

MODELLIERUNG UND MODELLBASIERTE REGELUNG VON KONTINUUM-MANIPULATOREN

Von der Fakultät
Konstruktions-, Produktions- und Fahrzeugtechnik
der Universität Stuttgart
zur Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Abhandlung

vorgelegt von
Valentin Falkenhahn
geboren in Heidelberg

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Oliver Sawodny
Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Alin Albu-Schäffer
Tag der mündlichen Prüfung: 13. April 2017

Institut für Systemdynamik der Universität Stuttgart

2017

Berichte aus dem
Institut für Systemdynamik
Universität Stuttgart

Band 32

Valentin Falkenhahn

Modellierung und modellbasierte Regelung von
Kontinuum-Manipulatoren

D 93 (Diss. Universität Stuttgart)

Shaker Verlag
Aachen 2017

Bibliografische Informationen der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Zugl.: Stuttgart, Univ., Diss., 2017

Copyright Shaker Verlag 2017

Alle Rechte, auch das des auszugsweisen Nachdruckes, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe, der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und der Übersetzung, vorbehalten.

Printed in Germany.

ISBN 978-3-8440-5321-0

ISSN 1863-9046

DOI 10.2370/9783844053210

Shaker Verlag GmbH • Postfach 101818 • 52018 Aachen

Telefon: 02407 / 95 96-0 • Telefax: 02407 / 95 96-9

Internet: www.shaker.de • Email: info@shaker.de

VORWORT

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Systemdynamik (ISYS) der Universität Stuttgart und als Doktorand in der Abteilung Research Mechatronic Systems der Festo AG & Co. KG in Esslingen.

Ich möchte meinen Dank insbesondere an den Institutsdirektor des ISYS, Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Oliver Sawodny, für die wissenschaftliche Betreuung, Unterstützung und Förderung sowie das entgegengebrachte Vertrauen und die weitreichenden Freiheiten während meiner Anstellung am Institut richten. Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Alin Albu-Schäffer, Leiter des Lehrstuhls für sensorbasierte Robotersysteme und intelligente Assistenzsysteme der Technischen Universität München und Direktor des Instituts für Robotik und Mechatronik des Deutschen Zentrums für Luft- und Raumfahrt (DLR), danke ich für die freundliche Übernahme des Mitberichts. Für die umfangreiche Betreuung und Unterstützung bei Festo bedanke ich mich bei Dr.-Ing. Rüdiger Neumann und Dr.-Ing. Alexander Hildebrandt, sowie bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Peter Post, Leiter des Bereichs Corporate Research, für die Ermöglichung dieser erfolgreichen Kooperation.

Die Arbeit am ISYS und bei Festo hat mir viel Freude bereitet und die viereinhalb Jahre deutlich kürzer erscheinen lassen. Für die freundschaftliche und entspannte Arbeitsatmosphäre an beiden Arbeitsplätzen mit sowohl fachlichen als auch nicht-fachlichen Diskussionen bedanke ich mich bei allen Kolleginnen und Kollegen. Diese wissenschaftliche Arbeit wäre nicht ohne die Denkanstöße, Hilfestellungen und kritischen Fragen von Simon Alt, Kai-Uwe Amann, Dr.-Ing. Frank Bender, Martin Bochterle, Dr.-Ing. Matthias Doll, Gabriel Dämmer, Michael Heidingsfeld, Alexander Keck, Annika Mayer, Patrick Oliván, David Rager, Florentin Rauscher, Dr.-Ing. Silvia Rummel, Dr.-Ing. Jürgen Ruoff, Dr.-Ing. Ulf Schaper und den Studierenden, die mich über die Jahre begleitet haben, entstanden. Ein besonderes Dankeschön geht an Dr.-Ing. Tobias Mahl für die intensive Einarbeitung in das Gebiet der Kontinuum-Manipulatoren, sowie an Dr.-Ing. Benjamin Henke für die langjährige Diskussionspartnerschaft am ISYS, bei Festo und auf Dienstreisen. Außerdem bedanke ich mich bei Gerlind Preisenhammer, Corina Hommel, Dr.-Ing. Eckart Arnold, Herrn Prof. Dr.-Ing. Michael Zeitz, Joachim Endler und Peter Bachhuber, die mich in vielfältiger Weise unterstützt haben.

Nicht zuletzt gilt mein ausdrücklicher Dank meiner Familie und meinen Freunden für die nicht selbstverständliche Unterstützung und den großen Rückhalt. Ohne sie wäre ich nicht so weit gekommen. Der größte Dank gebührt meiner Frau Johanna, die mich mit ihrer unendlichen Geduld von Anfang bis Ende begleitet hat und dabei selbst oft zurückstecken musste. Vielen Dank für deine immerwährende Unterstützung.

Stuttgart, im April 2017

Valentin Falkenhahn

KURZZUSAMMENFASSUNG

Kontinuum-Manipulatoren gehören zu einer neuartigen Roboterklasse und erschließen durch ihre gelenkfreien, kontinuierlichen Verformungen neue Anwendungsfelder – insbesondere deren pneumatisch aktuierte Unterklasse, die aufgrund ihrer inhärenten Nachgiebigkeit besonders für die Mensch-Maschine-Interaktion geeignet ist.

Für die praktische Anwendbarkeit von Kontinuum-Manipulatoren sind schnellere und präzisere Bewegungen erforderlich. Daher wird eine modellbasierte Folgeregelung der Aktorkoordinaten für Kontinuum-Manipulatoren entwickelt, die ein gutes Führungs- und verbessertes Störverhalten bei dynamischer Anregung ermöglicht. Die Vorgabe der Führungsgrößen erfordert Methoden der Trajektoriengenerierung.

Die Entwicklung dieser Methoden und deren experimentelle Umsetzung erfolgt anhand eines Beispielmanipulators, des Bionischen Handling-Assistenten (BHA). Im Rahmen der dynamischen Modellierung wird die verteilte Manipulatormasse über konzentrierte Sektionsmassen approximiert. Der Manipulator wird stets im kontaktfreien Raum bewegt.

Die kinematische Beschreibung des Manipulators erfolgt über den Ansatz konstanter Sektionskrümmungen. Darauf aufbauend wird das dynamische Modell über ein Ersatzmodell mit konzentrierten Massen hergeleitet, indem die Lagrangeschen Gleichungen 2. Art analytisch bestimmt werden, sodass die Bewegungsgleichungen der Aktoren zuletzt in klassischer Form vorliegen. Das Reglerkonzept besteht aus einem Kaskadenregler mit überlagertem Balglängen- und unterlagertem Balgdruckregler. Für die Entwicklung des entkoppelnden Balglängenreglers wird eine modellbasierte Zustandslinearisierung mit einem linearen PID-Regler und einer Vorsteuerung kombiniert. Da die Aktoren des Manipulators nur mechanisch verkoppelt sind, können die unterlagerten Druckregler stets dezentral entworfen werden. Für die Trajektoriengenerierung ist zur Berücksichtigung von Beschränkungen v. a. die redundante Rückwärtskinematik und bei zeitoptimalen Bewegungen außerdem die Aktordynamik hinzuzuziehen. Beispielhaft werden daher zeitoptimale Punkt-zu-Punkt-Trajektorien über einen Optimalsteuerungsansatz und onlinefähige Trajektorienvorgaben über eine quadratische Optimierung vorgestellt.

Der entwickelte modellbasierte Regler mit einem signifikant verbesserten Führungs- und Störverhalten erlaubt schnelle und präzise Bewegungen generierter Aktortrajektorien aus Vorgaben von Aufgabenkoordinaten. Über die vorgestellten Methoden zur Trajektoriengenerierung können zeitoptimale Punkt-zu-Punkt Trajektorien offline berechnet werden. Außerdem können Aufgabentrajektorien onlinefähig in Aktorgeschwindigkeiten transformiert werden, sodass z. B. eine intuitive Geschwindigkeitsvorgabe des Tool Center Points (TCP) möglich ist. Darüber hinaus kann das entwickelte dynamische Modell für erweiterte Reglerkonzepte hinsichtlich TCP-Regelungen oder Kraft- bzw. Impedanzregelungen verwendet werden.

ABSTRACT

Continuum manipulators represent a new class of robots, enabling new fields of applications with a continuous deformation of their structure instead of discrete joints as in the case of rigid-link robots. Especially pneumatically actuated continuum manipulators are inherently compliant and, hence, well suited for human machine interaction.

Fast and precise motions are necessary for industrial applications of continuum manipulators. Therefore, a model-based tracking controller in actuator coordinates for continuum manipulators is developed in order to improve the tracking behavior and the disturbance rejection behavior for dynamic excitations. Furthermore, corresponding algorithms for trajectory generation are needed.

For the dynamic modeling, the development of the new methods and their experimental implementation is developed on an example manipulator, the Bionic Handling Assistant (BHA). For the dynamic modelling the distributed mass of the manipulator is approximated with concentrated section masses. Moreover, the manipulator is moved in contact free space.

The development of the dynamic model is based on constant curvature kinematics. Using concentrated masses and the Euler–Lagrange formalism, the equations of motion for the actuators can be obtained analytically in classical form. The cascaded control concept uses an outer actuator length controller and an inner pressure controller. The centralized actuator length controller combines a model-based feedback linearization with PID and linear feedforward controllers. As the couplings of the manipulator are only of mechanical nature, the underlying pressure controllers can be decoupled. For the trajectory generation, the redundant inverse kinematics are considered while time-optimal motions also depend on the dynamic behavior of actors. Exemplary, time optimal point-to-point trajectories are solved offline using optimal control techniques and trajectories are generated online using quadratic programming.

The presented model-based controller significantly improves the tracking and disturbance rejection behavior and, hence, enables fast and precise motions of generated actuator trajectories generated from given task coordinates. Trajectories for time-optimal point-to-point motions are generated offline while actuator velocities can be computed online from desired tool center point (TCP) velocities in order to provide an intuitive joystick input. Furthermore, the newly developed dynamical model can be used for enhanced control concepts like TCP-control or impedance control during contacts with the environment.

INHALTSVERZEICHNIS

Vorwort	vii
Kurzzusammenfassung & Abstract	viii
1 Einführung	1
1.1 Stand der Technik	2
1.1.1 Kontinuum-Manipulatoren	2
1.1.2 Dynamische Modellierung von Kontinuum-Manipulatoren	5
1.1.3 Regelung von Kontinuum-Manipulatoren	7
1.1.4 Trajektoriengenerierung für Kontinuum-Manipulatoren	11
1.2 Ziele der Dissertation & Gliederung der Arbeit	12
2 Modellbildung	15
2.1 Der Bionische Handling-Assistent	15
2.2 Modellierung der Komponenten	19
2.2.1 Einzelbalg	19
2.2.2 Proportionalventil	20
2.2.3 Pneumatischer Schlauch	22
2.3 Modellierung des Manipulators	25
2.3.1 Kinematische Modellierung	25
2.3.2 Bestimmung der differentiellen Kinematik	32
2.3.3 Dynamische Modellierung	35
2.4 Identifikation und Validierung	49
2.4.1 Einzelbalg	49
2.4.2 Proportionalventile	50
2.4.3 Pneumatische Schläuche	54
2.4.4 Manipulatormodell	55
2.5 Zusammenfassung	64
3 Regelung in Aktorkoordinaten	65
3.1 Struktur der Regelung	65
3.2 Unterlagerte Druckregelung	66
3.2.1 Klassische Druckregelkonzepte	67
3.2.2 Balgdruckbeobachter	70
3.2.3 Erweiterte Druckreglerkonzepte	76
3.2.4 Vergleich und Bewertung der Druckregler	82
3.3 Dezentraler Balglängenregler	85
3.3.1 Reglerentwurf	85
3.3.2 Funktionsnachweis am Einzelbalg	86
3.4 Zentraler Balglängen-Entkopplungsregler	89
3.4.1 Reglerentwurf	89
3.4.2 Funktionsnachweis am Manipulator und Performancevergleich	93

3.5	Zusammenfassung	98
4	Trajektorienengineering	101
4.1	Zeitoptimale Punkt-zu-Punkt-Planung	102
4.1.1	Optimalsteuerungsansatz	103
4.1.2	Formulierung der Randbedingungen	104
4.1.3	Lösungsverfahren für das Optimalsteuerungsproblem	107
4.1.4	Optimierte Trajektorien	108
4.2	Geschwindigkeitsbasierte Aufgabenplanung	112
4.2.1	Optimierungsansatz	114
4.2.2	Lösungsverfahren für den Online-Einsatz	116
4.2.3	Experimentelle Validierung	118
4.3	Zusammenfassung	121
5	Zusammenfassung	123
	Anhang	
A	Ergänzungen zur Modellierung	127
B	Ausgewählte Parameterwerte	133
	Abkürzungsverzeichnis & Glossar	135
	Symbol- und Operatorenverzeichnis	136
	Abbildungsverzeichnis	139
	Tabellenverzeichnis	141
	Literaturverzeichnis	143

EINFÜHRUNG

In den letzten Jahrzehnten ist der Einfluss der Automatisierungstechnik in der Fertigungstechnik und insbesondere der Montage kontinuierlich gewachsen. In Automatisierungsstraßen, in denen früher meist einachsige Antriebe eingesetzt wurden, finden sich vermehrt Mehrachsportale, Parallelkinematiken oder auch klassische Knickarmroboter. Im Zuge aktueller Trends der Automatisierungstechnik, die unter Industrie 4.0 zusammengefasst werden, verändert sich die moderne industrielle Fertigung auch hinsichtlich der Verwendung von Automatisierungslösungen: Wo zunächst intelligente und vernetzte Maschinen im Vordergrund standen, spielen die Mensch-Maschine-Interaktion und -Kooperation eine immer wichtigere Rolle.

Zunächst aber warten vor allem bei der Mensch-Maschine-Interaktion große Herausforderungen im Bezug auf Bedienbarkeit und Sicherheit. Zwar lassen sich klassische Roboterkonzepte teilweise durch intelligente Software oder konstruktive Veränderungen hinsichtlich einer Eignung zur direkten Interaktion mit dem Bediener übertragen, allerdings sind diese Änderungen meist nur für spezifische Anwendungen gültig. Daher müssen mit fortschreitenden Entwicklungsmethoden auch andere Forschungswege im Bereich neuartiger Roboterkonzepte beschritten werden.

Im Jahr 2010 wurde ein Team aus Forschern um die Firma Festo mit dem Deutschen Zukunftspreis für Technik und Innovation des Bundespräsidenten für ihre Erfindung des Bionischen Handling-Assistenten (BHA) ausgezeichnet. Dabei wurden die Leistungen rund um die Entwicklung eines „einzigartig flexiblen Handling-Assistenten für eine neue Generation vielseitig einsetzbarer Assistenzsysteme“ hervorgehoben [Bun10]. Dieser neuartige Roboter nach Vorbild eines Elefantenrüssels eignet sich durch seine nachgiebige pneumatische Antriebstechnik kombiniert mit flexiblen Materialien und der daraus abgeleiteten inhärenten Nachgiebigkeit durch seine geringe Masse und Steifigkeit vor allem für die Mensch-Maschine-Interaktion.

Durch seine gelenkfreie Manipulatorstruktur (Abb. 1.1), die den BHA in die Gruppe der *Kontinuum-Manipulatoren* einordnet, kann diese spezielle Kinematik neue Anwendungsfelder erschließen. Für die Nutzbarkeit dieser neuartigen Manipulatoren müssen allerdings auch geeignete Algorithmen zur Ansteuerung und Programmierung entwickelt werden. Durch eine Übertragung der fortgeschrittenen Methoden aus der klassischen Robotik auf Kontinuum-Manipulatoren kann zunächst der Entwicklungsaufwand reduziert werden. Zudem sind auch die Vorteile der Begrenzung von Gelenk- und Werkzeugkoordinaten nutzbar, um somit Kontinuum-Manipulatoren trotz ihrer Unterscheidung von konventionellen Robotern in bestehende Programmabläufe zu integrieren.

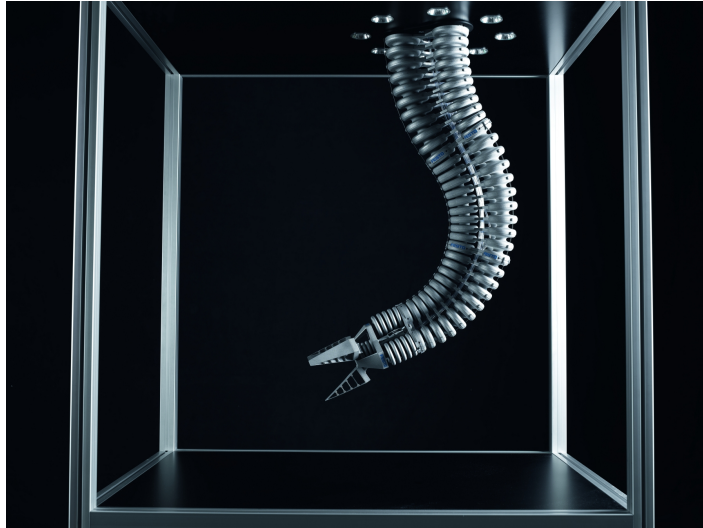


Abbildung 1.1: Foto eines hängenden Bionischen Handling-Assistenten (BHA).
// Bildquelle: Festo AG

Für einen produktiven Einsatz des BHA und anderer Kontinuum-Manipulatoren insbesondere im industriellen Umfeld ist daher die Realisierung typischer Ansteuerungsarten nötig, wie beispielsweise zyklische Transitionen zwischen vorgegebenen Punkten im Arbeitsraum oder einer Handhebelsteuerung durch den Bediener. Dabei wird verlangt, dass sich die redundanten Kontinuum-Manipulatoren schnell und präzise mit einem guten Führungsverhalten ansteuern lassen und plötzliche Schwingungen durch externe Eingriffe für eine gewünschte Bahnfolge und zur Sicherheit des Bedieners gut gedämpft werden. Mittels modellbasierter Steuerungs- und Regelungsentwürfe können die Forderungen nach einer Folgeregelung und Schwingungsdämpfung erreicht werden, wenn die nichtlinearen dynamischen Effekte in der Regelung und Steuerung berücksichtigt werden. Da im aktuellen Stand der Technik von Kontinuum-Manipulatoren insbesondere Steuerungen zur gezielten Führungsvorgabe durch Realisierung exakter Trajektorienfolgen nicht präsent sind, soll der Fokus dieser Arbeit auf modellbasierte Regelungen und entsprechende Modellierungen für Kontinuum-Manipulatoren gerichtet werden.

1.1 STAND DER TECHNIK

Bevor eine Abschätzung der benötigten und zu entwickelnden Funktionen und Algorithmen für eine komfortable und angemessene Verwendung von Kontinuum-Manipulatoren im industriellen Umfeld getroffen werden kann, wird ein Überblick über den aktuellen Forschungsstand mit Fokus auf dynamischer Modellierung, Regelkonzepten und Algorithmen zur Trajektoriengenerierung präsentiert.

1.1.1 Kontinuum-Manipulatoren

Die Klasse der Kontinuum-Manipulatoren (Abb. 1.2c) bezeichnet allgemein alle Roboter und Manipulatoren, die ihre Werkzeugbewegung durch eine kontinuierliche Deformation der Manipulatorstruktur erhalten [WJ10]. Ihre Bedeutsamkeit ist vor allem in den

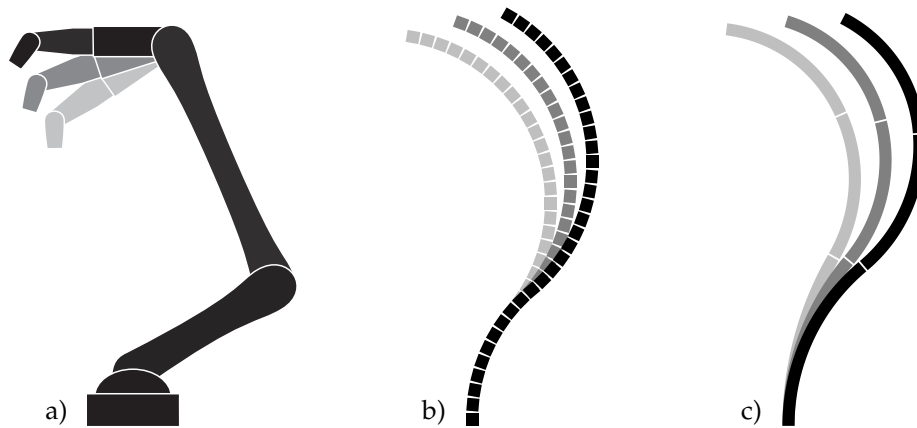


Abbildung 1.2: Vergleich eines klassischen Knickarmroboters (a), eines hyper-redundanten Manipulators mit nahezu unendlich vielen Gelenken (b) und eines Kontinuum-Manipulators ohne diskrete Gelenke (c).

letzten Jahren stetig gestiegen, da sie mit ihren kontinuierlichen Verformungen und ihrer inhärenten Nachgiebigkeit neue Anwendungsfelder erschließen, wo z. B. klassische Roboter mit diskreten Gelenken nicht vorteilhaft sind. Viele Kontinuum-Manipulatoren sind durch biologische Vorbilder, wie z. B. Schlangen [CB95; HMo4], Elefantenrüssel [CM99; HW03], Aale [GIK07] und Oktopusarme [Yek+05; JW06b; God+11a], inspiriert.

Um die gewünschte Manipulatorbewegung zu erreichen, werden allgemein ein oder mehrere hintereinandergeschaltete, individuell steuerbare Sektionen deformiert. Eine Unterklasse der Kontinuum-Manipulatoren bilden *hyper-redundante* Manipulatoren [WJ10], die im Vergleich zu Kontinuum-Manipulatoren deutlich mehr Sektionen besitzen (Abb. 1.2b) und somit weit mehr aktorseitige Freiheitsgrade besitzen. Da viele Methoden ähnlich oder sogar übertragbar sind, wird im Folgenden keine gesonderte Unterscheidung zwischen Kontinuum-Manipulatoren und hyper-redundanten Manipulatoren getroffen.

Die Deformation der einzelnen Sektionen kann entweder extrinsisch oder intrinsisch erzeugt werden [RD99]. Bei extrinsischer Antriebsart werden meist Seilzüge [CM99; HW03; KKS16; Qi+16a] oder vorgespannte, dünne Schläuche [Dup+10; Ruc+10] über außenliegende Motoren gesteuert, während bei intrinsischen Bauarten meist parallel angeordnete, fluidisch-betriebene Bälge oder Muskeln [JW06a; God+11a; Ede15] oder zunehmend auch elektrische Antriebe [Biro9; Kwo+13; Rol+14; Tap+15] sowohl die Manipulatorstruktur als auch den Antriebsmechanismus bilden. Daraus entspringt eine große Bandbreite an unterschiedlichen Konzepten, die in unterschiedlichen Baugrößen für verschiedenartige Anwendungen verwendet werden – je nach Anwendungsfall planar oder räumlich, und mit einer oder mehreren Sektionen. Während sich mögliche Anwendungsfälle früher eher z. B. auf der Probenentnahme unter Wasser [Lan+97], dem Transport von Flüssigkeiten [CM99] oder der Untersuchung von nuklear kontaminierten Behältern [IA95; Buco2] beschränkten, finden die meisten aktuellen Entwicklungen im Bereich der Medizintechnik statt, wie u. a. als aktiver Katheder für Arterien [BA05], für minimalinvasive Eingriffe bei der Endoskopie [Tap+15] oder auch in der Altenpflege [GBV11a]. In einem Übersichtsaufsatz über medizintechnische Beispiele für Kontinuum-Manipulatoren finden sich weitere zahlreiche Anwendungen mit einem umfassenden Bericht über den aktuellen Stand der Technik [BRC15], wobei die drei großen Herausfor-

derungen in diesem Bereich vor allem in der Visualisierung oder Werkzeugintegration, der Mensch-Maschine-Interaktion und der Form- und Kräftefassung liegen. Andere Anwendungen finden sich auch in zwei oft zitierten, allgemeinen Übersichtsaufsätzen über Kontinuum-Manipulatoren [WJ10; Wal13].

Wie auch die beiden zuletzt genannten Übersichtsaufsätze beschäftigen sich viele Publikationen mit der Kinematik von Kontinuum-Manipulatoren. Dabei wird zur Berücksichtigung kontinuierlicher Verformungen meist das Rückgrat oder die neutrale Faser einzelner Sektionen in Abhängigkeit der Aktorlängen und der Robotergeometrie beschrieben. Als Stand der Technik hat sich in den letzten Jahren eine Methode unter Annahme von konstanten Sektionskrümmungen behauptet [WJ10; Wal13], wobei dieses Konzept auch als leistungsfähige Approximation für echtzeitfähige Algorithmen von Manipulatoren mit nichtkonstanter Krümmung viel Verwendung findet, z. B. [HW03; JW06a; SD06].

Zur genaueren Beschreibung diverser kontinuierlicher Kinematiken wurden außerdem mechanische Modelle basierend auf Gleichgewichtsannahmen von Cosserat-Rod [Tun13] und anderen Ansätzen über elastische Balken [Ruc+10; XS10] entworfen. Diese wurden sowohl für seilzugbetriebene Manipulatoren [RW11b; RL12], als auch für dünne, verformbare Röhren [RJW10] oder pneumatisch angetriebene Kontinuum-Manipulatoren [TLR08; Sad+16] entwickelt – insbesondere für nichtkontinuierliche Verformungen durch veränderliche Querschnitte, Gravitationsbeeinflussung oder externe Kräfteinflüsse. Obwohl es bereits erste Versuche gibt, diese oft auch als *geometrisch-exakt* bezeichneten Modelle [TLR08] in Echtzeit zu lösen [JGT09; Bur+14], ist bisher noch nicht ersichtlich, dass diese Modelle auch für den Einsatz oder Entwurf von Regelalgorithmen geeignet sind [WJ10]. Ein für Echtzeitanwendungen besser geeigneter Ansatz für Kinematiken mit variablen Krümmungsradien ist ein modaler Ansatz, der ursprünglich entwickelt wurde, um die Redundanzen für hyper-redundante Manipulatoren mit diskreten Gelenken zu lösen [CB94]. Dabei wird die gekrümmte neutrale Faser durch eine Linearkombination von Ansatzfunktionen approximiert, wie beispielsweise durch trigonometrische Funktionen [CB94; FANo2], Klothoiden [Hir93] oder Wavelets [GW00]. Allerdings sind die meisten Mengen von Ansatzfunktionen nicht für alle physikalisch möglichen Formen der neutralen Faser geeignet, selbst wenn die Form durch eine unendliche Anzahl an Ansatzfunktionen angenähert wird [Wal13].

Daher wird fast immer auf die oben erwähnte Modellierung von konstanten Krümmungen zurückgegriffen, obwohl sich der systematische Fehler bei einer Anwendung auf mehrere hintereinandergeschaltete Sektionen mit variabler Krümmung verstärkt – insbesondere bei konisch zulaufenden Manipulatorstrukturen [Cia+12; ZS13] wie bei dem Bionischen Handling-Assistenten (BHA, Abb. 1.1). Um daher den Einfluss dieser systematischen Fehler zu reduzieren, wird beispielsweise eine Gittersuche über die Radien der Segmente vorgeschlagen, über die das Modell mit konstanter Krümmung auf die variable Krümmung angepasst werden soll [RS12]. In einem anderen Ansatz wird eine Unterteilung einer Sektion mit konstanter Krümmung in mehrere Segmente unterschiedlicher konstanter Krümmungen vorgeschlagen [MHS14; Mah15].

Für die kinematische Beschreibung des BHA oder der verwandten Robotino-Manipulatoren wurden ebenfalls diverse kinematische Modelle untersucht: Einige Ansätze verwenden Tripodmodelle aus der Modellierung von Parallelkinematiken [Ehr11; MHS12; Esc13; LMM16], andere den klassischen Ansatz der konstanten Krümmungen [Esc+11; RS12; Esc+12; Esc13] bzw. den erweiterten Ansatz mit veränderlichen Krümmungen

[MHS14; Mah15]. Letztere bilden die Kinematik am exaktesten ab, sind aber gleichzeitig auch am rechenintensivsten. Tripodmodelle haben sich für die Vorwärtskinematik bislang nicht bewährt, da diese trotz hohem Rechenaufwand ungenau bleiben [MHS12]. Diese Ungenauigkeit kann zwar begrenzt werden, indem die geometrischen Parameter von einem neuronalen Netz angepasst werden [LMM16], allerdings ist der Kalibrierungsaufwand für dieses Verfahren unverhältnismäßig hoch. Daher hat sich auch für den BHA der Ansatz konstanter Krümmungen als praktische Implementierung mit möglichst guter Abwägung zwischen Genauigkeit und Rechenaufwand bewährt. Die Parameter der konstanten und variablen Krümmungen lassen sich dabei gut aus geometrischen Parametern ableiten. Weitere Anpassungen über aufwändige Kalibrierungs- und Lernalgorithmen bringen dabei nur eine geringfügige Verbesserung [Esc+15].

Zusammenfassend ist die kinematische Modellierung von Kontinuum-Manipulatoren in den letzten zwei Dekaden weit fortgeschritten und mittlerweile so gut wie ausgereift. Im Gegensatz zu der Entwicklung klassischer Knickarmroboter, die über eine lange Zeit hin vorangetrieben wurde und für die mittlerweile ausgereifte Methoden für dynamische Modellierung, Regelung und Trajektoriengenerierung existieren [SKo8], steht die Übertragung und Entwicklung ähnlicher Methoden für Kontinuum-Manipulatoren abseits der kinematischen Modellierung jedoch noch am Anfang. Im Folgenden soll daher eine detailliertere Betrachtung hinsichtlich der dynamischen Modellierung, dem allgemeinen Regelungsentwurf und der Trajektoriengenerierung von Kontinuum-Manipulatoren erfolgen.

1.1.2 Dynamische Modellierung von Kontinuum-Manipulatoren

Geeignete dynamische Modelle sind nicht nur hilfreich für den simulativen Reglerentwurf im Zuge des sogenannten Rapid Control Prototypings [ABo6], sondern sie ermöglichen auch einen modellbasierten Reglerentwurf. Insbesondere für mechatronische Systeme hat sich gezeigt, dass mit einer modellbasierten Vorsteuerung eine höhere Dynamik erreicht und infolgedessen durch eine Reduktion der Rückführverstärkung auch die Störunterdrückung des Messrauschens verbessert werden kann [Zei12]. Daher wird im Folgenden bei der Sichtung aktueller Literatur das Hauptaugenmerk auf die Eignung der dynamischen Modelle für den Reglerentwurf gerichtet – vornehmlich auf konzentriert-parametrische Modelle, da diese beim Reglerentwurf in der Robotik und bei anderen mechatronischen Systemen bisher am meisten verbreitet sind [SKo8].

Bislang wurden Modelle aus der Mechanik hauptsächlich für die kinematische Beschreibung von Kontinuum-Manipulatoren verwendet. Dafür wurden unter anderem die statischen Betrachtungen über Balkenmechaniken [Cam+08; WRC09], Cosserat-Balken [TLRo8; Ren+12], elliptische Integrale [XS10], modale Ansätze [Wal13] oder sogar konzentrierte Massenmodelle [Jun+11] für sowohl planare als auch räumliche Fälle hinzugezogen. Allerdings wurden diese mechanischen Modelle aufgrund ihrer Komplexität immer nur im statischen Gleichgewicht betrachtet.

Dynamische Modelle für Kontinuum-Manipulatoren oder die verwandten hyper-redundanten Manipulatoren wurden zwar schon recht früh untersucht, um eine Darstellung in geschlossener Form zu finden [Chi95], allerdings sind diese aufgrund ihrer Komplexität für den Reglerentwurf nicht geeignet [Wal13]. Einige verwenden Cosserat-Rod Modelle für dynamische Simulationen von Einzelsektions-Manipulatoren [RW11b] oder

Mehrsektions-Manipulatoren [Ren+14]. Aber auch hier sind partielle Differentialgleichungen für schnelle Online-Simulationen oder Reglerentwürfe ungeeignet – stattdessen dienen sie der Simulation von Manipulatoren unter externen Einflüssen oder Reibung.

Eine gute Approximation geometrisch-exakter Lösungen kann auch über die Diskretisierung kontinuierlicher Elemente geschehen, bei denen Modelle mit mehreren gekoppelten Scheiben entstehen. Mittels Massen- und Steifigkeitsmatrizen dieser Scheiben können die dynamischen Bestimmungsgleichungen durch Integration über die jeweiligen Scheiben erhalten werden, wobei dies entweder im planaren Fall für mehrere Sektionen [MS02; MS03] oder im räumlichen Fall für Einzelsektions-Manipulatoren [TWD07a; TWD07b] praktiziert wurde. In einigen Fällen wurden auch rekursive Ansätze verfolgt [Kha+05; GIK07]. Aktuelle Arbeiten beschäftigen sich zudem mit der Lösung im modalen Raum [God+11b; RB14]. Obwohl diese Modelle für die reine Simulation teilweise gut geeignet sind, ist eine Verwendung für den Reglerentwurf bislang nicht bekannt.

Konzentriert-parametrische Approximationen für hyper-redundante, oktopusähnliche Manipulatoren wurden entwickelt, um die planare Bewegung eines Arms zu beschreiben, indem entkoppelte Aktormodelle mit Hilfe des Euler-Lagrange-Formalismus aufgestellt wurden [Yek+05]. Ein anderer Ansatz beschreibt die räumliche Bewegung einer Plattform mit mehreren Armen über die rekursive Rückführung der Reaktionskräfte zwischen Unterelementen [Kan+12; Zhe+12; Zhe+13], wobei die dynamischen Aktormodelle dennoch entkoppelt betrachtet werden. Die Bewegung eines binären hyper-redundanten Manipulators wurde ebenfalls über ein konzentriert-parametrisches Modell beschrieben, wobei die Verkopplungen der vielen Gelenke in der Massenmatrix und dem Coriolisvektor nicht modellbasiert, sondern rein experimentell identifiziert werden müssen [Tap+16]. Für einen seilzugbetriebenen Manipulator konnte ein planares Modell hergeleitet werden, das über eine hohe Anzahl an Massepunkten diskretisiert wurde. Aus den großen, sehr dünn besetzten Steifigkeits- und Massenmatrizen wurde ein Dämpfungsmodell auf Basis der Rayleigh-Dämpfung abgeleitet und anschließend über eine modale Zerlegung für eine modale Regelung verwendet [PZ14].

Über dynamische Modelle von balg- oder muskelbetriebenen Kontinuum-Manipulatoren existieren kaum Veröffentlichungen: Ein planares Modell einer einzelnen Sektion wurde mittels des Euler-Lagrange-Formalismus von drei durch Feder-Dämpfer-Elementen verkoppelte Massen entlang der Biegelinie abgeleitet [GW11]. Allerdings sind von diesem Modell keine dynamischen Ergebnisse verfügbar. Ein konzentriert-parametrisches Modell eines hyper-redundanten Manipulators mit sechs Gelenken wurde ebenfalls über den Euler-Lagrange-Formalismus hergeleitet, wobei hier mittels Lie-Algebra eine Darstellung in rekursiver Verkettung gewählt wurde [TC14]. Von diesem Modellansatz existieren nur knappe, simulative Ergebnisse – eine Weiterverfolgung oder Verwendung des Ansatzes ist bisher nicht zu finden.

Insgesamt zeigt sich, dass das Hauptdefizit der bisher entwickelten dynamischen Modelle in der Art der Berücksichtigung von Verkopplungen liegt: Entweder werden nur die einzelnen Aktoren unabhängig voneinander betrachtet, oder der Manipulator wird als Ganzes über sehr detaillierte, kontinuierliche Modelle beschrieben. Ein geeigneter Kompromiss zwischen Modelltreue und reduzierter Modellkomplexität wird bisher weder über Modellreduktionsverfahren noch über verkoppelte, konzentrierte Modelle erreicht [Tri+08]. Gerade die Vorteile von geeigneten konzentriert-parametrischen Model-

len liegen jedoch auf der Hand: Sie sind vergleichsweise recheneffizient und bilden die Grundlage für viele bereits entwickelte modellbasierte Reglerentwurfsmethoden für mechatronische Systeme allgemein, sowie für deren Unterklasse der Gelenkroboter [SKo8; Sic+09].

1.1.3 Regelung von Kontinuum-Manipulatoren

Anders als die kinematische Modellierung ist die Regelung von Kontinuum-Manipulatoren ein aktuelles Forschungsgebiet [Tri+08; PLI12; Wal13]. Dabei liegt der bisherige Fokus im Allgemeinen zunächst auf der Positionsregelung von Kontinuum-Manipulatoren. Unter anderem durch die Bearbeitung des Themas von Forschern aus unterschiedlichen Domänen muss für die richtige Einordnung der Literatur bei dem Begriff der Regelung jedoch zwischen

- quasi-stationären Regelungen von Aufgabenkoordinaten mit meist linearen Störkompensationsreglern und
- Regelungen zur gezielten Führungsvorgabe

unterschieden werden.

In frühen Entwicklungsstadien wird zunächst die Frage nach der generellen Ansteuerung der Aktoren gestellt, sodass bestimmte Aufgaben überhaupt gelöst werden können. Diese Aufgaben sind entweder für Manipulatoren mit Greifern in kartesischen Koordinaten definiert – oder aber der Manipulator selbst soll Objekte durch Umschließen greifen, sodass hier die Form des Manipulators anstelle der Positionierung und Orientierung des Endeffektors Priorität hat. Ähnliche Anforderungen werden an dünne, hyper-redundante Manipulatoren gestellt, die im Bereich der Endoskopie eingesetzt werden sollen: Auch hier steht zunächst die Regelung der Manipulatorform im Vordergrund. All diese Aufgabenstellungen haben gemeinsam, dass der Fokus vorrangig auf der Rückwärtskinematik liegt und der Regelausgang in Form von Aktortrajektorien oder – bei vernachlässigbarer Aktordynamik aufgrund langsamer Bewegung – direkt in Aktorstellgrößen ausgegeben wird. Zu diesem Zweck wurden daher fast immer einfache, lineare Regler zu Störkompensation verwendet, die sich eigentlich nicht für eine gezielte Beeinflussung des Führungsverhaltens eignen, sodass nur quasi-stationäre Sollwertübergänge möglich sind und die Bewegungen in ihrer Dynamik begrenzt ist.

Die Entwicklung von Reglern unter Berücksichtigung der nichtlinearen dynamischen Effekte in Aktorkoordinaten wird immer dann herangezogen, wenn die zugrundeliegenden Aktorsolltrajektorien – entweder durch eine direkte Vorgabe oder als Resultat einer übergeordneten Regelung in Aufgabenkoordinaten – so schnell sind, dass die Aktorik bzw. der Manipulator nicht im quasi-stationären, sondern im dynamischen Bereich angeregt wird. Dann sind auch die kinetische Energie bewegter Massen, deren Dämpfungen und die Aktor-Wechselwirkungen aufgrund mechanischer Verkopplungen relevant und somit eine gezielte Vorgabe der Führungsgrößen über eine zusätzliche Steuerung in Kombination mit einer nichtlinearen Regelung hilfreich. Aus dieser Fragestellung lassen sich auch erweiterte Regelziele wie z. B. eine Steifigkeitsregelung oder eine dynamische Kraftregelung ableiten, wobei diese oft auf bestehende dynamische Aktor-Positionsregelungen aufsetzen.

Die Fortschritte im Bereich der Reglerentwicklungen für Kontinuum-Manipulatoren werden nun für beide Begriffe getrennt betrachtet.

1.1.3.1 Störkompensationsregler zur Positionsregelung

Für einfache Störkompensationsregler zur quasi-stationären Regelung von Kontinuum-Manipulatoren gibt es viele Ansätze, da eine rudimentäre Bewegung des Manipulators schon in frühen Entwicklungsstadien von Interesse ist. So wurde eine Regelung in Aufgabenkoordinaten meist unter Vernachlässigung dynamischer Eigenschaften entwickelt und somit die Aktoren vergleichsweise langsam angesteuert.

Im Unterschied zur Bahnplanung oder Trajektoriengenerierung muss bei einer Regelung in Aufgabenkoordinaten nicht zwingend die komplexe – oft redundante – Rückwärtskinematik gelöst werden. Stattdessen wird – ausgehend von der aktuellen Position – meist nur eine lokale, geschwindigkeitsbasierte Lösung berechnet. Die dabei benötigte Invertierung der Jacobimatrix ist jedoch bei redundanten Manipulatoren nicht eindeutig lösbar. Unter der Verwendung diverser analytischer Verfahren zur Bestimmung von geeigneten invertierten Jacobimatrizen [Sic90] wie der Damped Least-Squares-Invertierung [Sic90] oder der Gradient Projection Methode [Sic90] wird oft die Moore-Penrose Pseudo-Inverse [Pen55] verwendet. Statt analytischer Verfahren sind auch Optimierungsansätze zur Bestimmung der inversen, differentiellen Kinematik möglich.

So wird beispielsweise ein Fehler in Werkzeugkoordinaten eines hyper-redundanten Manipulators mittels lokaler und entkoppelter Rückwärtskinematik in den Aktorraum transformiert, um über einen PID-Regler den Korrekturingriff zu berechnen [Din+10]. Dieses Verfahren kann ebenso für Bewegungen von Manipulatoren aus lenkbaren Hüllrohren angewandt werden [Dup+10; BLP14]. Statt der Verwendung eines PID-Reglers werden auch Proportionalregler für Kontinuum-Manipulatoren [BA05; CPA15] oder lenkbare Hüllrohre [CCS09; Bar+10] verwendet – ebenso wie PD-Regler [MD11], reine integrierende Regler [Pen+12] oder sogar Fuzzy-Regler [Qi+16b]. Gleiches gilt für eine reine Regelung der Manipulatorform, wenn die Krümmung über Proportionalregler angepasst wird [Mar+14; KMR15], nachdem die Rückwärtskinematik einer Sektion bezüglich eines Referenzobjektes ausgewertet wurde. In manchen Fällen wird dies auch mit einer modalen Gelenkregelung kombiniert, um die dynamischen Eigenschaften zu verbessern [PZ14].

Invers-kinematische Probleme werden komplexer, wenn zusätzliche Begrenzungen in der Umgebung mit berücksichtigt werden müssen. Dann stimmt die theoretisch mögliche Jacobimatrix nicht mehr mit der durch Kontaktsituationen eingeschränkten Jacobimatrix überein. Durch Testen kleiner Bewegungsinckremente kann die beschränkte Jacobimatrix [YC14] und die verteilt anliegende Kraft [YC16] bestimmt werden oder eine nötige Krümmungsanpassung über die Pseudo-Inverse kombiniert mit Potentialfeldern erreicht werden [Ata+16]. Bei Manipulatoren, die in Kontaktsituationen stark ihre Form verändern und deren Kinematik meist mit geometrisch-exakten Modellen beschrieben wird, kann der veränderte Krümmungsverlauf und die davon abhängigen Jacobimatrizen analytisch bestimmt werden [RW11a].

Bei einer weiteren Spezialanwendung, dem sogenannten *follow the leader* Problem [GW13], soll der – meist hyper-redundante – Manipulator einer bestimmten Form folgen, z. B. bei der Einführung eines aktiv gesteuerten Katheders. In diesen Fällen gibt die erste Sektion die Richtung vor während die weiteren Sektionen der Bahn folgen – möglichst ohne zu große Abweichungen von dem ursprünglichen Pfad zu erzeugen. Zunächst muss der hyper-redundante Manipulator konstruktionsbedingt in der Lage sein, diese Bewegungen auszuführen [Tap+15; KKS16]. Für Kontinuum-Manipulatoren

aus lenkbaren Hüllrohren wurden dafür notwendige und hinreichende Bedingungen formuliert [GW13]. Sind die Voraussetzungen zur zuverlässigen Ansteuerung einzelner Sektionen gegeben, liegt die Herausforderung hauptsächlich in der richtigen Synchronisation der einzelnen Bewegungen.

Am Bionischen Handling-Assistenten (BHA) wurde zur Bestimmung der Rückwärtskinematik in der quasi-stationären Regelung von Aufgabenkoordinaten bisher entweder ein neuronales Netz in Kombination mit einem kinematischen Tripodmodell [LMM16] oder dem Ansatz der konstanten Krümmungen [RS14] verwendet. Außerdem wurde ein analytisches Verfahren unter Verwendung der Pseudo-Inverse mit Weighted Least Norm Solution implementiert [MHS12]. Aufgrund fehlender Vorsteuerung konnten diese Regelungen am BHA bisher nur für geringe Geschwindigkeiten getestet werden.

Wie die quasi-stationäre Regelung von Aufgabenkoordinaten am BHA beschränken sich auch die anderen, bisher vorgestellten Lösungen allein auf die Kinematik bzw. die Rückwärtskinematik von Kontinuum-Manipulatoren. Die verwendeten Regler entsprechen dabei der Struktur von Störkompensationsreglern in stationären Punkten und werden oft auch trotz geringer Eignung zur Trajektorienfolge eingesetzt. Im Folgenden sollen daher Ansätze für Regelziele mit dynamischen Manipulator-Ansteuerungen vorgestellt werden.

1.1.3.2 Positionsregelungen zur gezielten Führungsvorgabe

Wenn nicht mehr nur das reine Erreichen von TCP-Posen oder Manipulator-Formen als Zielsetzung in quasi-stationären Bewegungen ausreicht, sondern auch eine schnelle Positionierung mit hoher Positioniergenauigkeit gefordert ist, müssen auch die dynamischen Eigenschaften des Manipulators und der Aktorik mit berücksichtigt werden – insbesondere wenn diese in ähnlichen Frequenzbereichen liegen. In diesem Fall kann ein verkoppelter, zentraler Regler die Aktoren entkoppeln und die dynamischen Wechselwirkungen kompensieren.

Je nach Antriebsart und bewegter Masse der Kontinuum-Manipulatoren ist dies von unterschiedlicher Relevanz: So haben Manipulatoren aus lenkbaren Hüllrohren eine geringe bewegte Masse bei vergleichsweise hoher Aktordynamik, seilzugbetriebene Kontinuum-Manipulatoren eine hohe bewegte Masse bei mittlerer Aktordynamik und pneumatisch angetriebene, intrinsische Manipulatoren eine hohe bewegte Masse bei einer vergleichsweise geringen Aktordynamik. Vor allem bei zuletzt genannten ist die dynamische Betrachtung der Regler von hoher Bedeutung.

Die Herleitung solcher Regler verlangt eine gute Abbildung der dynamischen Effekte. Oft wird dies über neuronale Netze implementiert, welche die nichtlineare Rückführung und Vorsteuerung approximieren [Bra+07]. Die Verwendung neuronaler Netze ist meist dadurch begründet, da keine passenden dynamischen Modelle existieren.

Wenn passende dynamische Modelle vorhanden sind, sind modellbasierte Reglerentwürfe eine vielversprechende Alternative – obwohl die Komplexität der Verkopplungen und der Berechnungsaufwand bei steigender Anzahl von Aktoren wächst, wie z. B. bei der Verwendung von linearisierten Balkenmodellen eines planaren Einzelsektionsmanipulators [GRW03]. Bisherige Ansätze für modellbasierte Rückführungen in Werkzeugkoordinaten erreichten jedoch keine nennenswerten dynamischen Verbesserungen, da die zugrundeliegenden Modelle für Vorsteuerungen in Kombination mit PD-Reglern

oder Sliding-Mode-Reglern zu stark vereinfacht sind [KW11; KFW14]. Teilweise werden die entwickelten Regler nur simulativ und nicht ausreichend experimentell getestet [IS95; IBP03; Ivã04]. Meist werden auch nur entkoppelte Aktormodelle zur Regelung verwendet, während eine Gravitationskompensation zumindest das statische Verhalten des Manipulators verbessert [TWI12; TC14].

Bisher gibt es für den BHA zwei Ansätze der Aktorregelung: Im ersten Fall wird der Manipulator nur druckgeregelt betrieben, wobei eine feste Längen-Druck-Zuordnung sowohl für die Vorwärts- als auch Rückwärtskinematik verwendet wird [Mel+14]. Aufgrund von Kriecheffekten und zusätzlichen externen Kräften durch unbekannte Lastmassen ist eine reine Druckregelung jedoch nicht ausreichend [RS14]. Daher wird in einem zweiten Ansatz eine der reinen Druckregelung zu bevorzugende, entkoppelte Aktorregelung vorgeschlagen, die entweder modellbasiert entworfen wird [Mah15] oder die eine gelernte, vereinfachte Dynamik als Vorsteuerung mit einer schwachen, entkoppelten Rückführung kombiniert [Que+14; Rol+15].

Somit wurden zwar Ansätze für die implizite Lösung der Rückwärtskinematik über Rückführung von Aktormessungen implementiert, jedoch ist aktuell keine funktionierende Regelung unter Berücksichtigung nichtlinearer dynamischer Effekte kombiniert mit einer Steuerung für Kontinuum-Manipulatoren in der Literatur zu finden. Da nicht nur bei klassischen Knickarmrobotern, sondern auch bei pneumatischen Robotern verkoppelte Regelungen mit Zustandslinearisierungen und Vorsteuerungen realisierbar sind [Hah05], stellt sich die Frage, ob dieses Konzept auch auf den BHA oder Kontinuum-Manipulatoren allgemein übertragbar ist.

1.1.3.3 Kraft-, Steifigkeits- und Nachgiebigkeitsregelungen

Neben der Positions- und Formregelung wird oft eine Kraftregelung benötigt, insbesondere in Kontaktfällen – entweder zur Bearbeitung oder Manipulation des Kontaktes, oder um in Kontaktfällen die Kontaktkraft künstlich zu begrenzen. Da jedoch in der Robotik selten eine Kraftvorgabe ohne vorherige oder sogar parallele Positionierung stattfindet, wird oft auf erweiterte, hybride Regelkonzepte zurückgegriffen und so die Steifigkeit oder Nachgiebigkeit aktiv geregelt, wie z. B. bei der Impedanzregelung [Hog85a; Hog85b; Hog85c].

Kraft- oder Steifigkeitsanpassungen im Kontaktfall erfordern jedoch eine schnelle, dynamische Reaktion, sodass entsprechende kraftbasierte Regler selten ohne modellbasierte Reglerentwürfe auskommen. Da diese modellbasierten Ansätze schon bei der Positionsregelung von Kontinuum-Manipulatoren nicht zum Einsatz kamen, sind diese auch für die davon abgeleiteten Kraft- oder Impedanzregler nicht zu finden. Dennoch gibt es einige Ansätze zur aktiven Nachgiebigkeits- oder Steifigkeitsregelung von Kontinuum-Manipulatoren, die meist für die Kraftbegrenzung in medizinischen Anwendungen entwickelt wurden.

Für eine Nachgiebigkeitsregelung mit Kraftvorgabe am Endeffektor wurden für Kontinuum-Manipulatoren aus gebogenen, flexiblen Schläuchen statische Kraftmodelle mit einer Rückwärtskinematik und einem PD-Regler kombiniert [MD11], sodass die Kontaktkraft künstlich reduziert werden kann. Für eine nachgiebige Formregelung von Kontinuum-Manipulatoren mit einem oder mehreren Segmenten wird zunächst die Kontaktkraft und Kontaktposition entlang des Manipulators über die Messung von Gelenkkraften bei bekannten Aktorkräften und der daraus resultierenden Positionsverschiebung

detektiert [BS10]. Daraufhin kann eine Positionsregelung mit Proportionalregler und einer Steifigkeitsvorgabe über eine angepasste Verstärkung gewichtet werden [GBS11; GBS14]. Ein alternativer Ansatz ermöglicht eine Kraft- und Formregelung, indem die veränderte Jacobimatrix im Kontaktfall gelernt wird und eine Kontaktabstimmung erfolgt, sodass eine Gelenkgeschwindigkeitsvorgabe als Reglerausgang über eine gewichtete Verteilung des Proportionalreglers für die gewünschte Kraft und Position generiert wird [YC16]. Am BHA wurde ein stationärer Teach-In-Modus implementiert, der für die angefahrenen Posen die inverse Druck-Kraft-Kennlinie über ein sogenanntes Goal Babbling lernt und mit einem schwachen PID-Regler kombiniert [Que+14; Rol+15].

Die bisherigen Ansätze zeigen nur ein sehr langsames dynamisches Verhalten, da die Ausregelung der Kraft- oder Impedanzregelung stets im Bereich von mehreren Sekunden erfolgt. Diese erweiterten Regelziele sind aber für die praktische Anwendung nötig und bei anderen Manipulatoren, z. B. pneumatischen Robotern mit flexiblen Gelenken, auch realisierbar [Ric+05; TLH16].

1.1.4 Trajektoriengenerierung für Kontinuum-Manipulatoren

Für konventionelle Roboter mit rotatorischen Gelenken und festen Armen existieren viele dynamische Trajektoriengenerierungsalgorithmen, die meist auf bekannten Momentenbeschränkungen beruhen [SM85; Str98; NM98; FAM01]. Für nichtredundante Manipulatoren wird dabei meist zunächst eine mögliche Bahn auf Basis der Rückwärtskinematik geplant, um danach in Abhängigkeit der Eingangsbeschränkungen der Aktorik eine geeignete Zeitindizierung zu finden. Sind die Manipulatoren redundant, so ist vor allem die Wahl einer möglichen Rückwärtskinematik zur Vermeidung von Singularitäten von hoher Wichtigkeit [Sic90]. Aufgrund komplexer kinematischer oder dynamischer Beschränkungen werden zudem oft numerische Methoden der Optimierung in der Bahnplanung angewandt [Scho4].

Diese Methoden können theoretisch auch auf die Klasse von Kontinuum-Manipulatoren übertragen werden. Die Berechnung der Rückwärtskinematik gestaltet sich jedoch aufgrund der hohen Redundanz und der komplexeren direkten Kinematik schwieriger. Mittels Variationsrechnung präsentiert [CB95] eine Methode, um die optimale Manipulatorkonfiguration zu berechnen, die auch für die Trajektoriengenerierung verwendet werden könnte.

Im Allgemeinen ist jedoch die spätere Zeitindizierung einer möglichen Bahn der Kontinuum-Manipulatoren kritisch zu betrachten, da insbesondere für pneumatisch aktuierte Systeme beschränkte Aktordynamiken existieren und die Optimierung und Verteilung der Redundanz nicht nur bei der Lösung der Rückwärtskinematik, sondern auch für eine zeitlich oder energetisch optimale Trajektorie mit berücksichtigt werden muss. Allerdings wird aufgrund der erhöhten Komplexität auch hier oft auf die Berücksichtigung der pneumatischen Aktorbeschränkungen verzichtet [ZSS97; BM98].

Für den Spezialfall, dass die Bahnplanung online gelöst oder verändert werden soll – beispielsweise bei einer Umplanung oder einer Bedienereingabe mittels Handhebel – ist eine echtzeitfähige Lösung des Optimalsteuerungsproblems mit Berücksichtigung der redundanten Rückwärtskinematik über der gesamten Trajektorie oft nicht realisierbar. Stattdessen kann auf lokale, geschwindigkeitsbasierte Lösungen zurückgegriffen werden – ähnlich wie bei der quasi-stationären Regelung von Aufgabenkoordinaten. Analog zur Implementierung einer echten Regelung mit Rückführung der Messdaten kann

eine modellbasierte Vorsteuerung durch Verwendung eines Modellregelkreises mit interner Rückführung realisiert werden [WK09]. So können in abgewandelter Form die analytischen Verfahren [CD95; Sic90] basierend auf der Moore-Penrose Pseudo-Inversen [Pen55] verwendet werden, allerdings ist die schwere Realisierung von Beschränkungen auch hier von Nachteil. Daher bewähren sich für geschwindigkeitsbasierte Bahnplanungen Methoden der numerischen Optimierung ohne direkte Invertierung der Jacobimatrix [Scho4], wie z. B. die Berechnung optimaler Aktorgeschwindigkeiten für gegebene Aufgabengeschwindigkeiten [Kni16]. Bei diesem Verfahren ist auch eine Vorgabe von einfach-differenzierbaren Positionstrajektorien mittels Modellregelkreis und direkter Kinematik bei gleichzeitiger Berücksichtigung von Beschränkungen in Aktor- und Aufgabenkoordinaten möglich.

Algorithmen zur Trajektoriengenerierung mit Berücksichtigung der vollständigen Kinematik existieren bisher auch nicht für den BHA, allerdings wurden geschwindigkeitsbasierte Regelungen von Aufgabenkoordinaten auf Basis der Pseudo-Inversen [MHS14] sowie mit einem linear-quadratischer Optimierungsansatz mit einem proprietären Solver [Mah15] implementiert, die in abgewandelter Form auch für die Trajektoriengenerierung verwendet werden können.

1.2 ZIELE DER DISSERTATION & GLIEDERUNG DER ARBEIT

Als übergeordnetes Ziel sollen Kontinuum-Manipulatoren schnell und präzise mit einem guten Führungsverhalten angesteuert werden können; allerdings sind im aktuellen Stand der Technik keine Regelungskonzepte zur Führungsvorgabe bezüglich der Positionierung unter Berücksichtigung der nichtlinearen dynamischen Effekte zu finden. Für die Nutzbarkeit und den produktiven Einsatz von Kontinuum-Manipulatoren insbesondere im industriellen Umfeld sollen daher in dieser Arbeit Methoden für den modellbasierten Steuerungs- und Regelungsentwurf für redundante Kontinuum-Manipulatoren nach dem Vorbild der klassischen Robotik entworfen werden. Diese sollen am Beispiel des Bionischen Handling-Assistenten (BHA) implementiert, validiert und bewertet werden. Im Entwurfsverfahren sind dabei die nichtlinearen dynamischen Effekte in der Regelung und Steuerung zu berücksichtigen, wobei die Steuerung zur gezielten Führungsvorgabe durch Realisierung einer exakten Trajektorienfolge und die Regelung zur Verbesserung des Störverhaltens dienen soll.

Für den modellbasierten Entwurf wird zunächst ein dynamisches Modell im Aktorraum benötigt, das die Bewegung von Kontinuum-Manipulatoren mit intrinsischen Aktoren hinreichend gut beschreibt. Da im Stand der Technik bisher keine für den Reglerentwurf geeigneten dynamischen Manipulatoremodelle mit Berücksichtigung der Aktorverkopplungen verfügbar sind, soll ein Modell mit konzentrierten Massen ähnlich der Modelle klassischer Knickarmroboter entworfen werden. Darauf basierend soll ein Reglerentwurfskonzept im Aktorraum entwickelt werden, das zur Aktorentkopplung des verkoppelten Manipulators geeignet ist. Dabei soll auch die unterlagerte Druckregelung zur Ansteuerung der Aktoren hinsichtlich eines besseren Führungsverhaltens erweitert werden. Für den aktorgeregelten Manipulator sollen abschließend verschiedene Methoden zur Trajektoriengenerierung aus Aufgabenkoordinaten entwickelt und getestet werden, die auch die zur Vorsteuerung benötigten Ableitungen der Aktorsolltrajektorien enthalten.

