der Leibniz Universität Hannover, 2016
- [ZA95] ZANGANEH, K. ; ANGELES, J.: The inverse kinematics of hyper-redundant manipulators using splines. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Bd. 3. 1995, 2797–2802 vol.3
- [ZYL16] ZHAO, R. ; YAO, Y. ; LUO, Y.: Development of a Variable Stiffness Over Tube Based on Low-Melting-Point-Alloy for Endoscopic Surgery. In: *Journal of Medical Devices* (2016)

Werdegang

Name *Svenja Spindeldreier, geb. Tappe*

Beruflicher Werdegang

- seit 01/2020 Forschungsgruppenleiterin Medizintechnik & Bildverarbeitung am Institut für Mechatronische Systeme, Leibniz Universität Hannover
- 10/2019 – 12/2019 Stellv. Forschungsgruppenleiterin Medizintechnik & Bildverarbeitung am Institut für Mechatronische Systeme, Leibniz Universität Hannover
- 12/2019 – 10/2020 Elternzeit
- 04/2017 – 11/2019 Forschungsgruppenleiterin Robotik & autonome Systeme am Institut für Mechatronische Systeme, Leibniz Universität Hannover
- 07/2013 – 03/2017 Wissenschaftliche Mitarbeiterin am Institut für Mechatronische Systeme, Leibniz Universität Hannover

Studium

- 07/2013 – 12/2020 Promotionsstudium Maschinenbau an der Leibniz Universität Hannover, Institut für Mechatronische Systeme
- 10/2011 – 06/2013 Masterstudium der Mechatronik an der Leibniz Universität Hannover
- 09/2008 – 09/2011 Bachelorstudium der Mechatronik an der Hochschule Ostwestfalen-Lippe in Lemgo

Berufliche Ausbildung und studienbegleitende Tätigkeiten

- 10/2012 – 04/2013 Auslandssemester am Manufacturing Automation Laboratory der University of British Columbia (Vancouver, Kanada)
- 04/2012 – 09/2012 Hilfwissenschaftlerin am Institut für Mechatronische Systeme, Leibniz Universität Hannover
- 07/2007 – 09/2011 Duales Studium bei der Schüco International KG, Bielefeld, mit betrieblicher Ausbildung zur Mechatronikerin