GLIEDERUNG DER ARBEIT

Zur Umsetzung der zuvor definierten Ziele werden die nötigen Arbeitspakete in dieser Dissertation nachfolgend bearbeitet:

Für den modellbasierten Reglerentwurf werden in Kapitel 2 zunächst die benötigten Modelle hergeleitet; als Grundlage dient dazu die Modellierung eines pneumatischen Einzelbalgs. Danach wird das verwendete kinematische Modell vorgestellt, bevor das neue dynamische, konzentriert-parametrische Modell hergeleitet wird. Entsprechend der gewünschten Verwendung des Modells werden außerdem geeignete Modellvereinfachungen präsentiert. Nach der Vorstellung der Komponenten- und Manipulatormodelle werden Möglichkeiten zur Modellidentifikation diskutiert und die neu entwickelten Modelle am Vergleich von geeigneten Mess- und Simulationsdaten validiert.

Auf Basis dieser Modelle wird in Kapitel 3 ein modellbasierter Kaskadenregler in Aktorkoordinaten entwickelt. Dafür wird zunächst der unterlagerte Balgdruckregler detaillierter untersucht und gegenüber klassischen Druckreglerkonzepten weiterentwickelt, sodass das Führungsverhalten unter Berücksichtigung von Schlauchmodellen und Kammerdruckbeobachtern verbessert werden kann. Danach wird der äußere, mechanische Regler betrachtet, wobei zuerst ein existierender, dezentraler Balglängenregler zum späteren Vergleich vorgestellt wird. Zuletzt wird der auf dem neuen konzentriert-parametrischen Manipulatormodell basierende Balglängen-Entkopplungsregler mit Vorsteuerung zur gezielten Verbesserung des Führungs- und Störungsverhaltens hergeleitet. Die Güte aller vorgestellten Regler- und Beobachterentwürfe wird jeweils an experimentellen Messdaten gezeigt.

Für den entwickelten Regler in Aktorkoordinaten werden in Kapitel 4 mögliche Verfahren zur Trajektoriengenerierung aus Vorgaben in Aufgabenkoordinaten vorgestellt. Nach der Nennung genereller Herausforderungen werden beispielhaft die Entwicklungen zweier Methoden zur Trajektoriengenerierung präsentiert – zuerst ein Verfahren zur Offline-Planung von zeitoptimalen Punkt-zu-Punkt-Trajektorien und anschließend eine onlinefähige Methode zur geschwindigkeitsbasierten Planung von Aufgabenkoordinaten.

Abschließend werden in Kapitel 5 die Ergebnisse dieser Arbeit zusammengefasst und ein Ausblick auf die modellbasierte Entwicklung erweiterter Reglerverfahren für Kontinuum-Manipulatoren auf Basis des konzentriert-parametrischen Manipulatormodells gegeben.

MODELLBILDUNG

In diesem Kapitel sollen geeignete Modelle für den modellbasierten Regelungs- und Steuerungsentwurf von intrinsischen, pneumatisch betriebenen Kontinuum-Manipulatoren am Beispiel des Bionischen Handling-Assistenten (BHA) vorgestellt und hergeleitet werden. Für die Entwicklung der konzentriert-parametrischen Bewegungsgleichungen des dynamischen Manipulatormodells zur Beschreibung der verkoppelten Aktormechnik wird zunächst ein kinematisches Modell des Manipulators benötigt. Die modellbasierte Antriebssteuerung verlangt außerdem die pneumatischen Komponentenmodelle der Bälge, Schläuche und Ventile.

Nach einer technischen Vorstellung des BHA werden zunächst die Modelle der Komponenten vorgestellt. Zur Beschreibung der entkoppelten Aktorik werden sowohl die mechanischen als auch die pneumatischen Eigenschaften des Einzelbalgs modelliert; außerdem werden Modelle weiterer pneumatischer Komponenten zur Ansteuerung, also die der Proportionalventile und der Schlauchverbindungen, vorgestellt. Anschließend werden die benötigten Manipulatormodelle betrachtet: Zunächst wird das verwendete kinematische Modell vorgestellt und daraufhin das neu entwickelte, dynamische Modell mit konzentrierten Massen als Erweiterung des entkoppelten Einzelbalgmodells unter Berücksichtigung der Kinematik hergeleitet. Abhängig von der späteren Verwendung des Modells werden außerdem geeignete Modellvereinfachungen präsentiert. Nach der Vorstellung der Komponenten- und Manipulatormodelle werden Möglichkeiten zur Identifikation der benötigten Modellparameter aufgezeigt und die neu entwickelten Modelle mit geeigneten Messdaten validiert.

2.1 DER BIONISCHE HANDLING-ASSISTENT

Der Bionische Handling-Assistent (BHA) ist ein dem Elefantenrüssel nachempfundener, pneumatisch angetriebener Roboter (Abb. 1.1), der von der Festo AG entwickelt wurde. Erstmals wurde dieser im Jahr 2010 auf der Hannover Messe vorgestellt, bevor das Entwicklungsteam im gleichen Jahr mit dem Deutschen Zukunftspreis ausgezeichnet wurde [Fes12]. In veränderter Bauweise wird der Manipulator auch auf der mobilen Roboter-Lernplattform von Festo Didactic als Robotino[®] XT [Fes13] und Robotino[®] XXT [Fes14] eingesetzt.

Der BHA wird im 3D-Druckverfahren durch Selective Laser Sintering (SLS) hergestellt [GBV11a; GBV11b]. Dabei wird pulverisiertes Polyamid durch einen Laserstrahl aufgeschmolzen, sodass ein flexibler Festkörper mit einer schlaufenartigen Struktur entsteht.

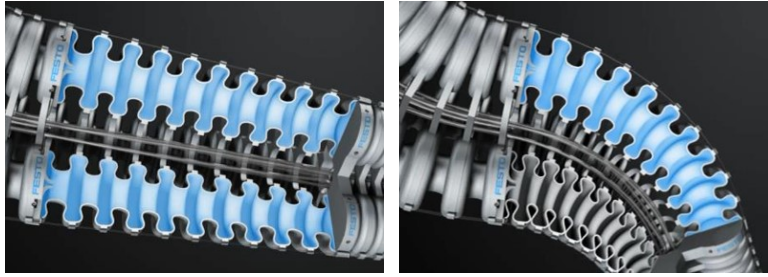


Abbildung 2.1: Aktuierungsprinzip einer pneumatisch betriebenen Sektion: Durch Veränderung des Luftdrucks paralleler Kammern wird das Strecken und Biegen einer Sektion ermöglicht. // Bildquelle: Festo AG

Über eine kleine Öffnung können die jeweiligen faltenbalgartigen Kammern mit Luft befüllt werden. So dient die verformbare Manipulatorstruktur des BHA selbst als Aktorik, da das aus der Konstruktion resultierende Aktuierungsprinzip je nach Druckniveau der parallelen Kammern einer sogenannten Sektion eine Streckung, Biegung (Abb. 2.1) oder eine Kombination beider ermöglicht. Mit den drei parallelen Kammern einer Sektion ist somit eine kontinuierliche, dreidimensionale Verformung der Sektion möglich. In einer überarbeiteten Version des Prototypen wurde die Schlaufengeometrie optimiert und die Anzahl der Schlaufen pro Sektion von zehn auf 18 Schlaufen erhöht, sodass der Kontakt einzelner Schlaufen auch bei Krümmung vermieden wird und eine geringere Materialbelastung sichergestellt ist [Mah15].

Durch die serielle Verbindung dreier solcher Sektionen zu einer Manipulatorstruktur entsteht das Kernstück des Manipulators (Abb. 2.2). Die individuelle, kontinuierliche Verformung jeder Sektion klassifiziert den Manipulator als Kontinuum-Manipulator – im Gegensatz zu klassischen Knickarmrobotern, deren Kinematik aus rotierenden Gelenken und festen Armen besteht. Am Ende des Manipulators, dem sogenannten Tool

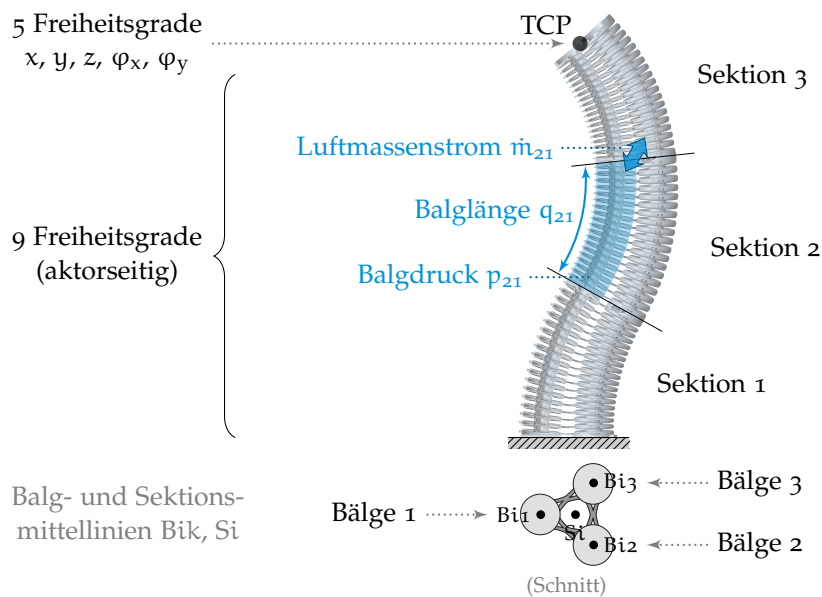


Abbildung 2.2: Skizzierter Aufbau eines stehenden BHA-Manipulators, bestehend aus drei Sektionen. Über die Luftmassenströme jeder Kammer kann der Kammerdruck jedes Faltenbalgs und damit indirekt auch die Länge dieses verändert werden.

Center Point (TCP), kann ein Greifer befestigt werden¹. Dieser TCP besitzt fünf kinematische Freiheitsgrade – drei kartesische Positionierungskordinaten und zwei Orientierungskordinaten. Die im kartesischen Raum sonst typische dritte Orientierung, die Torsion, ist bei diesem Manipulator strukturell nicht aktuierbar. Da der Manipulator jedoch mit seinen drei unabhängig ansteuerbaren Bälgen pro Sektion insgesamt neun aktorseitige Freiheitsgrade besitzt, ist der Manipulator kinematisch redundant.

Der BHA ist aufgrund seiner flexiblen Manipulatorstruktur und pneumatischen Aktuierung inhärent nachgiebig und somit für die Mensch-Maschine-Interaktion geeignet. Durch die konstruktionsbedingt geringe aufnehmbare Querkraft des Manipulators und durch dessen zusätzliche pneumatische Nachgiebigkeit können seitlich auftretende Bewegungen oder Schwingungen jederzeit von einem Menschen gehalten werden, sodass auch bei schnellen Bewegungen kein Verletzungsrisiko besteht. Allerdings bewirkt das verhältnismäßig weiche Material mit seinem zeitabhängigen Spannungs-Dehnungs-Verhalten auch, dass die Manipulatorstruktur keine konstante Steifigkeit besitzt; stattdessen kriecht das Material bei konstantem Balgdruck und verändert somit im unregelmäßigen Zustand – wenn auch sehr langsam – die Länge der Aktoren. Daher ist selbst stationär keine gleichbleibende Positions-Druck-Zuordnung möglich.

Zur eindeutigen Beschreibung des Manipulators fungieren zunächst die Aktor- bzw. Gelenkkoordinaten – in diesem Falle die neun Balglängen q , die über passive Seilzüge entlang der Struktur messbar sind (Abb. 2.2). Als weitere messbare Kenngrößen dienen außerdem die neun Kammerdrücke p der Bälge, wobei eine Änderung der Kammerdrücke jeweils über eine indirekte Steuerung der entsprechenden Massenströme \dot{m} erreicht wird. Diese Massenströme werden von neun unabhängigen Proportionalventilen gestellt, die außerhalb der Manipulatorstruktur am Manipulatorfuß angebracht sind (Abb. 2.3). Je nach Systemgrenze dienen zur Manipulatoraktuierung somit entweder die neun Massenströme \dot{m} oder die normierten Ventilschieberpositionen v der neun Proportionalventile als Eingang. Neben den Balglängen- und Balgdrucksensoren existieren zwei weitere Sensoren zur Messung des Versorgungs- und Entlüftungsdrucks, wobei letzterer durch eine Vakuumdüse künstlich unter Umgebungsdruck abgesenkt werden kann (Abb. 2.3).

Daraus leitet sich die grundlegende, abstrahierte Fragestellung zur Ansteuerung der Proportionalventile ab, damit der Manipulator eine gewünschte Bewegung – insbesondere eine hochdynamische – ausführt und wie diese Bewegung vor ihrer Ausführung geplant werden kann. Ursprünglich wurde der Manipulator rein druckgeregelt betrieben, wobei die Ventilstellsignale über modellbasierte, unverkoppelte Druckregler unter Berücksichtigung der veränderlichen Kammervolumen in Abhängigkeit gemessener Balglängen bestimmt wurden [Ger11]. Für eine Erweiterung hinsichtlich einer entkoppelten, modellbasierten Balglängenregelung wurde der Druckregler um eine kaskadierte Reglerstruktur erweitert. Dafür wurde der Einzelbalg als einfach-wirkender Zylinder mit intrinsischer Steifigkeit modelliert [Mah15]. Ein großer Stellanteil wird dabei für die Kompensation der intrinsischen Steifigkeit benötigt. Trotz einer Rückführung der Balglängen kann dem langsamen Kriechen des Balges nur bedingt entgegengewirkt werden: Zwar kann eine Änderung der Balglängen durch Kriechen anfangs durch den

¹ In dieser Arbeit wird der Manipulator ohne Greifer betrachtet, da die Hauptaufgabe in der Ansteuerung der Manipulatorstruktur liegt. Die entwickelten und beschriebenen Methoden sind jedoch leicht um einen statischen Greifer erweiterbar.

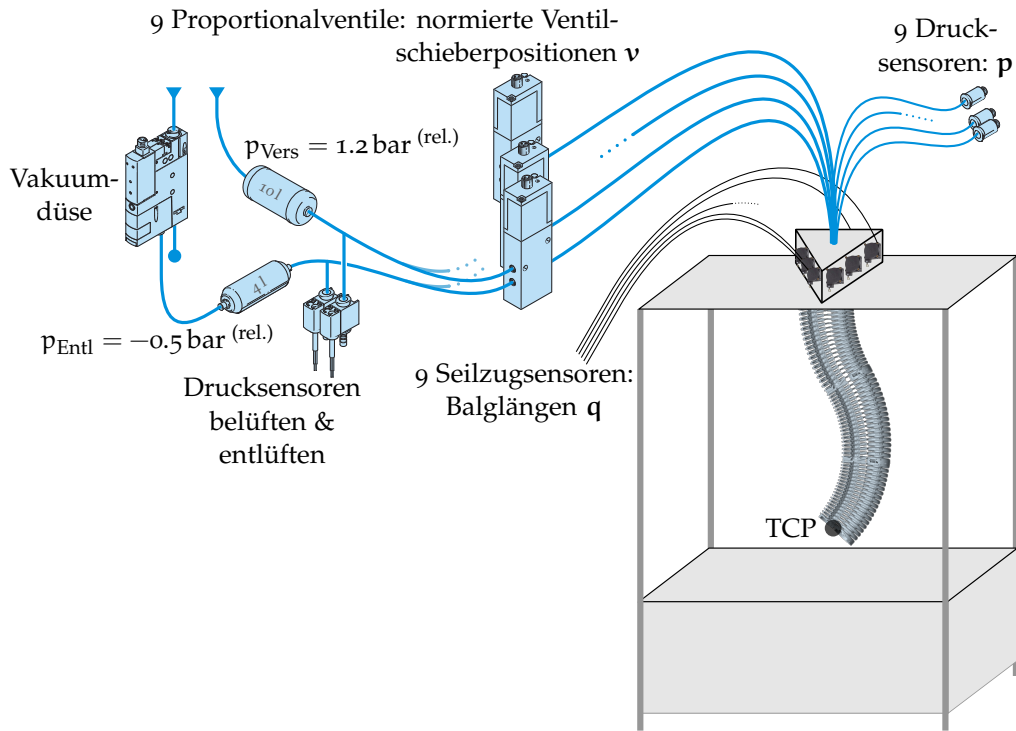


Abbildung 2.3: Skizzierter BHA-Versuchsstand mit Sensor- und Aktorschnittstellen.

Proportionalanteil des Reglers ausgeglichen werden, doch wird langfristig eine sehr hohe Kreisverstärkung zur Kompensation der veränderten Materialsteifigkeit benötigt, die aus Stabilitätsgründen nicht realisierbar ist. Stattdessen muss das Kriechen durch einen integrierenden Regleranteil mit geringer Knickfrequenz ausgeglichen werden.

Zur Beschreibung des TCP und der Manipulatorform wurde ein erstes kinematisches Modell des Manipulators mit Hilfe eines Tripodmodells bestimmt [Ehr11], welches später verfeinert wurde [MHS12] – eine zufriedenstellende Genauigkeit wurde jedoch nicht erreicht (Tab. 2.1). Die Modellierung mittels des Ansatzes konstanter Krümmungsradien, die für Kontinuum-Manipulatoren üblich ist, zeigt hingegen deutlich geringere Modellfehler [RS12]. Aufgrund von Abweichungen hinsichtlich der Konizität des Manipulators kann der Ansatz konstanter Krümmungsradien zur Verbesserung der Genauigkeit zu variablen bzw. stückweise konstanten Krümmungsradien erweitert werden. Diese Ansätze wurden sowohl an der ursprünglichen Kinematik [Mah+13; MHS14] als auch an der optimierten Balgstruktur implementiert und getestet [Mah15].

Tabelle 2.1: Vergleich kinematischer Modelle des BHA mit 3 Sektionen.

Modell	Literatur	Aufwand	TCP-Fehler ^a
Tripodmodell	[MHS12]	sehr hoch	10 ~ 40 mm
Konstante Krümmungen	[RS12]	akzeptabel	3 ~ 15 mm
Variable Krümmungen	[MHS14; Mah15]	hoch	1 ~ 5 mm

^a Größenordnungen durchschnittlicher und maximaler euklidischer Fehler des TCP in den Randbereichen. Höhere Genauigkeiten der TCP-Bestimmung sind auch messtechnisch wegen der Messsensitivität der Sensoranordnung nicht erreichbar.

Von diesen Vorarbeiten wird die Modellierung des Einzelbalgs übernommen, ebenso wie die in der Pneumatik übliche Modellierung der Proportionalventile. Für die kinematische Modellierung wird der Ansatz der konstanten Krümmungsradien verwendet; für eine spätere exakte Regelung der Aufgabenkoordinaten kann jedoch auch eine Verwendung des erweiterten Modells der variablen Krümmungen zielführend sein.

2.2 MODELLIERUNG DER KOMPONENTEN

Im Folgenden werden die Modelle des Einzelbalgaktors, sowie von Proportionalventilen und Schläuchen vorgestellt, die später für den modellbasierten Reglerentwurf verwendet werden sollen. Daher ist die Modellierung hinsichtlich konzentriert-parametrischer, dynamischer Modelle mit wenigen Zuständen ausgerichtet. Für den Fall, dass die Dynamik einzelner Komponenten deutlich höher als das relevante Spektrum liegt, sind jedoch statische Modelle bevorzugt.

2.2.1 Einzelbalg

Für die Untersuchung der grundlegenden Eigenschaften und für den späteren Reglerentwurf entkoppelter Aktoren soll zunächst das Modell eines Einzelbalgs hergeleitet werden, welches bereits in [Mah15] entwickelt wurde. Ein Einzelbalg, der sich nicht im Sektionsverbund befindet (Abb. 2.4), kann pneumatisch nur in seiner Längsdynamik aktuiert werden – seine Biegung ist ohne den Einfluss externer Kräfte nicht steuerbar.

Als dynamische Beschreibung dient die Aktorlänge l_B . Zur Herleitung der Bewegungsgleichung wird ein Ersatzmodell verwendet (Abb. 2.4), wobei vereinfacht angenommen wird, dass der Balg als massefreier Aktor eine konzentrierte Masse m gegen seine körpereigene Steifigkeit und Dämpfung bewegt. Die Längsdynamik ergibt sich bei Vernachlässigung der Gewichtskraft aufgrund unbekannter Einbaulage über eine Kräftebilanz zu

$$\ddot{l}_B = \frac{1}{m} \left(F_{B,Akt}(p_B) - F_{B,Fdr}(l_B) - F_{B,Dmp}(\dot{l}_B) \right), \quad (2.1)$$

wobei die druckabhängige Aktorkraft

$$F_{B,Akt}(p_B) = A_{B,Druck} (p_B - p_o) \quad (2.2)$$

des einseitig bedruckten Zylinders durch den Kammerdruck p_B erzeugt wird, der über die druckwirksame Balgfläche $A_{B,Druck}$ am Balgboden gegen den Umgebungsdruck p_o

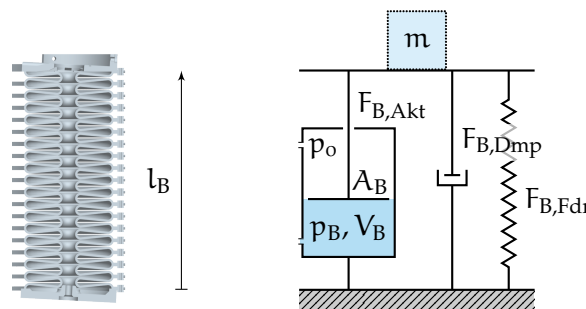


Abbildung 2.4: Ersatzschaltbild für die Modellierung eines Einzelbalgs.

wirkt. Die Federkraft $F_{B,Fdr}$ modelliert die Eigensteifigkeit des Balgs und steigt streng monoton, aber meist nichtlinear, mit der Balglänge l_B . Die Dämpfungskraft $F_{B,Dmp}$ ist in erster Näherung nur von der Balgeschwindigkeit \dot{l}_B abhängig. Da die Aktorkraft hauptsächlich zur Kompensation der Eigensteifigkeit aufgewendet wird und der Beitrag der Dämpfungskraft eher gering ist, genügt hier eine lineare Annahme.

Zur Veränderung der Stellkraft wird der Kammerdruck p_B des Aktors über den einfließenden Luftmassenstrom \dot{m}_B variiert. Die Bestimmungsgleichung der Druckdynamik [Göto3] leitet sich vom 1. Hauptsatz der Thermodynamik für offene Systeme ab. Dabei wird die Luft als ideales Gas modelliert [Ohl90]. Unter der Annahme konstanter Lufttemperatur [Göto3] bestimmt sich die Kammerdruckänderung

$$\dot{p}_B = \frac{\kappa_B}{V_B(l_B)} \left(R_s T_o \dot{m}_B - \frac{dV_B(\dot{l}_B)}{dt} p_B \right) \quad (2.3)$$

in Abhängigkeit des Luftmassenstroms \dot{m}_B bei konstanter Umgebungstemperatur T_o und der spezifischen Gaskonstante R_s trockener Luft. Die Menge der dem Luftgemisch zugeführten Wärme wird über den Polytropenkoeffizienten κ_B parametrisiert, welcher in der Pneumatik in der Regel zwischen $\kappa_B = 1.0$ für isotherme Prozesse und $\kappa_B \approx 1.4$ für isentrope Prozesse liegt. Die benötigte Luftmenge wird außerdem durch das längenabhängige Kammervolumen V_B

$$V_B = A_{B,Vol} l_B + V_o \quad (2.4)$$

mit dem Totvolumen V_o und dessen zeitlicher Ableitung

$$\frac{dV_B}{dt} = \dot{V}_B = A_{B,Vol} \dot{l}_B \quad (2.5)$$

bei konstantem Querschnitt beeinflusst, wobei die volumenwirksame Fläche $A_{B,Vol}$ aufgrund der Schlaufenwindungen kleiner als die druckwirksame Grundfläche $A_{B,Druck}$ des Balgs ist.

Für die Belüftung konstanter Volumen, beispielsweise einem Fixvolumen oder einem fest eingespannten Balg, vereinfacht sich die Druckdynamikgleichung (2.3) zu

$$\dot{p}_B = \frac{\kappa_B}{V_B} R_s T_o \dot{m}_B, \quad (2.6)$$

sodass der Luftmassenstrom ein integrierendes Verhalten auf den Druck hat.

Für die kontinuierliche Steuerung des Eingangsmassenstroms \dot{m}_B können die Bälge entweder jeweils an pulsweitenmoduliert-gesteuerte Schaltventile z. B. in Brückenschaltung [DSN12; Dol15] oder an ein 3/3-Proportionalventil angeschlossen werden.

2.2.2 Proportionalventil

Proportionalventile können ihren Öffnungsquerschnitt z. B. durch einen Ventilschieber verändern und somit den durchfließenden Massenstrom entweder unterbrechen oder unterschiedlich stark begrenzen.

Die Modellierung eines Ventilkanales [Ohl90] leitet sich über eine ideale Düse ab. Werden zwei unterschiedliche Druckniveaus durch einen begrenzten Querschnitt getrennt, so bestimmt sich der ausgleichende Massenstrom

$$\dot{m}_V = \rho p_{\text{prim}} \Psi\left(\frac{p_{\text{sek}}}{p_{\text{prim}}}, b_V\right) \overbrace{C_{V,\text{max}} \tilde{C}_V(v)}^{C_V} \quad (2.7)$$

zwischen dem höheren Primärdruck p_{prim} und dem niedrigeren Sekundärdruck p_{sek} eines Mediums der Normdichte ρ unter Vernachlässigung des Temperaturunterschieds durch den Leitwert C_V und die Durchflussfunktion Ψ .

Der Leitwert C_V hängt von dem maximalen Leitwert $C_{V,\text{max}}$ des geöffneten Ventils und der normierten Ventilöffnung v als direkte Steuermöglichkeit ab (Abb. 2.5a). Die Durchflussfunktion beschreibt den Einfluss des Druckverhältnisses $p_{\text{sek}}/p_{\text{prim}}$ zwischen Sekundärdruck und Primärdruck. Für technische Widerstände und Drosseln weicht die Durchflussfunktion von der der idealen Düse ab [Ohl90]. Nach der Norm ISO 6358 [ISO89] kann die Durchflussfunktion für Blenden näherungsweise über eine Ellipsenform angenähert werden [San71] und lässt sich in zwei durch das kritische Druckverhältnis b_V getrennte Bereiche

$$\Psi\left(\frac{p_{\text{sek}}}{p_{\text{prim}}}, b_V\right) = \begin{cases} 1 & \text{für } \frac{p_{\text{sek}}}{p_{\text{prim}}} \leq b_V \quad (\text{überkritisch}) \\ \sqrt{1 - \left(\frac{\frac{p_{\text{sek}}}{p_{\text{prim}}} - b_V}{1 - b_V}\right)^2} & \text{für } \frac{p_{\text{sek}}}{p_{\text{prim}}} > b_V \quad (\text{unterkritisch}) \end{cases} \quad (2.8)$$

unterteilen (Abb. 2.5b), wobei im überkritischen Bereich Schallgeschwindigkeit auftritt.

Für die Beschreibung des Massenstroms beider Ventilkänäle

$$\dot{m}_V = \begin{cases} \rho p_{\text{Vers}} \Psi(p_V/p_{\text{Vers}}, b_V) C_{V,\text{max}} \tilde{C}_V(v) & \text{für } v \geq 0 \\ \rho p_V \Psi(p_{\text{Entl}}/p_V, b_V) C_{V,\text{max}} \tilde{C}_V(v) & \text{für } v < 0 \end{cases} \quad (2.9)$$

muss zwischen dem Belüftungsfall $v \geq 0$, bei dem der Primärdruck dem Versorgungsdruck p_{Vers} und der Sekundärdruck dem Ventildruck p_V entspricht, und dem Entlüftungsfall $v < 0$, bei dem der Primärdruck dem Ventildruck p_V und der Sekundärdruck dem Entlüftungsdruck p_{Entl} entspricht, unterschieden werden. Der Entlüftungsdruck entspricht i. A. dem Umgebungsdruck p_0 – er kann aber auch ein Unterdruck eines abgeschlossenen Vakuums sein.

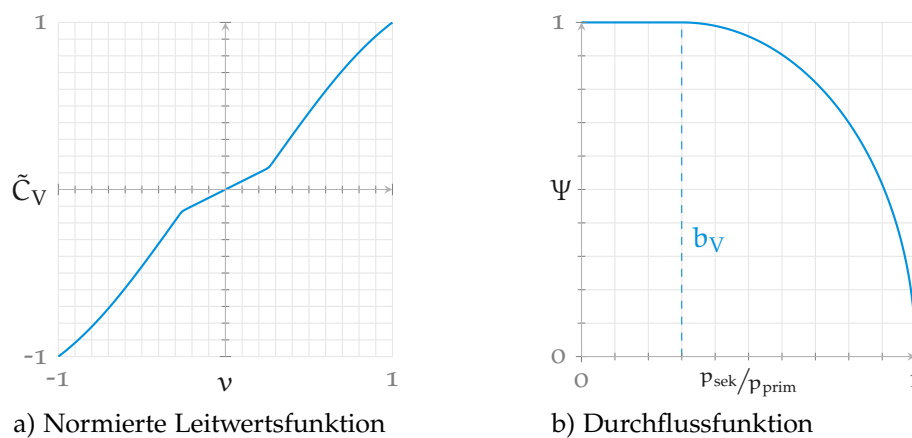


Abbildung 2.5: Beispielhafte Charakteristiken von Proportionalventilen: Die normierte Leitwertfunktion \tilde{C}_V ist durch die normierte Ventilöffnung v parametrisiert und die Durchflussfunktion Ψ durch das kritische Druckverhältnis b_V .

Das Verhalten des Ventilschiebers und des resultierenden normierten Öffnungsverhältnisses v ist für die meisten Ventile mit ca. 200 Hz im Vergleich zur Druckdynamik quasi-stationär und somit deren Dynamik vernachlässigbar.

2.2.3 Pneumatischer Schlauch

Die zu belüftende Kammer und das steuernde Ventil sind durch einen Schlauch miteinander verbunden. Bei kurzen Schläuchen kann angenommen werden, dass der Massenstrom des Ventils \dot{m}_V identisch mit dem in den Balg einfließenden Massenstrom \dot{m}_B ist. Für längere Schläuche ist diese Annahme jedoch nicht mehr gültig, da dann der Staudruck und die Transportzeit mit zunehmender Schlauchlänge zunimmt. So kann der Staudruck eines ca. 1 m langen Schlauchs mit 4 mm Innendurchmesser für einen Druckanstieg der Kammer um 1 bar/s bereits 0.2 bar betragen. Um die Schlauchcharakteristiken im Reglerentwurf mitzubedenken und um ein Entwurfsmodell eines Kammerdruckbeobachters bereitzustellen, soll daher im Folgenden ein geeignetes Schlauchmodell hergeleitet werden.

Bei der Herleitung des Schlauchmodells nach [RNM15] wird zur Fokussierung auf die dominanten Effekte angenommen, dass der

- nicht-elastische Schlauch der Länge l_S mit
- konstanten Strömungsquerschnitt A_S von einem
- kompressiblen, massebehafteten und homogenen Strömungsmedium durchflossen wird, dass
- Druckluft als ideales Gas modelliert werden kann, dass
- keine thermischen Wechselwirkungen zwischen Innenvolumen und Wand auftreten, sowie dass
- nichtlineare, konvektive Beschleunigungsterme vernachlässigt werden können.

Diese Annahmen schränken die Anwendung auf die meisten pneumatischen Schläuche nicht oder nicht signifikant ein, wobei nichtlineare Reibungsterme im späteren Verlauf wieder berücksichtigt werden. Im Folgenden wird nun die Herleitung eines konzentriert-parametrischen Schlauchmodells aus einem verteilt-parametrischen Modell präsentiert [RNM15].

Die pneumatischen Zustandsgrößen im Schlauch bestehen aus dem Druck $p = p(z, t)$ zur Beschreibung des Potentials und dem Massenstrom $\dot{m} = \dot{m}(z, t)$ zur Beschreibung des Flusses, die sowohl mit der Zeit $t > 0$ und entlang der achsparallelen Ortskoordinate $z \in [0, l_S]$ des Schlauchs veränderlich sind (Abb. 2.6). Das dynamische Verhalten

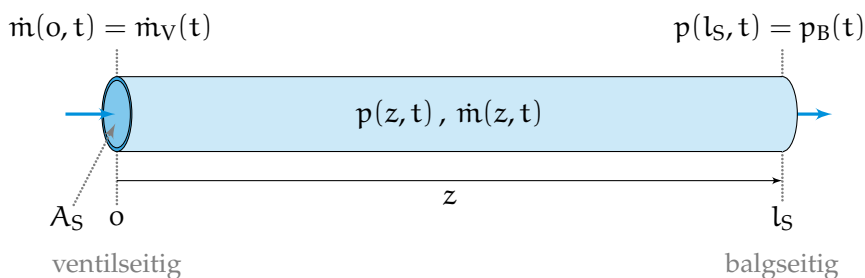


Abbildung 2.6: Verteilt-parametrisches Schlauchmodell mit Randbedingungen und Parametern.

der Zustandsgrößen kann durch ein Modell mit linearer, laminarer Reibung zur Charakterisierung der massenstrom-proportionalen, viskosen Verluste beschrieben werden [WT88]. Daraus ergibt sich das verkoppelte, partielle Differentialgleichungssystem erster Ordnung

$$-\frac{\partial p(z, t)}{\partial z} = \frac{1}{A_S} \frac{\partial \dot{m}(z, t)}{\partial t} + R_\ell \dot{m}(z, t) \quad z \in (0, l_S), t > 0 \quad (2.10a)$$

$$-\frac{\partial \dot{m}(z, t)}{\partial z} = \frac{A_S}{c^2} \frac{\partial p(z, t)}{\partial t} \quad z \in (0, l_S), t > 0 \quad (2.10b)$$

mit längennormiertem laminarem Reibwiderstand R_ℓ , normierter Induktivität $1/A_S$ und normierter Kapazität A_S/c^2 in Abhängigkeit der schlauchunabhängigen Schallgeschwindigkeit c [Kri12]. Als Anfangsbedingung

$$\dot{m}(z, 0) = 0 \quad p(z, 0) = p_0 \quad (2.10c)$$

wird meist eine stationäre Ruhelage gewählt, in der der Druck im Schlauch dem Umgebungsdruck p_0 entspricht und kein Massenstrom fließt. Als Randbedingungen

$$\dot{m}(0, t) = \dot{m}_V(t) = u_1 \quad p(l_S, t) = p_B(t) = u_2 \quad (2.10d)$$

dienen die ventiltseitige Massenstromvorgabe am Schlauchanfang und der balgseitige Druck am Schlauchende. Als Ausgangsgleichungen

$$y_1 = \dot{m}(l_S, t) = \dot{m}_B(t) \quad y_2 = p(0, t) = p_V(t) \quad (2.10e)$$

werden die entgegengesetzten Randwerte gewählt, also der ventiltseitige Druck p_V am Schlauchanfang und der balgseitige Massenstrom \dot{m}_B am Schlauchende (Abb. 2.7). Ausgewertet an den Schlauchenden ergibt sich eine algebraische Lösung mit hyperbolisch-trigonometrischen Funktionen [SD86], die jedoch nicht für den Reglerentwurf im Zeitbereich geeignet sind [RNM15].

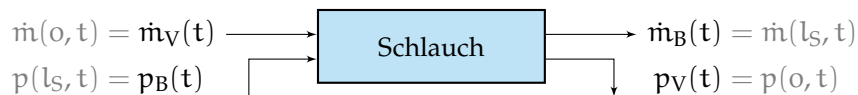


Abbildung 2.7: Das Schlauchmodell als vierpoliges Ein-Ausgangsmodell.

Für den Vierpol (Abb. 2.7) mit den Eingängen

$$\mathbf{u} = [\dot{m}_V \quad p_B]^T \quad (2.11)$$

und den Ausgängen

$$\mathbf{y} = [\dot{m}_B \quad p_V]^T \quad (2.12)$$

soll daher ein reduziertes Modell möglichst niedriger Ordnung gesucht werden, das die erste Eigenfrequenz der algebraisch exakten Lösung wiedergibt. Dafür wird die algebraische Lösung nach Approximation des Kosinus Hyperbolicus zu 1 und des Sinus Hyperbolicus als lineare Funktion in den Zeitbereich übertragen – ähnlich der Finiten-Volumen-Methode mit einem Volumen [Kri12]. Da diese niedrige Approximation jedoch einen Fehler in der ersten Eigenfrequenz aufweist, wird das Modell um einen analytisch

bestimmbaren Faktor zur Korrektur der ersten Eigenfrequenz erweitert [RNM15], so dass das korrigierte Modell

$$\frac{d\dot{m}_B}{dt} = \frac{A_S}{l_S} (p_V - p_B - R_\ell l_S \dot{m}_B) \quad (2.13a)$$

$$\frac{dp_V}{dt} = \frac{\pi^2 c^2}{4 A_S l_S} (\dot{m}_V - \dot{m}_B) \quad (2.13b)$$

aus der linear abgeschnittenen Taylorentwicklung erhalten wird und die Zustände $\mathbf{x} = \mathbf{y}$ den Ausgängen (2.12) entsprechen. Die erste Eigenfrequenz des Schlauchs

$$\omega_0 = \frac{\pi c}{2 l_S} \quad (2.14)$$

hängt primär von der reziproken Schlauchlänge ab, während die Dämpfung

$$D = \frac{R_\ell l_S A_S}{c \pi} \quad (2.15)$$

mit dem Schlauchvolumen $l_S A_S$ wächst.

Das um den Korrekturfaktor veränderte Model weist ein deutlich verbessertes Übertragungsverhalten auf [RNM15]. Mit den physikalischen Zusammenhängen

$$A_S = \pi \frac{d_S^2}{4} \quad (2.16)$$

$$c = \sqrt{\kappa_S R_s T_0} \quad (2.17)$$

und dem Ausdruck des längennormierten laminaren Reibwiderstands R_ℓ [WT88]

$$R_\ell = \frac{8 \pi}{A_S^2} \mu_\ell = \frac{128}{\pi d_S^4} \mu_\ell \quad (2.18)$$

in Abhängigkeit des Schlauchdurchmessers und des Reibungskoeffizienten μ_ℓ ergibt sich das zusammengefasste Schlauchmodell im Zustandsraum zu

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \dot{m}_B \\ p_V \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -a_3 & a_1 \\ -a_2 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{m}_B \\ p_V \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & -a_1 \\ a_2 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{m}_V \\ p_B \end{bmatrix}, \quad (2.19)$$

wobei die konstanten Abkürzungen

$$a_1 = \frac{A_S}{l_S} = \frac{\pi d_S^2}{4 l_S} \quad (2.20a)$$

$$a_2 = \frac{\kappa_S R_s T_0 \pi^2}{A_S l_S 4} = \frac{\kappa_S R_s T_0 \pi}{l_S d_S^2} \quad (2.20b)$$

$$a_3 = l_S R_\ell = l_S \frac{128}{\pi d_S^4} \mu_\ell \quad (2.20c)$$

physikalischer Größen verwendet werden, von denen a_3 der Dämpfungskoeffizient ist.

Bisher wurde nur eine lineare, massenstromabhängige Reibung berücksichtigt, die charakteristisch für laminare Strömung ist. In der Pneumatik – insbesondere in der Servopneumatik – treten jedoch hohe Strömungsraten mit turbulenter Strömung auf. Der zu beobachtende Druckabfall am Schlauchende ähnelt näherungsweise der einer Blende,

welcher mit der sogenannten C-b-Wert-Methode der Blendengleichung (2.7) und einer entsprechenden Durchflussfunktion (2.8) modelliert wird, wobei die Werte für Leitwert und kritischen Durchfluss des Schlauchs

$$C_S = \frac{0.029 d_S^2}{\sqrt{\frac{l_S}{d_S^{3/4}} + 510}} \quad (2.21a)$$

$$b_S = \frac{474}{d_S^2} C_S \quad (2.21b)$$

empirisch in Abhängigkeit des Schlauchdurchmessers d_S und der Schlauchlänge l_S bestimmt werden können [Bal85], bevor sie im Versuch ggf. leicht angepasst werden müssen. Der resultierende Druckabfall am Schlauchende

$$\Delta p = \Psi^{-1}(p_B, \dot{m}_B, C_S, b_S, \rho) - p_B \quad (2.22)$$

ergibt sich, indem der schlauchseitige Blendendruck Ψ^{-1} im Be- bzw. Entlüftungsfall aus der nach Primär- bzw. Sekundärdruck aufgelösten Blendengleichung (2.7) durch Invertierung der Durchflussfunktion (2.8) bestimmt wird, sodass das resultierende nichtlineare Schlauchmodell

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \dot{m}_B \\ p_V \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & a_1 \\ -a_2 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{m}_B \\ p_V \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & -a_1 \\ a_2 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{m}_V \\ p_B \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -a_1 \\ 0 \end{bmatrix} (\Psi^{-1} - p_B) \quad (2.23)$$

die dominante turbulente Reibung statt der linearen Dämpfung a_3 (2.20c) beinhaltet [RNM15]. Ohne weitere Anpassungen ist dieses Modell für Schläuche mittlerer Länge² und abschließende Kammern, deren Volumen etwa zehnmal oder größer als die Schlauchvolumen sind, gültig.

Da nun Modelle aller relevanten Komponenten vorliegen, soll im nächsten Schritt der Manipulator selbst modelliert werden.

2.3 MODELLIERUNG DES MANIPULATORS

Der Manipulatorarm des BHA besteht aus neun Einzelbälgen (Abb. 2.2), von denen jeweils drei in paralleler Anordnung zu einer Sektion lasergesintert sind. Die Sektionen werden wiederum in serieller Anordnung zum Manipulator zusammengesetzt. Im Folgenden werden die verwendeten kinematischen Modelle vorgestellt und die neu entwickelte dynamische Modellierung des Manipulators hergeleitet.

2.3.1 Kinematische Modellierung

Ziel der kinematischen Modellierung ist es, die Manipulatorform und die Pose des Werkzeugpunkts am Effektor zu beschreiben. Als kompaktes Modell für Kontinuum-Manipulatoren wie den BHA hat sich der Ansatz konstanter Krümmungen bewährt [JWo6a; WJ10]. Eine erste Implementierung am BHA zeigt eine zufriedenstellende Übereinstimmung zwischen dem Modell und Vergleichsmessungen [RS12]. Zur Berücksichtigung

² Das Modell wurde für Längen von ca. 10 cm bis 6 m getestet, wobei es an den Grenzwerten sehr steif bzw. sehr träge ist.

der konischen Verjüngung der Balgabstände zur Sektionsmittellinie von 2.5° im un-
ausgelenkten Zustand wurde die Methode erweitert und das Modell der stückweise
konstanten Krümmungen hergeleitet [MHS14; Mah15].

Beide Ansätze vereinen u. a. die Gemeinsamkeiten, dass zwischen dem Aktorraum mit
den mess- und regelbaren Aktorkoordinaten – bei Knickarmrobotern auch Gelenkkoor-
dinaten genannt – und dem Aufgabenraum mit seinen Aufgabenvariablen ein zusätzli-
ches Hilfskoordinatensystem eingeführt wird (Abb. 2.8). Dieses Hilfskoordinatensystem
wird als Konfigurationsraum bezeichnet und beschreibt die Sektions- und Manipulator-
form mittels Konfigurationskoordinaten.

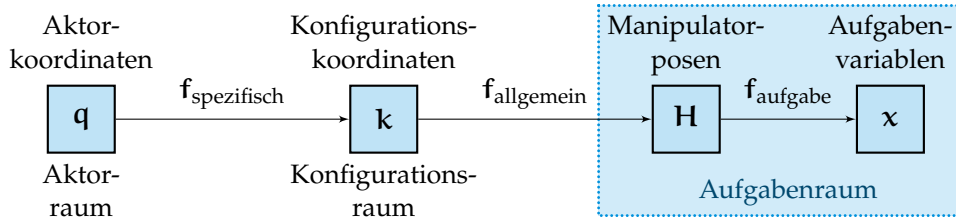


Abbildung 2.8: Koordinatensysteme zur Beschreibung der Manipulatorkinematik.

Zur späteren Herleitung des dynamischen Modells ist der Ansatz der konstanten Krüm-
mungen mit seiner geringeren Komplexität vorzuziehen, wohingegen der Ansatz der
stückweise konstanten Krümmung zur exakten Positionierung oder TCP-Regelung bes-
ser geeignet ist. Im nächsten Schritt wird daher zuerst das Modell der konstanten Sek-
tionskrümmungen [JWo6a; RS12] vorgestellt und ergänzt, bevor darauf aufbauend der
Ansatz der stückweise konstanten Krümmungen folgt.

2.3.1.1 Ansatz konstanter Sektionskrümmungen

Als Grundlage der kinematischen Modellierung werden die Aktorkoordinaten im Ak-
torraum benötigt. Durch Definition der einzelnen Balglängen l_B als generalisierte Koor-
dinaten q_i können die generalisierten Koordinaten des gesamten Manipulators mit n
Sektionen zu

$$\mathbf{q} = [q_{11} \quad q_{12} \quad \dots \quad q_{n3}]^T \quad (2.24a)$$

$$= [q_1 \quad q_2 \quad \dots \quad q_{\{3n\}}]^T \quad (2.24b)$$

zusammengefasst werden (Abb. 2.9a). Diese Koordinaten sind über Seilzugsensoren di-
rekt messbar³ und über den Kammerdruck steuerbar. Zwei Schreibweisen ermöglichen

- eine balg- und sektionsweise Notation der Aktorkoordinate q_{ik} mit zwei Indices (2.24a), wobei der erste Index $i \in \{1, \dots, n\}$ die Sektion und der zweite Index $k \in \{1, 2, 3\}$ den Balg innerhalb der Sektion beziffert, sowie
- eine manipulatorweite Aktorindizierung aller Vektorelemente q_j (2.24b) mit einem globalen Aktorindex $j \in \{1, \dots, 3n\}$.

Erstere Schreibweise ist für die Herleitung der Modellierung geeigneter, während letztere für eine kompakte Schreibweise des finalen Modells dienlicher ist.

Im speziell eingeführten Konfigurationsraum steht mit den Konfigurationskoordinaten \mathbf{k} eine aktorunabhängige Beschreibung der Manipulatorform zur Verfügung. Der für

³ Die Herleitung von Seilzuglängen zu Balglängen ist im Anhang A.1 aufgeführt.

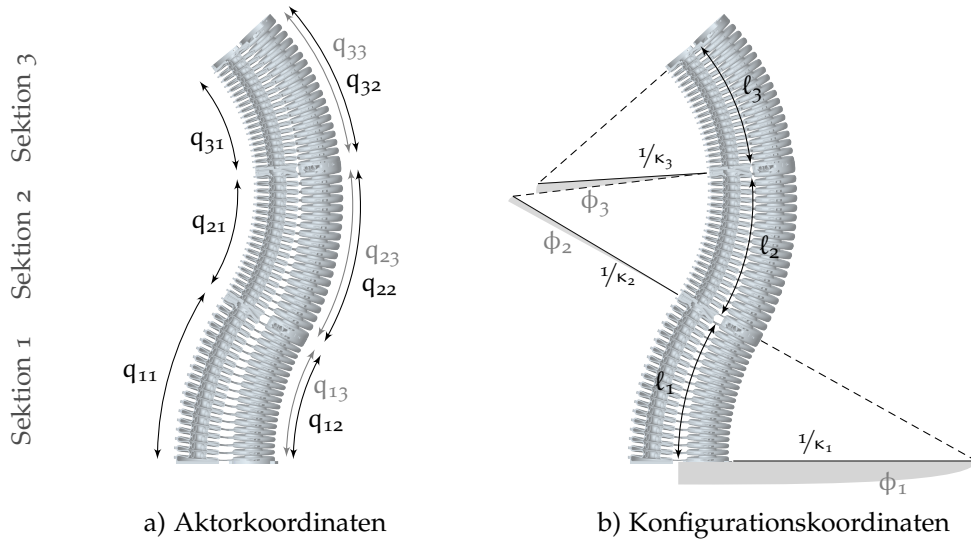


Abbildung 2.9: Definition der mess- und steuerbaren Aktorkoordinaten q (a) und der Konfigurationskoordinaten k zur Beschreibung der Sektionsformen (b).

Kontinuum-Manipulatoren entwickelte Ansatz der konstanten Krümmungen [JWo6a; WJ10] definiert die Konfigurationskoordinaten

$$\mathbf{k}_i = [\phi_i \quad \kappa_i \quad l_i]^T \quad (2.25)$$

der kontinuierlichen Deformation jeder Sektion i über deren Sektionslänge l_i , Sektionskrümmung κ_i und Orientierung ϕ_i (Abb. 2.9b). Der Kehrwert der Krümmung $1/\kappa_i$ entspricht dem Sektionsbiegeradius und der resultierende Biegewinkel ψ_i

$$\psi_i = \kappa_i l_i \quad (2.26)$$

ergibt sich aus dem Produkt von Sektionslänge und Krümmung.

Die Berechnung der Konfigurationskoordinaten (2.25) aus den Aktorkoordinaten (2.24) erfolgt sektionsweise durch Anwendung der spezifischen Abbildung $f_{\text{spezifisch}}$ (Abb. 2.8)

$$f_{\text{spezifisch}} : \mathbf{k}_i = \mathbf{k}_i(q_{i1}, q_{i2}, q_{i3}) = \mathbf{k}_i(\mathbf{q}_i), \quad (2.27)$$

wobei diese Abbildung von Manipulator zu Manipulator unterschiedlich ist. Über geometrische Beziehungen ergibt sich die spezifische Abbildung für den BHA zu

$$\phi_i = \arctan2(\sqrt{3}(q_{i3} - q_{i2}), q_{i2} + q_{i3} - 2q_{i1}), \quad (2.28a)$$

$$\kappa_i = 2 \frac{\sqrt{q_{i1}^2 + q_{i2}^2 + q_{i3}^2 - q_{i1}q_{i2} - q_{i2}q_{i3} - q_{i3}q_{i1}}}{(q_{i1} + q_{i2} + q_{i3}) r_{Bi}}, \quad (2.28b)$$

$$l_i = \frac{1}{3} (q_{i1} + q_{i2} + q_{i3}), \quad (2.28c)$$

entsprechend des Ansatzes konstanter Krümmungen [RS12; Fal+15b] mit dem geometrischen Parameter r_{Bi} , der den mittleren Abstand von der Sektionsmittellinie zur Balgmittellinie bestimmt, und der $\arctan2$ -Funktion als erweiterte Funktion des Arkustangens⁴.

Für den Fall, dass eine Sektion nicht verbogen ist und alle drei Aktoren dieser Sektion die gleiche Länge aufweisen, ist die Sektionskrümmung κ_i null. In dieser Konstellation

⁴ Der Operator $\arctan2(*, *)$ ist so definiert, dass für ϕ über den Wertebereich $\phi \in (-\pi, \pi]$ der Zusammenhang $\phi = \arctan2(\sin \phi, \cos \phi)$ gültig ist.

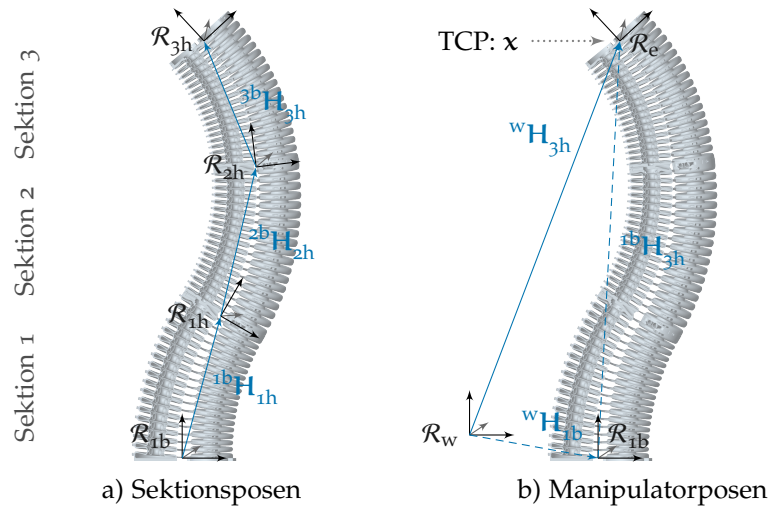


Abbildung 2.10: Sektions-, Manipulator- und Werkzeugposen in Aufgabenkoordinaten.

entspricht die Sektionslänge genau den Balglängen – die Orientierung ϕ_i der nicht vorhandenen Krümmung ist jedoch nicht definiert und darf nicht pauschal zu null gesetzt werden.

Der Aufgabenraum (Abb. 2.8) dient zur Beschreibung des Werkzeugpunktes bezüglich eines festen Referenzsystems, beispielsweise zur Programmierung der Endeffektorbewegung. Zur besseren Referenzierung werden weitere Koordinatensysteme \mathcal{R} eingeführt (Abb. 2.10), darunter auch

- ein Endeffektorsystem \mathcal{R}_e am TCP des Manipulators zur Referenzierung eines angeschraubten Greifers,
- die Kopf- und Fußkoordinatensysteme \mathcal{R}_{ih} und \mathcal{R}_{ib} der hintereinander verknüpften Sektionen i des Manipulators und
- das Weltkoordinatensystem \mathcal{R}_w als Referenzsystem.

Auch wenn Aufgabenräume aufgrund der intuitiven Bedienbarkeit häufig in kartesischen Koordinaten definiert werden, können auch andere Aufgabenkoordinatensysteme – z. B. in Zylinderkoordinaten – definiert werden.

Um das Koordinatensystem des Endeffektors \mathcal{R}_e in Bezug auf das Weltkoordinatensystem \mathcal{R}_w eindeutig zu beschreiben, sind fünf unabhängige Freiheitsgrade

$$\mathbf{x} = [x \quad y \quad z \quad \varphi_x \quad \varphi_y]^\top \quad (2.29)$$

nötig, die sich aus drei Positionen im kartesischen Raum und zwei Winkeln zur Bestimmung der Orientierung zusammensetzen. Der in der Robotik sonst übliche dritte Winkel zur Beschreibung der Torsion kann von Kontinuum-Manipulatoren dieser Art weder aktuiert noch mittels der symmetrisch angeordneten Seilzugsensoren gemessen werden. Außerdem kann je nach Aufgabe auch eine Untermenge von (2.29) – z. B. zur reinen Positionierung – oder auch eine zylindrische Darstellung gewählt werden.

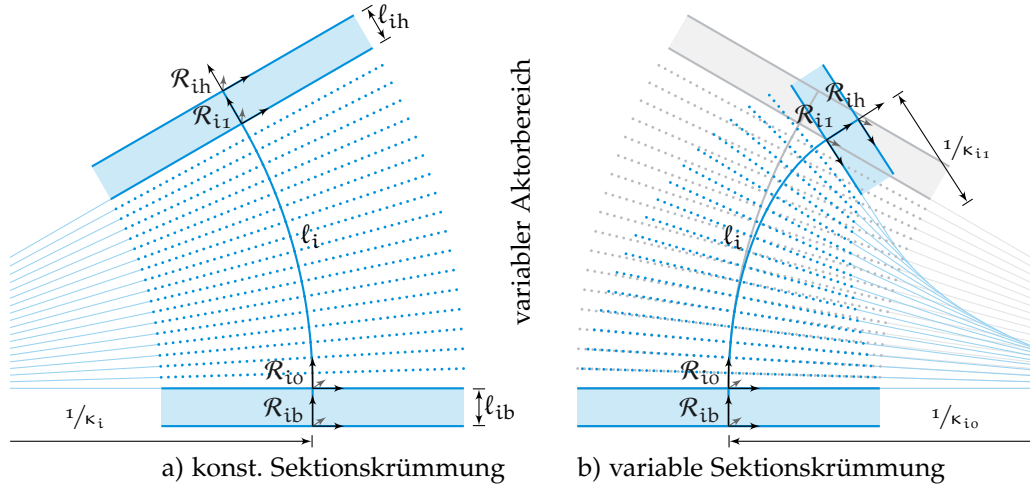


Abbildung 2.11: Schnitt durch die Sektionskinematik mit festem Fuß- und Kopfteilen der Längen l_{ib} und l_{ih} und variablem Aktorbereich konstanter Krümmung κ_i (a) bzw. (überzeichneter) variabler Krümmung κ_{i0} bis κ_{i1} (b) aufgrund Konizität.

Zur allgemeinen Beschreibung der Manipulatorposen wird daher die homogene Transformationsmatrix \mathbf{H} [Sic+09] eingeführt (Abb. 2.8), die aus der Rotationsmatrix \mathbf{R} und dem Verschiebungsvektor \mathbf{o}

$${}^j\mathbf{H}_i = \begin{bmatrix} {}^j\mathbf{R}_i & {}^j\mathbf{o}_i \\ \mathbf{o}_{1 \times 3} & \mathbf{1} \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{4 \times 4} \quad (2.30)$$

eines Koordinatensystems i bezüglich des Bezugskordinatensystems j besteht und die den kinematischen Zustand vollständig und aufgabenunabhängig beschreibt. Mit der homogenen Transformation lassen sich Ortsvektoren und Kräfte⁵

$${}^j\mathbf{r} = {}^j\mathbf{H}_i {}^i\mathbf{r} \quad (2.31a)$$

$${}^j\mathbf{F} = {}^j\mathbf{H}_i {}^i\mathbf{F} \quad (2.31b)$$

von einem Koordinatensystem \mathcal{R}_i in ein Koordinatensystem \mathcal{R}_j transformieren; die Hintereinanderschaltung bzw. serielle Verknüpfung mehrerer homogener Transformationen

$${}^k\mathbf{H}_i = {}^k\mathbf{H}_j {}^j\mathbf{H}_i \quad (2.32)$$

erfolgt durch Multiplikation.

Die Bestimmung der homogenen Manipulatortransformation \mathbf{H} aus den Konfigurationskoordinaten \mathbf{k} erfolgt über eine manipulatorunabhängige, allgemeine Abbildung $f_{\text{allgemein}}$ (Abb. 2.8) unter Verwendung des Ansatzes konstanter Krümmungen jeder Sektion (Abb. 2.11a). Daher werden zunächst die Abbildungen der einzelnen Sektionen aufgestellt, die anschließend durch Multiplikation zur Manipulatortransformation verknüpft werden.

Für die Bestimmung der Transformationsmatrix einer Sektion ${}^{ib}\mathbf{H}_{ih}$ aus den Konfigurationskoordinaten \mathbf{k}_i der Sektion i wird die allgemeine Sektionsabbildung

$$f_{\text{allgemein,sek}} : {}^{ib}\mathbf{H}_{ih} = {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}(\mathbf{k}_i) \quad (2.33)$$

⁵ Zur Verwendung mit homogenen Transformationen werden Ortsvektoren \mathbf{r} zu $[r_x \ r_y \ r_z \ 1]^T$ und (verschiebungsinvariante) Kraftvektoren \mathbf{F} zu $[F_x \ F_y \ F_z \ 0]^T$ erweitert.

zwischen Sektionsfuß mit Index b und Sektionskopf mit Index h verwendet. Da jede Sektion aus einem konstanten Fuß- und Kopfelement und einer dazwischenliegenden variablen Balgstruktur besteht (Abb. 2.11a), wird die Sektionstransformation

$${}^{\text{ib}}\mathbf{H}_{\text{ih}}(\mathbf{k}_i) = {}^{\text{ib}}\mathbf{H}_{\text{i0, const}} {}^{\text{i0}}\mathbf{H}_{\text{i1}}(\mathbf{k}_i) {}^{\text{i1}}\mathbf{H}_{\text{ih, const}} \quad (2.34)$$

in konstante Fuß- und Kopftransformationen

$${}^{\text{ib}}\mathbf{H}_{\text{i0, const}} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & \ell_{\text{ib}} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.35a)$$

$${}^{\text{i1}}\mathbf{H}_{\text{ih, const}} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & \ell_{\text{ih}} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.35b)$$

mit reinen Verschiebungen ℓ_{ib} und ℓ_{ih} in lokalen z-Koordinaten [Mah15] und eine veränderliche Transformation ${}^{\text{i0}}\mathbf{H}_{\text{i1}}(\mathbf{k}_i)$ für den variablen Aktorbereich aufgeteilt. Die Transformation des variablen Aktorbereichs

$${}^{\text{i0}}\mathbf{H}_{\text{i1}} = \begin{bmatrix} c_\phi^2(c_{\kappa\ell} - 1) + 1 & s_\phi c_\phi(c_{\kappa\ell} - 1) & c_\phi s_{\kappa\ell} & \frac{c_\phi(1 - c_{\kappa\ell})}{\kappa} \\ s_\phi c_\phi(c_{\kappa\ell} - 1) & c_\phi^2(1 - c_{\kappa\ell}) + c_{\kappa\ell} & s_\phi s_{\kappa\ell} & \frac{s_\phi(1 - c_{\kappa\ell})}{\kappa} \\ -c_\phi s_{\kappa\ell} & -s_\phi s_{\kappa\ell} & c_{\kappa\ell} & \frac{s_{\kappa\ell}}{\kappa} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2.36)$$

bestimmt sich durch eine Verkettung von vier Rotationen und einer dazwischen ausgeführten Verschiebung nach Denavit-Hartenberg [W]10] unter Verwendung der Abkürzungen

$$c_\phi = \cos \phi_i, \quad s_\phi = \sin \phi_i, \quad c_{\kappa\ell} = \cos \kappa_i \ell_i, \quad s_{\kappa\ell} = \sin \kappa_i \ell_i \quad (2.37)$$

der trigonometrischen Funktionen zur vereinfachten Lesbarkeit.

Für den Fall, dass der variable Sektionsbereich aufrecht statt gekrümmt steht und die Orientierung ϕ_i bei einer Krümmung κ_i von null nicht definiert ist, wird die aufrecht stehende Sektion nur durch die Sektionslänge ℓ_i parametrisiert. Der Grenzwert von (2.36) für $\kappa_i \rightarrow 0$ lautet dann

$${}^{\text{i0}}\mathbf{H}_{\text{i1}}(\kappa_i \rightarrow 0) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & \ell_i \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (2.38)$$

analog zu den rein translatorischen Fuß- und Kopfsegmenten (2.35).

Nach Bestimmung der allgemeinen Sektionsabbildung kann nun die allgemeine Manipulatorabbildung $\mathbf{f}_{\text{allgemein}}$ von dem Sektionskopf der Sektion i zum Weltkoordinatensystem \mathcal{R}_w

$$\mathbf{f}_{\text{allgemein}} : {}^w\mathbf{H}_{\text{ih}} = {}^w\mathbf{H}_{\text{ih}}(\mathbf{k}) \quad (2.39)$$

unter Verwendung aller Konfigurationskoordinaten \mathbf{k} (2.25)

$$\mathbf{k} = [\mathbf{k}_1 \ \dots \ \mathbf{k}_n]^\top = [\phi_1 \ \kappa_1 \ \ell_1 \ \phi_2 \ \dots \ \ell_n]^\top \quad (2.40)$$

durch sequentielle Ausführung der einzelnen Sektionstransformationen erstellt werden. Dabei ist das Fußkoordinatensystem einer Sektion

$$\mathcal{R}_{ib} = \mathcal{R}_{\{i-1\}h} \quad (2.41)$$

identisch mit Kopfkoordinatensystem der vorherigen Sektion. So ergibt sich die Transformationsmatrix für die allgemeine Manipulatorabbildung (2.39)

$${}^w\mathbf{H}_{ih}(\mathbf{k}(\mathbf{q})) = \underbrace{{}^w\mathbf{H}_{ib}}_{\text{konst.}} \prod_{\xi=1}^i {}^{\xi b}\mathbf{H}_{\xi h}(\mathbf{k}_\xi(\mathbf{q}_\xi)) \quad (2.42)$$

durch die Verwendung des Produkts der lokalen Sektionstransformationen ${}^{\xi b}\mathbf{H}_{\xi h}$ der i -ten und darunterliegenden Sektionen (2.34), die jeweils nur von den Konfigurationskoordinaten \mathbf{k}_ξ und entsprechenden Aktorkoordinaten \mathbf{q}_ξ der eigenen Sektion abhängen, und einer konstanten Manipulatorbasistransformation ${}^w\mathbf{H}_{ib}$, die die Manipulatorbasis bezüglich des gewünschten Weltkoordinatensystems beschreibt (Abb. 2.10). Analog kann auch die Transformation für die Pose eines Werkzeugs

$${}^w\mathbf{H}_e = {}^w\mathbf{H}_{nh} {}^{nh}\mathbf{H}_e \quad (2.43)$$

berechnet werden, das am Kopf der letzten Sektion $i = n$ angebracht ist, wenn der TCP des Werkzeugs bezüglich des Endeffektorsystems \mathcal{R}_e um die konstante Transformation ${}^{nh}\mathbf{H}_e$ verschoben und verdreht ist.

Nach vollständiger Beschreibung der allgemeinen Abbildung kann nun die aufgabenspezifische Abbildung f_{aufgabe} (Abb. 2.8) für die Aufgabenkoordinaten \mathbf{x} bestimmt werden. Für die zuvor festgelegten kartesischen Positionen x , y und z und den Verdrehungen φ_x und φ_y um die x - bzw. y -Achse (2.29) bestimmt sich die aufgabenspezifische Abbildung der i -ten Sektion

$$f_{\text{aufgabe}} : \mathbf{x}_i = \begin{bmatrix} x_i \\ y_i \\ z_i \\ \varphi_{xi} \\ \varphi_{yi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} {}^w\mathbf{H}_{ih[1,4]} \\ {}^w\mathbf{H}_{ih[2,4]} \\ {}^w\mathbf{H}_{ih[3,4]} \\ \arctan2\left(-{}^w\mathbf{H}_{ih[2,3]}, {}^w\mathbf{H}_{ih[3,3]}\right) \\ \arctan2\left({}^w\mathbf{H}_{ih[1,3]}, {}^w\mathbf{H}_{ih[3,3]}\right) \end{bmatrix} \quad (2.44)$$

in Abhängigkeit der homogenen Transformation ${}^w\mathbf{H}_{ih}$, wobei die Darstellung $\star_{[i,j]}$ jeweils die i -te Zeile und die j -te Spalte der Matrix \star bezeichnet.

Somit ist die gesamte kinematische Kette

$$\mathbf{x}_i = \mathbf{x}_i({}^w\mathbf{H}_{ih}(\mathbf{k}(\mathbf{q}))) \quad (2.45)$$

zur Bestimmung der Aufgabenkoordinaten \mathbf{x} in Abhängigkeit der Aktorkoordinaten \mathbf{q} mittels manipulatorspezifischer (2.27), allgemeiner (2.39) und aufgabenspezifischer Abbildung (2.44) bekannt.

2.3.1.2 Ansatz stückweise konstanter Sektionskrümmungen

In den meisten Fällen reicht der zuvor vorgestellte Ansatz der konstanten Sektionskrümmungen aus, um die gleichmäßig gekrümmte Form einer Sektion zu beschreiben (Abb. 2.11a). Da dieser Ansatz keine Veränderung der Krümmung innerhalb einer Sektion z. B. durch eine konische Verjüngung (Abb. 2.11b) beschreiben kann, wurde der Ansatz hinsichtlich variabler Sektionskrümmung erweitert und die Transformation des Aktorbereichs ${}^{i0}H_{i1}$ (2.36) durch eine erweiterte, für eine variable Krümmung angepasste Transformation ersetzt.

Dafür wird der variable Aktorbereich in n_{Seg} Segmente gleicher Teillänge mit konstanter aber unterschiedlicher Krümmung unterteilt (Abb. 2.11b). Die Berechnung der n_{Seg} Teiltransformationen erfolgt unter Verwendung der entsprechenden Teillänge mit segmentweise angepassten Krümmungen analog zu der Berechnung konstanter Sektionen (2.36), bevor diese Multiplikation die Sektionstransformation ergeben. Für weitere Details sei auf [Mah15] verwiesen.

In diesem Ansatz steigt der Rechenaufwand mit Anzahl der Diskretisierungssegmente n_{Seg} bei n Sektionen durch die zusätzliche Schleife mit $O(n_{\text{Seg}}n)$ stark an. Im Falle des BHA würde sich eine Wahl von $n_{\text{Seg}} = 18$ Segmenten pro Sektion anbieten, da dies der tatsächlichen Schlaufenanzahl entspricht – allerdings steigt damit die Zahl der zu berechnenden homogenen Transformationen der allgemeinen Manipulatortransformation von vorher $n = 3$ auf $n_{\text{Seg}} \cdot n = 54$. Daher muss z. B. bei einer Implementierung auf einer Industriesteuerung zwischen Genauigkeit und Recheneffizienz abgewogen werden. Als Grundlage für die Beschreibung der Dynamik und zur Berechnung der differentiellen Kinematik ist das Modell konstanter Krümmungen meist ausreichend. Lediglich für eine exakte Beschreibung der TCP-Position kann das Modell variabler Krümmung geeigneter sein (Tab. 2.1) – wobei der Einfluss einer geringen Konizität, wie z. B. am BHA von 2.5° im unausgelenkten Zustand, selbst hier den zusätzlichen Rechenaufwand nicht rechtfertigt.

Mit dem vorgestellten kinematischen Modell können die absoluten Aufgabenkoordinaten aus den Aktorkoordinaten berechnet werden. Um auch eine analytische Bestimmung der Aufgabengeschwindigkeiten zu ermöglichen, wird im Folgenden die differentielle Kinematik hergeleitet.

2.3.2 Bestimmung der differentiellen Kinematik

Der Zusammenhang zwischen Aktorgeschwindigkeiten \dot{q} und den entsprechenden Aufgabengeschwindigkeiten \dot{x}

$$\dot{x} = J(q) \dot{q} \quad (2.46)$$

ist über die Jacobimatrix J

$$J(q) = \frac{\partial x}{\partial q} \quad (2.47)$$

als Quotient der infinitesimalen Änderung der Werkzeugposition zu der infinitesimalen Änderung der Aktorkoordinaten definiert. Um über die Jacobimatrix und gemessene Aktorgeschwindigkeiten die TCP-Geschwindigkeit in Aufgabenkoordinaten zu berechnen (2.46), kann die Bestimmung der Jacobimatrix ohne Messung der Aufgabenkoordinaten entweder numerisch über Differenzenquotienten der kinematischen Kette oder

unabhängig berechnet werden, bevor sie zur Verwendung in (2.48) zu einer zusammenhängenden Jacobimatrix

$$\frac{\partial \mathbf{H}}{\partial \mathbf{k}} = \begin{bmatrix} \frac{\partial \mathbf{H}}{\partial k_1} & \frac{\partial \mathbf{H}}{\partial k_2} & \dots & \frac{\partial \mathbf{H}}{\partial k_n} \end{bmatrix} \quad (2.54)$$

angeordnet werden. Da die Berechnung einer homogenen Transformation ${}^w\mathbf{H}_{ih}$ durch die Verkettung lokaler Abbildungen erfolgt (2.42) und eine lokale Sektionsabbildung

$$\frac{\partial {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial \mathbf{k}_i} = \begin{cases} \mathbf{0} & i \neq \hat{i} \\ \frac{\partial {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial k_i} & i = \hat{i}, \end{cases} \quad (2.55)$$

nicht von den Konfigurationskoordinaten anderer Sektionen abhängt, ist für die Ableitung einer Manipulatorabbildung ${}^w\mathbf{H}_{ih}$ nach den Konfigurationskoordinaten einer Sektion i

$$\frac{\partial {}^w\mathbf{H}_{ih}}{\partial \mathbf{k}_i} = \begin{cases} \mathbf{0} & i > \hat{i} \\ {}^w\mathbf{H}_{ib} \frac{\partial {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial k_i} {}^{ih}\mathbf{H}_{ih} & i \leq \hat{i} \end{cases} \quad (2.56)$$

nach Ableitung von (2.42) mittels Produktregel nur die lokale Ableitung $\partial {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}/\partial k_i$ dieser Sektion nötig, wenn diese innerhalb der kinematischen Kette und nicht außerhalb liegt.

Für die Bestimmung der partiellen Ableitung einer lokalen Sektionsabbildung (2.33) mit konstanten Kopf- und Fußtransformationen (2.34)

$$\frac{\partial {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial \mathbf{k}_i} = {}^{ib}\mathbf{H}_{i0,\text{const}} \frac{\partial {}^{i0}\mathbf{H}_{i1}}{\partial \mathbf{k}_i} {}^{i1}\mathbf{H}_{ih,\text{const}} \quad (2.57)$$

ergeben sich die partiellen Ableitungen entsprechend (2.36) zu

$$\frac{\partial {}^{i0}\mathbf{H}_{i1}}{\partial \phi_i} = \begin{bmatrix} -2c_\phi s_\phi (c_{\kappa\ell} - 1) & (c_\phi^2 - s_\phi^2)(c_{\kappa\ell} - 1) & -s_\phi s_{\kappa\ell} & s_\phi \frac{c_{\kappa\ell} - 1}{\kappa} \\ (c_\phi^2 - s_\phi^2)(c_{\kappa\ell} - 1) & 2c_\phi s_\phi (c_{\kappa\ell} - 1) & c_\phi s_{\kappa\ell} & -c_\phi \frac{c_{\kappa\ell} - 1}{\kappa} \\ s_\phi s_{\kappa\ell} & -c_\phi s_{\kappa\ell} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.58a)$$

$$\frac{\partial {}^{i0}\mathbf{H}_{i1}}{\partial \kappa_i} = \begin{bmatrix} -l c_\phi^2 s_{\kappa\ell} & -l c_\phi s_\phi s_{\kappa\ell} & l c_\phi c_{\kappa\ell} & c_\phi \frac{\kappa l s_{\kappa\ell} + c_{\kappa\ell} - 1}{\kappa^2} \\ -l c_\phi s_\phi s_{\kappa\ell} & -l s_\phi^2 s_{\kappa\ell} & l s_\phi c_{\kappa\ell} & s_\phi \frac{\kappa l s_{\kappa\ell} + c_{\kappa\ell} - 1}{\kappa^2} \\ -l c_\phi c_{\kappa\ell} & -l s_\phi c_{\kappa\ell} & -l s_{\kappa\ell} & \frac{\kappa l c_{\kappa\ell} - s_{\kappa\ell}}{\kappa^2} \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.58b)$$

$$\frac{\partial {}^{i0}\mathbf{H}_{i1}}{\partial l_i} = \begin{bmatrix} -\kappa c_\phi^2 s_{\kappa\ell} & -\kappa c_\phi s_\phi s_{\kappa\ell} & \kappa c_\phi c_{\kappa\ell} & c_\phi s_{\kappa\ell} \\ -\kappa c_\phi s_\phi s_{\kappa\ell} & -\kappa s_\phi^2 s_{\kappa\ell} & \kappa s_\phi c_{\kappa\ell} & s_\phi s_{\kappa\ell} \\ -\kappa c_\phi c_{\kappa\ell} & -\kappa s_\phi c_{\kappa\ell} & -\kappa s_{\kappa\ell} & c_{\kappa\ell} \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad (2.58c)$$

wobei hier ebenfalls die Abkürzungen der trigonometrischen Funktionen (2.37) verwendet werden.

Die manipulatorspezifische Jacobimatrix

$$\mathbf{J}_{\text{spezifisch}} = \frac{\partial \mathbf{k}}{\partial \mathbf{q}} = \begin{bmatrix} \frac{\partial k_1}{\partial q_1} & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \frac{\partial k_2}{\partial q_2} & & \vdots \\ \vdots & & \ddots & 0 \\ 0 & \dots & 0 & \frac{\partial k_n}{\partial q_n} \end{bmatrix} \quad (2.59)$$

hat die Struktur einer Blockdiagonalmatrix, da die Konfigurationskoordinaten einer Sektion nur abhängig von den entsprechenden Aktorkoordinaten der gleichen Sektion sind. Für die manipulatorspezifische Transformation des BHA (2.28) lässt sich die Jacobimatrix einer Sektion unter Verwendung der Abkürzungen

$$\begin{aligned} r_\phi &= q_{i1}^2 + q_{i2}^2 + q_{i3}^2 - q_{i1} q_{i2} - q_{i1} q_{i3} - q_{i2} q_{i3} \\ &= \frac{1}{4} (q_{i2} + q_{i3} - 2 q_{i1})^2 + \frac{3}{4} (q_{i2} - q_{i3})^2 \end{aligned} \quad (2.60a)$$

$$r_\kappa = -\frac{1}{3} r_{Bi} (q_{i1} + q_{i2} + q_{i3})^2 \sqrt{r_\phi} \quad (2.60b)$$

in der geschlossenen Form

$$\frac{\partial \mathbf{k}_i}{\partial \mathbf{q}_i} = \begin{bmatrix} \frac{\sqrt{3}(q_{i2}-q_{i3})}{2 r_\phi} & \frac{\sqrt{3}(q_{i3}-q_{i1})}{2 r_\phi} & \frac{\sqrt{3}(q_{i1}-q_{i2})}{2 r_\phi} \\ \frac{q_{i2}^2+q_{i3}^2-q_{i1} q_{i2}-q_{i1} q_{i3}}{r_\kappa} & \frac{q_{i1}^2+q_{i3}^2-q_{i2} q_{i1}-q_{i2} q_{i3}}{r_\kappa} & \frac{q_{i1}^2+q_{i2}^2-q_{i3} q_{i1}-q_{i3} q_{i2}}{r_\kappa} \\ \frac{1}{3} & \frac{1}{3} & \frac{1}{3} \end{bmatrix} \quad (2.61)$$

darstellen.

Da sich alle drei benötigten Jacobimatrizen effektiv implementieren lassen, ist eine analytische Berechnung der gesamten Jacobimatrix im Vergleich zur rechenintensiven numerischen Alternative in den meisten Fällen vorzuziehen und eine analytische Berechnung der Aufgabengeschwindigkeit gut möglich. Wenn singuläre Jacobimatrizen ausgeschlossen werden sollen, können diese durch eine reguläre, benachbarte Jacobimatrix ersetzt werden. Dafür kann bei der Berechnung der Jacobimatrix der allgemeinen Abbildung (2.58) ein regularisierter Konfigurationszustand verwendet werden, bei dem die Krümmung (2.28b)

$$\kappa_i = \max \left\{ \kappa_{\min}, 2 \frac{\sqrt{q_{i1}^2+q_{i2}^2+q_{i3}^2-q_{i1} q_{i2}-q_{i2} q_{i3}-q_{i3} q_{i1}}}{(q_{i1}+q_{i2}+q_{i3}) r_{Bi}} \right\} \quad (2.62)$$

durch eine untere Schranke κ_{\min} begrenzt wird [Mah15].

Mit dem kinematischen und differentiell-kinematischen Modell sowie dem dynamischen Modell eines Einzelbalgs sind nun alle nötigen Grundlagen vorhanden, um im Folgenden ein dynamisches Manipulatormodell auf Basis von konzentrierten Massen unter Berücksichtigung der Aktorverkopplungen zu erstellen.

2.3.3 Dynamische Modellierung

Ein dynamisches Modell, welches für den Entwurf einer modellbasierten Regelung geeignet sein soll, sollte alle dominanten Eigenschaften eines Systems abbilden und gleichzeitig effizient zu berechnen sein. In der klassischen Robotik haben sich meist Modelle auf Basis von konzentrierten Massen bewährt, die aus einer geeigneten Zusammenfassung der verteilten Massen resultieren. Für intrinsisch aktuierte Kontinuum-Manipulatoren ist neben der Eigendynamik der Aktoren v. a. die Bindung zwischen den Aktoren über die Kopf- und Fußsegmente der Sektionen und in einigen Fällen, wie z. B. am BHA, auch über die Verbindungen entlang der Aktoren relevant.

Im Folgenden wird nun das dynamische Manipulatormodell hergeleitet, welches in Teilen bereits in [Fal+14; Fal+15b] veröffentlicht wurde.

Für die Erstellung eines dynamischen Manipulatormodells für Kontinuum-Manipulatoren mit mehreren Sektionen wird die Segmentierung des Manipulators genutzt, um zunächst ein Ersatzmodell einer einzelnen Sektion aufzustellen. Dieses Sektionsmodell kann danach zu einem Manipulatormodell zusammengesetzt werden, aus dem sich die Bewegungsgleichungen bestimmen lassen. Dafür wird das Modell der Einzelbalgdynamik (Abb. 2.4) zu einem Sektionsmodell (Abb. 2.12) mit drei parallelen, masselosen Bälgen und einer konzentrierten Sektionsmasse erweitert.

Analog zu dem verwendeten Einzelbalgmodell wird die konzentrierte Masse am Sektionskopf jeder Sektion positioniert. Allerdings wird aufgrund der parallelen Verkopplung der drei Bälge nicht mehr nur deren Längsdynamik, sondern auch eine Sektionskrümmung angeregt, sodass ebenfalls die Trägheitsmomente der konzentrierten Massen benötigt werden. Daher wird angenommen, dass

- jede Sektion i eine konzentrierte Masse m_i mit fester Platzierung \mathbf{r}_{Mi} im Koordinatensystem des Sektionskopfs hat, und dass
- die Trägheitsmomente ${}^{ih}\mathbf{I}_{Mi}$ der diskreten Massen konstant in diesem lokalen Koordinatensystem bleiben und durch einen Hohl- oder Vollzylinder mit gleichmäßiger Massenverteilung abgeschätzt werden können.

Da außerdem die Orientierung des Sektionskopfs über die kinematischen Zusammenhänge bekannt ist, kann die an der Sektionsmasse m_i angreifende Gewichtskraft F_{Gi} mit berücksichtigt werden.

Die Balgkräfte F_B der drei parallel angeordneten, masselosen Balgmodelle

$$F_{Bik} = \underbrace{F_{Bik,Akt}(p_{ik})}_{F_{Bik,a}} - \underbrace{(F_{Bik,Fdr}(q_{ik}) + F_{Bik,Dmp}(\dot{q}_{ik}))}_{F_{Bik,p}} \quad k = \{1, 2, 3\} \quad (2.63)$$

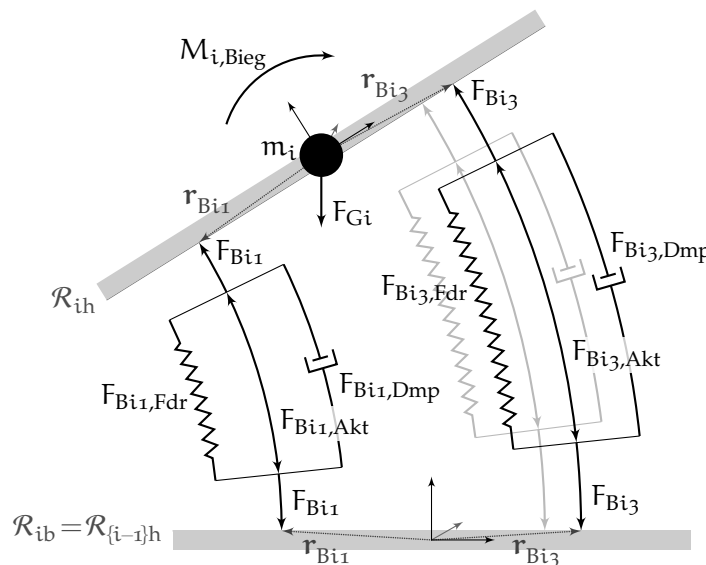


Abbildung 2.12: Dynamisches Ersatzmodell einer Sektion mit einer konzentrierten Sektionsmasse m_i , einem Sektionsbiegemoment $M_{i,Bieg}$ und drei masselosen Feder-Dämpfer-Aktor-Elementen, wobei der 2. Aktor im Hintergrund grau angedeutet ist.

bestehen für alle Bälge k der Sektion i jeweils aus der pneumatischen Aktorkraft $F_{B,Akt}$ (2.2), die gegen eine Federkraft $F_{B,Fdr}$ und eine Dämpferkraft $F_{B,Dmp}$ wirkt. Dabei werden die Kräfte in aktive Kräfte $F_{Bik,a}$ mit Index a und passive Kräfte $F_{Bik,p}$ mit Index p unterteilt, wobei erstere die stellbaren Kräfte und letztere die intrinsischen, nicht stellbaren Kräfte bezeichnen. Aufgrund der mechanischen Verbindung der Balgschlaufen sind die Bälge auch bei einer Krümmung der Sektion immer orthogonal zu Sektionskopf und -fuß orientiert, sodass die jeweiligen Balgkräfte in den lokalen Kopf- und Fußkoordinatensystemen

$${}^{ih}\mathbf{F}_{Bik,*} = -{}^{ib}\mathbf{F}_{Bik,*} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & F_{Bik,*} & 0 \end{bmatrix}^T \quad (2.64)$$

nur einen Eintrag in z -Richtung besitzen. Deren Angriffspunkt \mathbf{r}_{Bik} am Sektionskopf und -fuß ist ebenso wie die Position \mathbf{r}_{Mi} der konzentrierten Masse

$${}^{ih}\mathbf{r}_{Bik} = \text{konst.} \quad (2.65a)$$

$${}^{ih}\mathbf{r}_{Mi} = \text{konst.} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}^T \quad (2.65b)$$

konstruktionsbedingt im körperfesten Koordinatensystem konstant. Dabei wird die Position der konzentrierten Massen in den Ursprung des Kopfkoordinatensystems gelegt, sodass dessen Ortsvektor ${}^{ih}\mathbf{r}_{Mi}$ im Koordinatensystem des Sektionskopfs \mathcal{R}_{ih} verschwindet.

Während beim ursprünglichen Einzelbalgmodell die eindimensionale Auslenkung nur über eine Längssteifigkeit beschrieben wurde, treten beim Sektionsmodell auch Querbelastungen der Bälge durch ein Biegen der Sektion auf. Diese zusätzlichen Widerstandskräfte der Bälge gegen die Sektionsverbiegung hängen von der Balgstruktur und dem Balgdurchmesser ab. Sie wirken ebenfalls orthogonal zu Sektionskopf und -fuß und werden zusammen mit den Hebeln der Balgansgriffspunkte zu einem Sektionsbiegemoment $M_{i,Bieg}$ zusammengefasst (Abb. 2.13), das die Sektionssteifigkeit in Abhängigkeit des Biegewinkels ψ_i (2.26) modelliert und das entgegen der Krümmung κ_i entlang der Orientierung ϕ_i wirkt. Dieses Rückstellmoment der Sektionen hinsichtlich ihrer Krümmung oder Verbiegung bewirkt, dass die Sektionen mechanisch stabilisiert werden und der Manipulator aufrecht betrieben werden kann, der andernfalls ohne mechanische Stabilisierung seitlich abkippen würde.

Das aufgestellte Ersatzmodell einer Sektion soll nun zu einem Ersatzmodell des Manipulators erweitert werden. Dazu werden die Sektionsmodelle (Abb. 2.12) seriell zu einem Manipulatormodell zusammengeführt (Abb. 2.14) und die resultierenden Reaktionskräfte an den Sektionsgrenzen betrachtet. Da die Balgkräfte benachbarter Sektionen

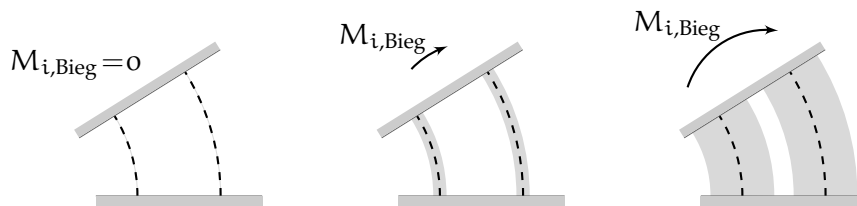


Abbildung 2.13: Sektionsbiegemomente $M_{i,Bieg}$ der Biegesteifigkeiten einer Sektion i zur Berücksichtigung von Quersteifigkeiten der Aktoren mit nichtverschwindender Breite, welche die Sektion automatisch aufrichten falls keine weiteren Kräfte anliegen.

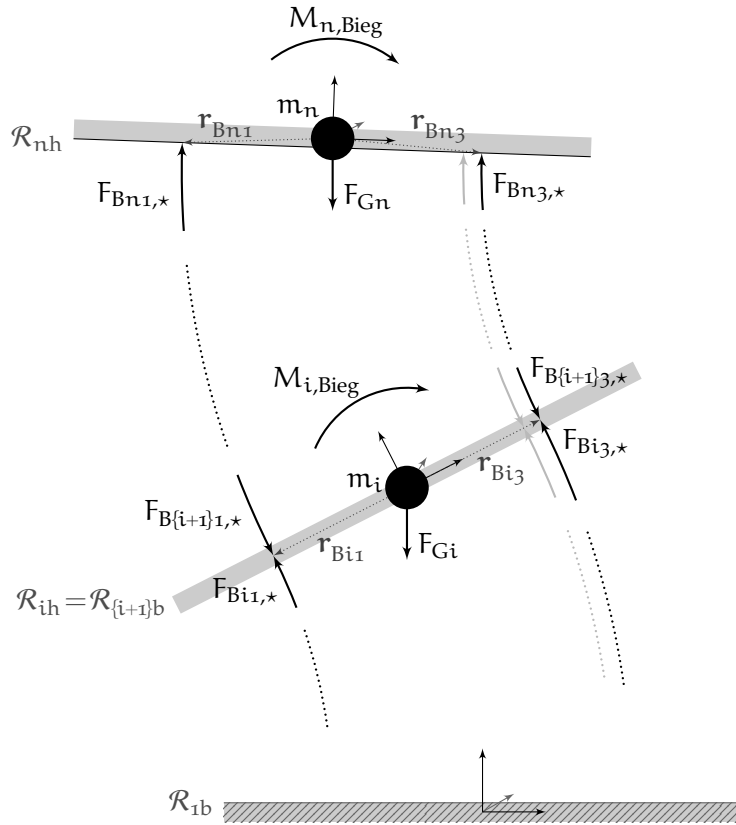


Abbildung 2.14: Ersatzmodell des Manipulators bestehend aus n seriell verknüpften Sektionsmodellen, wobei der 2. Aktor im Hintergrund grau angedeutet ist.

gegeneinander wirken, ergeben sich die resultierenden Balgkräfte an den Sektionsköpfen als eingeprägte Kräfte mit Index e

$$F_{e,Bik,*} = \begin{cases} F_{Bik,*} - F_{B[i+1]k,*} & i < n \\ F_{Bik,*} & i = n \end{cases} \quad (2.66)$$

bis auf die oberste Sektion $i = n$ für alle Balgkräfte $F_{B,*}$ als Differenz der angreifenden Sektionen. In lokalen Sektionskoordinaten besitzen die eingeprägten Balgkräfte

$${}^{ih}F_{e,Bik,*} = \begin{cases} \begin{bmatrix} 0 & 0 & F_{Bik,*} - F_{B[i+1]k,*} & 0 \end{bmatrix}^T & i < n \\ \begin{bmatrix} 0 & 0 & F_{Bik,*} & 0 \end{bmatrix}^T & i = n \end{cases} \quad (2.67)$$

ebenfalls nur einen Eintrag in z -Richtung.

Die resultierenden konzentrierten Sektionsmassen approximieren die Manipulatoremasse so, dass der umliegende Anteil der verteilten Masse benachbarter Sektionen berücksichtigt wird (Abb. 2.15), wobei die oberste Masse auch eine mögliche Greifermasse beinhaltet und die unterste halbe Sektion quasi nicht bewegt wird. Aus dieser Betrachtung der Massenverteilung (Abb. 2.15) ergibt sich auch die Herleitung der abgeschätzten Trägheiten: Zur Berechnung der Sektionsträgheiten werden die Bälge durch Vollzylinder mit mittlerer Sektionshöhe ℓ_\varnothing und Radius $r_{Bi} + r_{bi}$ als Summe der mittleren Entfernung

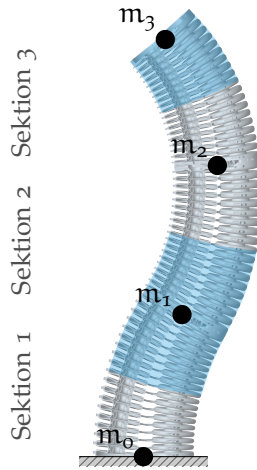


Abbildung 2.15: Approximierung der verteilten Masse zu konzentrierten Massen an den Sektionsköpfen, wobei die oberste Masse auch die Masse möglicher Greifer und Lastmassen mit berücksichtigt und die unterste Masse m_0 fixiert ist.

von Balgmittellinie zu Sektionsmittellinie r_{Bi} und des Balgradius r_{bi} abgeschätzt. Der lokale Trägheitstensor des Vollzylinders

$${}^{ih}I_{Mi} = \begin{bmatrix} {}^{ih}I_{Mi,x} & 0 & 0 \\ 0 & {}^{ih}I_{Mi,y} & 0 \\ 0 & 0 & {}^{ih}I_{Mi,z} \end{bmatrix} \quad (2.68)$$

mit den konstanten Hauptträgheitsmomenten [GF14]

$${}^{ih}I_{Mi,x} = \frac{1}{4} m_i (r_{Bi} + r_{bi})^2 + \frac{1}{12} m_i \ell_\emptyset^2, \quad (2.69a)$$

$${}^{ih}I_{Mi,y} = \frac{1}{4} m_i (r_{Bi} + r_{bi})^2 + \frac{1}{12} m_i \ell_\emptyset^2, \quad (2.69b)$$

$${}^{ih}I_{Mi,z} = \frac{1}{2} m_i (r_{Bi} + r_{bi})^2 \quad (2.69c)$$

hängt von konstanten geometrischen Parametern ab und bildet die mittlere Materialverteilung gut ab. Zur Abschätzung einer oberen Schranke der Rotationsenergien wird ein maximaler Trägheitstensor über einen Hohlzylinder mit verschwindender Wanddicke, maximaler Sektionslänge ℓ_{\max} und Radius $r_{Bi} + r_{bi}$ bestimmt, deren Hauptträgheitsmomente [GF14]

$${}^{ih}I_{Mi,x \max} = \frac{1}{2} m_i (r_{Bi} + r_{bi})^2 + \frac{1}{12} m_i \ell_{\max}^2, \quad (2.70a)$$

$${}^{ih}I_{Mi,y \max} = \frac{1}{2} m_i (r_{Bi} + r_{bi})^2 + \frac{1}{12} m_i \ell_{\max}^2, \quad (2.70b)$$

$${}^{ih}I_{Mi,z \max} = m_i (r_{Bi} + r_{bi})^2 \quad (2.70c)$$

deutlich größer als die der veränderlichen Sektionen sind. Eine formabhängige Implementierung veränderlicher Trägheitstensoren ${}^{ih}I_{Mi}$ der Sektionen über die Konfigurationskoordinaten k_i bringt bei den an Kontinuum-Manipulatoren üblichen Bewegungsabläufen keinen Zugewinn, da – wie im weiteren Verlauf der dynamischen Modellierung gezeigt werden wird – die rotatorischen kinetischen Energien selbst bei sehr konservativer Überabschätzung der Trägheitsmomente deutlich weniger Einfluss als die translatorischen kinetischen Energien auf die Bewegung des Manipulators haben.

Anhand des Manipulator-Ersatzmodells mit konzentrierten Massen sollen nun die Bewegungsgleichungen für Kontinuum-Manipulatoren hergeleitet werden. Da die Aufstellung von Potentialen und Energien der konzentrierten Massen für dieses System leicht abgeleitet werden können, werden die Lagrangeschen Gleichungen 2. Art [Gro+15]

$$\frac{d}{dt} \frac{\partial T}{\partial \dot{q}_j} - \frac{\partial T}{\partial q_j} + \frac{\partial U}{\partial q_j} = Q_j \quad (2.71)$$

für die generalisierten Koordinaten q_j unter Verwendung der kinetischen Energie T , dem geschwindigkeitsunabhängigen Potential U und den entsprechenden generalisierten Kräften Q_j zur Herleitung der Bewegungsgleichung aufgestellt.

Für n gekoppelte konzentrierte Massen m_i mit Ortsvektor ${}^w\mathbf{r}_{Mi}$ bestimmt sich deren gemeinsame kinetische Energie

$$T = \underbrace{\frac{1}{2} \sum_{i=1}^n m_i {}^w\dot{\mathbf{r}}_{Mi}^T {}^w\dot{\mathbf{r}}_{Mi}}_{T_{\text{trans}}} + \underbrace{\frac{1}{2} \sum_{i=1}^n {}^w\boldsymbol{\omega}_i^T {}^w\mathbf{I}_{Mi} {}^w\boldsymbol{\omega}_i}_{T_{\text{rot}}} \quad (2.72)$$

über die Summe der translatorischen kinetischen Energie T_{trans} in Abhängigkeit der translatorischen Geschwindigkeiten jeder Masse ${}^w\dot{\mathbf{r}}_{Mi}$ und der rotatorischen kinetischen Energie T_{rot} in Abhängigkeit der Rotationsrate ${}^w\boldsymbol{\omega}_i$ und des Massenträgheitstensors ${}^w\mathbf{I}_{Mi}$ (2.68). Ohne Beschränkung der Allgemeinheit beinhaltet das Potential U

$$U = \sum_{i=1}^n \left(-m_i {}^w\mathbf{g}^T {}^w\mathbf{r}_{Mi} + M_{i,\text{Bieg}}(\psi_i, \phi_i) \right) \quad (2.73)$$

das Gravitationspotential der Sektionsmassen m_i mit Ortsvektor ${}^w\mathbf{r}_{Mi}$ und die von Sektionsbiegewinkel ψ_i (2.26) und Biegungs-Orientierung ϕ_i abhängigen Biegemomente $M_{i,\text{Bieg}}$ jeder Sektion i . Die Federkräfte der Bälge werden als Teil der n_f eingepprägten und an ${}^w\mathbf{r}$ angreifenden Kräfte ${}^w\mathbf{F}_e$ in den generalisierten Kräften

$$Q_j = \sum_{\mu=1}^{n_f} {}^w\mathbf{F}_{e,\mu}^T \frac{\partial {}^w\mathbf{r}_{\mu}}{\partial q_j} \quad (2.74)$$

bilanziert, sofern sie nicht bereits dem Potential U zugerechnet wurden. Zu den eingepprägten Kräften gehören die externe Kräfte

$${}^w\mathbf{F}_{e,Mi} = {}^w\mathbf{H}_{ih} {}^{ih}\mathbf{F}_{Mi,\text{ext}'} \quad (2.75)$$

die theoretisch an jeder Position des Manipulators auftreten können. Ohne Beschränkung der Allgemeinheit werden nachfolgend in der Notation nur Kräfte mit Angriff an den Massepunkten ${}^w\mathbf{r}_{Mi}$ der Sektionsköpfe berücksichtigt⁶. Des Weiteren werden auch die Balgkräfte in den generalisierten Kräften berücksichtigt, wobei hier die aktiven und

⁶ Für eine Erweiterung hinsichtlich Kräften mit beliebigen Angriffspunkten müssen die homogenen Transformationen zu den Angriffspunkten inkl. deren zeitliche Ableitungen bestimmen werden, damit die Kräfte dargestellt im Weltkoordinatensystem mit der Projektion des Angriffspunkt-Ortsvektors im Weltkoordinatensystem bzgl. der Aktoren verrechnet werden können.

passiven Balgkräfte (2.63) als eingeprägte Sektionskräfte (2.67) im Weltkoordinatensystem

$${}^w\mathbf{F}_{e,Bik,a} = {}^w\mathbf{H}_{ih} {}^{ih}\mathbf{F}_{e,Bik,Akt} \quad (2.76)$$

$${}^w\mathbf{F}_{e,Bik,p} = -{}^w\mathbf{H}_{ih} \left({}^{ih}\mathbf{F}_{e,Bik,Fdr} + {}^{ih}\mathbf{F}_{e,Bik,Dmp} \right) \quad (2.77)$$

aufsummiert werden, um die eingepprägten Balgkräfte

$${}^w\mathbf{F}_{e,Bik} = {}^w\mathbf{F}_{e,Bik,a} + {}^w\mathbf{F}_{e,Bik,p} \quad (2.78)$$

zu erhalten. Somit ergibt sich die generalisierte Kraft (2.74) für die entsprechende Aktorkoordinate q_{ik} nach Aufsummierung

$$Q_{ik} = \sum_{\xi=1}^n \left({}^w\mathbf{F}_{e,M\xi}^T \frac{\partial {}^w\mathbf{r}_{M\xi}}{\partial q_{ik}} + \sum_{\chi=1}^3 {}^w\mathbf{F}_{e,B\xi,\chi}^T \frac{\partial {}^w\mathbf{r}_{B\xi,\chi}}{\partial q_{ik}} \right) \quad (2.79)$$

aller Projektionen der eingepprägten Kräfte, die an dem Massenschwerpunkt (2.75) und an den drei Balggriffspunkten (2.78) jeder Sektion ξ angreifen, während die Gravitationskräfte und Biegesteifigkeiten bereits im Potential U (2.73) berücksichtigt sind.

KINEMATISCHE ABHÄNGIGKEIT ÜBER HOMOGENE TRANSFORMATION

Zur Übertragung der allgemein formulierten kinetischen Energie (2.72), des Potentials (2.73), deren Ableitungen sowie der generalisierten Kräfte (2.79) in eine direkte Abhängigkeit der generalisierten Koordinaten \mathbf{q} wird die kinematische Beziehung auf Basis der homogenen Transformation (2.42) verwendet. So können beliebige Ortsvektoren

$${}^w\mathbf{r}_{i\star} = {}^w\mathbf{H}_{ih}(\mathbf{q}) {}^{ih}\mathbf{r}_{i\star} \quad (2.80)$$

aus einem lokalen Kopfkoordinatensystem \mathcal{R}_{ih} der Sektion i in ein globales Referenzsystem \mathcal{R}_w übertragen werden. Die benötigten partiellen und zeitlichen Ableitungen von den Ortsvektoren ${}^w\mathbf{r}_{i\star}$, die jedoch fest bezüglich eines lokalen Kopfkoordinatensystems \mathcal{R}_{ih} sind, ergeben sich daher zu

$$\frac{\partial {}^w\mathbf{r}_{i\star}}{\partial q_{ik}} = \frac{\partial ({}^w\mathbf{H}_{ih} {}^{ih}\mathbf{r}_{i\star})}{\partial q_{ik}} = \frac{\partial {}^w\mathbf{H}_{ih}}{\partial q_{ik}} {}^{ih}\mathbf{r}_{i\star} + {}^w\mathbf{H}_{ih} \underbrace{\frac{\partial {}^{ih}\mathbf{r}_{i\star}}{\partial q_{ik}}}_{=0} \quad (2.81)$$

und

$${}^w\dot{\mathbf{r}}_{i\star} = \frac{d}{dt} ({}^w\mathbf{H}_{ih} {}^{ih}\mathbf{r}_{i\star}) = {}^w\dot{\mathbf{H}}_{ih} {}^{ih}\mathbf{r}_{i\star} + {}^w\mathbf{H}_{ih} \underbrace{\frac{d}{dt} {}^{ih}\mathbf{r}_{i\star}}_{=0} \quad (2.82)$$

wobei aufgrund des konstanten lokalen Ortsvektors nur die Ableitungen der aktorabhängigen homogenen Transformationen benötigt werden.

Ähnlich lassen sich auch die Drehraten ${}^w\boldsymbol{\omega}_i$ und deren Ableitungen in Abhängigkeit der aktorabhängigen homogenen Transformation darstellen. Dafür wird ein Operator $\Gamma\{\star\}$ zur Anwendung auf eine Matrix $\star \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ mittels

$$\Gamma\{\star\} = \text{diag} \left(\begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 \\ 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \star \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 \\ 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \right) \quad (2.83)$$

eingeführt, der bezüglich partieller und zeitlicher Ableitungen

$$\frac{\partial \Gamma\{\star\}}{\partial \mathbf{q}} = \Gamma \left\{ \frac{\partial \star}{\partial \mathbf{q}} \right\} \quad (2.84a)$$

$$\frac{d\Gamma\{\star\}}{dt} = \Gamma \left\{ \frac{d\star}{dt} \right\} \quad (2.84b)$$

linear ist. Angewendet auf die Rotationsmatrix ${}^w\mathbf{R}_{ih}$ der homogenen Transformation ${}^w\mathbf{H}_{ih}$ (2.30) wird die Drehrate ${}^w\boldsymbol{\omega}$ der Masse i

$${}^w\boldsymbol{\omega}_i = \Gamma \{ {}^w\dot{\mathbf{R}}_{ih}(\mathbf{q}) {}^w\mathbf{R}_{ih}^T(\mathbf{q}) \} \quad (2.85)$$

über diesen „Rösslesprung“ berechnet [Sic+09].

Die partiellen und zeitlichen Ableitungen der homogenen Transformation wurden in Teilen bereits im Zusammenhang der differentiellen Kinematik (Kap. 2.3.2) hergeleitet. Bei der Verkettung der Ableitungen der allgemeinen (2.55) und spezifischen (2.61) Abbildungen einer Sektion

$$\frac{\partial {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial q_{ik}} = \begin{cases} \mathbf{o} & i \neq \hat{i} \\ \frac{\partial {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial \mathbf{k}_i} \frac{\partial \mathbf{k}_i}{\partial q_{ik}} & i = \hat{i} \end{cases} \quad (2.86)$$

kann hier ebenfalls der Zusammenhang genutzt werden, dass die homogenen Transformationen der einzelnen Sektionen ${}^{ib}\mathbf{H}_{ih}(\mathbf{k}(\mathbf{q}))$ nur von Aktorkoordinaten q_{ik} der selben Sektion abhängen. Somit lassen sich die partiellen Ableitungen einer globalen homogenen Transformation ${}^w\mathbf{H}_{ih}$ analog zu (2.56)

$$\frac{\partial {}^w\mathbf{H}_{ih}}{\partial q_{ik}} = \begin{cases} \mathbf{o} & i > \hat{i} \\ {}^w\mathbf{H}_{ib} \frac{\partial {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial q_{ik}} {}^{ih}\mathbf{H}_{ih} & i \leq \hat{i} \end{cases} \quad (2.87)$$

analytisch angeben, wobei diese unabhängig von Sektionen i und Aktoren q_{ik} oberhalb der Sektion \hat{i} sind. Analog zur Sektionsableitung erster Ordnung (2.86) lassen sich auch die partiellen Ableitungen zweiter Ordnung der Sektionstransformation

$$\frac{\partial^2 {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial q_{\alpha\beta} \partial q_{ik}} = \begin{cases} \mathbf{o} & \alpha \neq \hat{i} \vee i \neq \hat{i} \\ \frac{\partial {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial \mathbf{k}_i} \frac{\partial^2 \mathbf{k}_i}{\partial q_{i\beta} \partial q_{ik}} + \frac{\partial^2 {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial \mathbf{k}_i \partial \mathbf{k}_i} \frac{\partial \mathbf{k}_i}{\partial q_{i\beta}} \frac{\partial \mathbf{k}_i}{\partial q_{ik}} & \alpha = i = \hat{i}, \end{cases} \quad (2.88)$$

bezüglich zwei Aktorkoordinaten angeben⁷. Aufgrund der Vertauschbarkeit in der Reihenfolge der Ableitungen wird ohne Beschränkung der Allgemeinheit $\alpha \leq i$ angenommen, sodass analog zu (2.87) die zweite partielle Ableitung der homogenen Transformation im Weltkoordinatensystem

$$\frac{\partial^2 {}^w\mathbf{H}_{ih}}{\partial q_{\alpha\beta} \partial q_{ik}} = \begin{cases} \mathbf{o} & i > \hat{i} \\ {}^w\mathbf{H}_{\alpha b} \frac{\partial {}^{\alpha b}\mathbf{H}_{ih}}{\partial q_{\alpha\beta}} {}^{\alpha h}\mathbf{H}_{ib} \frac{\partial {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial q_{ik}} {}^{ih}\mathbf{H}_{ih} & \alpha < i \leq \hat{i} \\ {}^w\mathbf{H}_{ib} \frac{\partial^2 {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial q_{i\beta} \partial q_{ik}} {}^{ih}\mathbf{H}_{ih} & \alpha = i \leq \hat{i} \end{cases} \quad (2.89)$$

dargestellt werden kann.

Zur Herleitung der zeitlichen Ableitungen wird neben der partiellen Ableitung der homogenen Transformation außerdem der Zusammenhang

$$\frac{\partial \mathbf{H}}{\partial q_j} = \frac{\partial \dot{\mathbf{H}}}{\partial \dot{q}_j} \quad (2.90)$$

ausgenutzt. Diese Identität ist der klassischen Mechanik entnommen und ist im Anhang A.3 bewiesen.

⁷ Die hier verkürzte Schreibweise der differentielle Kinematik zweiter Ordnung ist im Anhang A.2 erläutert.

Die Zeitableitungen der zeitinvarianten homogenen Transformation ${}^w\mathbf{H}_{ih}$ ergeben sich über das totale Differential

$${}^w\dot{\mathbf{H}}_{ih} = \frac{d{}^w\mathbf{H}_{ih}}{dt} = \sum_{\xi=1}^n \sum_{\chi=1}^3 \frac{\partial {}^w\mathbf{H}_{ih}}{\partial q_{\xi\chi}} \dot{q}_{\xi\chi} + \underbrace{\frac{\partial {}^w\mathbf{H}_{ih}}{\partial t}}_{=0} = \sum_{\xi=1}^i \sum_{\chi=1}^3 \frac{\partial {}^w\mathbf{H}_{ih}}{\partial q_{\xi\chi}} \dot{q}_{\xi\chi} \quad (2.91)$$

in Abhängigkeit der partiellen Ableitungen und entsprechenden Aktorgeschwindigkeiten $\dot{q}_{\xi\chi}$, solange diese nicht oberhalb der Sektion \hat{i} liegen (2.87). Analog zur Bestimmung der partiellen Ableitung der homogenen Transformation (2.87) wird auch die partielle Ableitung der Zeitableitung

$$\begin{aligned} \frac{\partial {}^w\dot{\mathbf{H}}_{ih}}{\partial q_{ik}} &= \sum_{\xi=1}^n \sum_{\chi=1}^3 \frac{\partial^2 {}^w\mathbf{H}_{ih}}{\partial q_{\xi\chi} \partial q_{ik}} \dot{q}_{\xi\chi} + \sum_{\xi=1}^n \sum_{\chi=1}^3 \frac{\partial {}^w\mathbf{H}_{ih}}{\partial q_{\xi\chi}} \underbrace{\frac{\partial \dot{q}_{\xi\chi}}{\partial q_{ik}}}_{=0} \\ &= \begin{cases} \mathbf{0} & i > \hat{i} \\ \sum_{\xi=1}^{\hat{i}} \sum_{\chi=1}^3 \frac{\partial^2 {}^w\mathbf{H}_{ih}}{\partial q_{\xi\chi} \partial q_{ik}} \dot{q}_{\xi\chi} & i \leq \hat{i}, \end{cases} \end{aligned} \quad (2.92)$$

bestimmt, die identisch mit der zeitlichen Ableitung der partiellen Ableitung

$$\frac{d}{dt} \frac{\partial {}^w\mathbf{H}_{ih}}{\partial q_{ik}} = \sum_{\xi=1}^n \sum_{\chi=1}^3 \frac{\partial^2 {}^w\mathbf{H}_{ih}}{\partial q_{\xi\chi} \partial q_{ik}} \dot{q}_{\xi\chi} + \underbrace{\frac{\partial^2 {}^w\mathbf{H}_{ih}}{\partial q_{ik} \partial t}}_{=0} = \underbrace{\frac{\partial {}^w\dot{\mathbf{H}}_{ih}}{\partial q_{ik}}}_{(2.92)} \quad (2.93)$$

ist. Für die Bestimmung der zweiten zeitlichen Ableitung der homogenen Transformation im Weltkoordinatensystem ${}^w\ddot{\mathbf{H}}_{ih}$

$$\begin{aligned} {}^w\ddot{\mathbf{H}}_{ih} &= \sum_{\xi=1}^n \sum_{\chi=1}^3 \frac{\partial {}^w\dot{\mathbf{H}}_{ih}}{\partial \dot{q}_{\xi\chi}} \ddot{q}_{\xi\chi} + \sum_{\xi=1}^n \sum_{\chi=1}^3 \frac{\partial {}^w\dot{\mathbf{H}}_{ih}}{\partial q_{\xi\chi}} \dot{q}_{\xi\chi} + \underbrace{\frac{\partial {}^w\dot{\mathbf{H}}_{ih}}{\partial t}}_{=0} \\ &= \sum_{\xi=1}^{\hat{i}} \sum_{\chi=1}^3 \left(\frac{\partial {}^w\dot{\mathbf{H}}_{ih}}{\partial q_{\xi\chi}} \dot{q}_{\xi\chi} + \sum_{\alpha=1}^{\hat{i}} \sum_{\beta=1}^3 \frac{\partial^2 {}^w\mathbf{H}_{ih}}{\partial q_{\alpha\beta} \partial q_{\xi\chi}} \dot{q}_{\xi\chi} \dot{q}_{\alpha\beta} \right) \end{aligned} \quad (2.94)$$

wird die Ableitungsidentität (2.90) verwendet, sodass die zweite zeitliche Ableitung nur in Abhängigkeit von partiellen Ableitungen erster (2.87) und zweiter (2.89) Ordnung der homogenen Transformationen und den entsprechenden Zeitableitungen der generalisierten Koordinaten q ausgedrückt werden kann.

Durch effiziente Programmierung sind die analytischen Ableitungen der homogenen Transformation ${}^w\mathbf{H}_{ih}$ leicht implementierbar. Gleichmaßen können auch die Ableitungen der Rotationsmatrizen ${}^w\mathbf{R}_{ih}$ als Teilmenge der homogenen Transformation bestimmt werden, da die Rotationsmatrizen ebenfalls der Identität

$$\frac{\partial \mathbf{R}}{\partial q} = \frac{\partial \dot{\mathbf{R}}}{\partial \dot{q}} \quad (2.95)$$

genügen (2.90), sodass auch die Ableitungen der Drehrate ${}^w\omega$ (2.85) angegeben werden können.

Zur expliziten Angabe der zuvor bestimmten generalisierten Kräfte, des Potentials und der kinetischen Energie in Abhängigkeit der Aktorkoordinaten \mathbf{q} und den aktorabhängigen homogenen Transformationen sind nun die nötigen Ableitungen über (2.87-2.94) analytisch berechenbar.

So lässt sich die generalisierte Kraft (2.79) in Abhängigkeit der Aktorkoordinaten (2.80) und Ableitungen der homogenen Transformation (2.81) angeben, sodass diese

$$\begin{aligned} Q_{ik} &= \sum_{\xi=1}^n \left({}^w\mathbf{F}_{e,M\xi}^T \frac{\partial {}^w\mathbf{r}_{M\xi}}{\partial q_{ik}} + \sum_{\chi=1}^3 {}^w\mathbf{F}_{e,B\xi\chi}^T \frac{\partial {}^w\mathbf{r}_{B\xi\chi}}{\partial q_{ik}} \right) \\ &= \sum_{\xi=1}^n \left({}^w\mathbf{F}_{e,M\xi}^T \frac{\partial {}^w\mathbf{H}_{\xi h}}{\partial q_{ik}} \xi h \mathbf{r}_{M\xi} + \sum_{\chi=1}^3 {}^w\mathbf{F}_{e,B\xi\chi}^T \frac{\partial {}^w\mathbf{H}_{\xi h}}{\partial q_{ik}} \xi h \mathbf{r}_{B\xi\chi} \right) \end{aligned} \quad (2.96)$$

als Summe aller projizierten generalisierten Kräften in Kombination mit den aktorabhängigen Ortsvektor-Ableitungen (2.81) darstellbar ist. Dabei sind über die Summe aller Sektionen ξ , sowohl die an den Massepunkten (2.75) angreifenden externen Kräfte als auch die an den Balggriffspunkten angreifenden Balgkräfte (2.78) aller Bälge χ bilanziert. Die Gravitationskräfte und Biegesteifigkeiten sind im Potential U (2.73) berücksichtigt, das ausgedrückt in Abhängigkeit der Aktorkoordinaten

$$U = \sum_{i=1}^n \left(-m_i {}^w\mathbf{g}^T {}^w\mathbf{H}_{ih}(\mathbf{q}) {}^{ih}\mathbf{r}_{Mi} + M_{i,Bieg}(\mathbf{k}_i(\mathbf{q}_i)) \right), \quad (2.97)$$

ebenfalls nach den generalisierten Koordinaten q_{ik}

$$\frac{\partial U}{\partial q_{ik}} = \sum_{\xi=1}^n \left(-m_{\xi} {}^w\mathbf{g}^T \frac{\partial {}^w\mathbf{H}_{\xi h}}{\partial q_{ik}} \xi h \mathbf{r}_{M\xi} + \frac{\partial M_{\xi,Bieg}}{\partial \mathbf{k}_{\xi}} \frac{\partial \mathbf{k}_{\xi}}{\partial q_{ik}} \right) \quad (2.98)$$

abgeleitet werden kann.

Die Kinetische Energie (2.72) wird zur übersichtlicheren Darstellung zunächst in ihre translatorischen und rotatorischen Anteile

$$T = T_{\text{trans}} + T_{\text{rot}} \quad (2.99)$$

aufgeteilt, wobei die rotatorische Energie nur Drehraten der Massen um deren Schwerpunkte bilanziert, während die translatorische Energie auch die translatorischen Bewegungsanteile von Massen, hervorgerufen durch Drehungen außerhalb des Schwerpunkts, mit berücksichtigt. Im Weltkoordinatensystem \mathcal{R}_w lauten die Energien

$$T_{\text{trans}} = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n m_i {}^w\mathbf{r}_{Mi}^T {}^w\dot{\mathbf{r}}_{Mi} = \frac{1}{2} \sum_{\xi=1}^n m_{\xi} \left({}^w\dot{\mathbf{H}}_{\xi h} \xi h \mathbf{r}_{M\xi} \right)^T \left({}^w\dot{\mathbf{H}}_{\xi h} \xi h \mathbf{r}_{M\xi} \right) \quad (2.100)$$

$$T_{\text{rot}} = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n {}^w\boldsymbol{\omega}_i^T {}^w\mathbf{I}_{Mi} {}^w\boldsymbol{\omega}_i = \frac{1}{2} \sum_{\xi=1}^n \Gamma \left\{ {}^w\dot{\mathbf{R}}_{\xi h} {}^w\mathbf{R}_{\xi h}^T \right\}^T {}^w\mathbf{I}_{M\xi} \Gamma \left\{ {}^w\dot{\mathbf{R}}_{\xi h} {}^w\mathbf{R}_{\xi h}^T \right\} \quad (2.101)$$

mit den bezüglich den Weltkoordinaten rotierten Trägheitsmomenten

$${}^w\mathbf{I}_{M\xi} = {}^w\mathbf{R}_{\xi h} \xi h \mathbf{I}_{M\xi} {}^w\mathbf{R}_{\xi h}^T \quad (2.102)$$

in Abhängigkeit der lokalen Hauptträgheitsmomente (2.68). Für eine Anwendung der Lagrangeschen Gleichungen 2. Art (2.71) sind die partiellen Ableitungen der kinetischen Energie (2.99) bezüglich aller generalisierten Koordinaten q_{ik} und Zeitableitungen nötig. Mittels Kettenregeln und der Ableitungs-Identität (2.90) ergeben sich Ableitungen der translatorischen kinetischen Energie T_{trans} (2.100) für konstante Sektionsmassen m_i zu

$$\frac{\partial T_{\text{trans}}}{\partial q_{ik}} = \sum_{\xi=1}^n m_{\xi} \left({}^w \dot{\mathbf{H}}_{\xi h} {}^{\xi h} \mathbf{r}_{M\xi} \right)^{\top} \left(\frac{\partial {}^w \mathbf{H}_{\xi h} {}^{\xi h} \mathbf{r}_{M\xi}}{\partial q_{ik}} \right) \quad (2.103)$$

$$\frac{\partial T_{\text{trans}}}{\partial \dot{q}_{ik}} = \sum_{\xi=1}^n m_{\xi} \left({}^w \dot{\mathbf{H}}_{\xi h} {}^{\xi h} \mathbf{r}_{M\xi} \right)^{\top} \left(\frac{\partial {}^w \mathbf{H}_{\xi h} {}^{\xi h} \mathbf{r}_{M\xi}}{\partial q_{ik}} \right) \quad (2.104)$$

$$\frac{d}{dt} \frac{\partial T_{\text{trans}}}{\partial \dot{q}_{ik}} = \sum_{\xi=1}^n m_{\xi} \left({}^w \ddot{\mathbf{H}}_{\xi h} {}^{\xi h} \mathbf{r}_{M\xi} \right)^{\top} \left(\frac{\partial {}^w \mathbf{H}_{\xi h} {}^{\xi h} \mathbf{r}_{M\xi}}{\partial q_{ik}} \right) + \frac{\partial T_{\text{trans}}}{\partial q_{ik}}. \quad (2.105)$$

Unter Verwendung des linearen Operators Γ (2.84) zur Notation der Drehraten ergeben sich die Ableitungen der rotatorischen kinetischen Energie T_{rot} (2.101) für im Kopfkoordinatensystem $\mathcal{R}_{\xi h}$ konstante Hauptträgheitsmomente ${}^{\xi h} \mathbf{I}_{M\xi}$ zu

$$\frac{\partial T_{\text{rot}}}{\partial q_{ik}} = \sum_{\xi=1}^n \Gamma \{ \dot{\mathbf{R}} \mathbf{R}^{\top} \}^{\top} \mathbf{R} {}^{\xi h} \mathbf{I}_{M\xi} \left(\frac{\partial \mathbf{R}^{\top}}{\partial q_{ik}} \Gamma \{ \dot{\mathbf{R}} \mathbf{R}^{\top} \} + \mathbf{R}^{\top} \Gamma \left\{ \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial q_{ik}} \mathbf{R}^{\top} + \dot{\mathbf{R}} \frac{\partial \mathbf{R}^{\top}}{\partial q_{ik}} \right\} \right) \quad (2.106)$$

$$\frac{\partial T_{\text{rot}}}{\partial \dot{q}_{ik}} = \sum_{\xi=1}^n \Gamma \{ \dot{\mathbf{R}} \mathbf{R}^{\top} \}^{\top} \mathbf{R} {}^{\xi h} \mathbf{I}_{M\xi} \mathbf{R}^{\top} \Gamma \left\{ \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial q_{ik}} \mathbf{R}^{\top} \right\} \quad (2.107)$$

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \frac{\partial T_{\text{rot}}}{\partial \dot{q}_{ik}} &= \sum_{\xi=1}^n \left(\Gamma \{ \dot{\mathbf{R}} \mathbf{R}^{\top} \}^{\top} \dot{\mathbf{R}} + \Gamma \{ \ddot{\mathbf{R}} \mathbf{R}^{\top} + \dot{\mathbf{R}} \dot{\mathbf{R}}^{\top} \}^{\top} \mathbf{R} \right) {}^{\xi h} \mathbf{I}_{M\xi} \mathbf{R}^{\top} \Gamma \left\{ \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial q_{ik}} \mathbf{R}^{\top} \right\} \\ &\quad + \Gamma \{ \dot{\mathbf{R}} \mathbf{R}^{\top} \}^{\top} \mathbf{R} {}^{\xi h} \mathbf{I}_{M\xi} \left(\dot{\mathbf{R}}^{\top} \Gamma \left\{ \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial q_{ik}} \mathbf{R}^{\top} \right\} - \frac{\partial \mathbf{R}^{\top}}{\partial q_{ik}} \Gamma \{ \dot{\mathbf{R}} \mathbf{R}^{\top} \} \right) + \frac{\partial T_{\text{rot}}}{\partial q_{ik}}, \end{aligned} \quad (2.108)$$

wobei hier der Übersicht halber die Abkürzung \mathbf{R} den Ausdruck ${}^w \mathbf{R}_{\xi h}$ ersetzt.

2.3.3.1 Resultierende Bewegungsgleichungen in Aktorkoordinaten

Nach Abschluss der Vorarbeiten können nun die resultierenden Bewegungsgleichungen in Aktorkoordinaten aufgestellt werden. Durch Einsetzen der generalisierten Kräfte (2.96) für alle generalisierten Koordinaten q_j sowie der Ableitungen des Potentials (2.98) und der kinetischen Energie (2.103-2.108) in den Lagrange-Formalismus (2.71) ergeben sich $3n$ gekoppelte Differentialgleichungen zweiter Ordnung, welche umsortiert in der Matrixform

$$\mathbf{M}(\mathbf{q}) \ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{\Omega}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \dot{\mathbf{q}} + \mathbf{N}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = \boldsymbol{\tau}(\mathbf{p}) + \boldsymbol{\tau}_{\text{ext}}, \quad (2.109)$$

dargestellt werden können, wobei auf der linken Seite alle Terme der Manipulatoreindynamik zusammengefasst sind, während auf der rechten Seite die aktiv stellbaren, pneumatischen Kräfte ${}^{\text{ih}} \mathbf{F}_{e, B_{ik}, a}$ als Teil des steuerbaren Kraftvektors $\boldsymbol{\tau}(\mathbf{p})$ und gegebenenfalls auftretende, nicht steuerbare externe Kräfte $\boldsymbol{\tau}_{\text{ext}}$ bilanziert sind. Die positiv definite und symmetrische⁸ Manipulator-Massenmatrix $\mathbf{M} \in \mathbb{R}^{3n \times 3n}$ und die Matrix der Coriolisterme $\mathbf{\Omega} \in \mathbb{R}^{3n \times 3n}$ sind über die elementweisen Formeln

$$\mathbf{M}_{[r,c]} = \sum_{\xi=s}^n \left(m_{\xi} \left(\frac{\partial \mathbf{H}}{\partial q_c} {}^{\xi h} \mathbf{r}_{M\xi} \right)^{\top} \frac{\partial \mathbf{H}}{\partial q_r} {}^{\xi h} \mathbf{r}_{M\xi} + \Gamma \left\{ \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial q_c} \mathbf{R}^{\top} \right\}^{\top} {}^w \mathbf{I}_{M\xi} \Gamma \left\{ \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial q_r} \mathbf{R}^{\top} \right\} \right) \quad (2.110)$$

8 Ein kurzer Beweis zur Symmetrie der Massenmatrix \mathbf{M} ist im Anhang A.4 dargestellt.

$$\begin{aligned}
 \mathbf{\Omega}_{[r,c]} = & \sum_{\xi=s}^n \left(m_{\xi} \left(\frac{\partial \mathbf{H}}{\partial q_c} \xi^h \mathbf{r}_{M\xi} \right)^T \frac{\partial \mathbf{H}}{\partial q_r} \xi^h \mathbf{r}_{M\xi} + \Gamma \left\{ \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial q_c} \mathbf{R}^T \right\}^T {}^w \mathbf{I}_{M\xi} \Gamma \left\{ \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial q_r} \mathbf{R}^T \right\} \right. \\
 & + \sum_{\gamma=1}^3 \dot{q}_{\gamma} \Gamma \left\{ \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial q_c} \frac{\partial \mathbf{R}^T}{\partial q_{\gamma}} \right\}^T {}^w \mathbf{I}_{M\xi} \Gamma \left\{ \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial q_r} \mathbf{R}^T \right\} \\
 & + \sum_{\gamma=1}^3 \dot{q}_{\gamma} \Gamma \left\{ \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial q_c} \mathbf{R}^T \right\}^T \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial q_{\gamma}} \xi^h \mathbf{I}_{M\xi} \mathbf{R}^T \Gamma \left\{ \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial q_r} \mathbf{R}^T \right\} \\
 & \left. + \sum_{\gamma=1}^3 \dot{q}_{\gamma} \Gamma \left\{ \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial q_c} \mathbf{R}^T \right\}^T \mathbf{R} \xi^h \mathbf{I}_{M\xi} \left(\frac{\partial \mathbf{R}^T}{\partial q_{\gamma}} \Gamma \left\{ \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial q_r} \mathbf{R}^T \right\} - \frac{\partial \mathbf{R}^T}{\partial q_r} \Gamma \left\{ \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial q_{\gamma}} \mathbf{R}^T \right\} \right) \right) \quad (2.111)
 \end{aligned}$$

mit Spalten- und Zeilenindices $r, c \in [1, 3n]$ der Matrizen definiert, wobei die Abkürzungen \mathbf{H} bzw. \mathbf{R} stellvertretend für die Langformen ${}^w \mathbf{H}_{\xi^h}$ bzw. ${}^w \mathbf{R}_{\xi^h}$ stehen. Die letzten beiden Zeilen der Coriolisterme (2.111) ergeben sich durch variable Trägheitsmomente ${}^w \mathbf{I}_{M\xi}$ aufgrund einer Verdrehung der konstanten Hauptträgheitsmomente $\xi^h \mathbf{I}_{M\xi}$ im Weltkoordinatensystem (2.102). Der Laufindex ξ , der Sektionssumme startet eigentlich bei 1; da jedoch einige Einträge den Wert null haben, ergibt sich der Startindex der Summen zu

$$s = \text{Sektion von} \{ \max(r, c) \}. \quad (2.112)$$

Insgesamt müssen daher zur Berechnung einer Matrix für $n = 3$ Sektionen die Summanden der Hauptsumme jeweils $198 \times$ ausgewertet werden. Der Eigenkraftvektor $\mathbf{N} \in \mathbb{R}^{3n}$ ergibt sich zeilenweise zu

$$\mathbf{N}_{[r]} = \sum_{\xi=s}^n \left(\frac{\partial M_{r,\text{Bieg}}}{\partial q_r} - m_{\xi} {}^w \mathbf{g}^T \frac{\partial {}^w \mathbf{H}_{\xi^h}}{\partial q_r} \xi^h \mathbf{r}_{M\xi} - \sum_{\chi=1}^3 {}^w \mathbf{F}_{e,B\xi\chi,p}^T \frac{\partial {}^w \mathbf{H}_{\xi^h}}{\partial q_r} \xi^h \mathbf{r}_{B\xi\chi} \right) \quad (2.113)$$

und enthält Steifigkeiten, Dämpfungseigenschaften sowie Gravitationseinflüsse. Analog beinhalten die druckabhängigen projizierten Stellkräfte $\boldsymbol{\tau}(\mathbf{p}) \in \mathbb{R}^{3n}$

$$\boldsymbol{\tau}_{[r]} = \sum_{\xi=s}^n \sum_{\chi=1}^3 {}^w \mathbf{F}_{e,B\xi\chi,a}^T \frac{\partial {}^w \mathbf{H}_{\xi^h}}{\partial q_r} \xi^h \mathbf{r}_{B\xi\chi} \quad (2.114a)$$

$$= \sum_{\xi=s}^n \sum_{\chi=1}^3 \xi^h \mathbf{F}_{e,B\xi\chi,a}^T {}^w \mathbf{H}_{\xi^h}^T \frac{\partial {}^w \mathbf{H}_{\xi^h}}{\partial q_r} \xi^h \mathbf{r}_{B\xi\chi} \quad (2.114b)$$

die Aktorkräfte im globalen (2.114a) oder lokalen (2.114b) Koordinatensystem, wobei die Reihenfolge der Multiplikation zur Krafttransformation (2.80) aufgrund der Transponierung vertauscht ist. Die externen projizierten Kräfte $\boldsymbol{\tau}_{\text{ext}} \in \mathbb{R}^{3n}$

$$\boldsymbol{\tau}_{\text{ext}[r]} = \sum_{\xi=s}^n {}^w \mathbf{F}_{e,M\xi}^T \frac{\partial {}^w \mathbf{H}_{\xi^h}}{\partial q_r} \xi^h \mathbf{r}_{M\xi} \quad (2.115)$$

bilanzieren die Einflüsse externer an den Massenschwerpunkten angreifenden Kräfte (2.75). Entsprechend der vorangegangenen Annahme kann die Formulierung um Kräfte anderer Angriffspunkte erweitert werden.

Dieses analytische Manipulatormodell kann effizient programmiert und implementiert werden, indem wiederkehrende Terme wie $\partial \mathbf{H} / \partial q_*$ in (2.110-2.111) nur einmal berechnet werden. Somit ist der Berechnungsaufwand des analytischen Modells begrenzt und

eine praktikable Handhabe der Ableitungen möglich. Falls weitere externe Kräfte mit berücksichtigt werden sollen, können diese zu den passiven Kräften in \mathbf{N} (2.75) oder zu den aktiven Kräften in τ_{ext} (2.115) zugerechnet werden. In einer Simulationsumgebung bilden die internen Balgdrücke die Eingänge des dynamischen Mechanikmodells, wobei die Balgdrücke aus den unverkoppelten Druckdynamiken einzelner Bälge entsprechend des Einzelbalgmodells (2.3) resultieren.

2.3.3.2 Modellvereinfachungen

Bei der Erstellung des dynamischen Systems in Aktorkoordinaten mit Berücksichtigung der Manipulator-Verkopplungen wurden einige Annahmen und Vereinfachungen – wie z. B. die konzentrierte Massenverteilung – getroffen. Das resultierende Modell weist eine gewisse Komplexität auf, die für detaillierte dynamische Simulationen notwendig ist. In manchen Fällen sind jedoch reduzierte Modelle erforderlich, wenn mit einer geringen Einbuße der Genauigkeit der Berechnungsaufwand stark vermindert werden kann – wie beispielsweise bei dem Entwurf einer modellbasierten Regelung, bei der kleine Modellfehler durch die Rückführung kompensiert werden. Auch das vorliegende dynamische Modell kann je nach gewünschter Genauigkeit über zwei mögliche Modellvereinfachungen reduziert werden. Daher werden im Folgenden die Einflüsse

- der rotatorischen kinetischen Energie zur Berechnung der Dynamikmatrizen \mathbf{M} und $\mathbf{\Omega}$ und die Einflüsse
- der Coriolismatrix $\mathbf{\Omega}$ insgesamt

auf das dynamische Verhalten untersucht.

VERNACHLÄSSIGUNG ROTATORISCHER KINETISCHER ENERGIEN

Rotatorische Anteile der kinetischen Energie T_{rot} (2.101) sind bei klassischen Knickarmrobotern typischerweise hoch, da alle Bewegungen auf rotatorischen Bewegungen beruhen – insbesondere durch die reduzierte Trägheit äußerer Gelenke. Da Kontinuum-Manipulatoren keine rotatorischen Gelenke besitzen, sind die durch entgegengesetztes Strecken und Stauchen paralleler Bälge erzeugten Rotationen vergleichsweise langsam. Zudem wird durch jede Verkippung einer Sektion neben der Rotation um die eigene Achse eine translatorische Bewegung der Sektionsmasse selbst und der Masse aller übergeordneten Sektionen erzeugt.

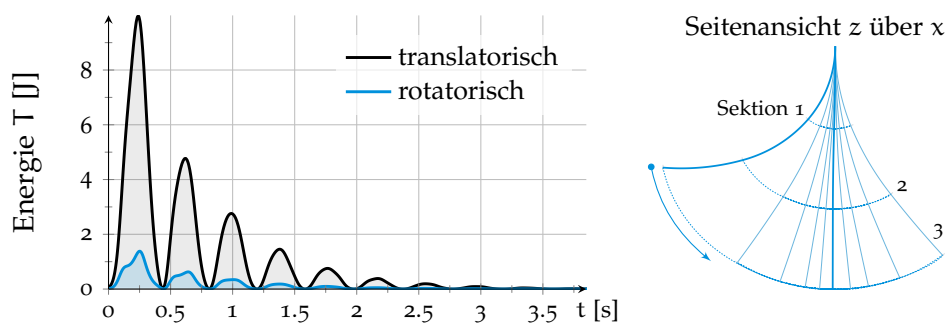


Abbildung 2.16: Vergleich der gemessenen translatorischen kinetischen Energie und einer Überschätzung der rotatorischen kinetischen Energie (2.70) bei einer Querschwingung des Manipulators mit maximaler Rotation.

Mit Hilfe eines Versuchs sollen die translatorischen und rotatorischen Anteile der kinetischen Energie anschaulich verglichen werden. Bei einer extremen Pendelbewegung des Manipulators nach manueller Auslenkung und anschließendem Kontaktverlust treten höhere Geschwindigkeiten auf, als der Manipulator aktuieren könnte; außerdem treten so die höchsten Rotationsgeschwindigkeiten auf. Aufgrund von Unsicherheiten bei der Wahl der Trägheitsmomente wird eine sehr konservative Überabschätzung der Hauptträgheitsmomente verwendet (2.70), wobei davon ausgegangen werden kann, dass die tatsächlichen Trägheitsmomente deutlich geringer ausfallen. Dennoch zeigt der Vergleich, dass die rotatorischen Anteile der kinetischen Energie deutlich niedriger als die translatorischen Anteile ausfallen (Abb. 2.16). Bei anderen weniger extremen Bewegungen ist der Anteil der rotatorischen kinetischen Energien noch geringer.

Daher empfiehlt sich bei bestimmten Anwendungen des Modells die Vernachlässigung der rotatorischen kinetischen Energie, was zu starken Vereinfachungen der Gleichungen für die Berechnung der dynamischen Massenmatrix \mathbf{M} und der Coriolismatrix $\mathbf{\Omega}$

$$\mathbf{M}_{[r,c]} = \sum_{\xi=s}^n m_{\xi} \left(\frac{\partial^w \mathbf{H}_{\xi h \xi h} \mathbf{r}_{M\xi}}{\partial q_c} \right)^T \frac{\partial^w \mathbf{H}_{\xi h \xi h} \mathbf{r}_{M\xi}}{\partial q_r} \quad (2.116)$$

$$\mathbf{\Omega}_{[r,c]} = \sum_{\xi=s}^n m_{\xi} \left(\frac{\partial^w \dot{\mathbf{H}}_{\xi h \xi h} \mathbf{r}_{M\xi}}{\partial q_c} \right)^T \frac{\partial^w \mathbf{H}_{\xi h \xi h} \mathbf{r}_{M\xi}}{\partial q_r} \quad (2.117)$$

im Vergleich zu den komplexen Berechnungen von (2.110) und (2.111) führt und somit eine Reduktion des Rechenaufwands um ca. 25 % bei Modellfehlern in Aktorkoordinaten von weniger als 5 % bewirkt. Die Bestimmung der Kraftvektoren \mathbf{N} und $\boldsymbol{\tau}(\mathbf{p})$ ist unabhängig von der kinetischen Energie, sodass hier eine Vernachlässigung keine Veränderung erbringt.

VERNACHLÄSSIGUNG VON CORIOLISKRÄFTEN

Die Berücksichtigung von Corioliskräften durch die Verstärkungsmatrix $\mathbf{\Omega}$ in der Bewegungsgleichung (2.109) ist sehr rechenintensiv, selbst wenn die rotatorische kinetische Energie vernachlässigt wird. Der hohe Berechnungsaufwand ist dabei vor allem der Bestimmung der partiellen Ableitung $\partial^w \mathbf{H}_{\xi h \xi h} / \partial q_c$ (2.92) geschuldet, die wiederum auf partiellen Ableitungen zweiter Ordnung der homogenen Transformation (2.89) beruht. Diese partielle Ableitung wird nur für die Berechnung von $\mathbf{\Omega}$ (2.111) bzw. (2.117) benötigt – allerdings verursacht die Berechnung der partiellen Ableitungen zweiter Ordnung ca. die Hälfte der kompletten Rechenzeit eines Modellierungsschritts. Da dieser Term bei kleinen Geschwindigkeiten $\dot{\mathbf{q}} \approx 0$ sehr klein wird (2.92), verliert die Coriolismatrix

$$\mathbf{\Omega}_{[r,c]} = \sum_{\xi=s}^n m_{\xi} \left(\frac{\partial^w \dot{\mathbf{H}}_{\xi h \xi h} \mathbf{r}_{M\xi}}{\partial q_c} \right)^T \frac{\partial^w \mathbf{H}_{\xi h \xi h} \mathbf{r}_{M\xi}}{\partial q_r} \approx 0 \quad (2.118)$$

numerisch an Bedeutung. Zur weiteren Reduktion des Berechnungsaufwandes kann die Coriolismatrix daher in der Bestimmungsgleichung

$$\mathbf{M}(\mathbf{q}) \ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{N}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = \boldsymbol{\tau}(\mathbf{p}) + \boldsymbol{\tau}_{\text{ext}} \quad (2.119)$$

des dynamischen Modells zur Aufwandsreduktion um ca. 80 % bei Fehlern der Aktorkoordinaten von weniger als 1 % vernachlässigt werden.

Mit den beiden vorgestellten Modellvereinfachungen existieren nun verschiedene Versionen des dynamischen Modells – jeweils als Bewegungsgleichungen in der klassischen Form.

2.4 IDENTIFIKATION UND VALIDIERUNG

In den vorangegangenen Abschnitten wurden Komponenten- und Manipulatormodelle vorgestellt und hergeleitet. Im Folgenden werden Ansätze zur Parameterbestimmung der Modelle präsentiert und die dynamischen Modelle des Schlauchs und der Manipulatorendynamik anhand von Messungen validiert.

2.4.1 Einzelbalg

Zur Beschreibung der Längsdynamik eines Einzelbalgs (2.1) sind zunächst geometrische Parameter, wie z. B. die Größe der Balg-Abschlussfläche $A_{B,Druck}$ für die Druckkraftberechnung (2.2), nötig. Diese können direkt aus dem CAD-Programm entnommen oder am Versuchsaufbau gemessen werden. Weitere zu identifizierende, dynamische Kenngrößen oder Parameter sind die

- längenabhängige Federkraft $F_{B,Fdr}(l_B)$ zur Beschreibung der Längssteifigkeit, die
- geschwindigkeitsabhängige Kraft $F_{B,Dmp}(\dot{l}_B)$ der Längsdämpfung und die
- nominelle Balgmasse m .

Diese drei Kenngrößen können experimentell bestimmt werden.

IDENTIFIKATION DER DYNAMISCHEN KENNGRÖSSEN

Die wichtigste Kenngröße nach der Aktorkraftbestimmung ist die Eigensteifigkeit in Längsrichtung des Balgs, die sich aufgrund der Normalspannungen im Material hervorgerufen durch Streckung und Stauchung der Balgstruktur in Abhängigkeit der Auslenkung verändert. In dem Modell wird diese Steifigkeit durch eine nichtlineare, balglängenabhängige Federkraft $F_{B,Fdr}(l_B)$ ausgedrückt. Da diese Kraft auch stationär wirkt, kann sie für einen horizontal liegenden Balg über die stationäre Bewegungsgleichung (2.1) mit $\ddot{l}_B = \dot{l}_B = 0$ bestimmt werden, in dem das Gleichgewicht aus Aktorkraft $F_{B,Akt}$ und Federkraft $F_{B,Fdr}$ gebildet wird (Abb. 2.17). Negative Aktorkräfte werden dabei durch Anlegen eines Unterdrucks erzeugt. Unterhalb einer bestimmten Aktorlänge kann der Balg auch durch starke Verringerung der Aktorkraft nicht verkürzt werden, da der Balg bereits auf seine minimale Länge verkürzt wurde.

In dieser Repräsentation sind die anfangs angesprochenen Kriecheffekte des Materials nicht berücksichtigt. Dies hat zur Folge, dass sich die Zuordnung stationärer Druck-

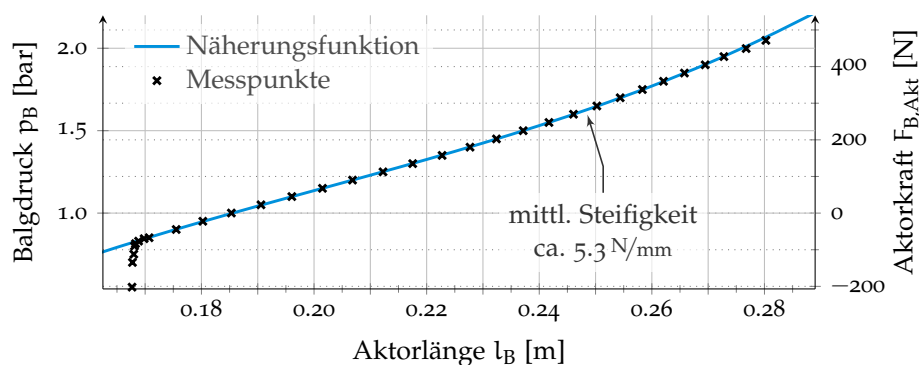


Abbildung 2.17: Identifikation der nichtlinearen Steifigkeit des Einzelbalgs durch Messung des Druck-Längen-Verhältnisses in stationären Zuständen.

und Längenverhältnisse über der Zeit ändert und die tatsächliche Balgsteifigkeit nicht exakt abgeschätzt oder kompensiert werden kann. Bei der Verwendung einer Positions- oder Lageregelung können kleine Fehler in der Steifigkeit durch die Rückführung ausgeglichen werden. Falls exaktere Steifigkeitscharakteristiken benötigt werden, muss das Kriechverhalten über Materialmodelle in der Modellierung berücksichtigt werden.

Die nominell bewegte Balgmasse m kann näherungsweise durch Wägung des Balgs bestimmt werden. Verfahren zur modellbasierten Identifikation der Balgmasse über geeignete Bewegungsprofile [Hil09] liefern keine exakteren Ergebnisse, da die absolute Steifigkeit nicht genau genug identifiziert werden kann und bereits kleine Fehler in der Steifigkeit zu einer hohen Rauschamplitude der identifizierten Masse führen.

Wie schon bei der modellbasierten Identifikation der Balgmasse haben auch bei der Identifikation der Längsdämpfung die angesprochenen Kriecheffekte einen negativen Einfluss, sodass die Analyse ruckartiger Bewegungsanregungen keine exakten Dämpfungskräfte liefert. Da aufgrund der steifen Rückstellfeder ein Großteil der pneumatischen Aktorkraft zur Überwindung der Steifigkeit benötigt wird, ist die Dämpfungskraft vergleichsweise gering. Daher reicht auch hier eine grobe Abschätzung des linear angenommenen Dämpfungsparameters, der die Dämpfungskraft in Abhängigkeit der Aktorgeschwindigkeit beschreibt.

VALIDIERUNG

Da eine umfangreiche Validierung des Einzelbalgmodells bereits in [Mah15] diskutiert wird, sei an dieser Stelle auf die dort veröffentlichten Ergebnisse verwiesen.

2.4.2 Proportionalventile

Die modellbasierte Beschreibung des Ventilmassenstroms (2.9) wird hauptsächlich über das kritische Druckverhältnis als Kennwert der Durchflussfunktion und über die Leitwertfunktion charakterisiert (Abb. 2.5). Eine möglichst genaue Identifikation der spezifischen Ventileigenschaften ist insbesondere für Simulationen und den späteren Entwurf von Beobachterverfahren wichtig. Für die experimentelle Bestimmung haben sich zwei Verfahren bewährt: Im ersten Verfahren wird

- A. eine Kammer konstanter Größe mit bekanntem Volumen über bestimmte Ansteuerprofile be- und entlüftet, wobei in einem ersten Schritt das kritische Druckverhältnis b_V über die Durchflussfunktion Ψ identifiziert wird, bevor mit einer zweiten Messreihe der Leitwert C_V in Abhängigkeit der Ventilschieberpositionen v aufgenommen wird. Alternativ können
- B. die Durchflussfunktion Ψ und das kritische Druckverhältnis b_V gleichzeitig mit dem Leitwert C_V aufgenommen werden, in dem für bestimmte gerasterte Ventilschieberpositionen v der Durchfluss extern gesteuert wird.

Aufgrund des einfacheren Aufbaus wird hier das erste Verfahren verwendet und im Folgenden im Detail beschrieben.

Nach dem ersten Verfahren wird das zu identifizierende Proportionalventil mit einem sehr kurzen Schlauch an eine Kammer mit konstantem Volumen geeigneter Größe angeschlossen, wobei dazwischen ein Drucksensor zur Messung des kammerseitigen Ventildrucks p_V angebracht wird (Abb. 2.18). Außerdem werden Versorgungsdruck p_{Vers} und

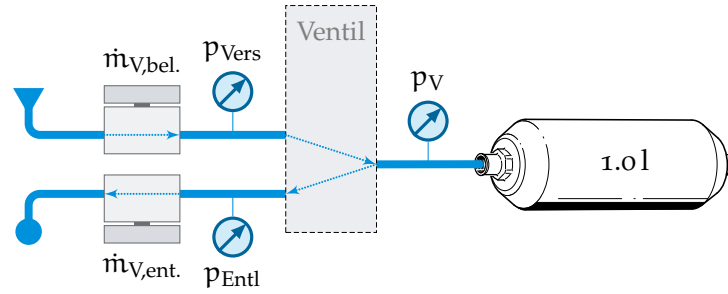


Abbildung 2.18: Skizze des Versuchsaufbaus zur Ventilidentifikation.

Entlüftungsdruck p_{Entl} gemessen, da der Versorgungsdruck beim Belüften einbricht und der Entlüftungsdruck hinter dem Ventil beim Entlüften ansteigen kann. Zusätzlich wäre eine Messung des Massenstroms zwischen Ventil und Kammer wünschenswert, allerdings messen die meisten Durchflusssensoren nur unidirektional. Um weitere Drosselstellen zwischen den Drucksensoren, dem Ventil und der Kammer zu vermeiden, werden daher zwei Volumenstromsensoren außerhalb des bisherigen Messaufbaus platziert, mit denen bei vernachlässigbarer Leckage und bekannter Normdichte des strömenden Mediums dessen Massenstrom gemessen werden kann. Da die Volumenstromsensoren ein verzögertes Messsignal liefern, wird bei einer ersten Messung der Zeitversatz durch Vergleich mit dem proportionalen, differenzierten Kammerdrucksignal (2.6) berechnet⁹.

Zunächst soll die Durchflussfunktion Ψ und das kritische Druckverhältnis b_V identifiziert werden, wobei in der Modellierung angenommen wurde, dass diese unabhängig von der ventilschieberabhängigen Öffnungsgröße sind (2.7). Dafür wird das Ventil schlagartig be- bzw. entlüftet, sodass der normierte Leitwert $\tilde{C}_V(v)$ stets ± 1 ist. Somit steigt das Druckverhältnis $p_{\text{sek}}/p_{\text{prim}}$ während des Belüftungs- und Entlüftungsvorgangs jeweils von einem kleinen Startwert bis zu einem Verhältnis von 1 an, bei dem der Druckausgleich erfolgt und somit kein Massenstrom mehr fließt. Da die Durchflussfunktion

$$\Psi\left(\underbrace{\frac{p_{\text{sek}}}{p_{\text{prim}}}}_{\text{Abszisse}}, \underbrace{b_V}_{\text{Ordinate}}\right) \propto \frac{\dot{m}_V}{p_{\text{prim}}} \quad (2.120)$$

proportional zu dem Quotient aus Massenstrom und Primärdruck ist (2.7), kann durch Vergleichen der Messpunkte (2.8) z. B. mittels Optimierung das kritische Durchflussverhältnis b_V (Abb. 2.5b) für die beiden Be- und Entlüftungskanäle bestimmt werden.

Ist das kritische Druckverhältnis bekannt, kann aus der Proportionalitätsbedingung (2.7)

$$C_{V,\text{max}} \tilde{C}_V(v) \propto \frac{\dot{m}_V}{p_{\text{prim}} \underbrace{\Psi\left(\frac{p_{\text{sek}}}{p_{\text{prim}}}, b_V\right)}_{\text{Ordinate}}} \quad (2.121)$$

↑
Abszisse

der maximale Leitwert $C_{V,\text{max}}$ und der ansteuerabhängige normierte Leitwert $\tilde{C}_V(v)$ abgeleitet werden (Abb. 2.5a). Dafür wird ein großes, konstantes Volumen mit einem rampenförmigen¹⁰ Steuersignal $v(t)$ be- und entlüftet. Dabei wird der Rampenanstieg in

⁹ Theoretisch sind keine Volumenstromsensoren nötig [Fal12], allerdings ist die numerisch differenzierte Ableitung der Drucksensoren stark verrauscht und die Signalqualität damit deutlich schlechter. Man beachte jedoch, dass die Volumenstromsensoren in den unteren 5% ihres Messbereichs kein Signal liefern. Für eine Detailauflösung nahe der Steuerkante wird der modifizierte Versuch mit einem anderen Sensor wiederholt.

¹⁰ Rampenförmige Signale haben sich gegenüber Sinusanregungen bewährt, da weniger Messpunkte in der Nähe der Umkehrpunkte und dafür mehr Messpunkte nahe des interessanten Nulldurchgangs liegen.

Tabelle 2.2: Vergleich möglicher Ventiltypen.

	VOMP	MPYE - M5	VEVM
Normdurchfluss	20 l/min	100 l/min	550 l/min
Proportionalverhalten	schlecht ^a	gut	gut
Integrierte Sensorik	ja	nein	ja
Ventilinselverbund	ja	nein	ja
Eigenschaften	sehr kompakte Bauweise, sehr geringer Durchfluss	schnelle Dynamik, Entlüftungskanal-Schaltung mögl. ^b	keine Leckage, hoher Durchfluss, unabhängige Ventilbrücke ^c

^a Der Entlüftungsvorgang eines VOMP besitzt ein schaltendes Verhalten.

^b Da nicht im Ventilinselverbund betrieben kann der Entlüftungskanal jedes Ventils durch ein zusätzliches Schaltventil zwischen Vakuum und Umgebungsdruck geschaltet werden.

^c Unabhängige Ansteuerung der pneumatischen Brückenschaltung als 2×3/3-Proportional-Wegeventil ermöglicht parallelen Betrieb zweier Bälge mit einem VEVM.

Abhängigkeit der Volumengröße so gewählt, dass bei einem möglichst langsamen Anstieg der Druckausgleich im Umkehrpunkt noch nicht erreicht ist.

Alternativ dazu kann das Ventil auch nach dem zweiten Verfahren für bestimmte Ventilstellungen mittels externer Belüftungssteuerung be- und entlüftet werden. Für jede Ventilschieberposition v wird die Kombination von kritischem Durchflussverhältnis b_V und Leitwert $C_V(v)$ bestimmt. Zwar ist bei dieser Methode die Identifikation näher an der physikalischen Realität, sodass das kritische Druckverhältnis b_V abhängig von Öffnungsverhältnis v ist und v. a. bei kleinen Öffnungen größer wird – dafür erfordert dieses Verfahren jedoch einen höheren Implementierungsaufwand. Vom Ergebnis her können beide Verfahren als zuverlässig bezeichnet werden, solange die Implementierung der Ventilfunktionen konsistent zu dem verwendeten Identifikationsverfahren sind, da sich die Leitwertfunktionen in Kombination mit anderen b_V -Werten in der Form unterscheiden.

Für den Versuchsaufbau des BHA wurden im Laufe der Zeit diverse Proportionalventile von Festo mit unterschiedlichen Eigenschaften verwendet, darunter auch Ventile der Typen VOMP, MPYE und VEVM. Ein Vergleich der Hauptmerkmale ist in Tab. 2.2 dargestellt. Eine Beschreibung der Ventile bezüglich deren Eignung und Ergebnisse der Identifikationen werden im Folgenden vorgestellt.

2.4.2.1 VOMP-Piezoventile

Nach dem Einsatz von VPWP-Ventilen während der ersten Prototypenentwicklung, wurden die VOMP-Piezoventile auf zwei VEMA-Ventilinseln lange Zeit als Ventile für die Ansteuerung des BHA verwendet, da sie zum einen sehr kompakt im Ventilinselverbund ausgeliefert werden und die Ventilinsel außerdem integrierte Drucksensoren besitzt. Allerdings ermöglichen die kompakten Ventile auch nur einen geringen Durchfluss – zudem ist das Entlüftungsverhalten der Leitwertfunktion durch ein ungewünschtes schaltendes Verhalten charakterisiert [Fal12]. Eine Detailmodellierung der Ventile [Scho7; Ger11; Mah15] und deren Identifikation [Scho7; Ger11; Fal12; Mah15] wurde bereits

für unterschiedliche Anwendungen veröffentlicht. Da sie bei schnellen Bewegungen des BHA nicht den nötigen Durchfluss liefern, werden sie in dieser Arbeit nicht mehr verwendet.

2.4.2.2 MPYE-Proportionalventile

Die 5/3-Wegeventile werden am Aufbau des BHA als 3/3-Wegeventile verwendet, da sie ein sehr gutes Proportionalverhalten v. a. auch im Bereich der Steuerkante und einen deutlich höheren Durchfluss als die VOMP-Piezoventile aufweisen. Allerdings ist dieser Typ eher als Prototypenventil geeignet, da bei neun Ventilen aufgrund der analogen Ansteuerung und den zusätzlich benötigten Drucksensoren ein hoher Verkabelungsaufwand anfällt. Obwohl ein höherer Durchfluss wünschenswert ist, wird die Baugröße M5 mit einem Durchfluss von 100 l/min verwendet, da die Leckage im Nulldurchgang der nächsten Baugröße zu hoch ist.

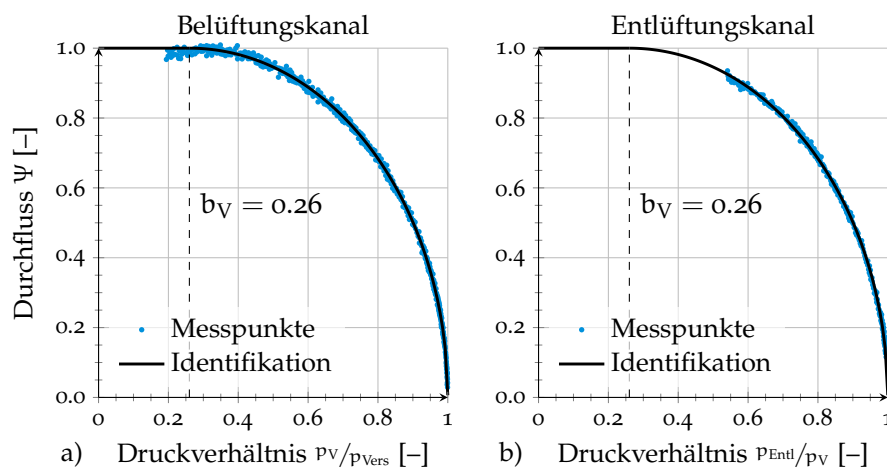


Abbildung 2.19: Identifikation der Durchflussfunktion des Ventiltyps MPYE-M5 für Belüftungskanal (a) und Entlüftungskanal (b).

Die Versuche vorheriger Identifikationen der Ventile [Osc04; Haro4] wurden unter anderen Randbedingungen durchgeführt. Eine erneute Identifikation des kritischen Druckverhältnisses über (2.120) führt zu einem Wert von $b_V = 0.26$ im Be- und Entlüftungsfall (Abb. 2.19), wobei beim Entlüften kein überkritisches Druckverhältnis erreicht wurde.

Mit diesen Parameterwerten kann infolgedessen die Identifikation des ventilschieberabhängigen Leitwerts nach (2.121) vorgenommen werden. Als Resultat ergibt sich ein monoton steigendes Verhalten (Abb. 2.20a), das relativ nah an einer Ursprungsgerade – dem idealen Verlauf für Proportionalventile – liegt. Im Bereich um die Nullposition liegen aufgrund des begrenzten Messbereichs der Volumenstromsensoren keine Messwerte vor, sodass der Leitwertsverlauf hier interpoliert werden muss, damit er über den gesamten Bereich streng monoton steigend und damit invertierbar ist. Die identifizierte Leitwertsfunktion kann entweder als eine Tabelle mit Stützwerten zur Interpolation abgespeichert oder mit Hilfe einer bijektiven Näherungsfunktion beschrieben werden.

2.4.2.3 VEVM-Piezoventile mit Booster

Die zweistufigen 5/3-Wegeventile von Festo mit Boostern und Piezoventilen zur Vorsteuerung werden im Verbund auf VTEM-Ventilinseln betrieben. Sie ermöglichen eine interne Druckmessung und können beide Anschlüsse als unabhängige 3/3-Wegeventile

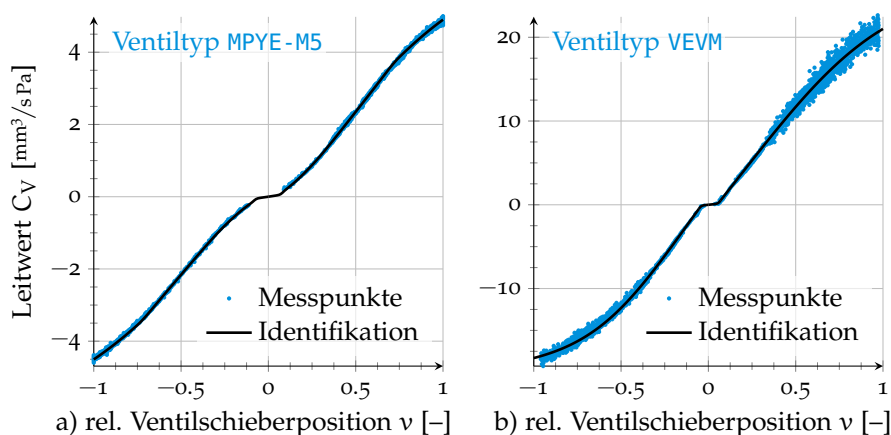


Abbildung 2.20: Leitwerts-Identifikation der Ventiltypen MPYE-M5 (a) und VEVM (b).

ansteuern, sodass mit einem Ventil zwei Bälge betrieben werden können. Die Ventildruckmessung erfolgt über eine interne Druckmessung in einer kleinen internen Kammer. Aufgrund der geringen Kammergröße und den verhältnismäßig sehr großen Massenströmen stellen sich am Drucksensor keine niedrigen Druckverhältnisse ein, sodass kein überkritisches Verhalten erreichbar ist. Somit wurde das kritische Druckverhältnis $b_V = 0.3$ festgelegt und die Leitwertfunktion entsprechend (2.121) identifiziert (Abb. 2.20b). Dieser Ventiltyp hat ebenfalls ein gutes Proportionalverhalten, allerdings tritt im geschlossenen Zustand durch die verbauten Dichtsitze keine Leckage auf. Der maximale Durchfluss ist ca. viermal größer als der von MPYE-M5-Ventilen.

2.4.3 Pneumatische Schläuche

Die Identifikation des Schlauchmodells kann nicht unabhängig von dem terminalen Volumen durchgeführt werden, da der Vierpol als Eingangssignale den Massenstrom am Anfang des Schlauchs \dot{m}_V und den Druck des terminalen Volumen am Ende des Schlauchs p_B benötigt (Abb 2.7). Da die Massenströme außerdem nicht direkt ohne Zeitverzögerung und Filterung messbar sind, ist zudem eine möglichst exakte Simulation des verwendeten Ventils nötig.

IDENTIFIKATION IM ZEITBEREICH

Die geometrischen Schlauchparameter wie Schlauchlänge und Innendurchmesser sind bekannt, sodass daraus die initialen Werte für Leitwert und kritisches Druckverhältnis über die Approximationsformeln (2.20) bestimmt werden können. Die Werte können über den Vergleich der gemessenen und beobachteten Kammer- und Ventildrücke angepasst werden, um mögliche Fehler in der Staudruckamplitude und dem Kammerdruckeinschwingen auszugleichen. Im nichtlinearen Modell kann die Schlauchlänge in den Parametern α_1 und α_2 zur Form- und Volumenbeschreibung so angepasst werden, dass die simulierte Frequenz korreliert, während der initiale Leitwert aus der empirischen Näherungsformel (2.21) mit der tatsächlichen Schlauchlänge angepasst wird, bis der Druckabfall stimmt.

VALIDIERUNG IM FREQUENZBEREICH

Neben dem Vergleich von Messungen im Zeitbereich kann das Modell auch anhand des Frequenzganges unterschiedlicher Übertragungsfunktionen validiert werden, in dem

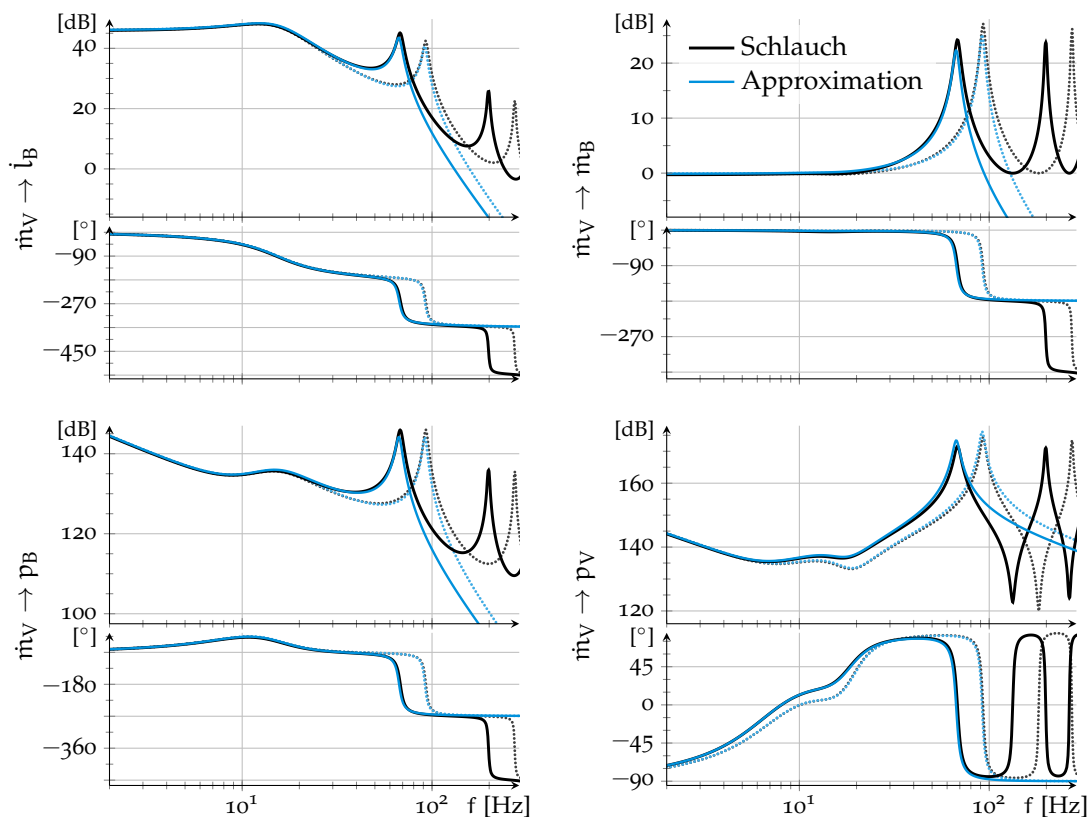


Abbildung 2.21: Vergleich des approximierten Schlauchmodells in Bezug auf das transiente Schlauchverhalten eines 1.1 m langen — und 0.8 m langen Schlauchs anhand von Frequenzgängen unterschiedlicher Übertragungsfunktionen.

das approximierte konzentriert-parametrische Modell mit dem transienten Verhalten inkl. aller Schwingungsmoden als Lösung der partiellen Differentialgleichung verglichen wird. Das allgemeine Schlauchmodell wurde bereits für ausgewählte Parametersätze im Zeit- und Frequenzbereich validiert [RNM15] – ein Vergleich der Übertragungsfunktionen des transienten Modells [RNM15] und der Approximation mit für diese Anwendung typischen Parametern bestätigt die Eignung des reduzierten Modells (Abb. 2.21). Das reduzierte Modell approximiert das Schlauchverhalten bis zur ersten Resonanzfrequenz gut, ohne das Verhalten der Balgdynamik im niederfrequenten Bereich zu verändern – sowohl für Kammern mit konstantem als auch mit variablem Volumen, solange das Kammervolumen $V_B \gg V_S$ deutlich größer als das Schlauchvolumen ist. Das Modellverhalten oberhalb der ersten Resonanzfrequenz wird für den Reglerentwurf nicht benötigt.

Eine zusätzliche und detaillierte Validierung des Schlauchmodells wird außerdem durch die Validierung des auf dem Schlauchmodell basierenden Kammerdruckbeobachters im späteren Verlauf dieser Arbeit (Kap. 3.2.2) vorgenommen. Nach der Identifikation und Validierung einzelner Komponenten wird im Folgenden die Identifikation des Manipulatormodells behandelt.

2.4.4 Manipulatormodell

Für die Bestimmung der Parameter zur Manipulatormodellierung werden zunächst kurz die zu bestimmenden Parameter des kinematischen Modells aufgezeigt, bevor die

des neu entwickelten, dynamischen Modells genauer untersucht werden. Schlussendlich folgt die Validierung des dynamischen Modells sowie ein Vergleich zu den vorgestellten Modellreduktionen.

2.4.4.1 Kinematisches Modell

Die zur Bestimmung des kinematischen Modells benötigten Konstruktionsparameter können direkt aus dem CAD-Modell abgeleitet werden, insbesondere

- der mittlere Abstände zwischen Sektionsmittellinie zu Balgmittellinie r_{Bi} ,
- der Balgradius r_{bi} und
- die Höhe der Sektionsfüße l_{ib} und Sektionsköpfe l_{ih}

jeder Sektion, aus denen sich auch die indirekten Parameter – wie die Abschlussflächen $A_{B,Druck}$ der Bälge – ableiten lassen. Eine Übersicht der wichtigsten Parameter des BHA finden sich in Anhang B. Als resultierender Arbeitsraum ergibt sich eine pilzförmige Hüllkurve mit einem Durchmesser von ca. 1.4 m (Abb. 2.22), wobei der Teilbereich, in dem der Manipulator senkrecht nach unten zeigen kann, deutlich eingeschränkt ist.

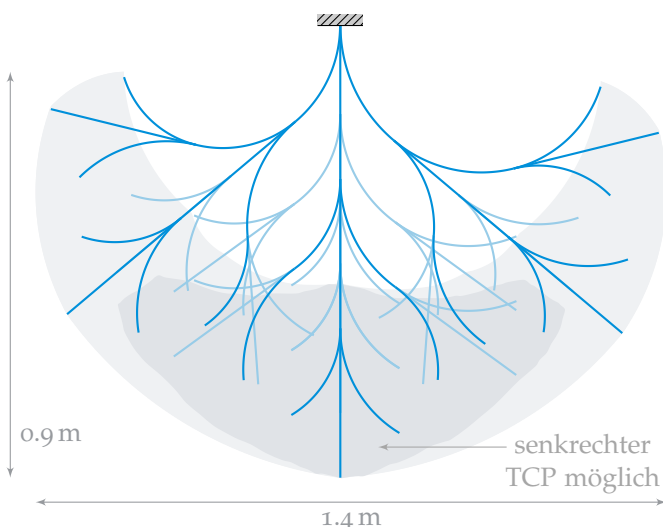


Abbildung 2.22: Schnitt durch den unsymmetrischen Arbeitsraum des hängenden BHA mit Beispielposen. Die dunklere Fläche deutet den Teil des Arbeitsraumes an, in dem der TCP des Manipulators senkrecht nach unten orientiert werden kann.

Da kinematische Modelle wie das der konstanten Krümmungen bereits intensiv am BHA untersucht und validiert wurden, sei für weitere Analysen des Arbeitsraums auf [Ehr11; Mah15] und für eine Modellvalidierung des kinematischen Modells auf [RS12; Mah15] verwiesen. Das Modell der konstanten Krümmungen bildet die Kinematik des BHA bis auf die Posen nahe der Aktorraumbeschränkungen hinreichend gut ab.

2.4.4.2 Dynamisches Modell

Grundlage des dynamischen Modells sind zunächst die kinematischen Parameter, wie die mittlere Entfernung von Balgmittellinie zu Sektionsmittellinie r_{Bi} (2.28b,2.65a), die bereits für die kinematische Modellierung identifiziert sind. Andere Parameter, wie die Größe der Abschlussflächen $A_{B,Druck}$ der Bälge zur pneumatischen Stellkraftberechnung, sind identisch mit denen des bereits bekannten Einzelbalgmodells. Die Position ${}^{ih}r_{Mi}$

der Sektionsmassen in den lokalen Kopfkoordinatensystemen der Sektionen wird am Koordinatenursprung des Sektionskopfs platziert (2.65b). Die übrigen zu identifizierenden dynamischen Parameter oder Kennlinien des dynamischen Modells sind die

- Federkraftkennlinien $F_{\text{Bik},\text{Fdr}}(q_{\text{ik}})$ der längenabhängigen Längssteifigkeiten, die
- geschwindigkeitsabhängigen Kräfte $F_{\text{Bik},\text{Dmp}}(\dot{q}_{\text{ik}})$ der Längsdämpfungen, die
- Sektionsbiegemomente $M_{\text{i},\text{Bieg}}(\psi_{\text{i}})$ der Biegesteifigkeiten in Abhängigkeit des Sektionsbiegewinkels ψ_{i} , die
- nominellen Sektionsmassen m_{i} jeder Sektion und die
- entsprechenden Trägheitsmomente ${}^{\text{ih}}\mathbf{I}_{\text{Mi}}$ der Sektionsmassen.

Im Folgenden werden die konstanten Parameter und Kennlinien am BHA mittels entsprechender Experimente und Messungen identifiziert, bevor am Ende eine Gesamtvalidierung der unterschiedlichen Modelle und Modellvereinfachungen vorgestellt wird.

BESTIMMUNG DER NOMINELLEN SEKTIONSMASSEN

Analog zu der Massenbestimmung des Einzelbalgs bestimmen sich die Sektionsmassen m_{i} als Approximation der über den Sektionen verteilten Massen, die näherungsweise über Wägung der einzelnen Sektionen vor deren Verschraubung bestimmt werden können. Zusätzlich bewegte Massen wie Schläuche, Seilzugensoren oder Schrauben machen weniger als 1 % der Materialmasse durch Polyamid aus und müssen daher nicht zusätzlich mit berücksichtigt werden.

BESTIMMUNG DER TRÄGHEITEN

Die Sektionsträgheiten beschreiben die Massenverteilungen ober- und unterhalb der konzentrierten Massen in den Sektionsschwerpunkten (Abb. 2.15). Falls die Trägheiten ${}^{\text{ih}}\mathbf{I}_{\text{Mi}}$ nicht bereits aus einem CAD-Modell bekannt sind, können die Hauptträgheitsmomente im Kopfkoordinatensystem als konstant angenommen werden und durch Approximation über einen Vollzylinder (2.68) mit mittlerer Sektionshöhe [GF14]

$$\ell_{\emptyset} = \frac{l_{\text{B,max}} + l_{\text{B,min}}}{2} \quad (2.122)$$

oder als Überapproximation über einen Hohlzylinder (2.70) mit vernachlässigbarer Wandstärke und maximaler Sektionshöhe l_{max} [GF14] abgeschätzt werden. Diese im lokalen Kopfkoordinatensystem \mathcal{R}_{ih} konstanten Hauptträgheitsmomente können mit der Rotationsmatrix ${}^{\text{w}}\mathbf{R}_{\text{ih}}$ der entsprechenden homogenen Transformation (2.30) in das Weltkoordinatensystem übertragen werden (2.102).

Die Untersuchung und Implementierung veränderlicher lokaler Trägheitstensoren ${}^{\text{ih}}\mathbf{I}_{\text{Mi}}$ in Abhängigkeit der Konfigurationskoordinaten ist für diese Art von Kontinuum-Manipulatoren mit beschränkten Rotationsbewegungen vernachlässigbar.

IDENTIFIKATION DER LÄNGSSTEIFIGKEITEN

Die Identifikation der Längssteifigkeiten über die Federkraftkennlinien $F_{\text{Bik},\text{Fdr}}(q_{\text{ik}})$ der Bälge im Sektionsverbund erfolgt analog zu der Einzelbalg-Identifikation (Abb. 2.17). Nach dem gleichen Vorgehen werden alle Bälge einer Sektion gleichmäßig bedruckt, sodass die Krümmung nahe bei null bleibt (2.28) und sich die Steifigkeitskräfte für jeden Balg im Manipulatorverbund durch Berechnung der Aktorkräfte aus stationären Druckmessungen und nach Bereinigen von Gravitationskräften ergeben (Abb. 2.17).

IDENTIFIKATION DER BIEGESTEIFIGKEITEN

Die Biegemomente $M_{i,Bieg}$ einer Sektion i beschreiben die für die Sektionsbiegung relevanten Quersteifigkeiten der Bälge im Sektionsverbund (Abb. 2.13) und sind abhängig von dem Biegewinkel ψ_i der Sektion (2.26) und der Orientierung ϕ_i der Krümmung. Zur korrekten Bestimmung des Sektionspotentials (2.73) müssen die Biegesteifigkeiten jeder Sektion identifiziert werden, wobei das Vorgehen ähnlich dem der Identifikation von Längssteifigkeiten ist, da Biegesteifigkeiten über stationäre Messungen der Balgdrücke einer gekrümmten Manipulatorstruktur erhalten werden können.

Für die experimentelle Identifikation der Biegesteifigkeiten wird ausgenutzt, dass die pneumatischen Aktorkräfte (2.2) zum Erreichen einer statischen Sektionsbiegung neben den Längssteifigkeiten auch das zusätzliche Biegemoment kompensieren müssen. Nach einer Bereinigung von gemessenen stationären Drücken um die entsprechenden Gravitationskräfte und Längssteifigkeiten kann das Biegemoment $M_{i,Bieg}(\psi_i, \phi_i)$ aus den verbleibenden relativen Biegedrücken bestimmt werden, wobei sich das Moment aus den Druckkräften und den Hebelarmen der Balganriffspunkte r_{Bi} ergibt. Zunächst wird das Biegemoment jeder Sektion in einer Versuchsreihe für eine feste Orientierung ϕ_i und veränderliche Biegewinkel ψ_i bestimmt, in dem die Sektion in verschiedene stationäre Biegezustände durch entsprechende Druckprofile von Balg eins gegen Balg zwei und drei gesteuert wird und die Orientierung ϕ somit entweder 0 oder π ist (2.28a). Die gemessenen und bereinigten relativen Biegedrücke werden über dem kinematisch berechneten Biegewinkel aufgetragen, um aus den Messpunkten eine lineare Näherungsfunktion des relativen Biegedrucks in Abhängigkeit des Biegewinkels zu bestimmen (Abb. 2.23). Dabei ist die Varianz in den relativen Drücken hauptsächlich durch das langsame Kriechen des Materials während der Identifizierungsmessung begründet.

Die Identifikation entlang eines Schnitts (Abb. 2.23) ist zunächst ausreichend, da aufgrund der Symmetrie diese Kraft-, Druck- oder Momentenfunktion auf die anderen beiden Schnitte übertragen werden kann und die Beträge dazwischen in Abhängigkeit der Orientierung interpoliert werden können (Abb. 2.23).

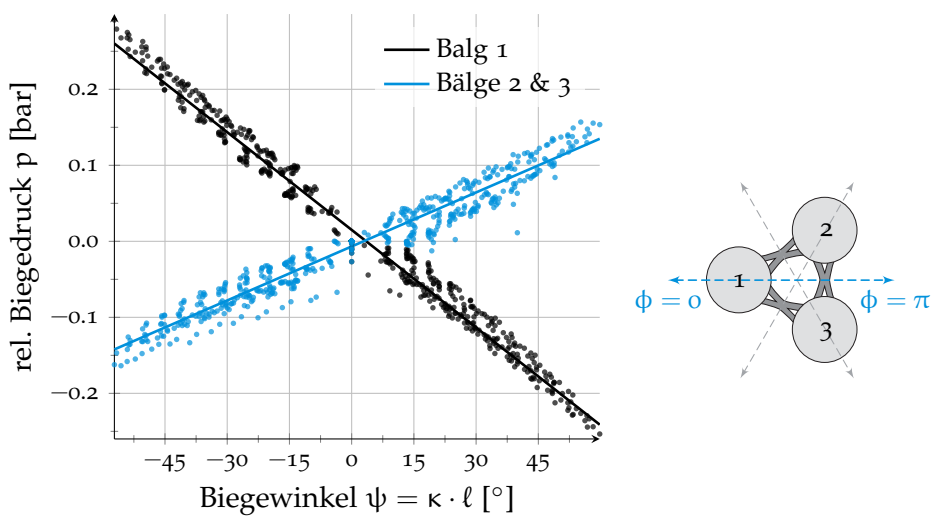


Abbildung 2.23: Lineare Näherungsfunktion der relativen Biegedrücke über dem Biegewinkel ψ durch Bedrücken von Balg 1 gegen Bälge 2 und 3. Negative Winkel beschreiben eine Biegung in die entgegengesetzte Richtung $\phi = \pi$ statt $\phi = 0$.

IDENTIFIKATION DER LÄNGSDÄMPFUNG

Analog zum Einzelbalgmodell ist die Identifikation der Kräfte $F_{\text{Bik,Dmp}}(\dot{q}_{ik})$ zur Beschreibung der Längsdämpfung aufgrund der durch Krieeffekte hervorgerufenen veränderlichen Steifigkeiten nicht exakt möglich. Die dämpfende Charakteristik ist aber vor allem dann sichtbar, wenn der Manipulator eine schnelle Eigenbewegung bei gleichbleibender Aktorkraft durchführt, z. B. bei Schwingungen, die durch externe Kraftsprünge nach Kontaktverlust ausgelöst werden (Abb. 2.24). Da die Dämpfung maßgeblich den Abklingvorgang einer Eigenschwingung charakterisiert, kann basierend auf Messungen solcher Schwingungen eines Manipulators typischer Länge (Abb. 2.24) eine mittlere lineare Dämpfung z. B. mit einem Least-Squares-Verfahren gefittet werden, die typisch für den Betrieb des Manipulators ist.

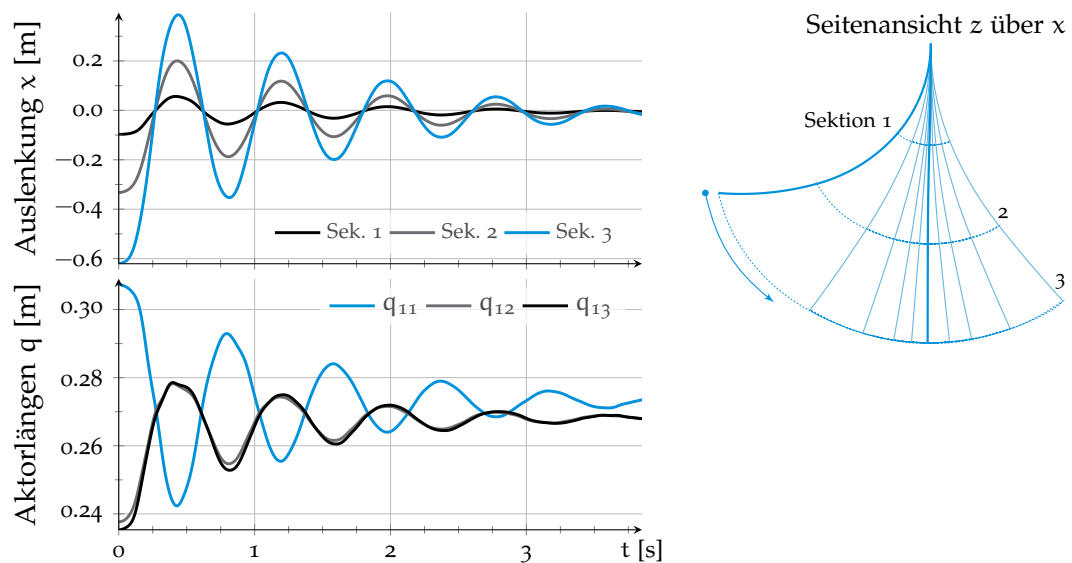


Abbildung 2.24: Seitliche Manipulatorschwingung ausgelöst durch plötzliches Loslassen nach Auslenkung mittels externer Kraft zur Bestimmung der Dämpfungseigenschaften des Manipulators.

MODELLVALIDIERUNG

Nachdem alle Modellparameter identifiziert sind, sollen abschließend Simulationen des neu entwickelten dynamischen Modells und der vorgestellten Approximationen mit Messungen verglichen und dadurch validiert werden. Dazu werden für vorgegebene Drucktrajektorien Referenzmessungen am druckgeregelten BHA mit einer Abtastzeit von 1 ms über den DSpace 1007 PPC Rapid Control Prototyping Computer aufgenommen. Daraufhin werden die zu testenden Modelle in der Simulationsumgebung von Matlab und Simulink inkl. der analytischen Ableitungen der homogenen Transformation implementiert. Dabei wird das Auftreten von Singularitäten in der Formulierung des kinematischen Modells numerisch verhindert, indem für Krümmungen $\kappa < \kappa_{\min} = 1 \cdot 10^{-6}$ die Berechnungsvorschrift der homogenen Transformation von dem regulären Fall (2.34) auf den singulären Fall (2.38) stetig umgeschaltet wird und die Krümmung der Ableitungen künstlich auf mindestens κ_{\min} gehalten wird (2.62).

Eine Anregung der Manipulator-Eigenbewegung, die sowohl die Verkopplungen zwischen den Bälgen innerhalb einer Sektion als auch zwischen den Sektionen gut sichtbar macht, wird durch eine schlagartige Druckänderung einzelner Bälge erreicht, während

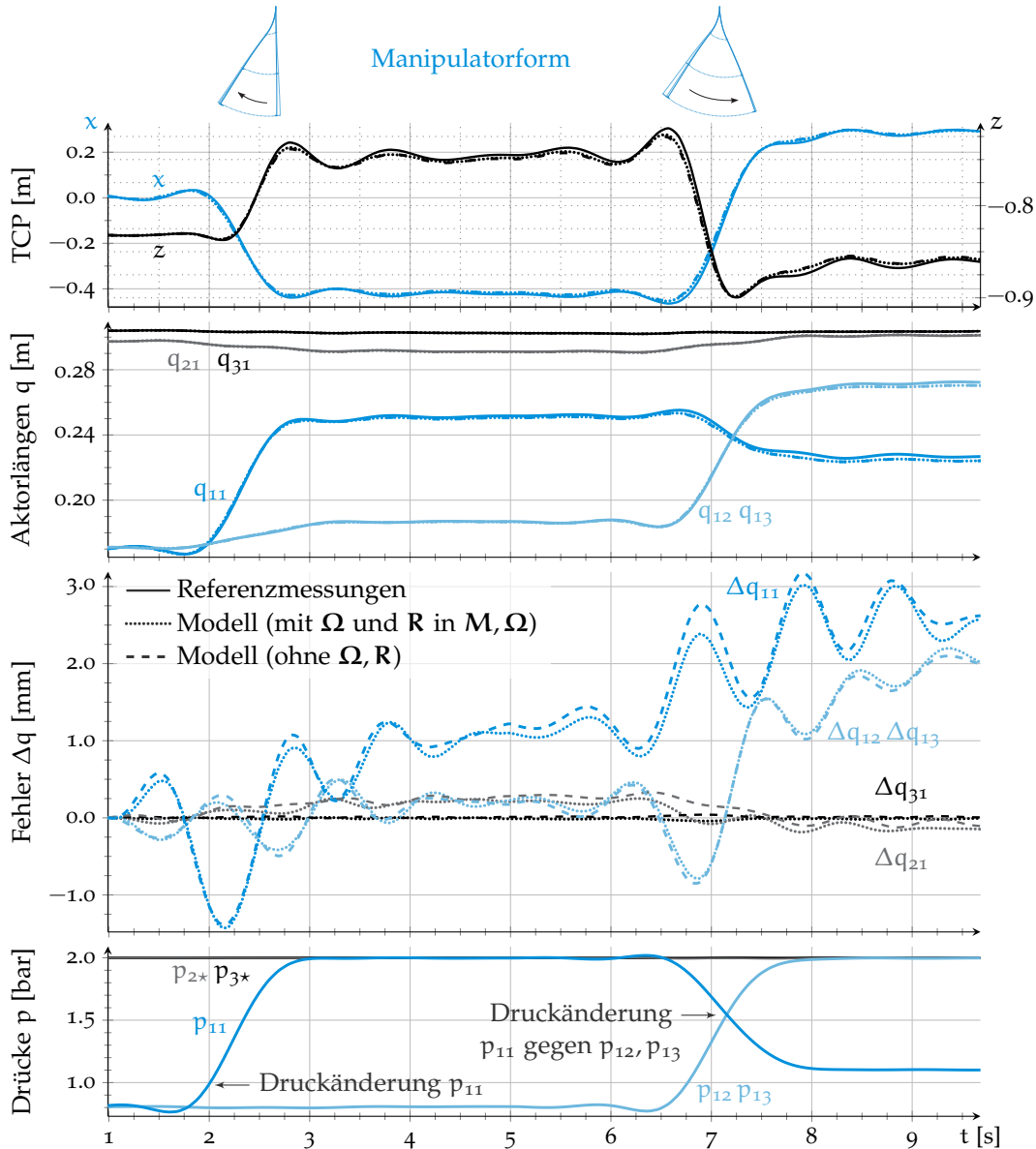


Abbildung 2.25: Referenzmessungen — und Modellvergleich der Druckanregung durch Simulation des vollständigen Modells und des reduzierten Modells -- (ohne rotatorische Energieanteile R und Coriolisterme Ω).

die anderen bei konstantem Druck gehalten werden. Dadurch entsteht eine resultierende Manipulatorbewegung mit plötzlichem Anfahren und Abbremsen, sodass durch die mechanischen Verbindungen auch die nicht aktuierten Bälge ihre Länge ändern. Der Effekt ist bei ausgelenkten Sektionen aufgrund der höheren Manipulorträgheit besser sichtbar.

In einem ersten Experiment wird daher zunächst bei ca. 2 s nur der Druck p_{11} des ersten Balgs der ersten Sektion geändert, während die anderen konstant bleiben, sodass eine Kippbewegung des Manipulators zur einen Seite entsteht (Abb. 2.25). Nach ca. 3 s wird der Druck p_{11} wieder abgesenkt, während Bälge zwei und drei der ersten Sektion über eine Druckerhöhung von p_{12}, p_{13} verlängert werden, sodass der Manipulator in die entgegengesetzte Richtung kippt. Die Bälge der zweiten und dritten Sektion q_{2*}, q_{3*} werden durch einen hohen Kammerdruck gestreckt, um eine hohe Trägheit zu erzeugen.

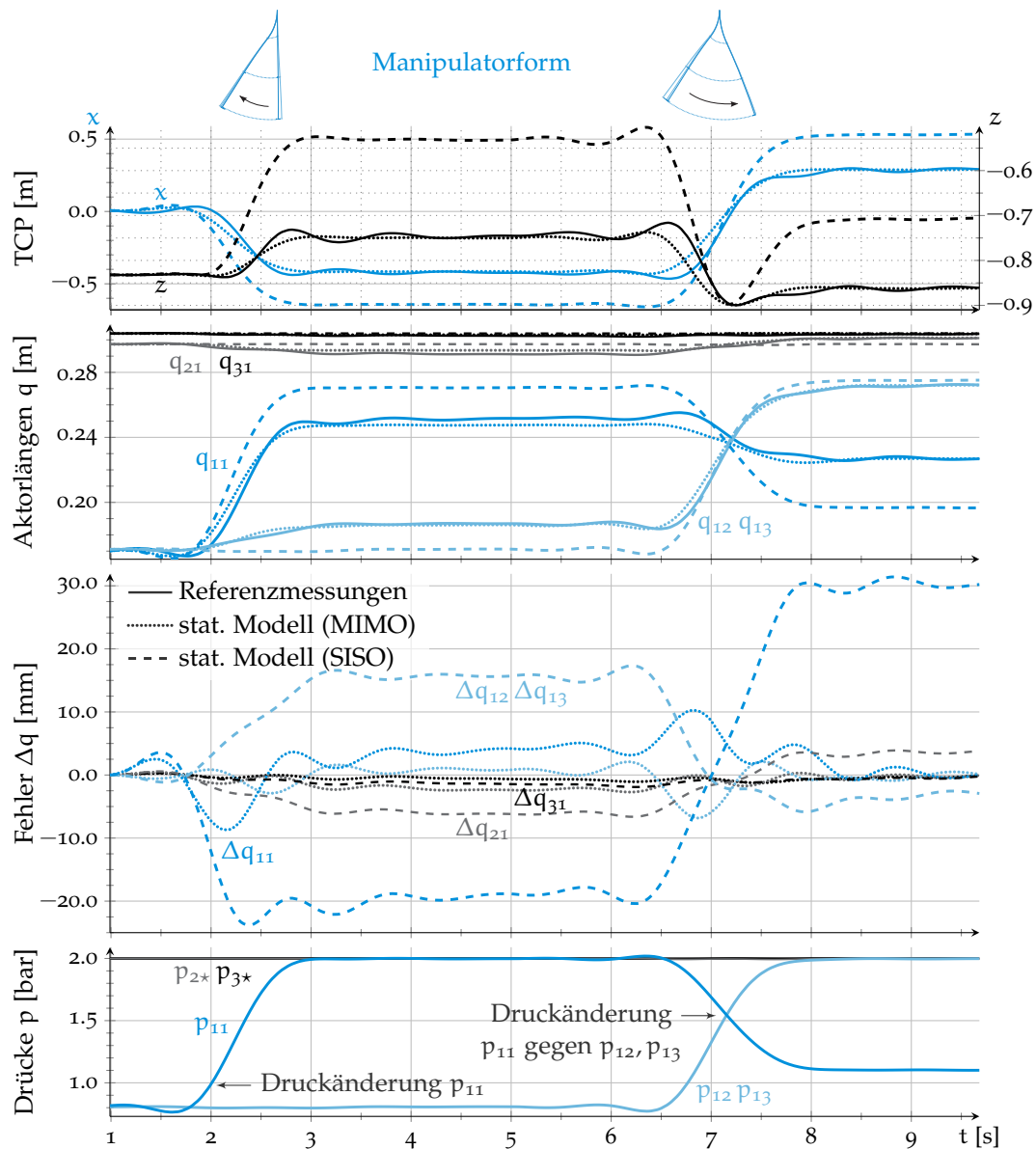


Abbildung 2.26: Referenzmessungen — und Modellvergleich der Druckanregung durch Simulation eines verkoppelten und entkoppelten -- statischen Modells.

Die Messungen dieses Experiments werden mit den druckbasierten Simulationen des vollständigen dynamischen Modells (2.109–2.111) und des reduzierten Modells, in dem sowohl rotatorische kinetische Energieanteile \mathbf{R} und die Coriolismatrix $\mathbf{\Omega}$ vernachlässigt sind (2.116, 2.119), verglichen (Abb. 2.25). Für beide Simulationsmodelle stimmen die Aktorlängen und die TCP-Koordinaten gut mit den aufgenommenen Messdaten überein; insbesondere die Schwingungsamplituden und -frequenzen durch Überschwingen des trägen Manipulators sind gut sichtbar (Abb. 2.25). Nach einer Auslenkung erhöht sich der stationäre Fehler durch nicht modellierte Kriecheinflüsse. Bei anderen Versuchen sind ähnliche Ergebnisse zu beobachten. So ergeben beide Modelle – sowohl das vollständige, als auch das stark reduzierte – für druckaktuierte Bewegungen gute Simulationsergebnisse, die mit den gemessenen Trajektorien übereinstimmen.

Entsprechend der Simulationen dynamischer Modelle (Abb. 2.25) wird auch ein entkoppelter und ein verkoppelter statischer Modellansatz verglichen (Abb. 2.26). Das ent-

koppelte statische Modell neun entkoppelter statischer Einzelbalgaktoren vernachlässigt die Beschleunigungs- und Dämpfungskräfte des Einzelbalgmodells (2.1) und wird über die statischen Gleichgewichte berechnet. Die Modellabweichungen durch die fehlenden dynamischen Effekte und nicht vorhandenen Biegesteifigkeiten und Gravitationskräfte sind groß (Abb. 2.26). Aber selbst ein von (2.109) abgeleitetes, verkoppeltes statisches Manipulatormodell

$$\mathbf{N}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = \boldsymbol{\tau}(\mathbf{p}) + \boldsymbol{\tau}_{\text{ext}} \tag{2.123}$$

mit Berücksichtigung der verkoppelten Biegesteifigkeiten und Gravitationskräfte weicht während Bewegungen ca. dreimal stärker als die dynamischen Modelle von den Messdaten ab. Vor allem die trägheitsbedingten Einschwingvorgänge nach den charakteristischen Überschwingungen sind nicht zu beobachten. Außerdem lassen sich Aktorlängen \mathbf{q} aus dem verkoppelten statischen Modell (2.123) nur implizit berechnen, sodass die nötige Rechenzeit deutlich über die der dynamischen Simulationen steigt – obwohl die sonst aufwändig zu bestimmenden Coriolis- und Massenmatrizen nicht berechnet werden. Um den Rechenaufwand der vorgestellten Methoden unabhängig von Simulationsschrittweite, Taktfrequenz des Prozessors und Länge der zu simulierenden Zeit auszudrücken, wurden diese normiert. Ein Vergleich der relativen Simulationszeiten für die unterschiedlichen Modelle ist in Tab. 2.3 angegeben.

In einem zweiten Experiment wird eine extern angeregte Schwingbewegung untersucht, ähnlich der bereits verwendeten Bewegung zum Energievergleich (Abb. 2.16) und zur Dämpfungsidentifikation (Abb. 2.23). Dabei wird der ausgelenkte Manipulator bei konstantem Balgdruck durch eine externe Kraft ausgelenkt, die dann bei geschlossenen Ventilen schlagartig losgelassen wird. Durch die hohe Rückstellkraft der verformten steifen Strukturen wird eine schnelle Schwingbewegung des Manipulators induziert (Abb. 2.27), die nicht mittels statischen Modellen simuliert werden kann, da sich die Drucktrajektorien der Bälge nicht merklich ändern.

Die entwickelten dynamischen Modelle – sowohl das vollständige, als auch das reduzierte Modell – beschreiben die Manipulatorbewegung und die Schwingung der einzelnen Aktoren gut (Abb. 2.27). Die simulierte Frequenz, die Amplitude und die Dämpfung des TCP entsprechen den Referenzmessungen während den weiten Schwingungen. Abweichungen der Simulationen von den Messdaten – v. a. in den Aktorkoordinaten – treten aufgrund der Annahme konzentrierter Massen auf, da die verteilten Massen auch nicht modellierte Oberschwingungen erzeugen können. Die Verläufe im Abklingvorgang der

Tabelle 2.3: Vergleich der relativen Simulationszeiten.

Modell mit	Rotationen	Coriolismatrix		Genauigkeit	rel. Zeit
dynamisch	×	×	(Abb. 2.25)	++	1.000
dynamisch	×			++	0.244
dynamisch		×		+	0.798
dynamisch			(Abb. 2.25)	•	0.175
statisch (verkoppelt) ^a			(Abb. 2.26)	–	15.468
statisch (entkoppelt)			(Abb. 2.26)	--	0.014

^a Hoher Berechnungsaufwand wegen impliziter Lösung eines nichtlinearen Modells.

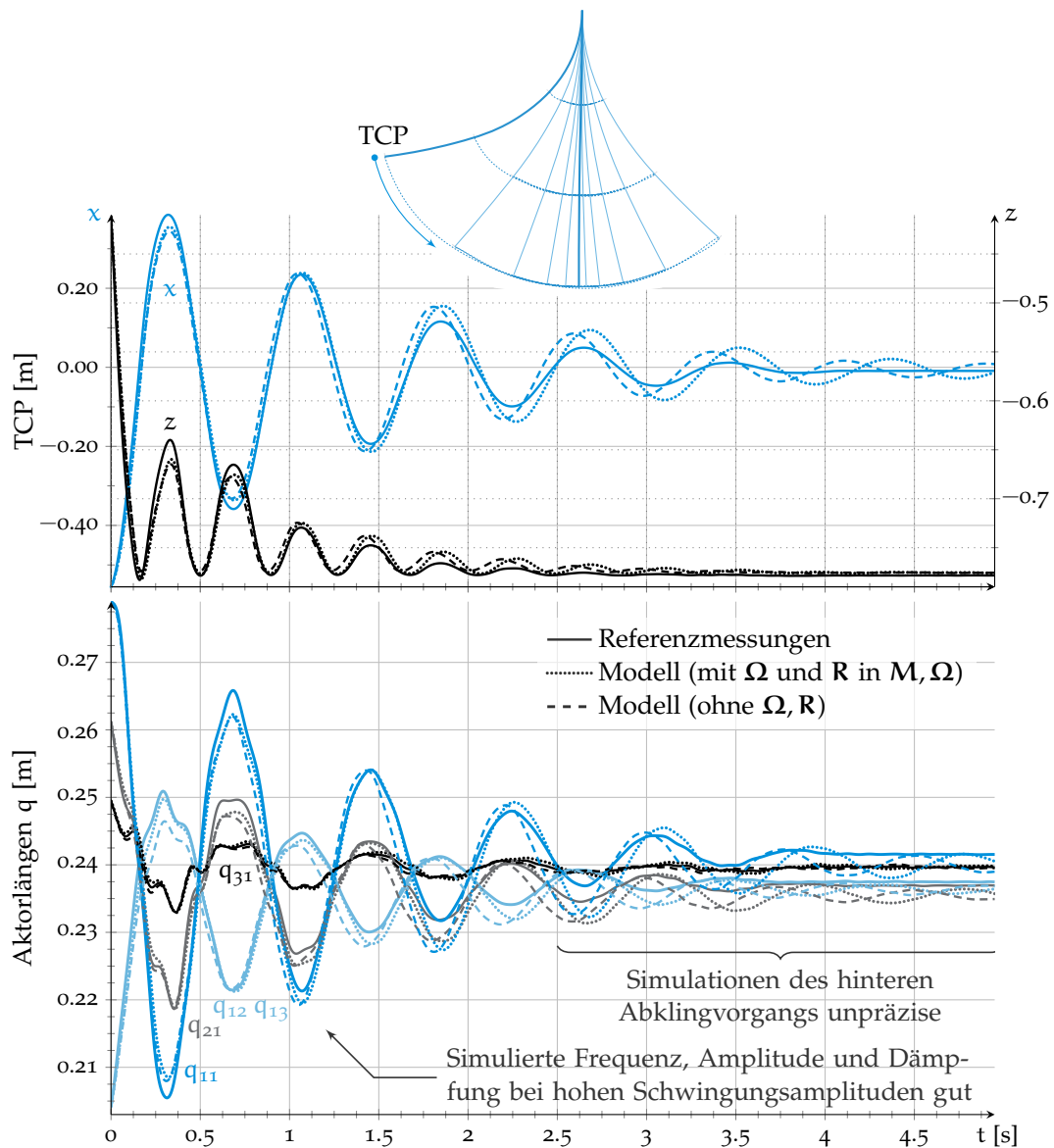


Abbildung 2.27: Referenzmessungen — einer seitlichen Manipulatorschwingung und Modellvergleich durch Simulation des vollständigen Modells und des reduzierten Modells -- (ohne rotatorische Energieanteile \mathbf{R} und ohne Coriolisterme $\mathbf{\Omega}$).

Schwingung passen nicht mehr zu den Messdaten, da allgemein ein einfacher Ansatz für die Beschreibung der Dämpfungen gewählt und ein für den Betrieb typischer, mittlerer Dämpfungsfaktor gewählt wurde. Weitere Modellreduktionen wie die Vernachlässigung rotatorischer kinetischer Energieanteile \mathbf{R} und der Coriolismatrix $\mathbf{\Omega}$ führen hingegen bei gleichzeitiger Reduktion der Simulationszeit um etwa 80% (Tab. 2.3) nur zu kleinen Änderungen in den Simulationsergebnissen (Abb. 2.27).

Allgemein zeigt sich, dass das Modell mit den analytisch implementierten Ableitungen eine deutlich verbesserte Modellgenauigkeit – sowohl im statischen als auch im dynamischen Fall – erreicht und auch das stark reduzierte Modell immer noch eine sehr zufriedenstellende Güte aufweist, wobei die Rechenzeit für die Berücksichtigung der Verkopplungen und der Kinematik nur ca. zehnmal höher als die des dynamischen Einzelbalgmodells ist.

2.5 ZUSAMMENFASSUNG

In diesem Kapitel wurden die benötigten Modelle der Komponenten und des Manipulators hergeleitet. Das Vierpol-Schlauchmodell mit seinen zwei Zuständen in Kombination mit dem pneumatischen Kammermodell des Einzelbalgs und dem Ventilmodell wird für den Reglerentwurf der Aktorik benötigt und ist zudem für den Entwurf eines Kammerdruckbeobachters geeignet. Für das verwendete kinematische Manipulatormodell der konstanten Krümmungen wurde außerdem die analytische differentielle Kinematik vorgestellt.

Auf Basis des kinematischen Modells und des dynamischen Einzelbalgmodells wurde ein neues dynamisches Manipulatormodell für Kontinuum-Manipulatoren entwickelt. Die Herleitung erfolgte am Beispiel des BHA über ein Sektions-Ersatzmodell mit einer konzentrierten Masse und über die analytischen Ableitungen der homogenen Transformationsmatrizen, sodass die benötigten Terme analytisch in die Lagrangeschen Gleichungen 2. Art eingesetzt werden konnten. Durch Umsortierung wurde eine Formulierung der Bewegungsgleichung in klassischer Form erreicht, die die Dynamik der Aktorkoordinaten mit einer regulären Massenmatrix, Coriolismatrix und entsprechenden passiven und aktiven Kraftvektoren beschreibt. Für dieses Modell wurden außerdem Vorschläge zur Verringerung des Rechenaufwands über geeignete Modellvereinfachungen vorgestellt.

Nach Hinweisen zur Identifikation der Parameter für Komponenten- und Manipulatormodelle wurde abschließend eine Validierung des neuen Manipulatormodells und der abgeleiteten reduzierten Modelle am BHA über Vergleiche von Messungen und Simulationen vorgenommen. Dabei hat sich gezeigt, dass selbst die stark reduzierten Modelle – im Gegensatz zu bisher verfügbaren Aktormodellen – alle am BHA dominierenden Effekte inkl. der Wechselwirkungen zwischen den einzelnen Aktoren effizient abbilden und die dynamischen Manipulatormodelle deutlich schneller als entsprechende statische Modelle zu lösen sind. Somit wurde eine Methode für die Entwicklung eines dynamischen Modells für Kontinuum-Manipulatoren entwickelt, das in seiner generischen Form auf andere Kontinuum-Manipulatoren mit intrinsischen Aktoren übertragbar ist, wenn deren Kinematik über den Ansatz der konstanten Krümmungen oder ähnliche Methoden modelliert wird.

Dieses dynamische Modell ist in seiner reduzierten Form für den modellbasierten Reglerentwurf geeignet. Damit wurde eine wichtige Schnittstelle zu der klassischen Robotik geschaffen, sodass auf Basis dieses Modells die Methoden der dynamischen Reglerentwürfe auf Kontinuum-Manipulatoren anwendbar sind. Darauf aufbauend wird im nächsten Kapitel u. a. ein modellbasierter Entkopplungsregler für Kontinuum-Manipulatoren entworfen.

REGELUNG IN AKTORKOORDINATEN

In diesem Kapitel soll auf Basis des zuvor entwickelten dynamischen Manipulatormodells eine nichtlineare Regelung und Steuerung für Kontinuum-Manipulatoren analog zu einer Regelung in Gelenkkoordinaten eines klassischen Knickarmroboters [SKo8] entwickelt werden, sodass eine schnelle und präzise Trajektorienfolge in Aktorkoordinaten $\mathbf{q}(t) \rightarrow \mathbf{q}_d(t)$ und eine gute Dämpfung des Manipulators auch bei dynamischer Anregung ermöglicht wird. Die Entwicklung und Funktionstests erfolgen dabei am Bionischen Handling-Assistenten (BHA).

Eine Regelung in Aktorkoordinaten kann unter Berücksichtigung des mechanischen Systems die nötigen Sollbalgdrücke zur Kraftstellung berechnen, um die Aktorlängen als Mess- und Regelgrößen entsprechend der geplanten Solltrajektorien einzustellen (Abb. 3.1). Dabei kann in den meisten Fällen die Druck- bzw. Kraftstellung nicht direkt erfolgen. Stattdessen ist bei pneumatisch aktuierten Kontinuum-Manipulatoren die Vorgabe von normierten Ventilschieberpositionen nötig (Abb. 2.3).

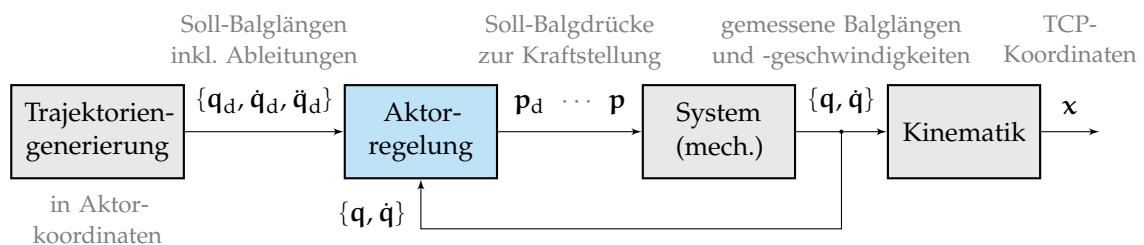


Abbildung 3.1: Schema der Aktorregelung des mechanischen Systems, bei der allein die Aktorkoordinaten und deren Geschwindigkeiten geregelt werden.

Da bei dem Entwurf von Steuerungen und Regelungen zur exakten Trajektorienfolge dynamischer Bewegungen auch die Dynamik der Aktorik mit berücksichtigt werden kann und die Dynamik pneumatischer Antriebe im Vergleich zu den mechanischen Bewegungen nicht zu vernachlässigen ist, wird die Druckregelung in diesem Kapitel ebenfalls betrachtet. Zunächst wird jedoch die allgemeine Reglerstruktur vorgestellt.

3.1 STRUKTUR DER REGELUNG

Als Regelgrößen sollen die Aktortrajektorien der Balglängen $\mathbf{q}(t)$ den Solltrajektorien $\mathbf{q}_d(t)$ und deren zeitlichen Ableitungen folgen. Dabei dienen die relativen Ventilschieberpositionen $\mathbf{v}(t)$ der Proportionalventile als pneumatische Stellgrößen. Aufgrund

der starken Verkopplung des mechanischen Systems und der unverkoppelten pneumatischen Systeme ist eine Unterteilung des Reglers in unverkoppelte Druckregler und überlagerte Balglängenregler mittels einer kaskadierten Reglerstruktur [GK91] zielführend – insbesondere, da sowohl die Balglängen q als auch die Balgdrücke p als Messgrößen vorliegen (Abb. 3.2). Über diese Reglerstruktur ist eine getrennte Auslegung der unverkoppelten Druckregler und der überlagerten Lageregler möglich [Mah15] – im Gegensatz zu dem Konzept der direkten Vorgabe und Invertierung des Gesamtmodells pneumatischer Antriebe [Hil09].

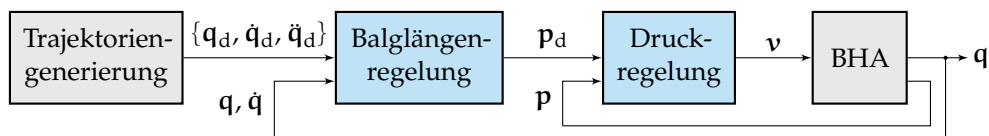


Abbildung 3.2: Schema der kaskadierten Aktorregelung mit überlagelter Balglängenregelung und unterlagelter Druckregelung.

Die dezentralen Druckregler mit den Balgdrücken p als Mess- und Regelgrößen berechnen die relativen Ventilschieberpositionen v . In der ersten Prototypenversion des BHA wurden die unverkoppelten Druckregler – wie in der Servopneumatik üblich – über eine Zustandslinearisierung der Kammerdruck-Differentialgleichung und einer modellbasierten Berechnung der Ventilschieberöffnung erhalten [Ger11]. Da am BHA nicht viel Platz zwischen den Bälgen einer Sektion ist und die entfernten Druckkammern sich zudem auch noch bewegen, wurden die Drücke des ersten Prototypen ventiltseitig gemessen und dieser Ventildruck als Rückführsignal in der Druckregelung verwendet. Bei der Verwendung von Ventilinseln mit externen Drucksensoren wurden im weiteren Verlauf der Entwicklung dünne Stichleitungen zu den Bälgen gelegt, sodass der Balgdruck durch zusätzlichen Verschlauchungsaufwand direkt gemessen und die Grenzfrequenz der Druckregelung infolgedessen spürbar erhöht werden konnte [Mah15].

Dadurch wurde auch die erfolgreiche Implementierung der kaskadierten Aktorregelung ermöglicht. Die entkoppelten Balglängenregler wurden auf Basis des dynamischen Einzelbalgs entwickelt [Mah15], da kein dynamisches Manipulatormodell vorhanden war. Dies hatte zur Folge, dass zwar generell die Sollbalglängen vorgegeben werden konnten, aber die einzelnen Balglängenregler bei gekrümmten Sektionen gegeneinander arbeiten und Manipulatorschwingungen nur ineffizient gedämpft werden konnten.

Um dem entgegenzuwirken, soll eine entkoppelnde Aktorregelung unter Verwendung des neuen Manipulatormodells entwickelt werden. Die Grenzfrequenz der Aktorregelung wird jedoch auch maßgeblich von der Grenzfrequenz des unterlagerten Druckreglers abhängen. Bevor also im späteren Verlauf des Kapitels die neue, entkoppelnde Aktorregelung vorgestellt werden kann, wird zunächst der bisher verwendete, unterlagerte Druckregler vorgestellt und hinsichtlich einem besseren Führungsverhalten erweitert. Danach wird der alte, dezentrale Balglängenregler vorgestellt, damit dieser als Vergleich für die Validierung des zentralen Balglängenreglers verwendet werden kann.

3.2 UNTERLAGERTE DRUCKREGELUNG

Die Druckregelung von Kammern wird stets unverkoppelt betrachtet, da die Drucksysteme hinter den Ventilen nicht miteinander verbunden sind. Somit ist eine für einen

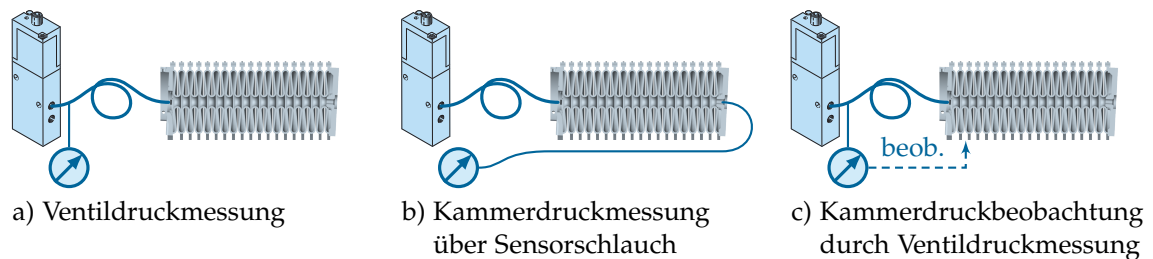


Abbildung 3.3: Messkonfigurationen zur Druckregelung.

Einzelbalg entworfene Druckregelung direkt auf die Bälge des Manipulators übertragbar, solange deren Volumen und Volumenänderungen bekannt sind.

Eine direkte Messung des Kammerdrucks für Bälge des Manipulators ist generell nicht möglich, da die Sensoren schlecht entlang des Manipulators platziert werden können. In der klassischen Pneumatik ist es üblich, Schläuche zu vernachlässigen und direkt hinter dem Ventil zu messen (Abb. 3.3a) und auf diesen Ventildruck zu regeln. Da in Abhängigkeit der Schlauchdimensionen der Kammerdruck in der dynamischen Phase aufgrund von Staudruck und Phasenversatz stark von dem Ventildruck abweichen kann, wird zur Verbesserung der Regelgüte und der Realisierung höherer Grenzfrequenzen stattdessen eine Kammerdruckmessung verwendet (Abb. 3.3b). Da der verwendete Sensorschlauch nahezu keinen Massenstrom führt, treten Reibungseffekte und Staudrücke in den Hintergrund – allerdings breitet sich das Drucksignal nur mit Schallgeschwindigkeit aus, sodass für jeden Meter Schlauch mit einer Verzögerung von ca. 3 ms gerechnet werden muss. Zudem erfordert diese Variante einen zusätzlichen Verschlauchungsaufwand.

Unter Berücksichtigung des Schlauchs und insbesondere dessen Druckabfalls kann mittels gemessenem Ventildruck der Kammerdruck auch beobachtet werden (Abb. 3.3c), sodass eine hohe Regelgüte auch mit geringem Verschlauchungsaufwand erreicht werden kann – allerdings ist eine zusätzliche Identifikation des zusätzlich benötigten Schlauchmodells notwendig.

Im Folgenden werden zunächst die klassischen Druckregelkonzepte vorgestellt. Danach wird der Balgdruckbeobachter und die darauf basierenden, erweiterten Druckregelkonzepte vorgestellt, bevor die Druckregler miteinander verglichen und bewertet werden.

3.2.1 Klassische Druckregelkonzepte

Zur Entwicklung des modellbasierten Reglers wird bei klassischen Druckreglerkonzepten nur das dynamische Kammerdruckmodell berücksichtigt. Dabei kann zur Regelung sowohl die Rückführung des tatsächlichen Kammerdrucks, als auch die des Ventildrucks verwendet werden.

3.2.1.1 Druckregelung mittels Sensorschlauch und Kammerdruckmessung

Um den Luftdruck in Kammern mit veränderlichem Volumen zu regeln, wird während des Reglerentwurfs oft die Annahme getroffen, dass der Schlauch vernachlässigt werden kann. Dies ist für kurze Schläuche mit kleinem Volumen und einem größeren Querschnitt als dem des Ventils zulässig – allerdings wird diese Annahme unter Hinnahme von Performanceeinbußen auch für längere, dünnere Schläuche getroffen.

Zur Rückführung des Kammerdrucks erfolgt die Druckmessung entweder direkt in der Kammer oder aber über einen kurzen Sensorschlauch (Abb. 3.3b). In diesen Fällen hat sich ein modellbasierter Regler bewährt [Göto3; Hil+05; KSH10], bei dem die Nichtlinearitäten des Modells über eine exakte Zustandslinearisierung kompensiert werden [Isi95].

Der einzige Zustand des Kammerdruckmodells (2.3) ist der Kammerdruck p_B , der gleichzeitig auch als Regel- und Messausgang fungiert. Der Modelleingang ist der Massenstrom \dot{m}_B . Somit ist eine exakte Zustandslinearisierung über eine Modellinvertierung möglich, sodass nach Wahl des virtuellen Eingangs $v = \dot{p}_B$ die Bestimmungsgleichung für den Sollmassenstrom

$$\dot{m}_{B,d} = \frac{1}{R_s T_o} \left(\frac{V_B(l_B)}{\kappa_B} v + \dot{V}_B(\dot{l}_B) p_B \right) \quad (3.1)$$

üblicherweise mit einem linearen Proportionalregler und einer Vorsteuerung

$$v = \dot{p}_{B,d} + K (p_{B,d} - p_B) \quad (3.2)$$

kombiniert wird [Fal12]. Folglich ergibt sich der Sollmassenstrom zu

$$\dot{m}_{B,d} = \frac{1}{R_s T_o} \left(\overbrace{\frac{V_B(l_B)}{\kappa_B}}^{\text{Vorsteuer-Verstärkung } V} (\dot{p}_{B,d} + K (p_{B,d} - p_B)) + \dot{V}_B(\dot{l}_B) p_B \right), \quad (3.3)$$

wobei die lineare Rückführverstärkung

$$K = 2 \pi f_d \quad (3.4)$$

oft in Abhängigkeit der gewünschten Eckfrequenz f_d des Störverhaltens angegeben wird.

Der Massenstrom $\dot{m}_{B,d}$ ist jedoch nicht direkt, sondern nur implizit über die normierte Ventilschieberposition v stellbar. Wenn die Ventileigenschaften bekannt sind (Abb. 2.5) und sowohl der Versorgungsdruck p_{Vers} als auch der Entlüftungsdruck p_{Entl} gemessen wird, können die Nichtlinearitäten des ventilabhängigen Massenstroms (2.9) kompensiert werden [Hil+05], sodass die normierte Ventilschieberposition $v = v(\dot{m}_{B,d})$ in Abhängigkeit des Sollmassenstroms berechnet werden kann. Dazu wird zunächst der gewünschte normierte Leitwert

$$\tilde{C}_{V,d,\text{ideal}} = \frac{1}{\rho p_{\text{prim}} \Psi\left(\frac{p_{\text{sek}}}{p_{\text{prim}}}, b_V\right) C_{V,\text{max}}} \dot{m}_{B,d} \quad (3.5)$$

durch Umstellen von (2.7) bestimmt. Dies funktioniert im mittleren Druckbereich gut – wenn allerdings der Kammerdruck beim Belüften nahe des Versorgungsdrucks oder beim Entlüften nahe des Entlüftungsdrucks liegt, ist das Druckverhältnis der Drossel aufgrund $p_{\text{sek}} \rightarrow p_{\text{prim}}$ nahezu 1, sodass der durch das Ventil fließende Massenstrom gegen null geht – unabhängig davon, wie weit das Ventil geöffnet ist. In diesem Fall würde in (3.5) eine Division durch $\Psi \rightarrow 0$ den Leitwert weiter vergrößern, als dies aufgrund des begrenzten maximalen Ventildurchmessers tatsächlich möglich ist. Um dies zu verhindern, wird eine numerische Grenze Ψ_{min} eingeführt [Fal+17], sodass der normierte Leitwert $\tilde{C}_{V,d}$

$$\tilde{C}_{V,d} = \frac{1}{\rho p_{\text{prim}} \max\left\{\Psi_{\text{min}}, \Psi\left(\frac{p_{\text{sek}}}{p_{\text{prim}}}, b_V\right)\right\} C_{V,\text{max}}} \dot{m}_{B,d} \in [0, 1] \quad (3.6)$$

in ungünstigen Durchflussverhältnissen z. B. mit $\Psi_{\min} = 0.2$ aufgrund des Druckunterschieds maximal um den Faktor 5 erhöht wird. Je nach Vorzeichen des gewünschten Massenstroms wird entweder be- oder entlüftet, sodass sich der tatsächlich geforderte Leitwert $\tilde{C}_{V,d} \in [-1, 1]$ zu

$$\tilde{C}_{V,d} = \frac{\dot{m}_{B,d}}{\rho C_{V,\max}} \begin{cases} \frac{1}{p_{\text{Vers}} \max\{\Psi_{\min}, \Psi(\frac{p_V}{p_{\text{Vers}}}, b_V)\}} & \dot{m}_{B,d} \geq 0 \\ \frac{1}{p_V \max\{\Psi_{\min}, \Psi(\frac{p_{\text{Entl}}}{p_V}, b_V)\}} & \dot{m}_{B,d} < 0 \end{cases} \quad (3.7)$$

berechnet. Durch die eingeführte Limitierung Ψ_{\min} wird außerdem verhindert, dass der normierte Leitwert durch Störrauschen aufgrund eines ungünstigen Druckverhältnisses nahe der druckbedingten Stellgrößenbeschränkung p_{Vers} oder p_{Entl} zwischen den Begrenzungen oszilliert. Zuletzt wird die gewünschte normierte Ventilschieberposition

$$v_d = \tilde{C}_V^{-1}(\tilde{C}_{V,d}) \quad (3.8)$$

durch numerische Invertierung des normierten Leitwerts (Abb. 2.5) berechnet.

Der modellbasierte Druckregler setzt sich somit aus den Komponenten des Reglers zur Sollmassenstromvorgabe (3.3) und dem algebraischen Zusammenhang zur Ventilkompensation (3.7,3.8) zusammen. Die Regelung benötigt den gemessenen Kammerdruck zur Rückführung, während die Ventilkompensation mittels des gemessenen Ventildrucks über die Durchflussfunktion die gewünschte normierte Ventilschieberposition berechnet (3.7). Zur Einsparung von Drucksensoren wird die Ventildruckmessung manchmal durch den Kammerdruck als gefilterten Ventildruck ersetzt. Dieses Reglerkonzept hat sich in der Servopneumatik etabliert, da der Vorsteueranteil $V \dot{p}_{B,d}$ (3.3) für eine Druckänderung und die Kompensation der Volumenänderung für ein gutes Führungsverhalten sorgen.

3.2.1.2 Druckregelung mittels ventilseitiger Druckmessung

Da in vielen Applikationen der zusätzliche Verschlauchungsaufwand zur Realisierung der benötigten Kammerdruckmessung über einen Sensorschlauch nicht erwünscht ist, wird in der klassischen Pneumatik oft auf den zusätzlichen Kammerdrucksensor verzichtet und nur eine ventilseitige Druckmessung durchgeführt. Dabei wird die Annahme getroffen, dass bei Vernachlässigung des Schlauchs der Kammerdruck

$$p_B \equiv p_V \quad (3.9)$$

identisch mit dem Ventildruck ist. Daraus ergibt sich die modifizierte Massenstromgleichung (3.3) in Abhängigkeit der Ventildrücke p_V

$$\dot{m}_{B,d} = \frac{1}{R_s T_0} \left(\frac{V_B(l_B)}{\kappa_B} (\dot{p}_{B,d} + K (p_{B,d} - p_V)) + \dot{V}_B(l_B) p_V \right) \quad (3.10)$$

statt der Kammerdrücke p_B , die mit der Proportionalverstärkung K (3.4) und der Ventilkompensation (3.7,3.8) kombiniert wird.

Dieses modifizierte Verfahren hat sich als Standardregelverfahren durchgesetzt, da bei langsamen Solldrucktrajektorien oder kurzen Schläuchen gute Ergebnisse mit geringem

Verschlauchungsaufwand realisiert werden können. Bei kleinen Abweichungen der Annahme (3.9) funktionieren die Volumenänderungskompensation und die Rückführung hinreichend gut, vor allem im stationären Fall.

Bei schnellen Trajektorien oder längeren Schläuchen dominieren die Staudrücke durch hohe Massenströme, sodass die Annahme (3.9) nicht mehr erfüllt ist. Da eine zusätzliche Kammerdruckmessung aufgrund der Verschlauchung oft keine Alternative darstellt, sollen im Folgenden erweiterte Druckreglerkonzepte unter Berücksichtigung des Schlauchmodells präsentiert werden: Zunächst wird ein Kammerdruckbeobachter hergeleitet, der aus der Ventildruckmessung über das Schlauchmodell den Kammerdruck rekonstruiert. Dieser beobachtete Kammerdruck kann daraufhin entweder mit dem Ansatz der klassischen Regelung oder mit dem danach vorgestellten, erweiterten Zustandsrückführungen kombiniert werden.

3.2.2 Balgdruckbeobachter

Statt den Kammerdruck und den Ventildruck zu messen, soll nun der Kammerdruck durch Messung des Ventildrucks und unter Verwendung eines geeigneten Schlauchmodells beobachtet werden (Abb. 3.3c), sodass der klassische Druckregler mit Kammerdruckrückführung ohne die Montage eines zusätzlichen Sensorschlauchs realisierbar wird. Ansätze zur Rekonstruktion des Kammerdrucks über ein statisches Schlauchmodell [Ala13] oder ein detailliertes mechanisches Modell [Her14] haben bisher keine verlässlichen Ergebnisse erbracht. Stattdessen soll analog zu einem Beobachter für eine Kammer mit konstantem Volumen [RNM16] ein Kammerdruckbeobachter für Drucksysteme mit variablem Volumen auf Basis des in Kap. 2.2 vorgestellten dynamischen Schlauchmodells hergeleitet werden. Dabei wird ausgenutzt, dass die Volumenänderung \dot{V}_B am BHA langsamer als die der Druckdynamik stattfindet, und somit das messbare Volumen und die Volumenänderung als quasi-stationäre Parameter in den Beobachterentwurf eingehen. Somit behält das Schlauchmodell stets seine Gültigkeit, da trotz einer Veränderung des Volumens das Kammervolumen stets deutlich größer als das Schlauchvolumen ist.

Zur Herleitung des Beobachters werden die Komponentenmodelle des Proportionalventils, des Schlauchs und der Druckdynamik eines Volumens nach Kapitel 2.2 verwendet, sodass ein lineares System in Zustandsraumdarstellung für den Schlauch und die Druckdynamik entsteht (Abb. 3.4). Dieses System beinhaltet den Balgdruck p_B , den vom Schlauch in den Balg fließenden Massenstrom \dot{m}_B und den Ventildruck p_V am Anfang des Schlauchs als Zustände

$$\mathbf{x} = [p_B \quad \dot{m}_B \quad p_V]^T \tag{3.11}$$

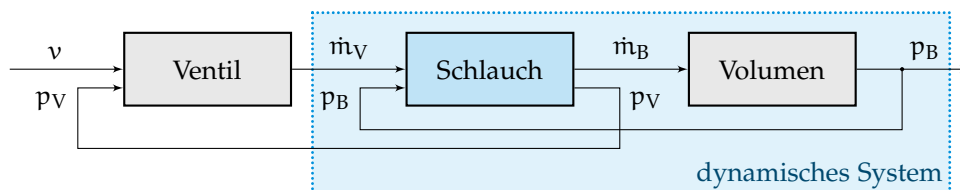


Abbildung 3.4: Verkettung der pneumatischen Komponentenmodelle von Ventil, Schlauch und Kammer.

und den durch das Ventil fließenden Massenstrom \dot{m}_V als Eingang. Der ventiltseitige Massenstrom ist jedoch nur indirekt bekannt und muss über eine Echtzeitsimulation des Ventilmodells aus den bekannten normierten Ventilschieberpositionen bestimmt werden. Von dem linearen Schlauchmodell (2.23) und dem Modell der Druckdynamik für ein variables Volumen (2.3) leitet sich das zusammengesetzte dynamische Modell für Schlauch und Kammer

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} p_B \\ \dot{m}_B \\ p_V \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} -a_4 & a_0 & 0 \\ -a_1 & -a_3 & a_1 \\ 0 & -a_2 & 0 \end{bmatrix}}_A \begin{bmatrix} p_B \\ \dot{m}_B \\ p_V \end{bmatrix} + \underbrace{\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ a_2 \end{bmatrix}}_B \dot{m}_V \quad (3.12a)$$

$$y = \underbrace{\begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_C \begin{bmatrix} p_B & \dot{m}_B & p_V \end{bmatrix}^T = p_V \quad (3.12b)$$

mit dem Ventildruck p_V als Messgröße ab, wobei die Abkürzungen a_1 bis a_3 denen der Schlauchmodellierung (2.20) entsprechen und die neu eingeführten Abkürzungen

$$a_0 = \frac{\kappa_B R_s T_0}{V_B} \quad (3.13a)$$

$$a_4 = \dot{V}_B \frac{\kappa_B}{V_B} \quad (3.13b)$$

aus der Druckdynamik mit variablem Volumen (2.3) resultieren. Da sich das variable Volumen V_B jedoch nur langsam verändert, können unter Annahme konstanter Volumen ohne Volumenänderungen $\dot{V}_B \equiv 0$ die Eigenwerte der Dynamikmatrix **A**

$$\lambda_B = 0 \quad (3.14a)$$

$$\begin{aligned} \lambda_S &= -\frac{a_3}{2} \pm \frac{1}{2} \sqrt{-4 a_1 (a_0 + a_2) + a_3^2} \\ &= -\frac{l_S R_\ell}{2} \pm i \sqrt{\frac{\pi^2 \kappa_S R_s T_0}{4 l_S^2} + \frac{A_S \kappa_B R_s T_0}{l_S V_B} - \frac{l_S^2 R_\ell^2}{4}} \end{aligned} \quad (3.14b)$$

bestimmt werden, sodass sich für diesen Spezialfall die Eigenfrequenz f_S und die Dämpfung D_S des linearen Schlauchmodells

$$f_S = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\Re(\lambda_S)^2 + \Im(\lambda_S)^2} \quad (3.15a)$$

$$D_S = \frac{\Re(\lambda_S)}{2\pi f_S} = \frac{\Re(\lambda_S)}{\sqrt{\Re(\lambda_S)^2 + \Im(\lambda_S)^2}}, \quad (3.15b)$$

in Abhängigkeit der Realteile \Re und Imaginärteile \Im der Schlaucheigenwerte λ_S ausdrücken lassen [GF14]. Die Eigenfrequenz des linearen Schlauchmodells f_S entspricht der ersten Eigenfrequenz des realen Schlauchs (Abb. 2.21). Das lineare Dämpfungsverhalten ist durch einen dominierenden Imaginäranteil der Eigenwerte bei Schläuchen mit einer Länge von ca. 1 m oder kürzer vergleichsweise gering.

Da die Beobachtbarkeitsmatrix [GK90] des linearen Systems (3.12)

$$\mathbf{P}_{\text{beob.}} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 \\ 0 & -a_2 & 0 \\ a_1 a_2 & a_2 a_3 & -a_1 a_2 \end{bmatrix} \quad (3.16)$$

bei Ventildruckmessung für realistische Schlauchwerte $l_S > 0$ und $d_S > 0$ immer vollen Rang hat und das lineare System somit stets beobachtbar ist, soll nachfolgend der Kammerdruckbeobachter entworfen werden.

BEOBACHTERENTWURF

Der Beobachterentwurf leitet sich aus der Bestimmungsgleichung des Beobachters

$$\dot{\hat{\mathbf{x}}} = (\mathbf{A} - \mathbf{L} \mathbf{C}) \hat{\mathbf{x}} + \mathbf{B} \hat{m}_V + \mathbf{L} p_V \quad (3.17a)$$

$$= \underbrace{\begin{bmatrix} -a_4 & a_0 & 0 \\ -a_1 & -a_3 & a_1 \\ 0 & -a_2 & 0 \end{bmatrix}}_{\text{lineare Simulation}} \underbrace{\begin{bmatrix} \hat{p}_B \\ \hat{m}_B \\ \hat{p}_V \end{bmatrix}}_{\text{Eingang}} + \underbrace{\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ a_2 \end{bmatrix}}_{\text{Korrektur}} \hat{m}_V + \mathbf{L} (p_V - \hat{p}_V) \quad (3.17b)$$

für das lineare Modell (3.12) der pneumatischen Zustände (3.11) mit simuliertem Ventilmassenstrom \hat{m}_V als Systemeingang ab [Ada14]. Die Beobachterrückführung \mathbf{L}

$$\mathbf{L} = \begin{bmatrix} \frac{K_0 + a_0 a_1 (a_3 - 2 a_4 - K_2) + a_4 (K_1 + K_2 a_4 + a_4^2)}{a_1 (a_0 + a_2) - K_1 - a_3 (a_3 - a_4 - K_2) - a_4 (a_4 + K_2)} \\ \frac{a_1 a_2}{a_2} \\ K_2 - a_3 + a_4 \end{bmatrix} \quad (3.18)$$

kann aus der Ackermannformel [Ada14] des linearen Modells (3.12) erhalten werden. Die Koeffizienten K_i ergeben sich aus der Lösung einer Riccati-Gleichung [Ada14] oder über Polvorgabe [GK90] der Fehlerdynamik. Eine Möglichkeit der Polvorgabe für das System dritter Ordnung orientiert sich an der Systemdynamik und gibt die gewünschte Eckfrequenz $f_{d,Beob}$ eines PT1-Glieds für die Kammerdynamik (3.4) und für ein serielles PT2-Glied des gewünschten Schlauchverhaltens an, sodass sich die Beobachter-Koeffizienten zu

$$K_0 = (2 \pi f_{d,Beob}) (2 \pi f_S \alpha_{S,d,Beob})^2 \quad (3.19a)$$

$$K_1 = (2 \pi f_{d,Beob}) (2 \pi f_S \alpha_{S,d,Beob}) 2 D_{S,d,Beob} + (2 \pi f_S \alpha_{S,d,Beob})^2 \quad (3.19b)$$

$$K_2 = (2 \pi f_{d,Beob}) + (2 \pi f_S \alpha_{S,d,Beob}) 2 D_{S,d,Beob} \quad (3.19c)$$

ergeben. Das Verhalten des PT2-Glieds wird dabei über eine Wunschdämpfung $D_{S,d,Beob}$ und eine zweite Eckfrequenz in Abhängigkeit der Schlaucheigenfrequenz f_S (3.15) charakterisiert, dessen Faktor $\alpha_{S,d,Beob} \in (0, 1]$ erfahrungsgemäß die gewünschte Schlaucheigenfrequenz nicht erhöhen sollte.

Da die Bestimmung der Volumenänderung von der rauschbehafteten, gemessenen Balglängengeschwindigkeit abhängt, werden bei der Implementierung der volumenabhängigen Beobachterrückführung die Terme mit höheren Potenzen der Volumenänderung \dot{V}_B^2/\dot{V}_B und \dot{V}_B^3/\dot{V}_B^3 zur Rauschunterdrückung nicht mit berücksichtigt. Aufgrund geringer Geschwindigkeiten ist der numerische Fehler der approximierten Beobachterrückführung

$$\mathbf{L} \approx \begin{bmatrix} \frac{4 l_S}{\kappa_S \pi^2 R_s T_0} \left(K_0 l_S + \frac{A_S}{V_B} \kappa_B R_s T_0 (l_S R_\ell - K_2) - \frac{\kappa_B \dot{V}_B}{V_B} l_S K_1 \right) \\ \frac{4 A_S}{l_S \kappa_S \pi^2} \left(\frac{A_S l_S \kappa_B}{V_B} + \frac{\kappa_S \pi^2}{4} - \frac{l_S^2}{R_s T_0} \left(K_1 + \left(l_S R_\ell + \frac{\kappa_B \dot{V}_B}{V_B} \right) (l_S R_\ell - K_2) \right) \right) \\ K_2 - l_S R_\ell - \frac{\kappa_B \dot{V}_B}{V_B} \end{bmatrix} \quad (3.20)$$

vernachlässigbar.

Für die Implementierung des Beobachters ist neben der Verstärkung der Beobachterrückführung \mathbf{L} des Beobachterfehlers auch die Simulation der Ventilcharakteristik zur Berechnung des Beobachtereingangs nötig (Abb. 3.5). Der Beobachtereingang \hat{m}_V wird somit aus dem beschränkten Eingang des technischen Systems v und dem Ventildruck p_V

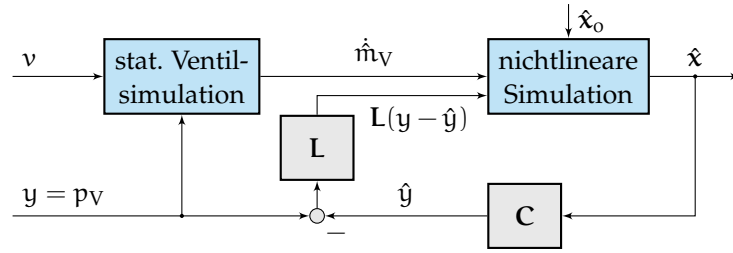


Abbildung 3.5: Beobachterstruktur mit nichtlinearem Simulationsmodell.

über eine Vorwärtssimulation (2.9) bestimmt. Zu diesem Zweck muss v. a. die Leitwertfunktion gut identifiziert sein, da sich die Simulation nicht innerhalb des geschlossenen Beobachterkreises befindet.

Um den Druckabfall im Schlauch in der Simulation des dynamischen Systems zu berücksichtigen (Abb. 3.5), sollte der Beobachters außerdem auf die nichtlineare Systemdynamik, bestehend aus dem Kammerdruckmodell (2.3) und dem nichtlinearen Schlauchmodell (2.23), angewendet werden. Analog zu dem linearen Beobachtermodell (3.17), das zur Herleitung der Beobachterrückführung L verwendet wurde, lässt sich der nichtlineare Beobachter

$$\dot{\hat{x}} = \underbrace{\begin{bmatrix} -a_4 & a_0 & 0 \\ 0 & 0 & a_1 \\ 0 & -a_2 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{p}_B \\ \dot{m}_B \\ \hat{p}_V \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ -a_1 \\ 0 \end{bmatrix}}_{\text{nichtlineare Simulation}} \Psi^{-1}(\hat{p}_B, \dot{m}_B) + \underbrace{\begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ a_2 \end{bmatrix}}_{\text{Eingang}} \dot{m}_V + \underbrace{L(p_V - \hat{p}_V)}_{\text{Korrektur}} \quad (3.21)$$

in Abhängigkeit des simulierten Ventilmassenstroms und des gemessenen Ventildrucks bestimmen und somit der Kammerdruck \hat{p}_B beobachten. Die Validierung des nichtlinearen Kammerdruckbeobachters erfolgt im nächsten Schritt.

BEOACHTERVALIDIERUNG

Um den Kammerdruckbeobachter zu validieren, werden gemessene Druckprofile eines druckgeregelten Einzelbalgs (Abb. 3.3b) mit simulierten Beobachterergebnissen verglichen. Da bei quasi-stationären Druckverläufen kaum Staudrücke und Massenströme auftreten und der Ventildruck p_V mit dem Kammerdruck p_B fast übereinstimmt, ist die stationäre und dynamische Validierung des Beobachters hauptsächlich bei hochdynamischen Druckänderungen interessant. Aufgrund des physikalischen Wertebereichs wird bei der Implementierung eine Normierung der Massenströme, Drücke und Volumen und den entsprechenden abgeleiteten Größen zur Verbesserung der numerischen Stabilität empfohlen (Anhang B.2).

Die nachfolgenden Validierungsmessungen wurden mit einem VEVN-Ventil aufgenommen, das eine Messung der Ventilschieberpositionen erlaubt. Außerdem wurden neben den Kammer- und Ventildrücken auch der verzögerte und gefilterte Ventilmassenstrom über einen der Ventilidentifizierung ähnlichen Aufbau (Abb. 2.18) aufgezeichnet.

In einem ersten Experiment wird ein rampenförmiges Belüftungsprofil des Kammerdrucks mit einer kurzen Transitionszeit vorgegeben, sodass der Staudruck des 1.10 m langen Schlauchs mit 4.1 mm Durchmesser grob 0.2 bar beträgt (Abb. 3.6). Die Rekonstruktion des Kammerdrucks aus dem gemessenen Ventildruck funktioniert gut, da die

REGELUNG IN AKTORKOORDINATEN

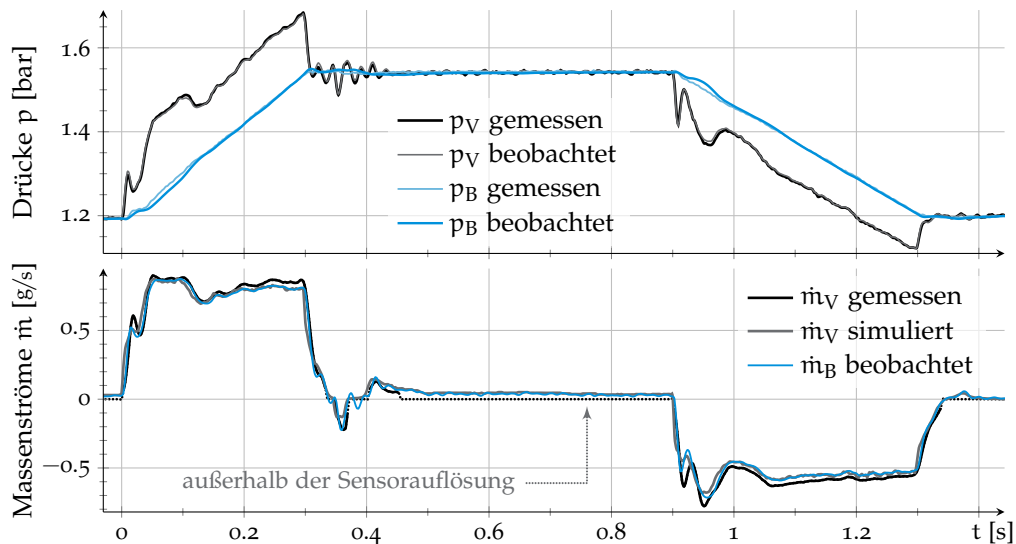


Abbildung 3.6: Beobachteter Kammerdruck, Ventildruck und Massenstrom eines rampenförmigen Druckverlaufs.

beobachteten Druckverläufe mit den gemessenen Drücken übereinstimmen. Auch die Druckschwingungen des Schlauchs, die am Ventildruck nach einer Transition messbar sind, werden vom Beobachter wiedergegeben. Obwohl der gemessene Ventilmassenstrom gefiltert ist, stimmt der generelle Verlauf der beobachteten Massenströme ebenfalls gut überein.

Ein ähnliches Ergebnis lässt sich von einem zweiten Versuch mit einem 1.10 m langen Schlauch schließen, bei dem ein Chirpprofil des Kammerdrucks mit variabler Amplitude zur Generierung hoher Massenströme unterschiedlicher Frequenzen ausgewählt wurde (Abb. 3.7). Sowohl der beobachtete Massenstrom als auch die beiden beobachteten Drucksignale folgen den Messungen, selbst bei 5 Hz-Schwingungen. Dabei wird der Phasenversatz zwischen Ventil- und Kammerdrücken gut sichtbar.

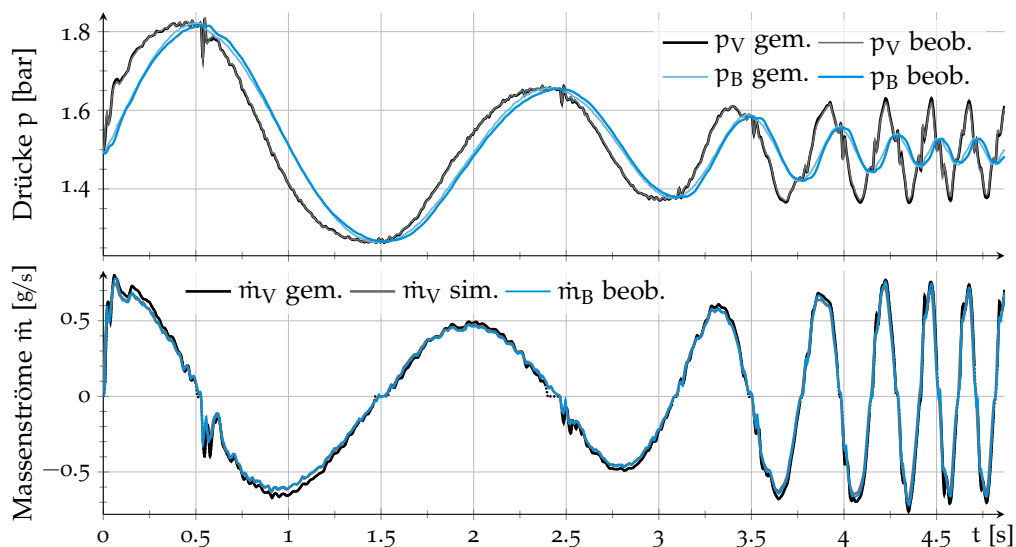


Abbildung 3.7: Beobachteter Kammerdruck, Ventildruck und Massenstrom eines chirpförmigen Druckverlaufs.

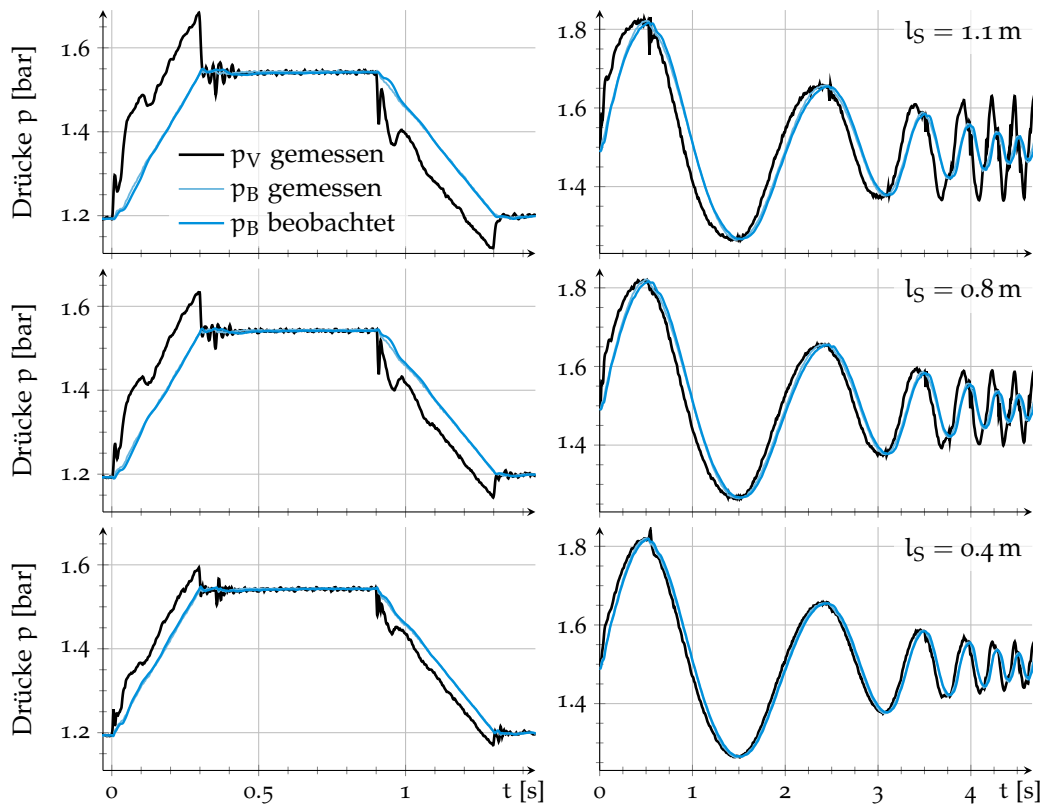


Abbildung 3.8: Beobachtete Druckprofile unterschiedlicher Schlauchlängen.

Da am BHA die Bälge der drei Sektionen über unterschiedlich lange Schläuche mit den Ventilen verbunden sind, soll der Beobachter auch für andere, übliche Schlauchlängen getestet werden. Daher werden die beiden vorgestellten Experimente des Rampen- und des Chirpprofiles für Schläuche der Längen 0.40 m bis 1.50 m wiederholt. Vergleicht man die Ergebnisse des Beobachters für die beiden verwendeten Druckprofile bei Verwendung unterschiedlicher Schlauchlängen (Abb. 3.8), so zeigt sich, dass sowohl der Staudruck als auch der verbleibende Beobachterfehler mit kürzeren Schläuchen kleiner wird.

Die Leitwerte der Schläuche wurden dabei über die empirische Näherungsformel (2.21) bestimmt. Da das verwendete Ventil des Typs VEVM einen internen Drucksensor zur

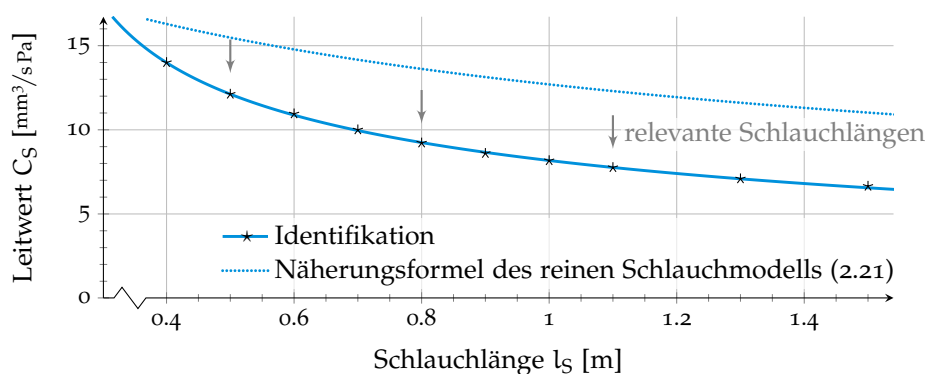


Abbildung 3.9: Identifizierte längenabhängige Leitwerte eines Schlauchs mit 4.1 mm Durchmesser für den Beobachterentwurf in Kombination eines VEVM-Ventils.

Messung des Ventildrucks besitzt, welcher für den Beobachter- und Reglerentwurf verwendet werden soll, muss der längenabhängige Leitwert des Schlauchs um den Leitwert der Blende zwischen internem Drucksensor und Ventilausgang angepasst werden (Abb. 3.9), damit der Druckabfall zwischen Ventildruckmessung und Schlauchende in der Vorwärtssimulation des Ventils berücksichtigt werden kann.

Insgesamt funktioniert der vorgestellte Kammerdruckbeobachter auf Basis des Schlauchmodells zuverlässig, sodass die Kammerdrücke anhand der staudruckbehafteten Ventildrücke für Schläuche mittlerer Länge gut bestimmt werden können. Im Gegensatz zu klassischen Druckregelkonzepten kann somit auf Stichleitungen zur Kammerdruckmessung (Abb. 3.3) verzichtet werden – sofern die Modellparameter der verwendeten Schläuche identifiziert werden können.

3.2.3 Erweiterte Druckreglerkonzepte

Die Entwurfsmethoden der klassischen Druckregler vernachlässigen das Schlauchmodell und berechnen den gewünschten Massenstrom, der in die Druckkammer einfließen muss. Gerade der transiente Belüftungs- und Entlüftungsverlauf wird durch die Verwendung von Schläuchen von der Schlauchdynamik und den auftretenden Staudrücken beeinflusst. Da sich das Schlauchmodell für den Beobachterentwurf bewährt hat, soll im Folgenden untersucht werden, ob es auch für erweiterte Reglerstrukturen zur Kammerdruckregelung genutzt werden kann, z. B. für den Entwurf eines Zustandsreglers mit der Rückführung aller drei beobachteten Zustände oder zur Berechnung einer erweiterten Vorsteuerung.

3.2.3.1 Erweiterter Zustandsregler mit Schlauchmodell

Zur Erweiterung der klassischen Druckreglers (3.1) um die Schlauchdynamik wird das lineare Zustandsraummodell dritter Ordnung des Beobachterentwurfs (3.12) verwendet – analog zu einem linearen Zustandsregler für Kammern mit konstanten Volumen [RNM16].

Dazu wird ein lineares Zustandsraummodell mit dem Balgdruck p_B , dem in den Balg einfließenden Massenstrom \dot{m}_B und dem Ventildruck p_V als Zustände

$$\mathbf{x} = [p_B \quad \dot{m}_B \quad p_V]^T \quad (3.22)$$

verwendet, das analog zu dem Beobachterentwurf (3.12)

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} p_B \\ \dot{m}_B \\ p_V \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -a_4 & a_0 & 0 \\ -a_1 & -a_3 & a_1 \\ 0 & -a_2 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} p_B \\ \dot{m}_B \\ p_V \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ a_2 \end{bmatrix} \dot{m}_V \quad (3.23a)$$

$$\mathbf{y} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} p_B \\ \dot{m}_B \\ p_V \end{bmatrix}^T = p_B \quad (3.23b)$$

aus dem linearen Schlauchmodell (2.23) und dem Modell der Druckdynamik für ein variables Volumen (2.3) unter Verwendung der Abkürzungen a_i (2.20,3.13) zusammengesetzt wird. Das veränderliche Volumen wird dabei in dem als konstant angenommenen

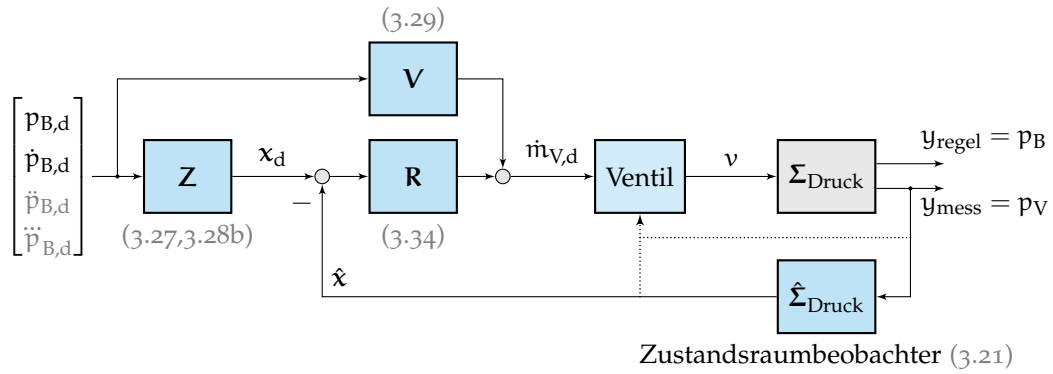


Abbildung 3.10: Zustandsreglerstruktur des Drucksystems mit Beobachter.

Parameter a_4 berücksichtigt. Als Ausgang wird – anders als bei dem Beobachterentwurf – der Kammerdruck p_B gewählt, da dieser Zustand das primäre Regelziel ist. Die Steuerbarkeitsmatrix $[GK90]$ dieses Systems

$$\mathbf{P}_{\text{stb.}} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & a_0 & a_1 & a_2 \\ 0 & a_1 & a_2 & -a_1 & a_2 & a_3 \\ a_2 & 0 & -a_1 & a_2^2 & \end{bmatrix} \quad (3.24)$$

hat für realistische Schlauch- und Kammerwerte $V_S > 0$ und $V_B > 0$ immer vollen Rang, sodass das System stets steuerbar ist. Durch Ableiten des Ausgangs (3.23b) kann außerdem über die Bestimmung des relativen Grads $\delta = 3$ festgestellt werden, dass das System keine interne Dynamik besitzt.

Für das System dritter Ordnung wird nun ein Zustandsregler in Zwei-Freiheitsgrade-Struktur (Abb. 3.10)

$$\mathbf{u} = \dot{m}_{V,d} = \mathbf{V} \left[p_{B,d} \dot{p}_{B,d} \ddot{p}_{B,d} \ddot{p}_{B,d} \right]^T + \mathbf{R} (\mathbf{x}_d - \hat{\mathbf{x}}) \quad (3.25)$$

$$\mathbf{Z} \left(\left[p_{B,d} \dot{p}_{B,d} \ddot{p}_{B,d} \right]^T \right)$$

für die Vorgabe von dreimal stetig differenzierbaren Solldrucktrajektorien entwickelt, wobei die Zustände nicht direkt gemessen werden können und deren Werte daher aus dem Zustandsbeobachter stammen. Für den Vergleich der Soll- und Istzustände zur Gewichtung mit der Rückführmatrix $\mathbf{R} \in \mathbb{R}^{1 \times 3}$ müssen die Solltrajektorien und deren Ableitungen über eine Zustandstransformation $\mathbf{Z} : \mathbb{R}^{1 \times 3} \rightarrow \mathbb{R}^{1 \times 3}$ in den Zustandsraum übertragen werden. Nach Addition der mittels Vorsteuerverstärkung $\mathbf{V} \in \mathbb{R}^{1 \times 4}$ bestimmbaren Vorsteuerung wird der Sollventilmassenstrom $\dot{m}_{V,d}$ analog zur klassischen Druckregelung in das Ventilsteuersignal v (3.7, 3.8) konvertiert, wobei der dabei benötigte Ventildruck entweder aus der Messung oder aus dem Beobachter verwendet werden kann. Die Herleitungen der Zustandstransformation, der Vorsteuerverstärkung und der Rückführung werden im Folgenden vorgestellt.

BERECHNUNG DER SOLLZUSTÄNDE

Zunächst werden die Sollzustände \mathbf{x}_d aus den Solldrücken über die Transformation \mathbf{Z}

$$\mathbf{x}_d = [p_{B,d} \dot{p}_{B,d} p_{V,d}]^T = \mathbf{Z} \left([p_{B,d} \dot{p}_{B,d} \ddot{p}_{B,d}]^T \right), \quad (3.26)$$

erhalten, die sich aus den nullten bis zweiten Ableitungen des Ausgangs (3.23b) bestimmt. Der Sollkammerdruck $p_{B,d}$ entspricht der vorgegebenen Solldrucktrajektorie. Der in den Balg strömende Sollmassenstrom

$$\dot{m}_{B,d} = \frac{a_4 p_{B,d} + \dot{p}_{B,d}}{a_0} = \frac{\dot{V}_B}{R_s T_0} p_{B,d} + \frac{V_B}{\kappa_B R_s T_0} \dot{p}_{B,d} \quad (3.27)$$

ergibt sich aus der ersten Ausgangsableitung in Abhängigkeit des Sollbalgdrucks $p_{B,d}$ und dessen erster Ableitung $\dot{p}_{B,d}$. Der Sollventildruck

$$p_{V,d} = \begin{bmatrix} 1 + \frac{a_3 a_4}{a_0 a_1} \\ \frac{a_3 + a_4}{a_0 a_1} \\ \frac{1}{a_0 a_1} \end{bmatrix}^T \begin{bmatrix} p_{B,d} \\ \dot{p}_{B,d} \\ \ddot{p}_{B,d} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 + \frac{l_S^2 R_\ell \dot{V}_B}{A_S R_s T_0} \\ \frac{l_S \dot{V}_B}{A_S R_s T_0} + \frac{l_S^2 R_\ell V_B}{A_S R_s T_0 \kappa_B} \\ \frac{l_S V_B}{A_S \kappa_B R_s T_0} \end{bmatrix}^T \begin{bmatrix} p_{B,d} \\ \dot{p}_{B,d} \\ \ddot{p}_{B,d} \end{bmatrix}, \quad (3.28a)$$

wird über die zweite Ausgangsableitung bestimmt, wobei der Einfluss der zweiten Soll-druckableitung $\ddot{p}_{B,d}$ numerisch vernachlässigt werden kann. Wie auch schon beim Beobachterentwurf festgestellt wurde, ist der Einfluss des Staudrucks in dem linearen Modell viel zu klein, sodass der durch das lineare Modell berechnete, gewünschte Ventildruck stets näher am Kammerdruck liegt und somit vom zur Staudrucküberwindung tatsächlich benötigten Ventildruck abweicht. Daher wird durch einen Vergleich des linearen (2.19) und nichtlinearen (2.23) Schlauchmodells die Berechnungsvorschrift des Sollventildrucks

$$p_{V,d} = \begin{bmatrix} 0 \\ \frac{l_S \dot{V}_B}{A_S R_s T_0} \\ \frac{l_S V_B}{A_S \kappa_B R_s T_0} \end{bmatrix}^T \begin{bmatrix} p_{B,d} \\ \dot{p}_{B,d} \\ \ddot{p}_{B,d} \end{bmatrix} + \underbrace{\Psi^{-1}(\dot{m}_{B,d}, p_{B,d}, c_S, b_S, \rho)}_{\text{Parameter}} \quad (3.28b)$$

angepasst, sodass nun statt der geringen linearen Reibung (2.18) die nichtlineare Reibung (2.22) verwendet wird.

BERECHNUNG DER VORSTEUERUNGSVERSTÄRKUNG

Durch Bestimmung der dritten Ausgangsableitung und Auflösung nach dem Systemeingang \dot{m}_V wird die Vorsteuerung nach Ersetzen der Zustände durch die Ableitungen (3.27,3.28a) erhalten. Aufgrund der Linearität des Systems kann daraus die Vorsteuer-matrix

$$\mathbf{V} = \begin{bmatrix} \frac{a_4}{a_0} \\ \frac{1}{a_0} + \frac{1}{a_2} + \frac{a_3 a_4}{a_0 a_1 a_2} \\ \frac{a_3 + a_4}{a_0 a_1 a_2} \\ \frac{1}{a_0 a_1 a_2} \end{bmatrix}^T = \begin{bmatrix} \frac{\dot{V}_B}{R_s T_0} \\ \frac{V_B}{\kappa_B R_s T_0} + 4 \frac{A_S l_S R_s T_0 + \dot{V}_B l_S^2 R_\ell}{\kappa_S \pi^2 R_s^2 T_0^2} \\ \frac{4 l_S^2 (\dot{V}_B \kappa_B + l_S R_\ell V_B)}{\kappa_B \kappa_S \pi^2 R_s^2 T_0^2} \\ \frac{4 l_S^2 V_B}{\kappa_B \kappa_S \pi^2 R_s^2 T_0^2} \end{bmatrix}^T, \quad (3.29)$$

erhalten werden, die durch Multiplikation mit dem Soll-druck und dessen Ableitungen $[p_{B,d} \dot{p}_{B,d} \ddot{p}_{B,d}]^T$ die Vorsteuerung ergibt. Der Vorsteueranteil der zweiten und dritten Ableitung liegt unter 2 %o verglichen mit dem Anteil der nullten oder ersten Ableitung, sodass deren Vernachlässigung die Trajektoriengenerierung vereinfacht. So ist zwar keine exakte Vorsteuerung möglich und Knicke im Soll-druckverlauf resultieren in einem Überschwingen oder Nachlaufen des gesteuerten Druckverlaufs, doch wird eine Verbesserung der Trajektorienfolge gegenüber einer kompletten Vernachlässigung des Schlauchverhaltens erwartet.

Wird die Vorsteuerung der nullten und ersten Solldruckableitung mit dem Ergebnis der klassischen Zustandslinearisierung ohne Schlauchmodell (3.3) verglichen, so fällt zunächst auf, dass die Anpassung des Kammerdrucks bei veränderlichem Volumen dort nicht über den Solldruck, sondern über den Istdruck kompensiert wird. Die Verstärkung der Solldruckableitung bezogen auf das Kammervolumen ist in beiden Fällen identisch, allerdings kommt durch die Berücksichtigung des Schlauchmodells zusätzlich die Verstärkung

$$4 \frac{A_S l_S R_S T_0 + \dot{V}_B l_S^3 R_\ell}{\kappa_S \pi^2 R_S^2 T_0^2} \dot{p}_{B,d} \quad (3.30)$$

in Abhängigkeit des Schlauchs hinzu, die eine Verbesserung des Führungsverhaltens ergibt.

Für die Berechnung der Vorsteuerung ist das lineare Schlauchmodell besser geeignet, da die Vorsteuerung unter Anwendung des nichtlinearen Schlauchmodells

$$\dot{m}_{V,d,Vorst.} = \frac{1}{a_0 a_1 a_2} \left(\ddot{p}_{B,d} + a_4 \dot{p}_{B,d} + a_1 a_2 \dot{p}_{B,d} + a_1 a_2 a_4 p_{B,d} + a_0 a_1 \frac{\partial \Psi^{-1}}{\partial t} \right) \quad (3.31)$$

von der zeitlichen Ableitung des nichtlinearen Staudrucks abhängt. Zwar können hier ebenfalls die Einflüsse der höheren Ableitung vernachlässigt werden, doch hängt die analytische Ableitung der inversen Durchflussfunktion

$$\frac{\partial \Psi^{-1}(p_{B,d}, \dot{m}_{B,d})}{\partial t} = \frac{\partial \Psi^{-1}}{\partial p_{B,d}} \dot{p}_{B,d} + \frac{\partial \Psi^{-1}}{\partial \dot{m}_{B,d}} a_1 (p_{V,d} - \Psi^{-1}) \Big|_{\dot{m}_{B,d}, p_{V,d}} \quad (3.32)$$

nach Anwendung der Kettenregel und Einsetzen der solldruckabhängigen Balgmassenströme $\dot{m}_{B,d}$ (3.27) und Sollventildrücke $p_{V,d}$ (3.28b) von den numerisch schlecht auszuwertenden partiellen Ableitungen der inversen Durchflussfunktion ab. Der vorzusteuernde Massenstrom am Ventil wird jedoch kaum durch den Staudruck beeinflusst, was auch ein numerischer Vergleich der beiden Vorsteuerungen zeigt. Da die Durchflussfunktion über ihrem Wertebereich sowohl sehr steil als auch sehr flach ist, werden bei der Ableitung der Invertierung zu starke und störanfällige Ventildruckänderungen generiert, die für die Vorsteuerung nicht geeignet sind. Der zusätzlich für den Staudruck benötigte Massenstrom am Ventil ist aufgrund des geringen Schlauchvolumens nur ein jeweils kurzer Puls am Anfang und Ende der Transition. Eine exakte Vorsteuerung dieser Pulse ist kaum realisierbar, sodass die Verwendung der linearen Vorsteuerung unter zusätzlicher Berücksichtigung des Schlauchvolumens und der linearen Schlauchreibung (3.30) für eine höhere Robustheit geeigneter ist.

BERECHNUNG DER RÜCKFÜHRVERSTÄRKUNG

Die Verstärkungsmatrix der Rückführung

$$\mathbf{R} = \begin{bmatrix} \frac{K_0 + a_0 a_1 (a_3 - 2 a_4 - K_2) + a_4 (K_1 + K_2 a_4 + a_4^2)}{a_1 (a_0 + a_2) - K_1 - a_3 (a_3 - a_4 - K_2) - a_4 (a_4 + K_2)} \\ \frac{a_0 a_1 a_2}{a_1 a_2} \\ \frac{K_2 - a_3 + a_4}{a_2} \end{bmatrix}^T \quad (3.33)$$

leitet sich aus der Ackermannformel [Ada14] und der inversen Steuerbarkeitsmatrix \mathbf{P}_{stb}^{-1} (3.24) ab. Unter Vernachlässigung von Termen mit höheren Potenzen der

Volumenänderung \dot{V}_B^3 und \dot{V}_B^3 aufgrund zu hoher Sensitivität und geringem Einfluss vereinfacht sich die Matrix der Rückführverstärkung für veränderliche Volumen

$$\mathbf{R} \approx \begin{bmatrix} \frac{4 l_S V_B}{\kappa_S \kappa_B \pi^2 R_s^2 T_0^2} \left(K_0 l_S + \frac{A_S}{V_B} \kappa_B R_s T_0 (l_S R_\ell - K_2) - \frac{\kappa_B \dot{V}_B}{V_B} l_S K_1 \right) \\ \frac{1}{\kappa_S \pi^2} \left(4 \frac{A_S l_S}{V_B} \kappa_B + \kappa_S \pi^2 - \frac{4 l_S^2}{R_s T_0} \left(K_1 - K_2 l_S R_\ell + l_S^2 R_\ell^2 + \frac{\kappa_B \dot{V}_B}{V_B} (l_S R_\ell - K_2) \right) \right) \\ \frac{4 l_S A_S}{\kappa_S \pi^2 R_s T_0} \left(K_2 - l_S R_\ell - \frac{\kappa_B \dot{V}_B}{V_B} \right) \end{bmatrix}^T \quad (3.34a)$$

bzw. für konstante Volumen

$$\mathbf{R} = \begin{bmatrix} \frac{4 l_S V_B}{\kappa_S \kappa_B \pi^2 R_s^2 T_0^2 V_B} (K_0 l_S V_B + A_S \kappa_B R_s T_0 (l_S R_\ell - K_2)) \\ \frac{1}{\kappa_S \pi^2} \left(4 \frac{A_S l_S}{V_B} \kappa_B + \kappa_S \pi^2 - \frac{4 l_S^2}{R_s T_0} (K_1 - K_2 l_S R_\ell + l_S^2 R_\ell^2) \right) \\ \frac{4 l_S A_S}{\kappa_S \pi^2 R_s T_0} (K_2 - l_S R_\ell) \end{bmatrix}^T, \quad (3.34b)$$

wobei die Koeffizienten K_i analog zur Wahl der Beobachterkoeffizienten (3.19) über ein PT1-Glied mit gewünschter Eckfrequenz f_d der Kammer und ein PT2-Glied der Schlauchdynamik mit Vorgabe der Wunschkämpfung $D_{S,d}$ und der Eckfrequenz in Abhängigkeit $\alpha_{S,d}$ der tatsächlichen Schlaucheigenfrequenz f_S (3.15) zu

$$K_0 = (2 \pi f_d) (2 \pi f_S \alpha_{S,d})^2 \quad \overbrace{f_{S,d}} \quad (3.35a)$$

$$K_1 = (2 \pi f_d) (2 \pi f_S \alpha_{S,d}) 2 D_{S,d} + (2 \pi f_S \alpha_{S,d})^2 \quad (3.35b)$$

$$K_2 = (2 \pi f_d) + (2 \pi f_S \alpha_{S,d}) 2 D_{S,d} \quad (3.35c)$$

kombiniert werden, wobei die gewünschte Schlauchfrequenz sinnvollerweise durch $0 < \alpha_{S,d} \leq 1$ begrenzt wird. Wie auch bei der Bestimmung der Vorsteuerung ist die Berücksichtigung der nichtlinearen Schlauchreibung hier nicht vorteilhaft.

SIMULATIVE ANALYSE

Bevor das erweiterte Druckreglerkonzept mit anderen Druckreglern experimentell verglichen wird, sollen die Unterschiede zur Berechnung des Sollventildrucks $p_{V,d}$ (3.28) zwischen einer Verwendung des linearen (3.28a) und des nichtlinearen (3.28b) Modells verdeutlicht werden. Zur Analyse wird über die erweiterte Druckregelung ein Arbeitspunktwechsel des Druckniveaus eines Balgs mit einem 1.6 m langen Schlauch simuliert. Der resultierende Kammerdruckverlauf wird unter Vorgabe der dreimal stetig differenzierbaren Solldrucktrajektorie für unterschiedliche Kombinationen der Regelung ausgewertet, wobei der Regler über die Parameter $f_d = 3 \text{ Hz}$, $\alpha_{S,d} = 0.8$ und $D_{S,d} = 0.7$

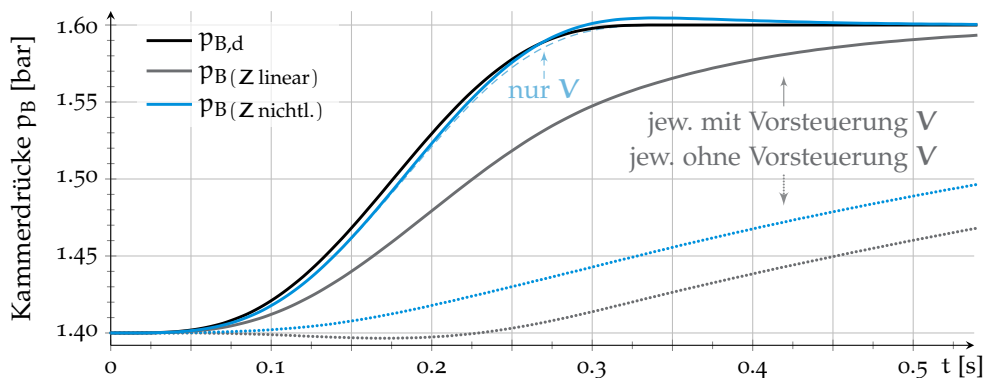


Abbildung 3.11: Vergleich simulierter Balgdrücke unter Verwendung der linearen bzw. nichtlinearen Sollzustandstransformation Z des erweiterten Druckreglers.

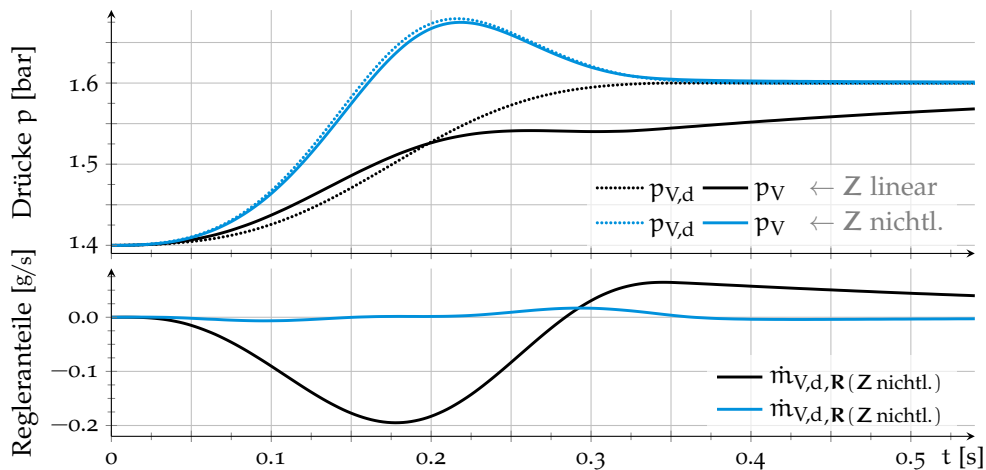


Abbildung 3.12: Einfluss des linear bzw. nichtlinear berechneten Sollventildrucks $p_{V,d}$ in der Rückführung auf den Sollmassenstrom $\dot{m}_{V,d}$ der erweiterter Druckregelung.

zunächst eher schwach ausgelegt wird, damit die Modellunterschiede besser sichtbar werden. Analog zum Kammerdruckbeobachter wird bei der Implementierung der Zustandsregelung für die Massenströme, Drücke und Volumen sowie der daraus abgeleiteten Größen eine Normierung des physikalischen Wertebereichs zur Verbesserung der numerischen Stabilität empfohlen (Anhang B.2).

Während die Kombination einer Vorsteuerung V mit einer schwach ausgelegten Rückführung R unter Berücksichtigung der nichtlinearen Sollzustandsberechnung Z (3.28b) den Regelfehler des Kammerdrucks p_B während der Transition im Vergleich zu einer reinen Vorsteuerung reduziert (Abb. 3.11 —), verschlechtert sich das Folgeverhalten des geregelten Kammerdrucks unter Verwendung der linearen statt der nichtlinearen Sollzustandsberechnung Z (3.28a). Vergleicht man die Kammerdruckverläufe p_B bei deaktivierter Vorsteuerung (Abb. 3.11), so bewirkt die schwach ausgelegte Rückführung unter Berücksichtigung der nichtlinearen Sollzustandsberechnung Z (3.28b) zwar eine deutlich verzögerten Annäherung des Kammerdrucks p_B an die Solltrajektorie – allerdings sinkt bei Verwendung der linearen Sollzustandsberechnung Z (3.28a) der Kammerdruck zunächst ab, obwohl der Regelfehler stets positiv ist (Abb. 3.11).

Die Ursache dieses Verhaltens kann anhand der gewünschten und geregelten Ventildrücke erläutert werden (Abb. 3.12): Bei der nichtlinearen Zustandstransformation steigt der Sollventildruck $p_{V,d}$ schnell an und die geregelte Größe folgt – auch aufgrund des konsistenten Vorsteueranteils der Stellgröße $\dot{m}_{V,d}$. Bei Verwendung der linearen Zustandstransformation ist der für die Rückführung verwendete Sollventildruck $p_{V,d}$ anfangs aufgrund fehlender Schlauchreibung unterhalb der durch die Vorsteuerung angehobenen Istgröße p_V , sodass der Regler über die Verstärkung des resultierenden Ventildruckfehlers gegen die Vorsteuerung und die Kammerdruckrückführung arbeitet. Somit sollte für die Zustandsregelung des Schlauchmodells stets die nichtlineare Sollzustandsberechnung des Ventildrucks (3.28b) verwendet werden.

3.2.3.2 Klassischer Druckregler mit erweiterter Vorsteuerung

Der Entwurf der erweiterten Zustandsrückführung mit der nichtlinearen Zustandstransformation ist – verglichen mit der klassischen Druckregelung – aufwändig zu implementieren und zu parametrieren. Falls die Störeinflüsse gering sind und nur ein verbessertes

Führungsverhalten gewünscht ist, kann die Rückführung des klassischen Druckreglerkonzepts aus Kapitel 3.2.1 mit der erweiterten Vorsteuerung zur Berücksichtigung des Schlauchs kombiniert werden, sodass die Reglergleichung für eine reine Kammerdruckrückführung (3.3) mit einer schlauchberücksichtigenden Vorsteuerung der nullten und ersten Solldruckableitung (3.29) in

$$\dot{m}_{B,d} = \left(\frac{V_B}{\kappa_B R_s T_o} + 4 \frac{A_S l_S R_s T_o + \dot{V}_B l_S^3 R_\ell}{\kappa_S \pi^2 R_s^2 T_o^2} \right) \dot{p}_{B,d} + K \frac{V_B (p_{B,d} - p_B)}{\kappa_B R_s T_o} + \frac{\dot{V}_B}{R_s T_o} p_B \quad (3.36a)$$

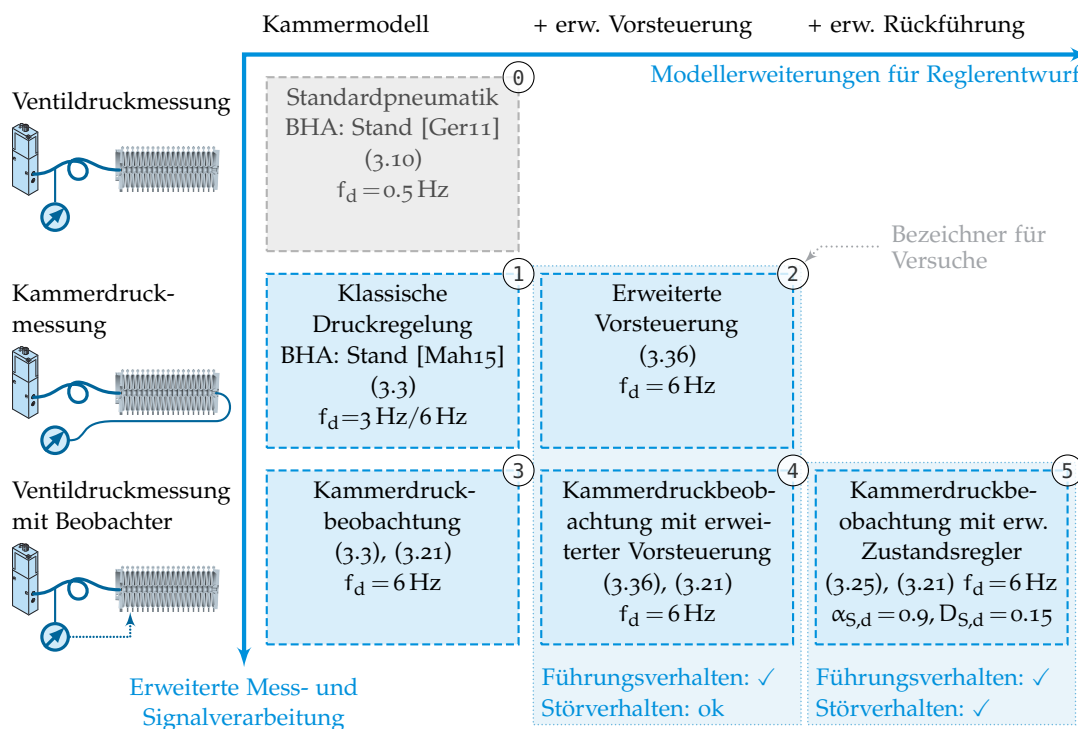
$$\dot{m}_{B,d} = \underbrace{\left(\frac{V_B}{\kappa_B R_s T_o} + 4 \frac{A_S l_S R_s T_o + \dot{V}_B l_S^3 R_\ell}{\kappa_S \pi^2 R_s^2 T_o^2} \right)}_{\text{Vorsteuerung (Kammer und Schlauch)}} \dot{p}_{B,d} + \underbrace{K \frac{V_B (p_{B,d} - p_B)}{\kappa_B R_s T_o}}_{\text{Rückführung}} + \underbrace{\frac{\dot{V}_B}{R_s T_o} p_B}_{\text{Kompensation}} \quad (3.36b)$$

resultiert, wobei einmal die druckabhängige Volumenänderungskompensation als Zustandslinearisierung nach (3.3) und einmal als Feedforward-Linearisierung [HDo3] nach (3.29) verwendet wurde. Dieser Regler wird über eine Proportionalverstärkung K parametrisiert, die durch Vorgabe der gewünschten Eckfrequenz (3.4) vorgegeben wird.

3.2.4 Vergleich und Bewertung der Druckregler

Nach der Vorstellung der verschiedenen Druckreglerkonzepte und der Entwicklung eines Kammerdruckbeobachters sollen geeignete Kombinationen (Tab. 3.1) durch Experimente an einem einzelnen Aktor mit einem Schlauch von 1.10 m Länge verglichen und bewertet werden. Dafür wird zunächst ein Rampenprofil vorgegeben und an den Reglern ① bis ⑤ getestet, wobei die Rückführverstärkungen zunächst mit 3 Hz eher

Tabelle 3.1: Übersicht der getesteten Druckreglerkonfigurationen mit typischer Reglerparametrierung eines Einzelbalgs mit 1.10 m Länge (vgl. Abb. 3.3).



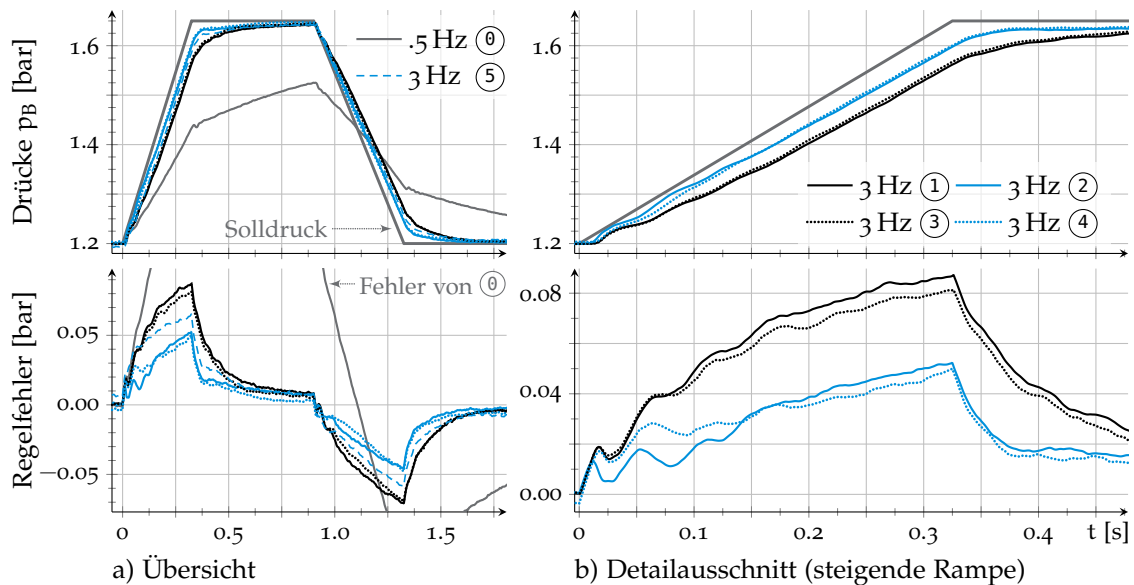


Abbildung 3.13: Vergleich der Druckregler ① bis ⑤ bei einer Rückführverstärkung von zunächst 3 Hz am Rampenprofil. Die erweiterte Vorsteuerung — verbessert das Führungsverhalten, unabhängig von Kammerdruckmessung — oder -beobachtung

gering gewählt werden (Abb. 3.13). Bei Rückführung der Ventilmessung ohne Verwendung eines Beobachters ① ist die maximale Rückführverstärkung stark begrenzt, da der geschlossene Kreis sonst instabil wird. Infolgedessen ist der Folgefehler sehr groß. Für die Rückführungen des Kammerdrucks ② bis ④ (Detailausschnitt in Abb. 3.13b) ist erkennbar, dass die Kombinationen mit erweiterter Vorsteuerung — stets besser sind. Dies gilt unabhängig davon, ob eine direkte Kammerdruckmessung — oder eine Beobachtung des Kammerdrucks über eine Ventildruckmessung erfolgt. Die Regelgüte des erweiterten Zustandsreglers ⑤ ist bei geringer Verstärkung den anderen Verfahren nicht überlegen.

In weiteren Experimenten sollen die Reglervarianten mit Kammerdruckmessungen bzw. Ventildruckmessungen an einem Rampenprofil untereinander verglichen werden (Abb. 3.14). Bei dem Vergleich der Verfahren mit Kammerdruckmessungen (Abb. 3.14a) wird zunächst die Verbesserung der Regelgüte durch Erhöhung der Rückführverstärkung von 3 Hz auf eine gewünschte Grenzfrequenz von 9 Hz nahe der Stabilitätsgrenze mit dem Hinzufügen der erweiterten Schlauchvorsteuerung ② statt ① untersucht. Durch eine zusätzliche Schlauchvorsteuerung kann das Führungsverhalten bei einem vergleichsweise ruhigen Ventilstellsignal auf fast das gleiche Niveau einer dreifachen Eckfrequenz verbessert werden, wobei dann die Rückführverstärkung des realen Systems nahe an dessen Stabilitätsgrenze liegt. Bei dem Vergleich der Verfahren mit Ventildruckmessungen (Abb. 3.14b) liegt die Rückführung des Ventildrucks ohne Kammerdruckbeobachter mit der bei reiner Ventildruckmessung höchstmöglichen Grenzfrequenz von 0.5 Hz ① deutlich hinter den beobachtergestützten Verfahren, bei denen die Grenzfrequenz auf 6 Hz erhöht werden kann ③. Durch zusätzliche Berücksichtigung des Schlauches entweder nur durch eine erweiterte Vorsteuerung ④ oder durch Kombination mit der erweiterten Zustandsrückführung ⑤ wird der Regelfehler zusätzlich verkleinert.

Zuletzt sollen die Verfahren bezüglich möglichst geringer Fehler über ein breiteres Frequenzspektrum unter Verwendung von Reglerv Verstärkungen nahe der Stabilitätsgrenze

REGELUNG IN AKTORKOORDINATEN

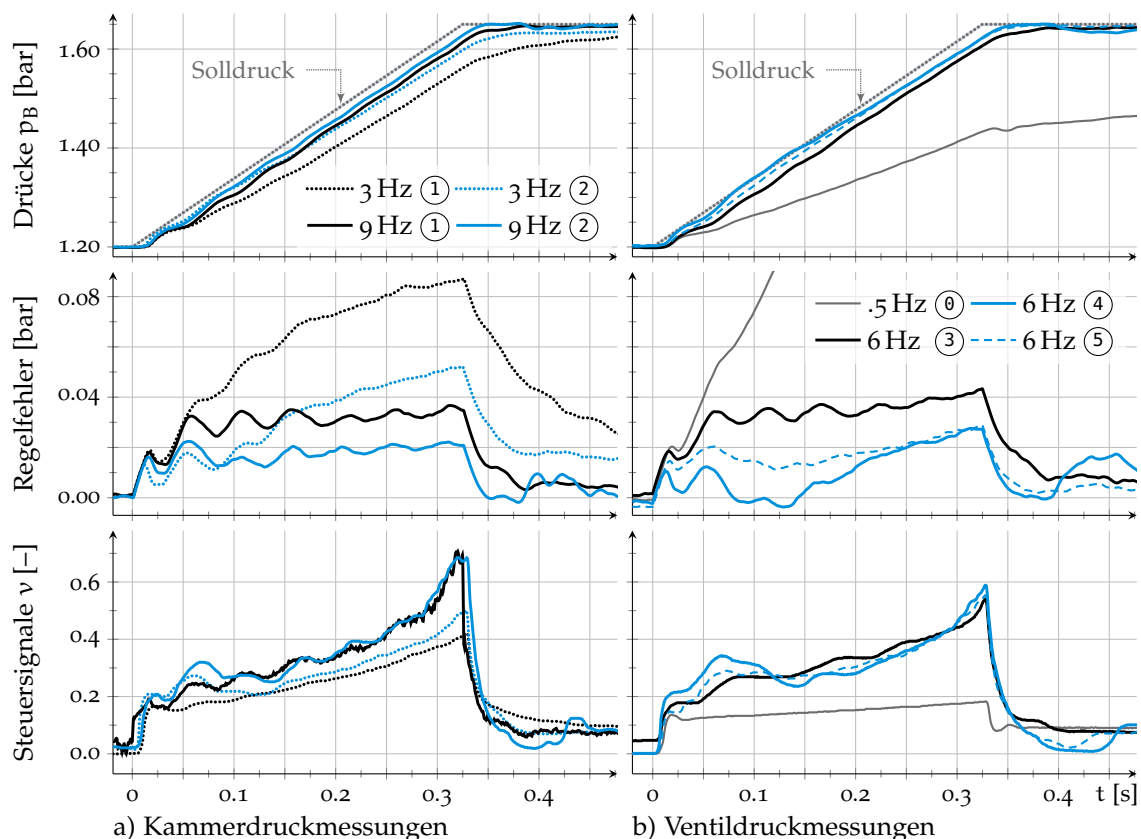


Abbildung 3.14: Detaillierter Vergleich der Druckregler am Rampenprofil einer C^1 -Trajektorie: Bei Kammerdruckmessungen (a) verbessert sich Führungsverhalten durch erweiterte Vorsteuerung ② oder Erhöhung der Reglerverstärkung; bei Ventildruckmessungen (b) ist die Rückführung ohne Kammerdruckbeobachter ① stark eingeschränkt, modellbasierte Erweiterungen der Regler ④, ⑤ reduzieren den Regelfehler zusätzlich.

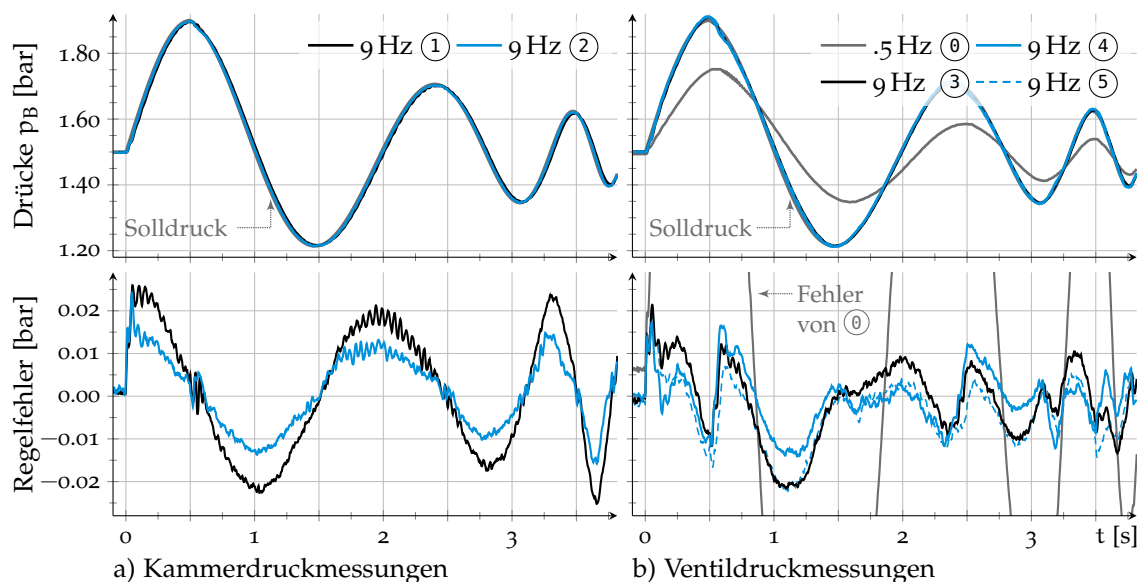


Abbildung 3.15: Detaillierter Vergleich der Druckregler am Chirpprofil: Selbst bei fast grenzstabilen Rückführverstärkungen ist ein verbessertes Führungsverhalten durch eine schlauchberücksichtigende Vorsteuerung — bis zu Anregungen von 5 Hz zu beobachten.

untersucht werden. Dafür werden Chirpsignale von 0,5 Hz bis 5 Hz mit veränderlicher Amplitude zur Ausreizung des vollen Stellbereichs als Sollgrößenvorgabe auf das System gegeben (Abb. 3.15). Bei dem Vergleich der Kammerdruckmessungen wird ein gutes Führungsverhalten bis zu einer Anregungsfrequenz von 5 Hz erreicht, wobei die zusätzliche Vorsteuerung des Schlauchs auch bei hohen Rückführverstärkungen eine Verbesserung bringt. Bei der Verwendung von Ventildruckmessungen sind auch in Kombination mit einem Kammerdruckbeobachter Verstärkungen bis zu 9 Hz möglich, sodass auch hier der Regelfehler auf ca. 1 % des Steuerbereichs für dynamische Anregungen bis zu 5 Hz begrenzt werden kann.

Allgemein kann festgestellt werden, dass für dynamische Trajektorienvorgaben keine reine Ventildruckmessung zu empfehlen ist, da sie nur sehr geringe Rückführverstärkungen erlaubt und daher ein sehr schlechtes Führungs- und Störverhalten besitzt. Wenn ein gutes Führungsverhalten bei geringem Implementierungsaufwand gewünscht ist, wird stets die schlauchkompensierende Vorsteuerung empfohlen – unabhängig von Verwendung einer Kammerdruckmessung oder einer Kammerdruckbeobachtung. Letzteres hängt maßgeblich von der Art des Aufbaus und der Abwägung zwischen zusätzlichem Verschlauchungsaufwand oder zusätzlicher Softwareimplementierung und Identifikationsaufwand ab. Der erweiterte Zustandsregler mit zusätzlicher Rückführung der Schlauchmodellzustände ist aufgrund der höheren Parametriermöglichkeiten deutlich schwieriger auszulegen. Zur Vermeidung des komplexen Verschlauchungsaufwands am BHA wird für künftige Entwicklungen der Kammerdruckbeobachter mit einfacher Kammerdruckrückführung, aber erweiterter Vorsteuerung ^④ verwendet, sodass ein gutes Führungsverhalten bezüglich der Vorgaben durch überlagerte Lageregler möglich ist.

Nach Vorstellung und Verbesserung des unterlagerten Druckreglers wird im Folgenden die äußere Kaskade zur Balglängenregelung behandelt.

3.3 DEZENTRALER BALGLÄNGENREGLER

Der Balglängenregler des aktuellen Stands [Mah15] ist ein entkoppelter Balglängenregler, der zur Regelung eines freistehenden Einzelbalgs gut geeignet ist, aber für Bälge im Manipulatorverbund aufgrund der gegenseitigen Wechselwirkungen der Bälge kein zufriedenstellendes Ergebnis – sowohl statisch als auch dynamisch – liefert [Fal+17]. Der modellbasierte Regler wurde unter Verwendung des Einzelbalgmodells entwickelt und beinhaltet eine Zustandslinearisierung mit Berücksichtigung der variablen Eigensteifigkeit [Mah15]. Da dieser Regler als Vergleich für den späteren Entkopplungsregler dienen soll, wird er nachfolgend kurz vorgestellt.

3.3.1 Reglerentwurf

Der modellbasierte Reglerentwurf eines balgartigen Aktors variabler Länge mit längenabhängigem Volumen erfolgt ähnlich den Reglerentwurfsmethoden eines pneumatischen Zylinders oder Muskels [Hil+02], bei der die benötigte pneumatische Aktorkraft aus dem mechanischen Modell des Antriebs bestimmt wird, wenn die anliegenden Kräfte und die bewegte Masse bekannt sind.

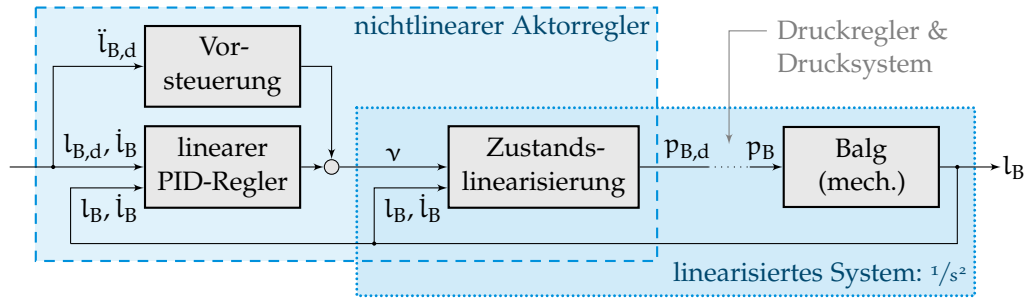


Abbildung 3.16: Blockschaltbild der dezentralen Lageregelung eines Einzelbalgs.

Auf das Modell (2.1) mit dem Ausgang l_B und den Zuständen

$$\mathbf{x} = [l_B \quad \dot{l}_B]^\top \quad (3.37)$$

bestehend aus Balglänge l_B und Balglängenänderung \dot{l}_B wirkt der Balgdruck p_B als Eingang. Da keine interne Dynamik vorhanden ist, ist eine exakte Zustandslinearisierung möglich [Isi95]. Durch Wahl des virtuellen Eingangs zu

$$v = \ddot{l}_B \quad (3.38)$$

ergibt sich die Zustandslinearisierung zur Berechnung der Solldrücke $p_{B,d}$ der Aktorkraft (2.2)

$$p_{B,d} = \frac{1}{A_{B,Druck}} (m v + F_{B,Fdr}(l_B) + F_{B,Dmp}(\dot{l}_B)) + p_o \quad (3.39)$$

für den virtuellen Eingang v in Abhängigkeit der druckwirksamen Fläche $A_{B,Druck}$, der bewegten Masse m und der Feder- und Dämpfungskräfte. Das resultierende, exakt linearisierte System besteht somit aus einem Doppelintegrator (Abb. 3.16). Für dieses virtuelle lineare System wird eine Vorsteuerung $\dot{l}_{B,d}$ für gutes Folgeverhalten

$$v = \ddot{l}_{B,d} + K_I (\dot{l}_{B,d} - \dot{l}_B) + K_o (l_{B,d} - l_B) + K_I \int_0^t (l_{B,d} - l_B) d\bar{t} \quad (3.40)$$

mit einem stabilisierenden PID-Regler mit kleiner integrierender Verstärkung zur Vermeidung stationärer Fehler kombiniert, dessen Verstärkungen zur Positions- und Geschwindigkeitsrückführung

$$K_o = (2 \pi f_d)^2 \quad (3.41a)$$

$$K_I = (2 \pi f_d) 2 D_d \quad (3.41b)$$

in Abhängigkeit des gewünschten Systemverhaltens – ausgedrückt durch Eckfrequenz f_d und Dämpfung D_d – und einer experimentell zu bestimmenden Integratorverstärkung K_I gewählt werden. Aufgrund der physikalisch begrenzten Zustände muss bei der Implementierung des Integralreglers eine entsprechende Anti-Windup-Routine [Ada14] berücksichtigt werden, zudem sollte die Knickfrequenz der Integratorverstärkung deutlich unter der des Proportionalreglers liegen.

3.3.2 Funktionsnachweis am Einzelbalg

Der entworfene Balglängenregler eignet sich gut für die Längenregelung eines unabhängigen Einzelbalgs und wurde bereits in früheren Arbeiten validiert [Mah15]. Da

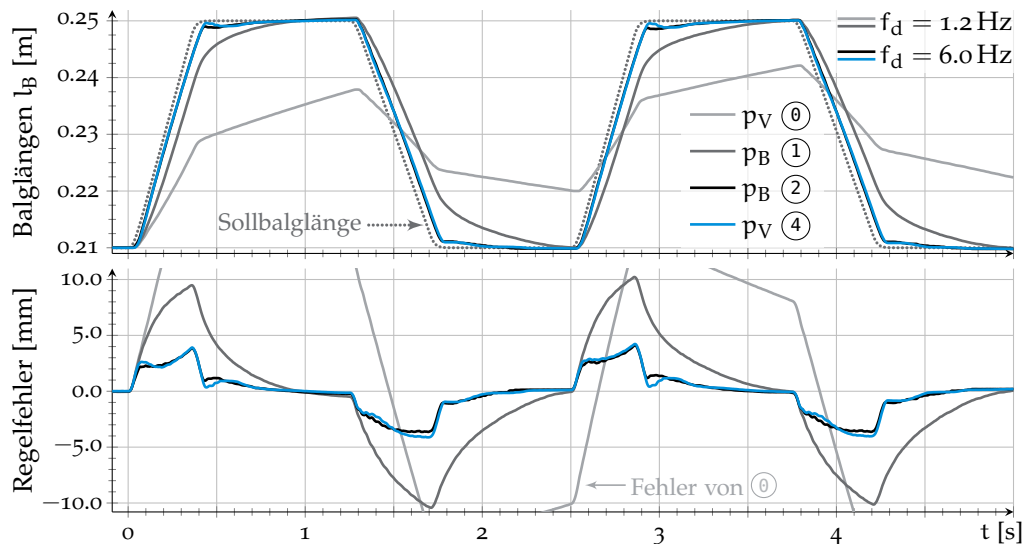


Abbildung 3.17: Regelgüte des dezentralen Lagereglers in Abhängigkeit der Reglerparameter und der unterlagerten Druckregler ① bis ④ für ein Rampenprofil des Sollwerts.

dieser aber im kaskadierten Verbund mit dem unterlagerten Druckregler stark von dessen Führungsverhalten abhängig ist, sollen im Folgenden die Einflüsse der unterschiedlichen unterlagerten Druckregler (Tab. 3.1) in Kombination mit dem Lageregler untersucht werden. Die Reglerparameter des Lagereglers f_d und D_d müssen dabei auch in Abhängigkeit der Grenzfrequenz des Druckreglers gewählt werden. Daher werden im Folgenden die beiden alten Druckreglervarianten mit Ventildruckmessung ① bei 0,5 Hz und Kammerdruckmessung ② bei 3 Hz mit dem zu $f_d = 1,2$ Hz, $K_I = 10000$ Pa/m und $D_d = 0,2$ parametrisierten Lageregler nach damaligem Stand der Technik kombiniert, während die beiden neuen Druckreglervarianten mit Kammerdruckmessung ③ bei 9 Hz und Ventildruckmessung mit Kammerdruckbeobachter ④ bei 6 Hz mit dem zu $f_d = 6$ Hz, $K_I = 10000$ Pa/m und $D_d = 0,7$ parametrisierten Lageregler kombiniert werden.

Die höheren Kreisverstärkungen der neuen Lage- und Druckregler sind unter anderem auch dadurch möglich, da das Signalrauschen der Balglängensensoren zur Geschwindigkeits- und Volumenbestimmung früher durch eine 12 Hz-Filterung auf 0,05 mm begrenzt werden musste, während nun durch eine 50-fache Überabtastung und Mittelwertbildung [Ru015] die Rauschamplitude von ca. 0,4 mm auf ca. 0,01 mm verringert wurde, und somit eine 50 Hz-Filterung der Messdaten ausreicht.

Ein erstes Experiment mit einer rampenförmigen Sollwertvorgabe bestätigt die neu entwickelten Druckregler, bei denen das Führungsverhalten der überlagerten Lageregler im Hinblick auf Einschwingzeit und Phasenversatz verbessert werden konnte (Abb. 3.17). Vor allem der Unterschied zwischen den beiden Ventildruckmessungen durch die Verwendung des Kammerdruckbeobachters ist hervorzuheben.

Ein zweites Experiment mit einer frequenzverändernden Chirpanregung zeigt, dass die Regelgüte auch bei höheren Frequenzen durch die erweiterten Druckregler deutlich verbessert wird (Abb. 3.18). Zwar kann der Phasenversatz nicht komplett eliminiert werden, doch wird zumindest die gewünschte Amplitude auch noch bei Frequenzen von 6 Hz gehalten.

Für eine abschließende Bewertung wurde außerdem der Frequenzgang für die alte und die beiden neuen Druckregler-Lageregler-Kombinationen aufgenommen (Abb. 3.19).

REGELUNG IN AKTORKOORDINATEN

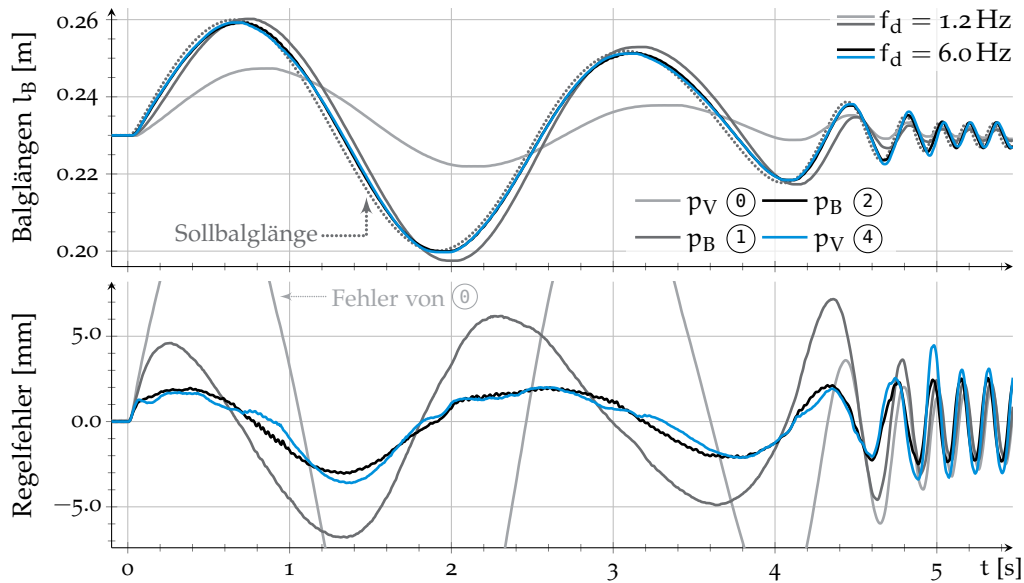


Abbildung 3.18: Regelgüte des dezentralen Lagereglers in Abhängigkeit der Reglerparameter und der unterlagerten Druckregler ① bis ④ für ein Chirpprofil des Sollwerts.

Aufgrund der Schlauchlänge bleibt bei den neuen Reglern eine gewisse Verzögerung bestehen – auch hier wird sichtbar, dass die Amplitude und Phase durch die erweiterte Vorsteuerung gegenüber dem alten Entwurf deutlich verbessert sind. Bei Verwendung des Beobachters ist eine Amplitudenüberhöhung bei geringerem Phasenverlust vorhanden, da der nacheilende Beobachter ein Voreilen der Regelung veranlasst. Der direkte Kammerdruckregler hingegen hat eine bessere Amplitudentreue bei einem vergleichsweise höheren Phasennachlauf. Insgesamt sind jedoch beide Druckregler für die Kaskade in Kombination mit dem Lageregler zur Einzelbalgregelung geeignet.

Wenn nun der Lageregler auf Basis des Einzelbalgmodells im Manipulatorverbund eingesetzt wird, treten im Einzelbalgmodell nicht modellierte Querverbiegungen durch externe Kräfte, Biegefälle und andere Effekte auf, sodass die bisher verfolgte, parallele SI-

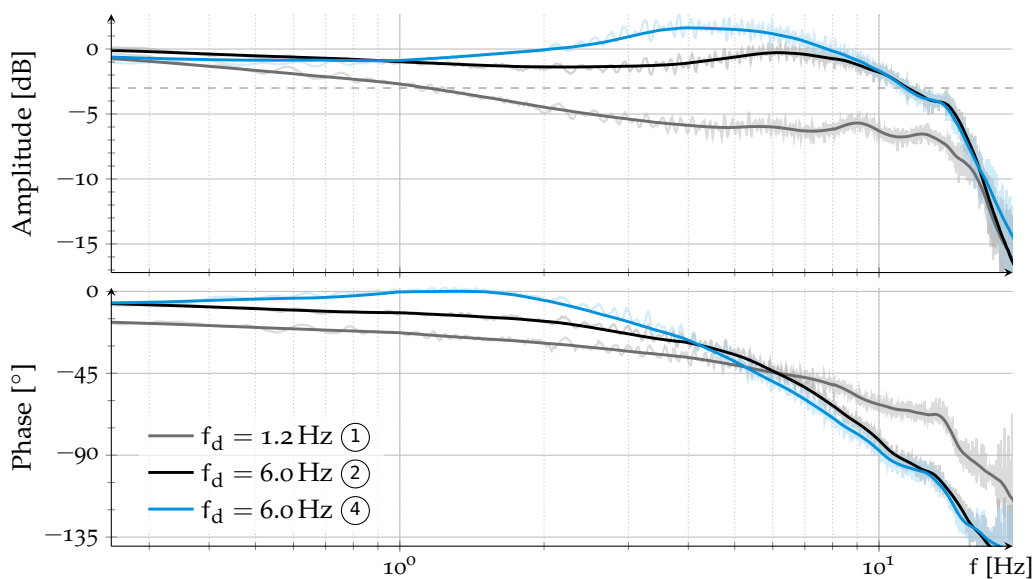


Abbildung 3.19: Gemessene ungefilterte und gefilterte Frequenzgänge von $l_B \rightarrow l_{B,d}$ mit dezentralem Lageregler in Abhängigkeit unterlagerten Druckregler ① bis ④.

SO-Einzelbalgregler-Struktur gerade bei dynamischen Bewegungen oder in gebogenen Fällen kein zufriedenstellendes Führungsverhalten aufweist. Daher soll im Folgenden ein neuer Entkopplungsregler auf Basis des verkoppelten Manipulatormodells entwickelt werden.

3.4 ZENTRALER BALGLÄNGEN-ENTKOPPLUNGSREGLER

Die dezentralen SISO-Aktorregelungen der äußeren Reglerkaskade (Abb. 3.2) sollen nun durch eine MIMO-Entkopplungsregelung auf Basis des verkoppelten Manipulatormodells ersetzt werden, der sowohl die quasi-stationären als auch dynamischen Verkopplungen der Aktoren und deren Reaktionskräfte kompensiert [Fal+15a; Fal+17]. Dazu wird die Regelung, wie in der klassischen Robotik üblich [SKo8], in der Zwei-Freiheitsgrade-Struktur mit Vorsteuerung und Regler zur getrennten Entwurfsmöglichkeit von Folgeverhalten und Fehlerunterdrückung implementiert.

3.4.1 Reglerentwurf

Der modellbasierte Reglerentwurf des Entkopplungsreglers für Kontinuum-Manipulatoren basiert auf dem in Kapitel 2.3.3 neu entwickelten Manipulatormodell mit konzentrierten Massen im kontaktfreien Fall. Die Zustände der $3n$ Aktoren

$$\mathbf{x} = [\mathbf{l}_B \quad \dot{\mathbf{l}}_B]^T = [\mathbf{q} \quad \dot{\mathbf{q}}]^T \quad (3.42)$$

des Manipulators, bestehend aus Länge und Geschwindigkeit aller Aktoren, werden durch das nichtlineare Manipulatormodell ohne externe Kräfte $\boldsymbol{\tau}_{\text{ext}} = \mathbf{0}$

$$\frac{d\mathbf{q}}{dt} = \dot{\mathbf{q}} \quad (3.43a)$$

$$\frac{d\dot{\mathbf{q}}}{dt} = \mathbf{M}^{-1}(\mathbf{q}) \left(\boldsymbol{\tau}(\mathbf{p}) - \boldsymbol{\Omega}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \dot{\mathbf{q}} - \mathbf{N}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \right) \quad (3.43b)$$

in vollständiger Form (2.109-2.114) oder vereinfachter Form (2.113,2.114,2.116,2.119) in Abhängigkeit der Balgdrücke

$$\mathbf{u} = \mathbf{p}, \quad \in \mathbb{R}^{3n} \quad (3.44)$$

als Modelleingänge beschrieben, wobei als Systemausgänge die Aktorlängen

$$\mathbf{y} = \mathbf{q}, \quad \in \mathbb{R}^{3n} \quad (3.45)$$

gewählt werden. Da dieses quadratische System keine interne Dynamik besitzt, ist eine Modellinvertierung möglich. Im Folgenden wird zunächst die Modellinvertierung zur Berechnung der gewünschten Stelldrücke \mathbf{q} über die gewünschten Stellkräfte $\boldsymbol{\tau}$ hergeleitet, bevor danach ein linearer Regler mit Vorsteuerung für das entkoppelte und exakt linearisierte System entwickelt wird (Abb. 3.20).

ENTKOPPLUNG MIT ZUSTANDSLINEARISIERUNG

Für die exakte Zustandslinearisierung [Isi95] werden zunächst die virtuellen Eingänge

$$\mathbf{v} = \ddot{\mathbf{q}} \quad (3.46)$$

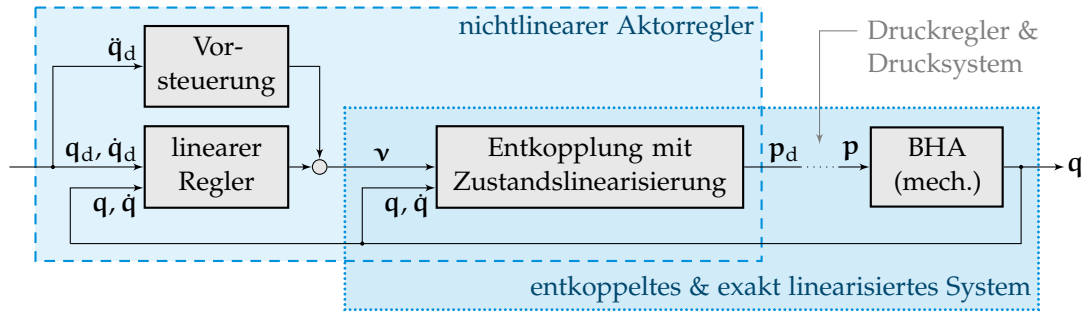


Abbildung 3.20: Äußere Regelschleife des Kaskadenreglers mit MIMO-Entkopplungsregler.

gewählt, um dann die gewünschten Stellkräfte τ_d

$$\tau_d(p_d) = M(q) v + \Omega(q, \dot{q}) \dot{q} + N(q, \dot{q}) \quad (3.47)$$

über die Modellinvertierung des nichtlinearen Manipulatormodells (3.43) zu bestimmen. Zur Vorgabe der gewünschten Stelldrücke q_d (Abb. 3.20) müssen die gewünschten projizierten Stellkräfte τ_d in Sollbalgdrücke p_d transformiert werden. Dafür soll die Definition der einzelnen Kräfteinträge von τ_d (2.114b)

$$\tau_{d[r]} = \sum_{\xi=s}^{n=3} \sum_{\chi=1}^3 \underbrace{\xi^h F_{e,B\xi\chi,a}^T(p_d)}_{\text{Zeilenvektor}} \underbrace{w H_{\xi h}^T \frac{\partial^w H_{\xi h}}{\partial q_r} \xi^h r_{B\xi\chi'}}_{\text{Spaltenvektor}} \quad (3.48)$$

zusammen mit der Definition der Aktorkräfte in lokalen Koordinaten nach den Drücken p_d aufgelöst werden. Da die Druckkräfte in den jeweiligen lokalen Kopfkoordinatensystemen $\mathcal{R}_{\xi h}$

$$\xi^h F_{e,B\xi\chi,a}(p) = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ F_{B\xi\chi,a}(p_{\xi\chi}) - F_{B\{\xi+1\}\chi,a}(p_{\{\xi+1\}\chi}) \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3.49)$$

nur Werte ungleich null in z -Richtung besitzen und die anderen Einträge stets null sind (2.67,2.63), ist nur der dritte Eintrag des rechten Spaltenvektors in (3.48) relevant¹¹. Somit kann das vektorielle Produkt (3.48) zu einem Produkt zweier Skalare

$$\tau_{d[r]} = \sum_{\xi=s}^{n=3} \sum_{\chi=1}^3 \left(F_{B\xi\chi,a}(p_{\xi\chi}) - F_{B\{\xi+1\}\chi,a}(p_{\{\xi+1\}\chi}) \right) \phi_{\xi\chi}^r \quad (3.50)$$

vereinfacht werden, wobei die skalare Abkürzung $\phi_{\xi\chi}^r$

$$\phi_{\xi\chi}^r = w H_{\xi h[3,:]}^T \frac{\partial^w H_{\xi h}}{\partial q_r} \xi^h r_{B\xi\chi} \quad (3.51)$$

als dritter Eintrag des Spaltenvektors (3.48) zur übersichtlichen Darstellung eingeführt wird. Diese Bestimmungsgleichung zur Berechnung eines skalaren Wertes $\tau_{d,r}$ wird für

¹¹ An dieser Stelle wird erneut darauf hingewiesen, dass für die letzte Sektion $n = \xi$ in (3.49) die Kraft des nächsten angrenzenden Balgs $F_{B\{\xi+1\}\chi,a}$ null ist.

alle $r = 1 \dots n$ Einträge der Sollkraft τ_d aufgestellt, wobei diese Gleichungen durch Umstellen als eine Matrixgleichung

$$\tau_d = \begin{bmatrix} \Phi_{11}^1 & \Phi_{12}^1 & \Phi_{13}^1 & \Phi_{21}^1 & \Phi_{22}^1 & \Phi_{23}^1 & \Phi_{31}^1 & \Phi_{32}^1 & \Phi_{33}^1 \\ \Phi_{11}^2 & \Phi_{12}^2 & \Phi_{13}^2 & \Phi_{21}^2 & \Phi_{22}^2 & \Phi_{23}^2 & \Phi_{31}^2 & \Phi_{32}^2 & \Phi_{33}^2 \\ \Phi_{11}^3 & \Phi_{12}^3 & \Phi_{13}^3 & \Phi_{21}^3 & \Phi_{22}^3 & \Phi_{23}^3 & \Phi_{31}^3 & \Phi_{32}^3 & \Phi_{33}^3 \\ 0 & 0 & 0 & \Phi_{21}^4 & \Phi_{22}^4 & \Phi_{23}^4 & \Phi_{31}^4 & \Phi_{32}^4 & \Phi_{33}^4 \\ 0 & 0 & 0 & \Phi_{21}^5 & \Phi_{22}^5 & \Phi_{23}^5 & \Phi_{31}^5 & \Phi_{32}^5 & \Phi_{33}^5 \\ 0 & 0 & 0 & \Phi_{21}^6 & \Phi_{22}^6 & \Phi_{23}^6 & \Phi_{31}^6 & \Phi_{32}^6 & \Phi_{33}^6 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \Phi_{31}^7 & \Phi_{32}^7 & \Phi_{33}^7 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \Phi_{31}^8 & \Phi_{32}^8 & \Phi_{33}^8 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \Phi_{31}^9 & \Phi_{32}^9 & \Phi_{33}^9 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_{B11,a}(p_{11}) - F_{B21,a}(p_{21}) \\ F_{B12,a}(p_{12}) - F_{B22,a}(p_{22}) \\ F_{B13,a}(p_{13}) - F_{B23,a}(p_{23}) \\ F_{B21,a}(p_{21}) - F_{B31,a}(p_{31}) \\ F_{B22,a}(p_{22}) - F_{B32,a}(p_{32}) \\ F_{B23,a}(p_{23}) - F_{B33,a}(p_{33}) \\ F_{B31,a}(p_{31}) \\ F_{B32,a}(p_{32}) \\ F_{B33,a}(p_{33}) \end{bmatrix} \quad (3.52)$$

in sektionsweiser Blockstruktur zur direkten Berechnung von τ_d ausgedrückt werden können. Durch Auflösung der Kraftdifferenz

$$\tau_d = \underbrace{\begin{bmatrix} \Phi_{11}^1 & \Phi_{12}^1 & \Phi_{13}^1 & \Phi_{21}^1 & \Phi_{22}^1 & \Phi_{23}^1 & \Phi_{31}^1 & \Phi_{32}^1 & \Phi_{33}^1 \\ \Phi_{11}^2 & \Phi_{12}^2 & \Phi_{13}^2 & \Phi_{21}^2 & \Phi_{22}^2 & \Phi_{23}^2 & \Phi_{31}^2 & \Phi_{32}^2 & \Phi_{33}^2 \\ \Phi_{11}^3 & \Phi_{12}^3 & \Phi_{13}^3 & \Phi_{21}^3 & \Phi_{22}^3 & \Phi_{23}^3 & \Phi_{31}^3 & \Phi_{32}^3 & \Phi_{33}^3 \\ 0 & 0 & 0 & \Phi_{21}^4 & \Phi_{22}^4 & \Phi_{23}^4 & \Phi_{31}^4 & \Phi_{32}^4 & \Phi_{33}^4 \\ 0 & 0 & 0 & \Phi_{21}^5 & \Phi_{22}^5 & \Phi_{23}^5 & \Phi_{31}^5 & \Phi_{32}^5 & \Phi_{33}^5 \\ 0 & 0 & 0 & \Phi_{21}^6 & \Phi_{22}^6 & \Phi_{23}^6 & \Phi_{31}^6 & \Phi_{32}^6 & \Phi_{33}^6 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \Phi_{31}^7 & \Phi_{32}^7 & \Phi_{33}^7 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \Phi_{31}^8 & \Phi_{32}^8 & \Phi_{33}^8 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \Phi_{31}^9 & \Phi_{32}^9 & \Phi_{33}^9 \end{bmatrix}}_{\Phi} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & -1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_{B11,a}(p_{11}) \\ F_{B12,a}(p_{12}) \\ F_{B13,a}(p_{13}) \\ F_{B21,a}(p_{21}) \\ F_{B22,a}(p_{22}) \\ F_{B23,a}(p_{23}) \\ F_{B31,a}(p_{31}) \\ F_{B32,a}(p_{32}) \\ F_{B33,a}(p_{33}) \end{bmatrix} \quad (3.53)$$

kann die Definitionsgleichung der projizierten Kräfte (3.53) über eine Invertierung der regulären Projektionsmatrix Φ nach den Aktorkräften umgestellt werden, sodass sich die Beträge aller Aktorkräfte

$$F_{B,a} = \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}}_{\Phi^{-1}} \begin{bmatrix} \Phi_{11}^1 & \Phi_{12}^1 & \Phi_{13}^1 & \Phi_{21}^1 & \Phi_{22}^1 & \Phi_{23}^1 & \Phi_{31}^1 & \Phi_{32}^1 & \Phi_{33}^1 \\ \Phi_{11}^2 & \Phi_{12}^2 & \Phi_{13}^2 & \Phi_{21}^2 & \Phi_{22}^2 & \Phi_{23}^2 & \Phi_{31}^2 & \Phi_{32}^2 & \Phi_{33}^2 \\ \Phi_{11}^3 & \Phi_{12}^3 & \Phi_{13}^3 & \Phi_{21}^3 & \Phi_{22}^3 & \Phi_{23}^3 & \Phi_{31}^3 & \Phi_{32}^3 & \Phi_{33}^3 \\ 0 & 0 & 0 & \Phi_{21}^4 & \Phi_{22}^4 & \Phi_{23}^4 & \Phi_{31}^4 & \Phi_{32}^4 & \Phi_{33}^4 \\ 0 & 0 & 0 & \Phi_{21}^5 & \Phi_{22}^5 & \Phi_{23}^5 & \Phi_{31}^5 & \Phi_{32}^5 & \Phi_{33}^5 \\ 0 & 0 & 0 & \Phi_{21}^6 & \Phi_{22}^6 & \Phi_{23}^6 & \Phi_{31}^6 & \Phi_{32}^6 & \Phi_{33}^6 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \Phi_{31}^7 & \Phi_{32}^7 & \Phi_{33}^7 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \Phi_{31}^8 & \Phi_{32}^8 & \Phi_{33}^8 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \Phi_{31}^9 & \Phi_{32}^9 & \Phi_{33}^9 \end{bmatrix}}^{-1} \tau_d \quad (3.54)$$

explizit in Abhängigkeit der projizierten Sollkräfte τ_d berechnen lassen. In Kombination mit der Bestimmung der pneumatischen Aktorkraft (2.2) lassen sich somit die gewünschten Drücke

$$p_d = \frac{F_{B,a}}{A_{B,Druck}} + p_o = \underbrace{\frac{\Phi^{-1}(q)}{A_{B,Druck}}}_{p_{d,rel}} \tau_d + p_o. \quad (3.55)$$

in Abhängigkeit der Aktorlängen q bestimmen, sodass sich nach Einsetzen von (3.47) in (3.55) die finale Zustandslinearisierung

$$p_d = \frac{\Phi^{-1}(q)}{A_{B,Druck}} \left(M(q) \mathbf{v} + \Omega(q, \dot{q}) \dot{q} + N(q, \dot{q}) \right) + p_o \quad (3.56)$$

für die virtuellen Eingänge \mathbf{v} ergibt. Der Einfluss der Coriolismatrix Ω ist dabei im Verhältnis zu deren Berechnungsaufwand entsprechend der Untersuchungen zur Modellvereinfachung gering und daher die entsprechende Coriolismatrix im Reglerentwurf – zumindest bei der Anwendung am BHA – vernachlässigbar.

Kleine Modellfehler der internen Kräfte \mathbf{N} werden durch die Rückführung kompensiert und haben daher keinen Einfluss auf die stationäre Genauigkeit. Nicht modellierte Kriecheffekte können jedoch bei begrenzter Bandbreite durch die hohe Materialsteifigkeit nicht vollständig kompensiert werden. Zur Vermeidung eines instabilen Driftens aufgrund veränderlicher Steifigkeiten in der exakten Zustandlinearisierung wird die Kompensation der aktorabhängigen Federkräfte $F_{Bik,Fdr}$ (2.77,2.113) in $\mathbf{N}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})$ anstatt als Zustandlinearisierung über eine Feedforward-Linearisierung [HD03] in Abhängigkeit der Sollbalglängen \mathbf{q}_d implementiert.

Mit dieser MIMO-Zustandlinearisierung zur Entkopplung der Aktoren werden Soll-drücke für den virtuellen Eingang berechnet, die von den unterlagerten Druckreglern eingeregelt werden. Unter der Annahme, dass das Führungsverhalten der unterlagerten Druckregler hinreichend gut ist, ergibt sich ein entkoppeltes und exakt linearisiertes System – im Falle des BHA dargestellt durch neun parallele Doppelintegratoren. Die virtuellen Eingänge werden durch einen linearen Reglerentwurf bestimmt.

LINEARER REGLERENTWURF

Für das entkoppelte System (Abb. 3.20) kann nun ein linearer Regler

$$\mathbf{v} = \mathbf{v}_{\text{Vorst.}} + \mathbf{v}_{\text{Rückf.}} \quad (3.57)$$

mit Vorsteueranteil $\mathbf{v}_{\text{Vorst.}}$ und Rückführanteil $\mathbf{v}_{\text{Rückf.}}$ entworfen werden. Für ein gutes Folgeverhalten wird die gewünschte Beschleunigung der einzelnen Aktoren $\mathbf{v}_{\text{Vorst.}} = \ddot{\mathbf{q}}_d$ als lineare Vorsteuerung verwendet, während eine lineare Rückführung die virtuellen Doppelintegratoren stabilisiert. Abgeleitet von der Differentialgleichung der Fehlerdynamik ergibt sich für die Stabilisierung ein linearer PD-Regler

$$\mathbf{v}_{\text{Rückf.}} = \mathbf{K}_1 (\dot{\mathbf{q}}_d - \dot{\mathbf{q}}) + \mathbf{K}_0 (\mathbf{q}_d - \mathbf{q}), \quad (3.58)$$

wobei die Reglerverstärkungen \mathbf{K}_0 und \mathbf{K}_1 im Allgemeinen als Diagonalmatrizen gewählt werden, um die Entkopplung der Aktoren zu erhalten. Allgemein sollten die Matrizen der Reglerverstärkungen laut Vorzeichenbedingung positiv definit sein; sinnvolle Verstärkungen ergeben sich z. B. analog zu der Vorgabe der Einzelbalgregelung (3.41) über die gewünschte Eckfrequenz und Dämpfung.

RESULTIERENDE NICHTLINEARE AKTORREGELUNG

Durch Einsetzen des linearen Reglers (3.57,3.58) in die Entkopplung (3.56) resultiert das finale Regelgesetz für die entkoppelnde Aktorregelung von Kontinuum-Manipulatoren zu

$$\mathbf{p}_d = \frac{\Phi^{-1}(\mathbf{q})}{A_{B,Druck}} \left(\mathbf{M}(\mathbf{q}) \left(\ddot{\mathbf{q}}_d + \mathbf{K}_1 (\dot{\mathbf{q}}_d - \dot{\mathbf{q}}) + \mathbf{K}_0 (\mathbf{q}_d - \mathbf{q}) \right) + \mathbf{N}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \right) + \mathbf{p}_0. \quad (3.59)$$

Da diese Form keine integrierende Rückführung beinhaltet, kann eine bleibende Regelabweichung nicht vermieden werden. Mit dem bisherigen Ziel, das hauptsächlich ein gutes Führungsverhalten bei schnellen Bewegungen auch nahe der Hardwarebeschränkungen des Manipulators und eine gute Schwingungsdämpfung während der Ausregelung größerer Störungen z. B. nach einem Eingriff eines Menschen und dem folgenden plötzlichen Loslassen fordert, sind keine großen Eingriffe durch eine integrierende Rückführung erwünscht. Zur Erhöhung der Präzision kann jedoch eine schwache integrierende Rückführung mit passender Anti-Windup-Regelung [Ada14] aufgeschaltet

werden, bei der sowohl der zu integrierende Fehler als auch die integrierende Rückführung selbst beschränkt wird. Für diesen langsamen Eingriff ist kein Eingriff innerhalb der schnellen Entkopplung zu empfehlen. Stattdessen wird der integrierende Regler

$$\mathbf{p}_d = \frac{\Phi^{-1}(\mathbf{q})}{A_{B,Druck}} \left(\mathbf{M}(\mathbf{q}) \left(\ddot{\mathbf{q}}_d + \mathbf{K}_1 (\dot{\mathbf{q}}_d - \dot{\mathbf{q}}) + \mathbf{K}_0 (\mathbf{q} - \mathbf{q}) \right) + \mathbf{N}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \right) + \frac{\mathbf{K}_I}{A_{B,Druck}} \left[\int_0^t [\mathbf{q}_d - \mathbf{q}]_e d\tilde{t} \right]_E + \mathbf{p}_0. \quad (3.60)$$

außerhalb der Entkopplungsregelung platziert, wobei das Verhältnis zwischen der inneren Sättigung $[\star]_e$ und der äußerer Sättigung $[\star]_E$ die minimale Anstiegszeit der integrierenden Rückführung bis zur Sättigung kennzeichnet. Damit der integrierende Regler nicht gegen den modellbasierten Regler arbeitet, sollte die Knickfrequenz des integrierenden Reglers deutlich unter der des Proportionalreglers und die minimale Anstiegszeit oberhalb der Manipulardynamik liegen. Die für den Druckregler benötigte Solldruckableitung $\dot{\mathbf{p}}_d$ zur Vorsteuerung wird dabei durch Filterung des sollgrößenabhängigen Vorsteueranteils

$$\dot{\mathbf{p}}_d = \frac{\Phi^{-1}(\mathbf{q}_d)}{A_{B,Druck}} \left(\mathbf{M}(\mathbf{q}_d) \ddot{\mathbf{q}}_d + \mathbf{N}(\mathbf{q}_d, \dot{\mathbf{q}}_d) \right) + \mathbf{p}_0 \quad (3.61)$$

des Solldrucks (3.59) eines feedforward-linearisierten Modells [HD03] berechnet.

3.4.2 Funktionsnachweis am Manipulator und Performancevergleich

Für den Funktionsnachweis der neu entwickelten, zentralen Regelung und der Gegenüberstellung bezüglich der vorher verwendeten, dezentralen Balglängenregelung wird der Reglerentwurf für den BHA implementiert. Nach simulativen Tests wird der in Matlab und Simulink entwickelte Regler entsprechend des Rapid Control Prototypings [AB06] experimentellen Tests am Versuchsstand (Abb. 2.2) unterzogen. Dabei läuft der Regler auf einem DSpace 1007 PPC Rapid Control Prototyping Computer mit einer Taktzeit von 1 ms, wobei die Balglängensensoren zur Rauschunterdrückung 50-fach überabgetastet werden [Ru015].

Im Folgenden soll zunächst der Funktionsnachweis der Aktor-Entkopplung selbst anhand von Experimenten erbracht werden, bevor diese mit der dezentralen Balglängenregelung verglichen wird.

FUNKTIONSNACHWEIS DER AKTORENTKOPPLUNG

Zur Überprüfung der modellbasierten Entkopplung wird zunächst die Rückführung der linearen Regelung ohne Integratoranteil (3.57) durch Deaktivierung der Rückführverstärkungen $\mathbf{K}_0 = \mathbf{K}_1 = \mathbf{0}$ (3.58) ausgeschaltet, sodass nur die lineare Vorsteuerung mit der entkoppelnden Zustandslinearisierung aktiv ist.

Für die folgenden Beispieltrajektorien werden zwei Bälge der mittleren Sektion mit einem Bewegungsablauf beaufschlagt, während die anderen Bälge des gekrümmten Manipulators ihre unterschiedlichen Längen konstant halten sollen (Abb. 3.21). Das rein vorgesteuerte Folgeverhalten der bewegten Bälge ist mit einem Fehler von 2 mm bis 4 mm sehr gut. Die Abweichungen zwischen Sollbahn und Istbahn sind u. a. der durch Materialkriechen veränderten Steifigkeit geschuldet.

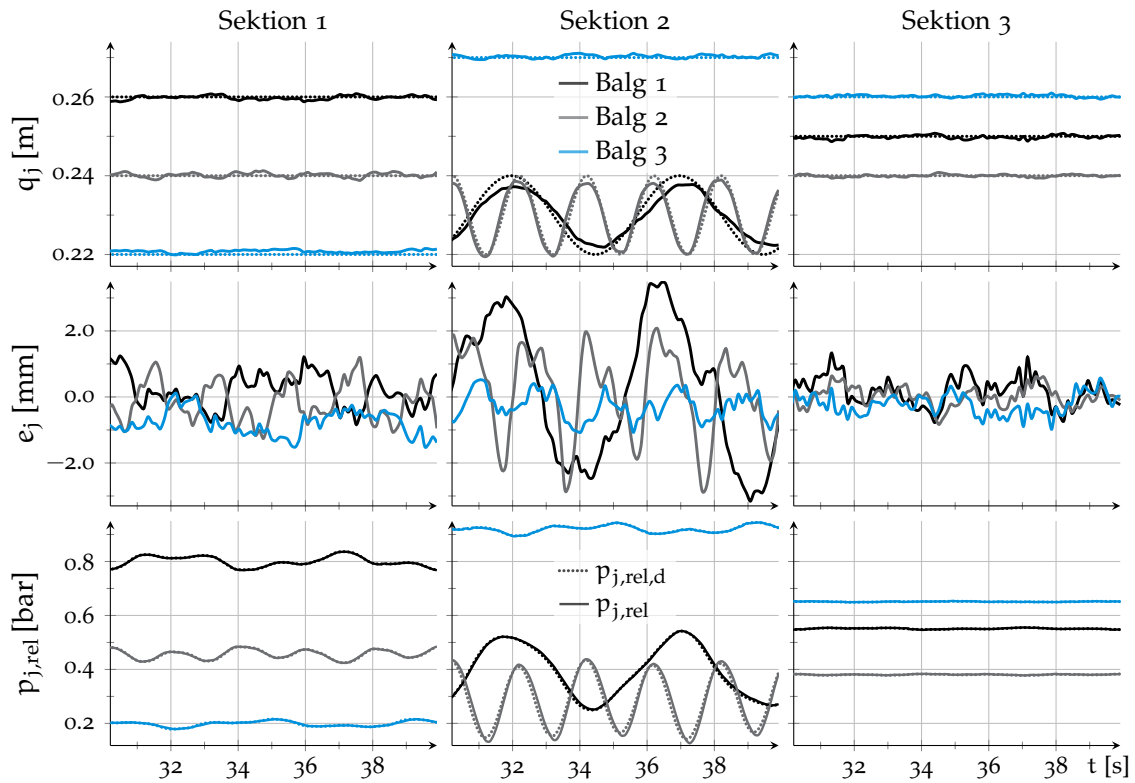


Abbildung 3.21: Funktionsnachweis der vorgesteuerten Aktorentkopplung durch den Vergleich von Solltrajektorien mit zwei bewegten Bälgen in der zweiten Sektion und Messungen — ohne aktivierte Rückführung.

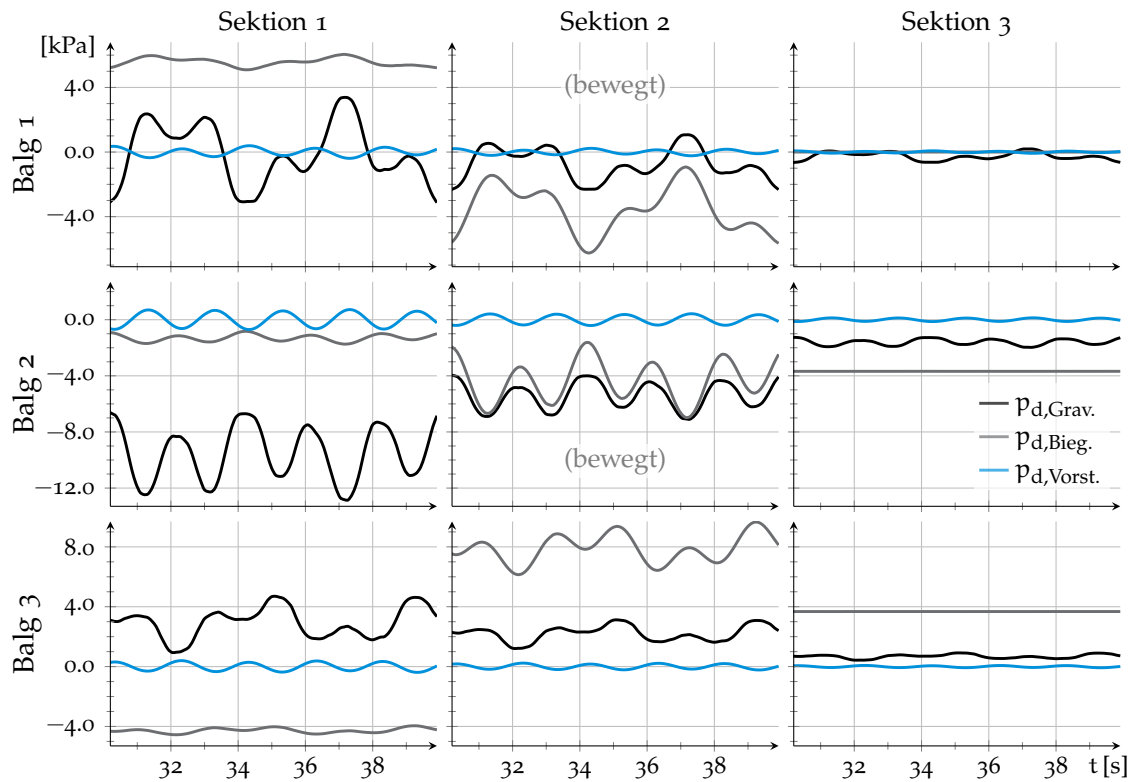


Abbildung 3.22: Solldruckanteile (3.62) der vorgesteuerten Aktorentkopplung zur Verdeutlichung des verkoppelten Reglerausgangs (Abb. 3.21).

Die Trajektorie wird so gewählt, dass keine Aktorbeschränkungen aktiv sind, um eine fundierte Bewertung des Reglers zu ermöglichen. Dies hat zur Folge, dass den gewünschten Drucktrajektorien ohne größere Abweichungen und mit nur einem kleinen Phasenverzug gefolgt wird. Während die Druckverläufe der dritten Sektion quasi konstant sind, variieren die Druckverläufe der ersten Sektion über der Zeit, obwohl deren Wunschlängen konstant bleiben. Dieses gewünschte Verhalten ist der aktiven Bewegungskompensation der oberen Sektionen geschuldet. Die Wirkung der Kompensation auf den Regelausgang kann im Detail analysiert werden, wenn der Regelausgang (3.59) des Entkopplungsreglers auf seine einzelnen Komponenten und deren Solldrücke aufgeschlüsselt wird, wie z. B. die Drücke

$$\text{Vorsteuerungsdruck:} \quad \mathbf{p}_{d,\text{Vorst.}} = \frac{\Phi^{-1}}{A_{B,\text{Druck}}} \mathbf{M}(\mathbf{q}) \ddot{\mathbf{q}}_d \quad (3.62a)$$

$$\text{Biegekompensationsdruck:} \quad \mathbf{p}_{d,\text{Bieg.}} = \frac{\Phi^{-1}}{A_{B,\text{Druck}}} \mathbf{N}_{\text{Bieg.}}(\mathbf{q}) \quad (3.62b)$$

$$\text{Gravitationskompensationsdruck:} \quad \mathbf{p}_{d,\text{Grav.}} = \frac{\Phi^{-1}}{A_{B,\text{Druck}}} \mathbf{N}_{\text{Grav.}}(\mathbf{q}) \quad (3.62c)$$

für die Vorsteuerung, Biegekompensation oder Gravitationskompensation (Abb. 3.22). Die Kompensation der Längssteifigkeiten¹² wirkt als größter Kompensationseinfluss, allerdings ist diese Komponente des Einzelbalgmodells unabhängig von denen der anderen Bälge. Darüber hinaus sind auch die Kompensationen für Gravitation $\mathbf{p}_{d,\text{Grav.}}$ und Biegesteifigkeiten $\mathbf{p}_{d,\text{Bieg.}}$ bei gekrümmten Manipulatoren von Bedeutung. Der Gravitationseinfluss ist dabei in der ersten Sektion aufgrund der Hebelwirkung des Manipulators am höchsten, während die Kompensation der Biegesteifigkeiten hauptsächlich die anderen Aktoren einer Sektion beeinflusst. Der Einfluss der linearen Vorsteuerung setzt sich sowohl zwischen den Aktoren einer Sektion als auch zwischen den benachbarten Sektionen fort. Der Einfluss der Coriolisterme $\Omega(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})$ (3.56) ist vernachlässigbar, wodurch sich die nötige Rechenzeit um etwa 50 % reduziert.

Im Folgenden wird die Rückführung wieder aktiviert und der zentrale Entkopplungsregler mit der dezentralen Alternative (Kap. 3.3) verglichen.

FUNKTIONSNACHWEIS DER AKTORREGELUNG OHNE INTEGRATORVERSTÄRKUNG

Um das Führungsverhalten des neuen, entkoppelnden Aktorreglers mit dem der dezentralen Aktorregelung zu vergleichen, werden weitere Experimente durchgeführt, wobei die Rückführverstärkungen der PD-Regler aktiviert werden. Die integrierende Fehlerverstärkung (3.59) bleibt weiterhin deaktiviert.

In einem zweiten Experiment werden nun schnelle Aktortrajektorien auf alle Aktoren vorgegeben, sodass eine Gesamtbewegung auf den Manipulator eingepreßt wird. Dabei werden die Folgefehler bei aktiviertem Entkopplungsregler mit dem Folgefehler der dezentralen Aktorregelungen verglichen (Abb. 3.23). Zur besseren Darstellbarkeit wird eine zweidimensionale Manipulatortrajektorie ausgewählt, bei der die Solltrajektorien von Balg 2 und Balg 3 der jeweiligen Sektionen identisch sind. Die gemessenen Längen bei Verwendung der dezentralen Aktorregelung weisen sowohl größere statische als auch dynamische Fehler auf – insbesondere in der unteren Sektion aufgrund der fehlenden Gravitations- und Biegekompensation.

Wenn bei der Vorgabe von schnellen Aktortrajektorien auf ein reales System die Beschränkungen der Aktorik erreicht werden, ist der Manipulator nahe an seiner dynamischen Maximalgeschwindigkeit. In diesem Fall steigt der Folgefehler einzelner Aktoren,

¹² Die Solldruckkomponente zur Kompensation der Längssteifigkeiten ist in Abb. 3.22 nicht geplottet.

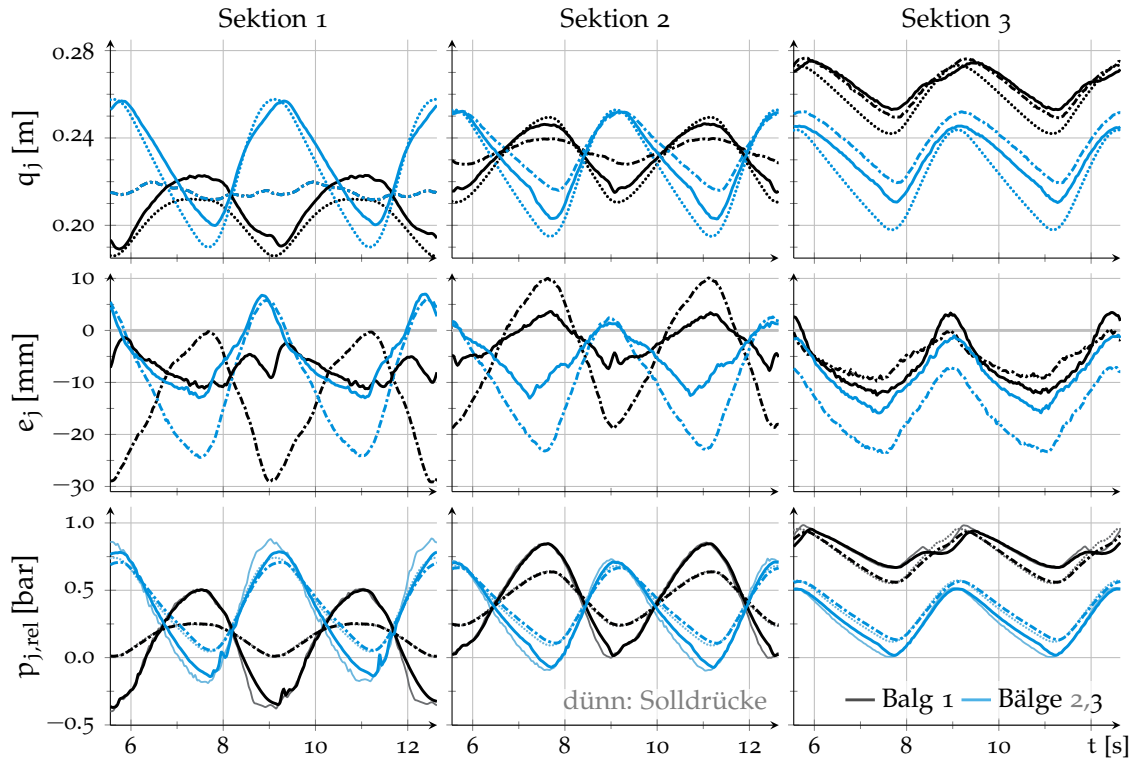


Abbildung 3.23: Aktorsolltrajektorien und experimenteller Vergleich des Entkopplungsreglers — und neun Einzelbalgreglern --- mit Vorsteuerung und Rückführung.

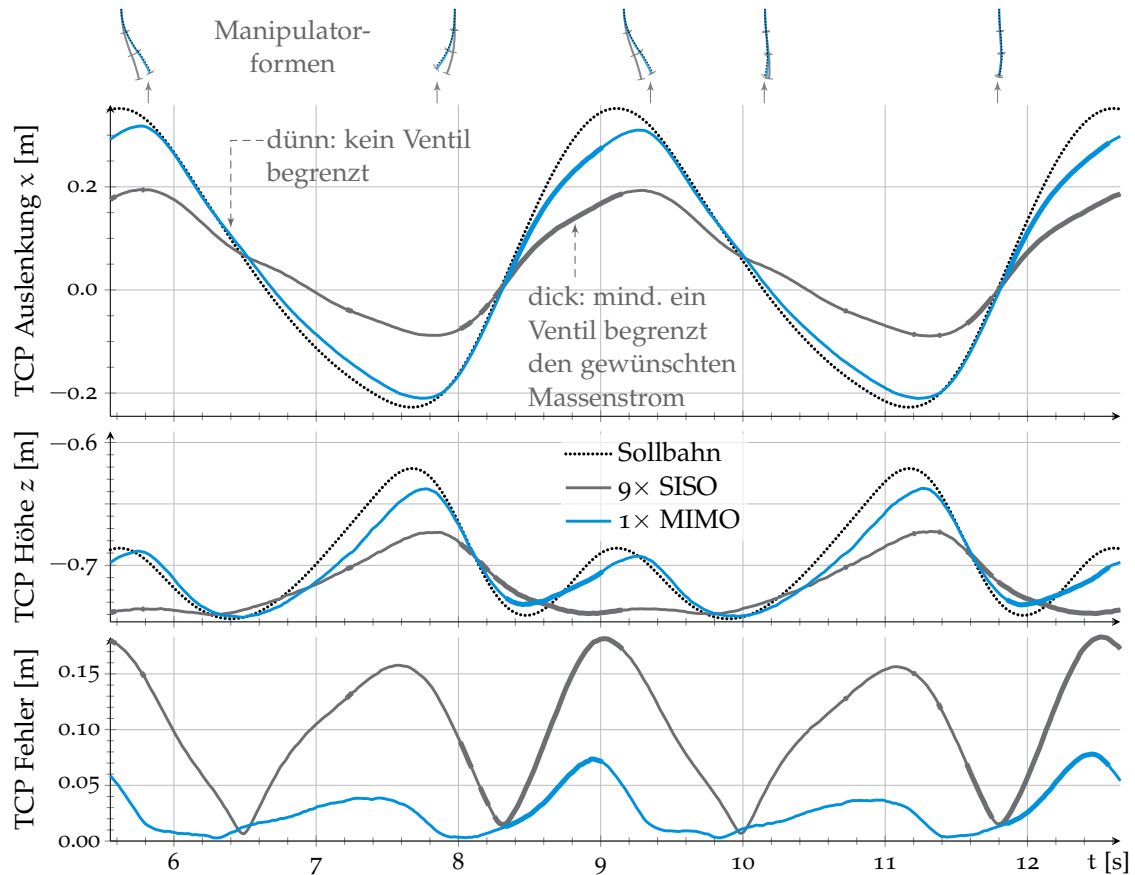


Abbildung 3.24: Vergleich der resultierenden zweidimensionalen TCP-Trajektorien und der euklidischen Fehler des aktorgeregelten Manipulators (Abb. 3.23)

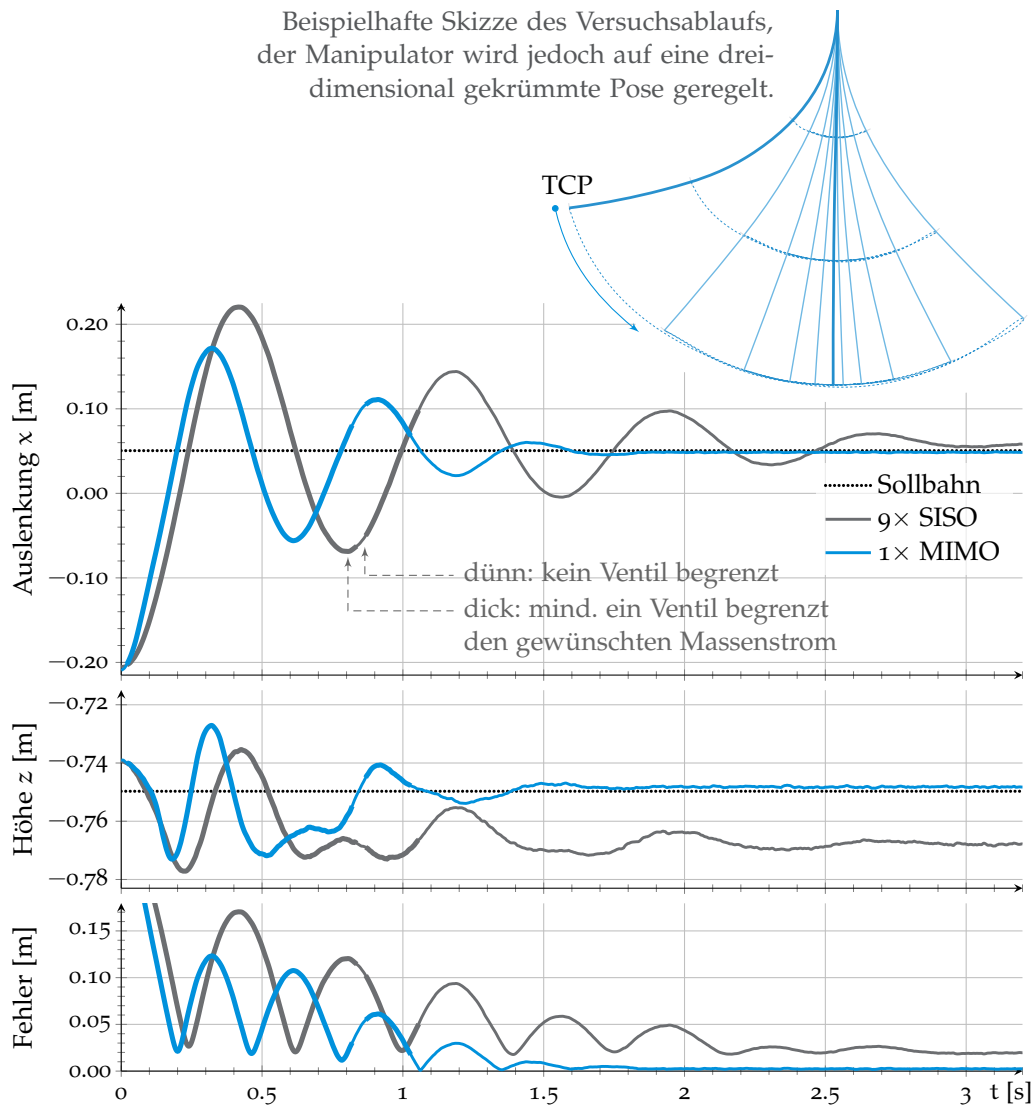


Abbildung 3.25: Analyse des Störverhaltens in einer Schwingungsdämpfung nach Auslenkung durch eine externe Kraft: Der Entkopplungsregler stabilisiert das System bei gleichen Hardwarebeschränkungen — deutlich schneller.

der sich über einen Fehler in den Drucktrajektorien und den balgdruckabhängigen Massenstrom (2.7) auf die maximal geöffneten Ventile zurückverfolgen lässt.

Die Wirkung der Eingangsbeschränkungen lässt sich auch an den resultierenden TCP-Trajektorien analysieren (Abb. 3.24), wobei angemerkt werden muss, dass an dieser Stelle nur die Aktorlängen geregelt werden und keine Rückführung des TCP-Fehlers stattfindet. Somit kann ein Fehler im Aufgabenraum durch die Potenzierung kleiner Aktorfehler nicht vermieden werden. Dennoch ist die resultierende TCP-Trajektorie des Entkopplungsreglers deutlich näher an der Solltrajektorie als die der neun dezentralen Regler, obwohl die Eingangsbeschränkungen der Ventile in ähnlichen Phasen aktiv sind. Sobald keine Eingangsbeschränkungen mehr aktiv sind, wird der TCP-Folgefehler des Entkopplungsreglers wieder deutlich auf wenige cm reduziert.

In einem dritten Experiment soll nun statt dem bisher getesteten Führungsverhalten das Störverhalten untersucht werden. Deshalb werden die gewünschten Aktorlängen konstant gehalten, während der Manipulator durch eine externe Kraft ausgelenkt wird.

Nach Lösen der externen Kraft ohne aktivierte Regelung würde der Manipulator ca. 5 s schwingen und danach in der senkrechten Ruhelage stehen bleiben (Abb. 2.27). Diese Schwingung soll durch eine aktive Schwingungsdämpfung gezielt vermieden und in der gewünschten Pose außerhalb der natürlichen Ruhelage stehen bleiben. Dabei wird eine direkte Bremsung des Manipulators zur Vermeidung von Überschwingungen aufgrund der pneumatischen Stellgrößenbegrenzungen nicht möglich sein.

Bei einem Vergleich der aktiven Schwingungsdämpfungen kann die Dämpfung unter Verwendung des Entkopplungsreglers deutlich erhöht werden, sodass der Manipulator schon nach 1 s auf ca. 10 % und nach 2 s zum kompletten Stillstand gebracht werden kann (Abb. 3.25), während die neun dezentralen Einzelbalgregler mehr als doppelt so lange zum Erreichen der gleichen Ziele benötigen. Dabei verwenden die beiden Aktorregler den gleichen limitierenden Druckregler mit einfacher Kammerdruckrückführung, erweiterter Vorsteuerung und Kammerdruckbeobachter ④ und den gleichen eingangsbeschränkenden Ventilen. Die Verbesserung ist auf die Entkopplung der Rückführverstärkungen und die manipulatorweite Zustandslinearisierung zurückzuführen.

An diesem Experiment kann auch das verbesserte Führungsverhalten des Entkopplungsreglers bestätigt werden, da dieser den statischen TCP-Fehler mittels Gravitationskompensation und Biegekompensation reduziert, sodass der finale TCP-Fehler unterhalb von 3 mm liegt.

Bei allen bisherigen Experimenten kann festgehalten werden, dass der neu entwickelte Entkopplungsregler basierend auf dem konzentriert-parametrischen Manipulatormodell ein signifikant besseres Führungs- und Störverhalten als die dezentralen Einzelbalgregler zeigt. Der modellbasierte Ansatz ermöglicht eine effektive Vorsteuerung, die ein sehr gutes Folgeverhalten und somit auch schnelle Bewegungen mit dynamischer Manipulatoranregung zulässt. Aufgrund der veränderlichen Steifigkeit des Materials können kleine Folgefehler der Aktortrajektorien nicht ausgeschlossen werden, sodass hier zur Kompensation statischer Abweichungen eine schwache integrierende Verstärkung hinzugeschaltet werden kann. Zur Reduktion des TCP-Fehlers kann aufbauend auf der Aktorregelung auch eine Regelung der Aufgabenkoordinaten entwickelt werden. Diese Variante der Regelung wird kurz am Ende der Arbeit (Kap. 5) angesprochen.

3.5 ZUSAMMENFASSUNG

In diesem Kapitel wurde eine Regelung in Aktorkoordinaten für Kontinuums-Manipulatoren über einen kaskadierten Reglerentwurf mit unterlagerter Druckregelung und überlagerter Balglängenregelung entworfen und am BHA experimentell validiert.

Die unterlagerten Druckregler können stets dezentral entwickelt werden. Als Stand der Technik wurde zunächst ein modellbasierter Kammerdruckregler mit Zustandslinearisierung der Kammerdruckdynamik vorgestellt, wobei als zurückgeführter Druck der Kammerdruck benötigt wird. Da keine Drucksensoren im Manipulator verbaut sind, müssen zur Kammerdruckmessung Stichleitungen vorhanden sein. Alternativ kann auch der Ventildruck zur Regelung verwendet werden, doch sind in dieser Konfiguration nur deutlich geringere Kreisverstärkungen möglich. Da die Implementierung von Stichleitungen unerwünscht ist, wurde über ein zuvor vorgestelltes Schlauchmodell ein nichtlinearer Kammerdruckbeobachter hergeleitet, der mittels Ventildruckmessung den

dynamischen Kammerdruck unter Berücksichtigung der Schläuche zuverlässig beobachten kann. Zur Verbesserung des Führungsverhaltens wurden außerdem erweiterte Druckreglerkonzepte mit Berücksichtigung des Schlauchmodells entwickelt – zunächst ein Zustandsregler mit Rückführung aller beobachteten Zustände und außerdem eine Kombination des klassischen Druckreglers und einer erweiterten schlauchberücksichtigenden Vorsteuerung. Die Funktionsnachweise beider Regler und die weiteren Vergleiche wurden über Experimente am Einzelbalg erzielt.

Die überlagerte Lageregelung wurde bisher über dezentrale Balglängenregler realisiert, die zunächst als Vergleichsbasis vorgestellt wurden. In experimentellen Vergleichen wurde außerdem die Regelgüte des Balglängenreglers am Einzelbalg unter Einfluss der unterschiedlichen unterlagerten Druckregler untersucht. Daraufhin wurde der zentrale Balglängen-Entkopplungsregler entwickelt, indem für die Modellinvertierung des konzentriert-parametrischen Manipulatormodells im kontaktfreien Fall eine Umrechnung der projizierten Sollkräfte in tatsächlich geforderte Solldrücke abgeleitet wurde. Diese Modellinvertierung kann z. B. mit einem linearen PID-Regler und einer Vorsteuerung kombiniert werden. Zuletzt wurde ein experimenteller Funktionsnachweis der Aktor-entkopplung am Manipulator erbracht und das Führungs- und Störverhalten beider Reglerkonzepte miteinander verglichen.

Kombiniert mit der erweiterten Druckregelung inkl. Berücksichtigung des Schlauchs in der Vorsteuerung bewährt sich der neue Entkopplungsregler im Praxistest am BHA: Mit der Berücksichtigung der mechanischen Verkopplungen auf Basis des neuen dynamischen Manipulatormodells führt er mit einer Fehlerreduktion von 70 % zu deutlich geringeren stationären und dynamischen Fehlern, zu einem besseren Führungsverhalten dynamischer Trajektorien und auch zu einem besseren Störverhalten im Rahmen von Schwingungsdämpfungen – auch bei gleichbleibenden Begrenzungen durch die unterlagerte Pneumatik. Ein verbleibender Fehler im unteren Frequenzspektrum bei Versuchen am BHA lässt sich auf die veränderliche Steifigkeit des Materials und dem damit zusammenhängenden Kriechen zurückführen.

Für die signifikant verbesserte Aktorregelung sollen nun im Folgenden Methoden zur Generierung von Aktortrajektorien für gegebene Aufgabenkoordinaten vorgestellt werden.

TRAJEKTORIENGENERIERUNG

Die Arbeitsanweisungen für Manipulatoren werden im Aufgabenraum angegeben, welcher häufig in für den Menschen intuitiven, kartesischen Koordinaten definiert ist. Da die in Kapitel 3 entworfene Regelung C^2 -Solltrajektorien in Aktorkoordinaten – auch bei Punkt-zu-Punkt-Aufgaben – erfordert, sollen in diesem Kapitel Methoden für aktorgeregelte Kontinuum-Manipulatoren zur Trajektoriengenerierung für Vorgaben im Aufgabenraum des Manipulators vorgestellt werden.

Zu den generellen Herausforderungen der Trajektoriengenerierung von Mehrachskinetiken gehört die Einhaltung des Arbeitsraums und möglicher Beschränkungen in Aufgabenkoordinaten. Je nach Anwendung gilt dies nicht nur für die Start- und Endpunkte der Transitionen, sondern auch während der Bewegung. Die komplexe Kinematik von Kontinuum-Manipulatoren resultiert in einer erhöhten Komplexität bei der Lösung der redundanten Rückwärtskinematik zur Umrechnung von Aufgabenkoordinaten in Gelenk- oder Aktorkoordinaten. Allerdings können diese zusätzlichen Freiheitsgrade in geeignetem Maße genutzt werden. Mögliche Ansätze zur Lösung der redundanten Rückwärtskinematik lassen sich in drei Kategorien einteilen: Zunächst ist eine heuristische Einschränkung der Freiheitsgrade z. B. über die Forderung einer identischen Verformung aller Sektionen möglich. Je nach technischem Einsatzgebiet ist diese Variante jedoch zu einschränkend. Stattdessen kann global über die gesamte Trajektorie hinsichtlich definierter Gütekriterien optimiert werden. Dieser Ansatz resultiert bei komplexen Kinematiken in einem aufwendigen, nichtlinearen Optimalsteuerungsproblem und ist daher selten onlinefähig. Für onlinefähige Lösungen werden daher als dritte Kategorie meist lokale Optimierungen verwendet.

Während bei der Bahnplanung nur die Kinematik an sich betrachtet wird, kann für zeitindizierte Trajektorien zusätzlich auch die Aktordynamik berücksichtigt werden. Insbesondere bei der Verwendung pneumatischer Antriebe, die aufgrund der vergleichsweise langsamen Druckaufbaudynamik variablen Eingangsbeschränkungen unterliegen, korreliert der kürzeste nicht zwangsweise mit dem schnellsten Weg.

Im Folgenden sollen die speziellen Herausforderungen an die Trajektoriengenerierung für Kontinuum-Manipulatoren beispielhaft an den Entwicklungen von zwei unterschiedlichen Anwendungen gezeigt werden, um damit die Varianten der komplexen Offline-Trajektoriengenerierung unter Berücksichtigung dynamischer Beschränkungen und der schnellen Online-Trajektoriengenerierung zu diskutieren (Abb. 4.1): Zunächst soll eine methodische Herangehensweise für zeitoptimale Punkt-zu-Punkt-Trajektorien von pneumatisch aktuierten Kontinuum-Manipulatoren aufgezeigt werden (Abb. 4.1a). Dieser Offline-Ansatz der Optimierung über der gesamten Trajektorie berücksichtigt dabei

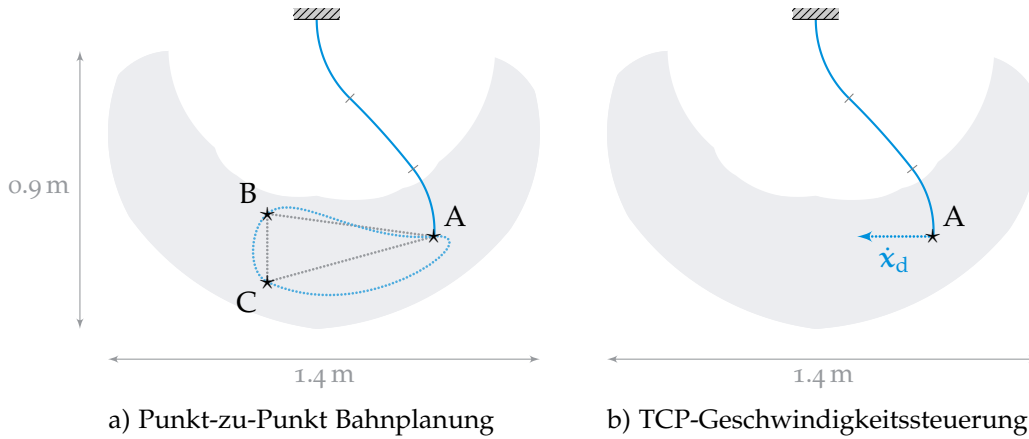


Abbildung 4.1: Beispielhafte Trajektoriengenerierungsaufgaben im beschränkten Arbeitsraum.

die variablen Eingangsbeschränkungen im Optimalsteuerungsentwurf und erweitert bereits veröffentlichte Methoden zur Trajektoriengenerierung [FHS14a; FHS14b]. In einem zweiten Ansatz soll ein onlinefähiger Bahnplaner für die TCP-Geschwindigkeitsvorgabe durch z. B. einen Handhebel vorgestellt werden (Abb. 4.1b), in dem die differentielle Rückwärtskinematik als lokale Optimierung gelöst wird. Dieser Ansatz basiert auf einer kinematischen Regelung des BHA [Mah15], und wurde ebenfalls am BHA getestet und veröffentlicht [Fal+16].

4.1 ZEITOPTIMALE PUNKT-ZU-PUNKT-PLANUNG

Als übergeordnetes Ziel sollen bei dieser Aufgabenstellung geeignete Aktorsolltrajektorien $q_d(t)$ für alle Aktoren gefunden werden, sodass die Punkt-zu-Punkt-Bewegung für n_T Transitionen zeitoptimal über eine Optimalsteuerung in Aktorkoordinaten gelöst werden kann (Abb. 4.1a). Da die nichtlineare Dynamik des Systems zur Erhaltung einer zeitoptimalen Lösung betrachtet werden muss und auch die Kinematik des Systems nichtlinear ist, ist die Lösung dieses Problems sehr rechenintensiv und kann nur offline erfolgen. Im Hinblick auf die pneumatische Aktuierung sind außerdem die dynamischen Beschränkungen der unterlagerten Druckdynamik von Interesse, da diese maßgeblich mögliche Beschleunigungen und Rücke beeinflusst.

In der Pneumatik wird für schnelle Transitionen ein hoher Massenstrom benötigt. Da die Dichte ρ von Luft im Arbeitspunkt konstant ist, liegen die Parameter zur Erhöhung des Massenstroms (2.7, 2.9)

$$\dot{m}_V = \rho p_{\text{prim}} \underbrace{\Psi\left(\frac{p_{\text{sek}}}{p_{\text{prim}}}, b_V\right)}_{\in [0, 1]} C_{V, \text{max}} \underbrace{\tilde{C}_V(v)}_{\in [0, 1]}. \quad (4.1)$$

neben einer Veränderung der Baugröße des Ventils $C_{V, \text{max}}$ und der verwendeten Schläuche hauptsächlich in einer Erhöhung des Versorgungsdrucks, da dieser beim Belüften als Primärdruck p_{prim} wirkt. Dadurch können theoretisch beliebig schnelle Transitionen im Belütfungsfall erzeugt werden (Abb. 4.2), da der Primärdruck direkt als Produkt in die Bestimmungsgleichung (4.1) mit eingeht. Während der Belüftungsvorgang so beschleunigt werden kann, kann diese Methode zum schnellen Entlüften nicht verwendet werden, da das Druckniveau oft systembedingt gegeben ist und der Kammerdruck

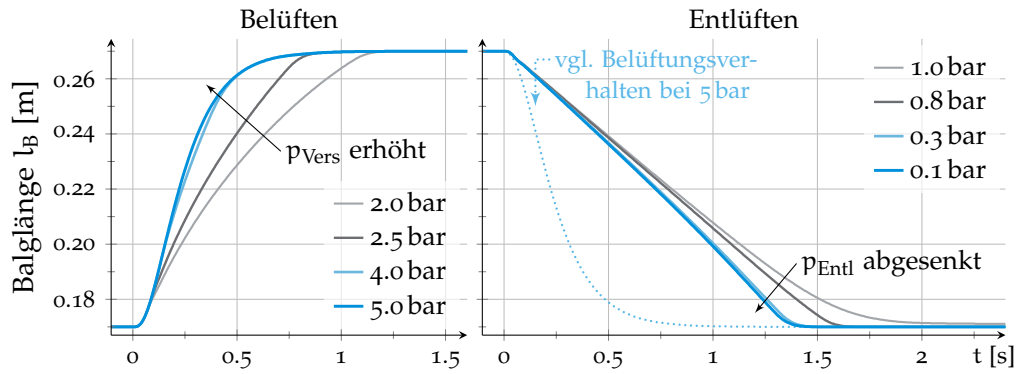


Abbildung 4.2: Problematik der Transitionszeit pneumatischer Aktoren, da zwar die Belüftungszeit für unterschiedliche Primärdrücke reduziert werden kann, dies durch Absenkung der Sekundärdrücke beim Entlüften jedoch nur begrenzt hilft.

als Primärdruck im Entlüftungsvorgang abgesenkt werden soll. Für den Entlüftungsvorgang kann der als Sekundärdruck p_{sek} wirkende Entlüftungsdruck p_{Entl} abgesenkt werden, sodass sich die Form der Durchflussfunktion Ψ zu Gunsten eines höheren Massendurchflusses ändert (Abb. 2.5b). Allerdings ist die Erzeugung von Unterdruck sehr energieaufwendig, obwohl die Entlüftungszeit dadurch nur geringfügig reduziert werden kann (Abb. 4.2). Stattdessen kann eine Zeitoptimalität bei einer Mehrachskinematik auch durch eine günstige Verteilung der Strecke zwischen den Aktoren erreicht werden – insbesondere, wenn der Manipulator redundant ist.

Aus diesen Überlegungen entspringt die generelle Idee des Optimalsteuerungsansatzes: Eine zeitoptimale Transition eines entkoppelten Balgs zwischen zwei festen Randwerten wird durch einen maximalen Massenstrom als Eingang erreicht, dessen Steilheit für eine gewünschte Ruckbeschränkung zusätzlich begrenzt ist. Daher soll die Redundanz des Manipulators unter Beachtung der kinematischen Zusammenhänge zur Erreichung der Aufgaben-Sollwerte an den Stützstellen ausgenutzt werden, um die Balglängen an den gewünschten Stützstellen so zu verändern, dass möglichst viele Bälge während den Transitionen in ihrer Stellgrößenbeschränkung betrieben werden [FHS14a; FHS14b]. Für diese Idee soll im Folgenden der Optimalsteuerungsansatz hergeleitet werden.

4.1.1 Optimalsteuerungsansatz

Für eine Punkt-zu-Punkt-Bewegung (Abb. 4.1a) mit n_T Transitionen bestimmt sich die Transitionszeit t_T

$$t_{Ti} = t_{\text{fin},i} - t_{0,i} \rightarrow \min \quad (4.2)$$

jeder einzelnen Transition $i \in \{1, n_T\}$ als Differenz zwischen der jeweiligen Ankunftszeit $t_{\text{fin},i}$ und der Startzeit $t_{0,i}$. Unter Berücksichtigung einer zusätzlichen Regularisierung der Massenströme aller Bälge über den Regularisierungsfaktor σ wird das Gütefunktional \mathcal{J} jeder Teiltransition i

$$\mathcal{J}_i = t_{Ti} + \sigma \sum_{j=1}^{3n-9} \int_{t_{0,i}}^{t_{0,i} + t_{Ti}} \dot{m}_{d,ij}^2 dt \quad (4.3)$$

in Abhängigkeit der Transitionszeit gewählt. Für eine zeitoptimale Gesamtbewegung soll daher das Minimum der summierten Gütefunktionale

$$\min_{\substack{\mathbf{m}_{d,i} \in \mathbb{R}^{3n} \\ i=1 \dots n_T}} \left\{ \sum_{i=1}^{n_T} \mathcal{J}_i \mid \mathcal{D}, \mathcal{C} \right\} \quad (4.4)$$

über den Massenstromtrajektorien $\dot{\mathbf{m}}_{d,ij}$ aller Bälge und aller Teiltransitionen als Systemeingang hinsichtlich der Gleichheits- und Ungleichheitsbeschränkungen \mathcal{C} und der Differentialgleichungen zur Berücksichtigung der Dynamik \mathcal{D} bestimmt werden. Die Differentialgleichungen ergeben sich dabei aus der Druckdynamik (2.3) und der Manipulatorendynamik, wobei letztere entweder entkoppelt (2.1) für eine schnellere, gröbere Berechnung oder verkoppelt in reduzierter Form (2.119) berücksichtigt werden kann, sodass sich ein geschlossener Zusammenhang zwischen dem Massenstrom als Eingang $\dot{\mathbf{m}}_{d,ij}$ und den Zuständen bestehend aus den Kammerdrücken $p_{d,ij}$, Aktorgeschwindigkeiten $\dot{q}_{d,ij}$ und Aktorlängen $q_{d,ij}$ ergibt. Verglichen mit den Vereinfachungen durch Verwendung der entkoppelten Aktordynamik wird für eine Beschränkung der Problemkomplexität auch die weniger gewichtige Schlauchdynamik vernachlässigt und nur der Druckabfall berücksichtigt. Somit ergeben sich $n_T \times 3n \times 3$ Zustände für die n_T Transitionen der $3n$ Aktoren, die jeweils über Balglänge, Geschwindigkeit und Druck beschrieben werden.

Nach Herleitung des Optimalsteuerungsansatzes werden im Folgenden die Beschränkungen und Randbedingungen vorgestellt.

4.1.2 Formulierung der Randbedingungen

Für dieses Optimalsteuerungsproblem, bei dem für gegebene TCP-Aufgabenkoordinaten $\mathbf{x}_{d,i}$ der $n_T + 1$ Stützstellen entsprechende zeitoptimale Aktorsolltrajektorien $\mathbf{q}_d(t)$, $\dot{\mathbf{q}}_d(t)$, $\ddot{\mathbf{q}}_d(t)$ gefunden werden sollen, müssen mehrere Gleichheits- und Ungleichheitsbedingungen aufgestellt und berücksichtigt werden.

Die erste Gruppe an Gleichheitsbedingungen \mathcal{C}_{gl} ergibt sich aus der Stetigkeitsbedingung, sodass die Zustände und Eingänge

$$\mathbf{q}_{d,i}(t_{0,i}) = \mathbf{q}_{d,[i-1]}(t_{fin,i}) \quad (4.5a)$$

$$\dot{\mathbf{q}}_{d,i}(t_{0,i}) = \dot{\mathbf{q}}_{d,[i-1]}(t_{fin,i}) \quad (4.5b)$$

$$\mathbf{p}_{d,i}(t_{0,i}) = \mathbf{p}_{d,[i-1]}(t_{fin,i}) \quad (4.5c)$$

$$\dot{\mathbf{m}}_{d,i}(t_{0,i}) = \dot{\mathbf{m}}_{d,[i-1]}(t_{fin,i}) \quad (4.5d)$$

vor und nach den Stützstellen einer Transition i identisch sein müssen (Abb. 4.3).

Des Weiteren muss im Rahmen der Optimierung bei der Variation der redundanten Balglängen an den Transitionsrandwerten garantiert werden, dass die gewünschten Aufgabenkoordinaten

$$\mathbf{x}(\mathbf{q}_{d,i}(t_{0,i})) = \mathbf{x}_{d,i} \quad (4.6a)$$

mit $\dim(\mathbf{x}) < \dim(\mathbf{q})$ über den kinematischen Zusammenhang (2.45) an den vorgegebenen Stützstellen $\mathbf{x}_{d,i}$ eingehalten werden, wobei die Vorgabe von Aufgabenkoordinaten (2.44) auch über eine andere, spezifische Definition möglich ist. Anstatt der direkten

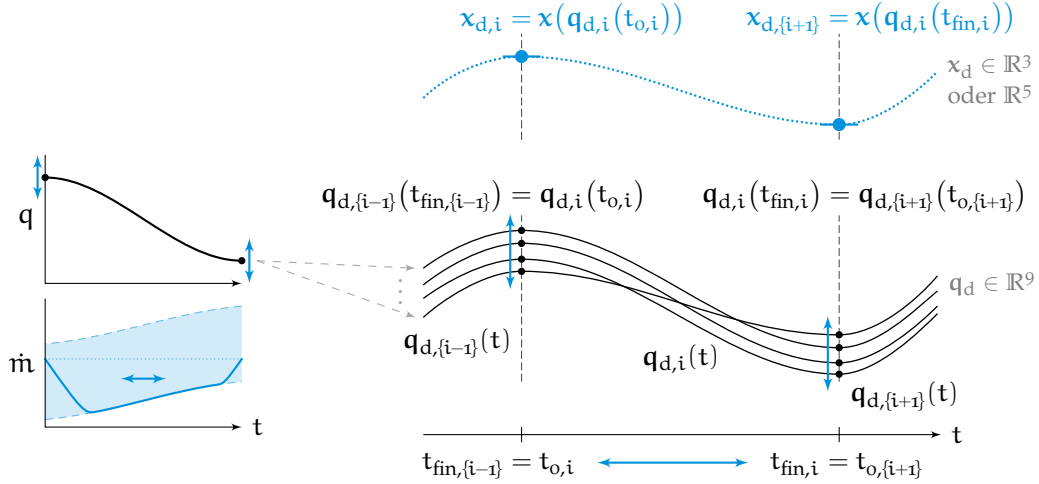


Abbildung 4.3: Minimierung der Transitionszeit zeitoptimaler Längenänderungen über Variation der Start- und Endwerte einzelner Aktoren unter Berücksichtigung der Kinematik zur gleichmäßigeren Verteilung der Lasten.

Festlegung der Aufgabenkoordinaten (4.6a) werden diese über einen Zielkorridor an den Stützstellen

$$\mathbf{x}_{d,i}^{\text{unten}} \leq \mathbf{x}(\mathbf{q}_{d,i}(t_{0,i})) \leq \mathbf{x}_{d,i}^{\text{oben}} \quad (4.6b)$$

durch zwei Ungleichheitsnebenbedingungen vorgegeben, sodass je nach Korridorgröße z. B. durch eine größere Varianz in den Orientierungen ein zusätzliches Optimierungspotential nutzbar ist.

Über optionale Beschränkungen für die Geschwindigkeiten und Eingangsmassenströme

$$\dot{\mathbf{q}}_{d,i}(t_{0,i}) = \dot{\mathbf{m}}_{d,i}(t_{0,i}) = \mathbf{0} \quad (4.7)$$

kann an allen oder ausgewählten Stützstellen zusätzlich eine Ruhelage erzwungen werden. Bei zyklischen Abläufen muss der Konsistenz wegen analog zu (4.5) die letzte Stützstelle

$$\mathbf{q}_{d,n_T}(t_{fin,n_T}) = \mathbf{q}_{d,1}(t_{0,1}) \quad (4.8a)$$

$$\dot{\mathbf{q}}_{d,n_T}(t_{fin,n_T}) = \dot{\mathbf{q}}_{d,1}(t_{0,1}) \quad (4.8b)$$

$$\mathbf{p}_{d,n_T}(t_{fin,n_T}) = \mathbf{p}_{d,1}(t_{0,1}) \quad (4.8c)$$

$$\dot{\mathbf{m}}_{d,n_T}(t_{fin,n_T}) = \dot{\mathbf{m}}_{d,1}(t_{0,1}) \quad (4.8d)$$

wieder der ersten entsprechen, sodass ein glatter Übergang in den nächsten Zyklus garantiert ist. Bei nicht-zyklischen Aufgaben muss hingegen durch Wegfall der Wiederholungsbedingung (4.8) die Kinematikbedingung (4.6) und ggf. die Ruhelagenbedingung (4.7) auch für die finale Stützstelle $\mathbf{q}_{d,n_T}(t_{fin,n_T})$ angegeben werden.

Die bisherigen Beschränkungen sind entweder durch die Zielvorgaben $\mathbf{x}_{d,i}$ in Aufgabenkoordinaten oder durch konsistenzbedingte, interne Übergangsbedingungen gegeben, die jeweils nur an den Stützstellen aktiv sind. Die folgenden Beschränkungen gelten für die Zustände entlang aller Transitionen. Als Ungleichheitsbeschränkungen C_{ugl} werden zunächst die Boxbeschränkungen für Balglängen und Balgdrücke

$$q_{\min} \leq q_{d,ij}(t) \leq q_{\max}, \quad (4.9a)$$

$$p_{\min} \leq p_{d,ij}(t) \leq p_{\max} \quad (4.9b)$$

definiert, da diese aufgrund mechanischer Beschränkungen oder durch den erlaubten Druck nur auf einem bestimmten Wertebereich zugelassen sind. Eine mögliche Ruckbeschränkung ist durch Begrenzung der Massenstromänderung

$$\ddot{m}_{\min} \leq \ddot{m}_{d,ij}(t) \leq \ddot{m}_{\max} \quad (4.9c)$$

nach Erweiterung des Optimierungssystems um den künstlichen Eingang

$$u = \ddot{m}_{d,ij}(t) \quad (4.10)$$

als Ableitung des Massenstroms gegeben, sodass (4.9c) als Steilheitsbegrenzung für den realen Eingang wirkt.

Eine weitere, wichtige Einschränkung wird über die Eingangsbeschränkungen vorgegeben, die sich für das pneumatische System über die Beschränkung des Massenstroms ausdrücken lässt. Da der Massenstrom (2.7) nicht nur von der Ventilstellung, sondern auch von dem aktuellen Kammerdruck abhängig ist, kann mit Abschätzung des normierten Leitwerts $\tilde{C}_V(v) \in [-1, 1]$ die druckabhängige Eingangsbeschränkung des Massenstroms über die Schranken

$$\dot{m}_{\max}(p_B) = \rho p_{V_{\text{ers}}} \Psi(p_B/p_{V_{\text{ers}}}, b_{\text{res}}) C_{\max} \quad (4.11a)$$

$$\dot{m}_{\min}(p_B) = -\rho p_B \Psi(p_{\text{Entl}}/p_B, b_{\text{res}}) C_{\max} \quad (4.11b)$$

mit den entsprechenden Primär- und Sekundärdrücken ausgedrückt werden. Statt die Schlauchdynamik mitzuberücksichtigen, wird vereinfachend angenommen, dass der Balgdruck p_B dem Ventildruck p_V entspricht und der Druckabfall des Schlauchs zusammen mit in den Ventilparametern durch den maximalen Leitwert C_{\max} und das resultierende kritische Druckverhältnis b_{res} berücksichtigt wird. Diese ergeben sich aus einer Reihenschaltung der Drosseln von Ventil und Schlauch und lassen sich mit der sogenannten Additivitäts-Methode [Bal85]

$$C_{\max} = \frac{1}{\sqrt[3]{\frac{1}{C_S^3} + \frac{1}{C_{V,\max}^3}}} \quad (4.12a)$$

$$b_{\text{res}} = 1 - C_{\max}^2 \left(\frac{1 - b_S}{C_S^2} + \frac{1 - b_V}{C_{V,\max}^2} \right) \quad (4.12b)$$

aus den Ventileigenschaften $C_{V,\max}$ und b_V und den empirisch bestimmbaren Schlauchparametern C_S und b_S (2.21) bestimmen. Somit kann durch weitere Ungleichheitsbeschränkungen die Abhängigkeit des als Eingang wirkenden Massenstroms

$$\eta \dot{m}_{\min}(p_{d,ij}(t)) \leq \dot{m}_{d,ij}(t) \leq \eta \dot{m}_{\max}(p_{d,ij}(t)) \quad (4.13)$$

von den Kammerdruck-Zuständen mitberücksichtigt werden, um im Zuge der Optimierung die redundanten Balglängen an den Stützstellen so zu verändern, dass möglichst viele Massenstromverläufe während den Transitionen in ihrer Stellgrößenbeschränkung liegen. Über den Faktor $\eta \in (0, 1)$ wird der maximal verwendbare Massenstromanteil für die Vorsteuerung vorgegeben, damit nicht der gesamte verfügbare Stelleingang verplant wird und noch ein Puffer für einen zusätzlichen Regelaufwand verfügbar ist.

Für das resultierende Optimalsteuerungsproblem (4.4) zur Minimierung einer Summe von Kostenfunktionalen (4.3) bezüglich Differentialgleichungen und Gleichheitsbeschränkungen C_{gl} (4.5–4.8) sowie Ungleichheitsbeschränkungen C_{ugl} (4.9, 4.13) soll im nächsten Schritt ein Lösungsansatz präsentiert werden (Abb. 4.4).

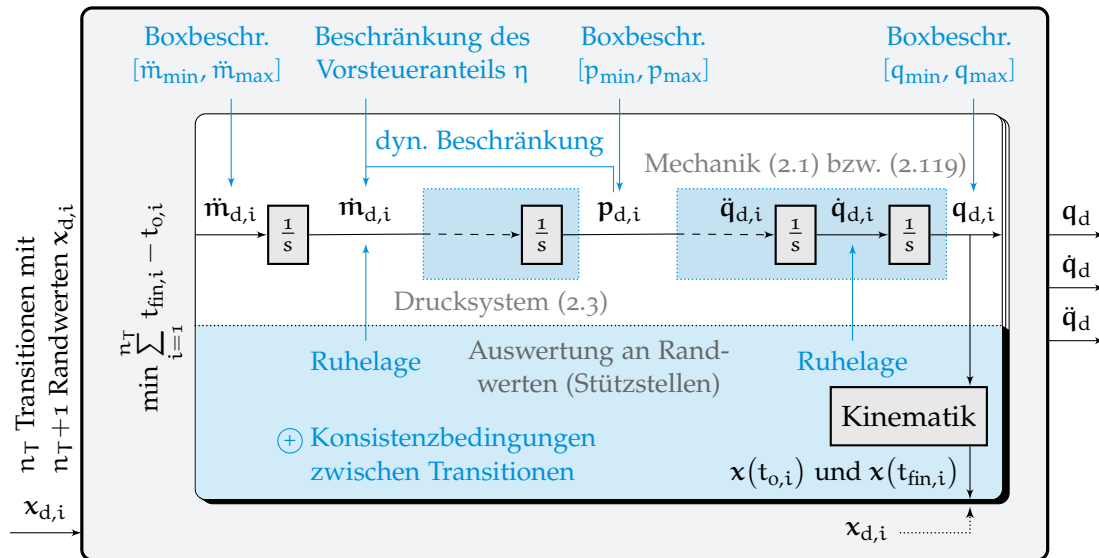


Abbildung 4.4: Optimalsteuerungsansatz für n_T Transitionen mit dynamischen Beschränkungen & einer Systemerweiterung zur Steilheitsbegrenzung des Massenstromeingangs.

4.1.3 Lösungsverfahren für das Optimalsteuerungsproblem

Die allgemeinen numerischen Methoden der Lösungsverfahren für Optimalsteuerungsprobleme lassen sich in direkte und indirekte Verfahren unterteilen, wobei bei den

- indirekten Verfahren ein expliziter Zugriff auf die Bedingungen der Optimalsteuerungstheorie nötig ist und die adjungierten Variablen, die Hamiltonfunktion oder das Maximumprinzip explizit ausgewertet werden müssen [Str94]. Bei den
- direkten Verfahren wird das unendlich-dimensionale Optimalsteuerungsproblem durch Diskretisieren der Steuervariablen bzw. Steuer- und Zustandsvariablen auf ein endlich-dimensionales Optimierungsproblem reduziert, welches dann mit Methoden der nichtlinearen Optimierung gelöst werden kann [Str94].

Letztere erfordern außerdem keine Informationen über adjungierte Variablen oder das Maximumprinzip. Die gebräuchlichsten der direkten Verfahren sind das direkte Schießverfahren mit einer Diskretisierung der Steuerungen [Str98] oder das direkte Kollokationsverfahren mit einer Diskretisierung der Steuerungen und Zustände [Str98], wobei auch eine Kombination des direkten Kollokationsverfahren und des direkten mehrfachen Schießverfahrens entwickelt wurde [Str98]. Die resultierenden nichtlinearen Optimierungen sind im Allgemeinen groß, aber dünn besetzt.

Für das vorliegende Problem mit stetigem Eingangsmassenstrom eignet sich das Verfahren der direkten Kollokation mit stückweise definierten Polynomen erster Ordnung als Basisfunktionen, wobei die Differentialgleichungen und Zustands- sowie Eingangsbeschränkungen jeder Transition (Abb. 4.3) nur an N Diskretisierungspunkten, den sogenannten Kollokationspunkten, ausgewertet werden. Die Diskretisierung muss hinreichend fein erfolgen, damit die Approximation nahe an dem kontinuierlichen Problem liegt. Die diskrete Implementierung der Differentialgleichungen erfolgt mittels der impliziten Mittelpunkregel

$$x_{\{i+1\}} - x_i = \frac{t_{\text{fin}}}{N} f\left(\frac{x_{\{i+1\}} + x_i}{2}\right), \quad (4.14)$$

für die jeweiligen rechten Seiten der Differentialgleichungen $f(x)$.

Das resultierende Optimierungsproblem wird als beschränktes, nichtlineares Optimierungsproblem mit Gleichheits- und Ungleichheitsbeschränkungen klassifiziert [Beto1] und in AMPL [FGKo2] als Kosimulation zu Matlab formuliert. Eine Auswahl numerischer Lösungsverfahren wird in [NWoo] vorgestellt, wobei auf den nichtlinearen Solver IPOpt [Wäco2; WBo6] basierend auf dem innere-Punkte-Verfahren zurückgegriffen wurde.

Eine Validierung des Optimierungsergebnisses des Kollokationsansatzes erfolgt mittels einer dynamischen Vorwärtssimulation der berechneten Eingangssignale. Daraufhin können die berechneten Trajektorien der Aktorkoordinaten $\mathbf{q}_d(t)$ zusammen mit den Sollgeschwindigkeiten $\dot{\mathbf{q}}_d(t)$ und -beschleunigungen $\ddot{\mathbf{q}}_d(t)$ auf das aktorgeregelte System gegeben werden.

INITIALISIERUNG MITTELS GEEIGNETER STARTLÖSUNG

Aufgrund zahlreicher Beschränkungen ist eine geeignete, konsistente Initialisierung des Optimalsteuerungsproblems wichtig – insbesondere bei der Wahl der Aktorlängen an den Randwerten der Transitionen zur Erfüllung der kinematischen Randbedingungen (4.6). Daher erfolgt eine kinematische Voroptimierung der Randwerte $\mathbf{q}_{d,i}$

$$\min_{\substack{\mathbf{q}_{d,i} \in \mathbb{R}^{3n} \\ i=1 \dots n_T}} \left\{ \mathcal{J}_{\text{init}} \mid \mathcal{C} \right\} \quad (4.15)$$

zur Generierung einer geeigneten Startlösung des Optimalsteuerungsproblems, indem die gesamte Längendifferenz der bewegten Aktoren

$$\mathcal{J}_{\text{init}} = \frac{1}{n_T} \sum_{i=1}^{n_T} \left\| \mathbf{q}_{d,i}(t_{\text{fin},i}) - \mathbf{q}_{d,i}(t_{o,i}) \right\|_2 + \frac{\sigma_o}{n_T + 1} \sum_{i=1}^{n_T+1} \left\| \frac{\mathbf{q}_{\text{max}} + \mathbf{q}_{\text{min}}}{2} - \mathbf{q}_{d,i}(t_{o,i}) \right\|_2 \quad (4.16)$$

unter Variation der Aktorrandwerte minimiert wird. Dabei bestraft der Regularisierungsterm zur Vermeidung extremer Formen auch den Abstand der Randwerte vom Mittelwert über die Vorgabe eines kleinem Faktors $\sigma_o \ll 1$. Als Nebenbedingung \mathcal{C} wirken zunächst die kinematischen Vorgaben (4.6). Außerdem sind für die Aktorrandwerte auch die Boxbeschränkungen (4.9a), die Kontinuitätsgleichungen an Übergängen zwischen den Trajektorien (4.5a) und ggf. die zyklische Wiederholbarkeit (4.8a) aktiv.

Das Ergebnis dieser Optimierung zur Bestimmung der initialen Randwerte über eine Minimierung der Gesamttransitionslänge liefert bereits sehr gute Ergebnisse für das Problem der Zeitoptimierung, allerdings werden weder die Hebelwirkung von niedrigeren Sektionen noch andere dynamische Beschränkungen wie z. B. die zustandsabhängige Eingangsbeschränkung der pneumatischen Antriebe berücksichtigt. Daher ergibt sich unter Ausnutzung der kinematischen Redundanz ein weiteres Optimierungspotential, das über den komplexeren Optimalsteuerungsentwurf ausgenutzt werden soll. Die Ergebnisse des Optimalsteuerungsentwurfs werden im Folgenden mit den optimierten Initiallösungen verglichen.

4.1.4 Optimierte Trajektorien

Zur Evaluierung der Methode werden Beispieltransitionen am BHA getestet, die das Potential der Randwertveränderungen im Rahmen der Optimalsteuerung bei gegebenen

TCP-Koordinaten für zeitoptimale Trajektorien zeigen. Dabei werden die Ergebnisse der Optimalsteuerung stets mit der Startlösung durch Minimierung der gesamten Aktortransitionsstrecke verglichen.

Für die folgenden Beispieltransitionen werden zyklische Aufgaben gewählt, da diese realistischere Szenarien abbilden. Nicht-zyklische Aufgaben haben ein noch höheres Optimierungspotential, da in diesen Fällen die Endkonfiguration so gewählt werden kann, dass sie für eine Rückfahrt aufgrund unsymmetrischer Be- und Entlüftungsdynamik ungeeigneter ist. Zur besseren Darstellung werden außerdem meist zweidimensionale Beispiele präsentiert, bei denen die Zustände der zweiten und dritten Bälge jeder Sektion identisch sind. Pro Transition wird ein Gitter aus $N = 91$ Kollokationspunkten angesetzt. Die Werte des maximalen Steueranteils des verfügbaren Eingangs-Massenstroms werden zu $\eta = 0.7$ (4.13) und der Steilheitsbegrenzung des Massenstroms zu 1.5 g/s^2 gewählt.

Zunächst werden die charakteristischen Merkmale anhand eines einfachen, zweidimensionalen Beispiels gezeigt, bei dem eine zeitoptimale Trajektorie zur zyklischen Verbindung zweier Punkte A und B innerhalb des Arbeitsraums berechnet werden soll (Abb. 4.5). Dabei werden die Koordinaten und Orientierungen des TCP vorgegeben, wobei die Orientierungen um $\pm 15^\circ$ von der Vorgaben abweichen dürfen. Bei dem Vergleich der vorab berechneten, distanzoptimierten Startlösung und der numerischen Lösung des Optimalsteuerungsproblems sind die veränderten Manipulatorformen und Längenverteilungen der Sektionen durch Optimierung der Aktorlängen an den Stützstellen erkennbar. Dies bestätigt, dass für Manipulatoren dieser Art der kürzeste Pfad nicht automatisch auch der schnellste Pfad ist. Stattdessen sind die optimierten Aktorkoordinaten an den Stützstellen so verteilt, dass die Bewegung zum einen die Hebelwirkung der näher an der Basis liegenden Sektionen berücksichtigt, und zum anderen auch eine gleichmäßigere Lastenverteilung der Aktoren ermöglicht.

Weitere Erkenntnisse über die Optimierung ergeben sich durch Betrachtung des zeitlichen Verlaufs der Steuereingänge und deren dynamischen Beschränkungen (Abb. 4.6).

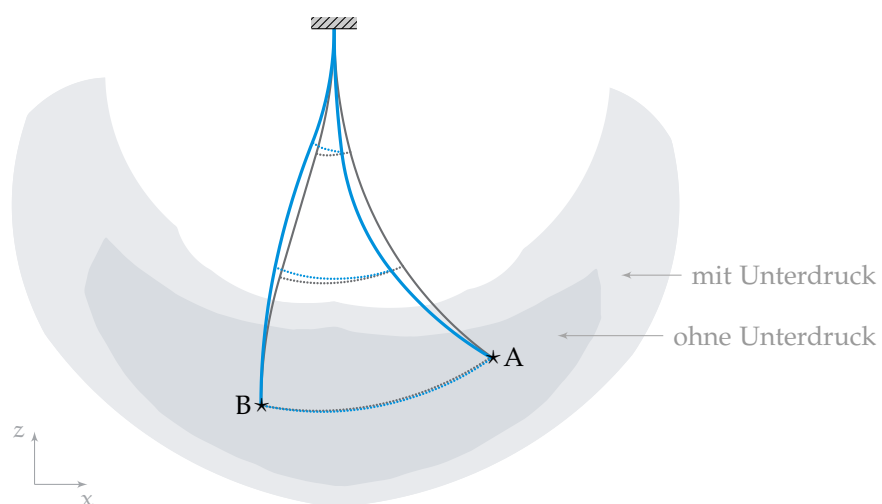


Abbildung 4.5: Initiale — und optimierte — Posen an den Stützstellen A und B zwischen den Transitionen — eines einfachen, zweidimensionalen Beispielproblems in Arbeitsräumen mit und ohne Unterdruckunterstützung für extreme Krümmungen.

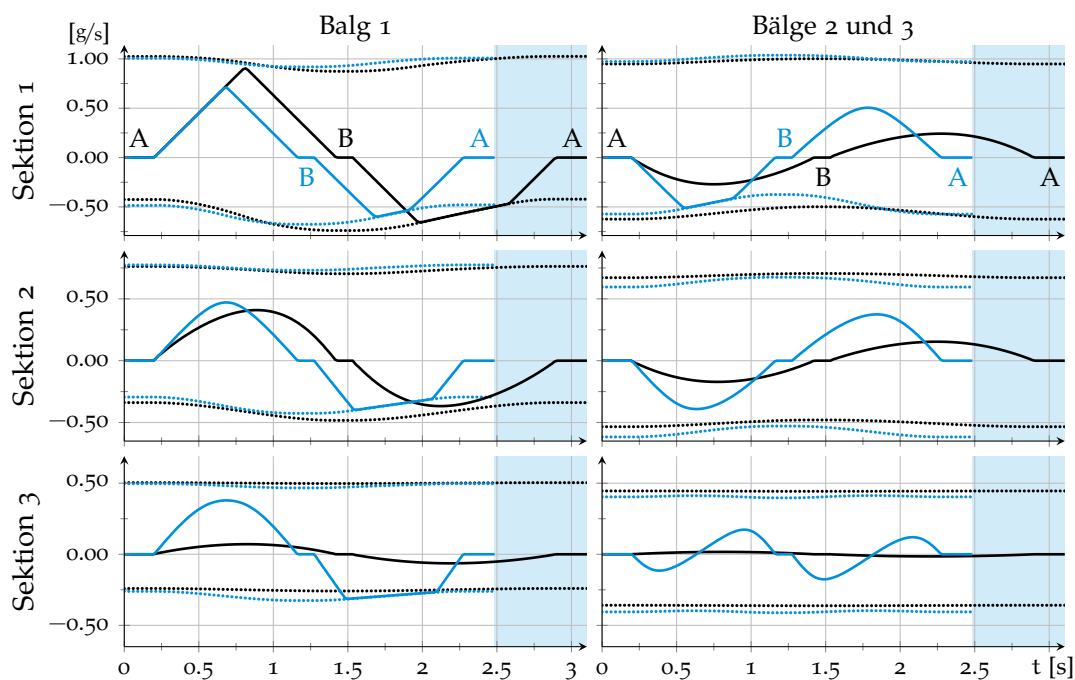


Abbildung 4.6: Initiale — und optimierte — Sollmassenströme \dot{m}_d mit dynamischen oberen und unteren Schranken eines einfachen Beispielsproblems (Abb. 4.5).

Die optimierte Transition ist 0,6 s schneller, was einer Zeitreduktion um 23,8%¹³ entspricht. Außerdem ist die optimierte Verteilung der Steuersignale erkennbar, in der möglichst viele Aktoren in ihrer Stellgrößenbeschränkung betrieben werden: Während in der Initiallösung lediglich Balg 1 der ersten Sektion die Stellgrößenbeschränkung erreichte, sind zur optimalen Nutzung aller Stellsignale in der Lösung der Optimalsteuerung bei der Hinfahrt die Bälge 2 und 3 der ersten Sektion und bei der Rückfahrt die ersten Bälge aller drei Sektionen stellgrößenbeschränkt. Generell ist zu beobachten, dass insbesondere die Entlüftungsvorgänge stellgrößenbeschränkt betrieben werden, da diese langsamer als die Belüftungsvorgänge sind (Abb. 4.2). Weiterhin sind die dynamischen Anpassungen der Stellgrößenbeschränkungen sichtbar; insbesondere beim Entlüften reduziert sich der Betrag der unteren Schranke durch Verringerung des treibenden Kammerdrucks.

Weitere zweidimensionale Beispiele zeigen ähnliche Ergebnisse: Durch Änderung der vorgegebenen Orientierungen an den Stützstellen bei Beibehaltung der Koordinaten des vorherigen Beispiels (Abb. 4.5) wird eine Zeitersparnis von 17,9 % bei absoluter Reduktion der Zykluszeit von 0,9 s erhalten (Abb. 4.7a). Bei Transitionen mit Posen näher am Randbereich des Arbeitsraums, die ein deutlich geringeres Optimierungspotential aufgrund geringerer Redundanz bieten, kann die Transitionszeit immer noch um 9,5 % reduziert werden (Abb. 4.7b). Dabei ist die absolute Transitionszeit dieser Bewegung aufgrund geeigneter Orientierungen kürzer als die anderer Bewegungen mit geringerer Entfernung (Abb. 4.7a). Auch bei Aufgaben mit mehreren Stützwerten können Ergebnisse im ähnlichen Bereich erzielt werden – wie z. B. bei einer Transition mit vier Stützwerten, bei der eine Zeitersparnis von 15,2 % bzw. 1,0 s erreicht wird (Abb. 4.7c).

Bei Aufgaben im dreidimensionalen Aufgabenraum ist das Optimierungspotential noch größer, da mehr Freiheitsgrade für die optimale Ausrichtung der Stützstelle zur Verfü-

¹³ Die Reduktionen der Fahrzeit werden abzüglich der festen Pausenzeiten angegeben, da diese nur zur besseren Visualisierung hinzugefügt wurden und nicht Teil des Optimalsteuerungsproblems sind.

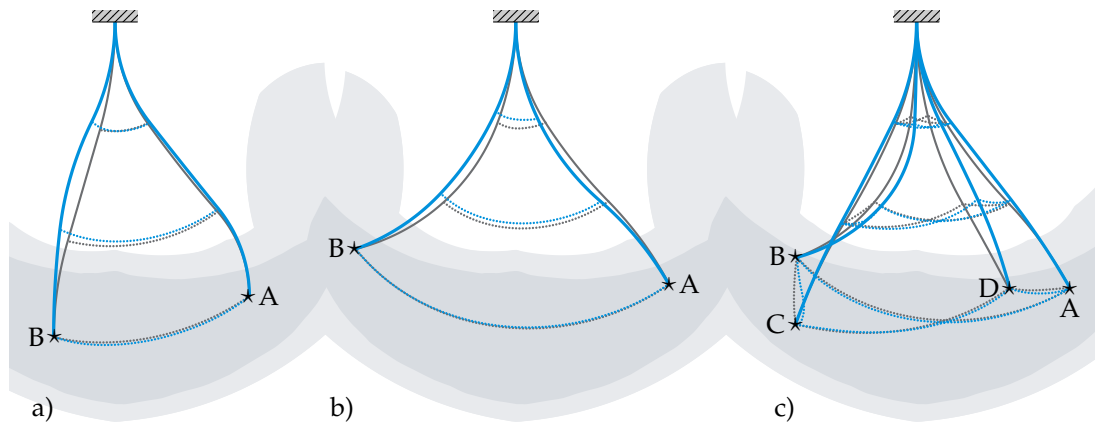


Abbildung 4.7: Initiale — und optimierte — Posen an den Stützstellen zwischen den Transitionen
 — weiterer zweidimensionaler Beispieltransitionen.

gung stehen. Für eine Beispielaufgabe ähnlich des vorherigen Beispiels mit vier Stützstellen (Abb. 4.7c) aber abgeänderten y-Koordinaten erhöht sich das Optimierungspotential von 15.2% auf 18.0%. Die Auswirkung sind v. a. im Massenstromverlauf sichtbar, da nun auch die Massenstromverläufe der zweiten und dritten Bälge der jeweiligen Sektionen unterschiedlich sind (Abb. 4.8).

Für obige Beispiele soll nach der Analyse der Ergebnisse auch die numerische Optimierung selbst betrachtet werden (Tab. 4.1). Schon zweidimensionale Probleme mit zwei Transitionen besitzen eine hohe Anzahl an Variablen und Beschränkungen, dessen Matrizen aufgrund der Kollokationsstruktur allerdings sehr dünn besetzt sind. Daher liegt für die Probleme bei guter Initialisierung bereits nach einer mittleren zweistelligen Anzahl an Iterationen ein Ergebnis vor. Der größte Zeitaufwand wird für die nichtlinearen

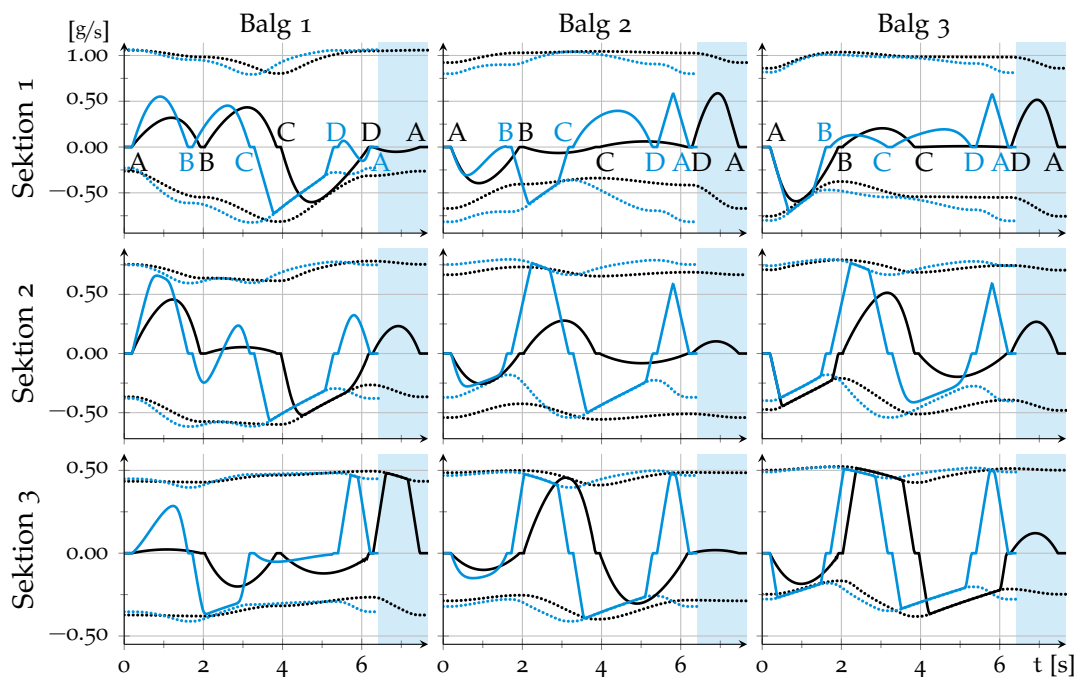


Abbildung 4.8: Initiale — und optimierte — Sollmassenströme \dot{m}_d mit dynamischen oberen und unteren Schranken einer dreidimensionalen Transition.

Tabelle 4.1: Optimierungs-Kennzahlen zur Lösung beispielhafter Optimalsteuerungsprobleme für 91 Kollokationspunkte pro Transition auf einem 2.8 GHz Einzelprozessor.

Beispiel	Dimensionen	# Transitionen	# Variablen	# Gleichheitsbeschr.	# Ungl.beschr.	# Iterationen	CPU IPopt [s]	CPU nl. Fkt. [s]	CPU Init. [ms]	Trans.-zeit (init.) [s]	Trans.-zeit (opt.) [s]	Zeitersparnis [s]	Optimierung
Abb. 4.5	2	2	5492	4404	2238	45	0.75	2.68	75	3.1	2.5	0.6	23.8%
Abb. 4.7a						45	0.74	2.70	67	5.3	4.4	0.9	17.9%
Abb. 4.7b						37	0.54	2.18	133	3.7	3.4	0.3	9.5%
Abb. 4.7c	2	4	10978	8808	4466	44	1.51	5.76	166	7.2	6.2	1.0	15.2%
Abb. 4.7c	3	4	16465	13212	6674	50	2.47	10.36	255	7.7	6.4	1.3	18.0%

Funktionsauswertungen benötigt, während die Berechnung der streckenoptimalen Startlösung kaum ins Gewicht fällt. Der Optimierungsfaktor liegt bei diesen Beispielen im Größenbereich von 10 bis 25 %.

Die Optimierung schlägt fehl, wenn die Sollwerte außerhalb oder sehr nahe an der Grenze des Arbeitsraums liegen oder wenn die Vorgaben durch die Zustandsbeschränkungen der Balgdrücke nicht erreicht werden können. Liegen die Sollwerte nahe am Rand des Arbeitsraumes, sodass das Potential zur Ausnutzung der Redundanz sehr gering ist, kann auch die Transitionszeit nicht optimiert werden. Außerdem bieten dreidimensionale Aufgaben mehr Freiheitsgrade als zweidimensionale¹⁴, und die Verwendung zusätzlicher starrer Greifer mit Verschiebung des TCP schafft bei Vorgabe reiner Positionskoordinaten ebenfalls zusätzliche Freiheitsgrade, da die Nullraumbewegung durch weitere Positions- und Orientierungskombinationen vergrößert wird [FHS14b].

Nachdem eine beispielhafte Methode zur Generierung zeitoptimaler Trajektorien über eine Offline-Optimierung vorgestellt wurde, wird im Folgenden eine onlinefähige Methode einer lokalen Optimierung zur Vorgabe von Aufgabengeschwindigkeiten vorgestellt.

4.2 GESCHWINDIGKEITSBASIERTE AUFGABENPLANUNG

Eine onlinefähige Trajektoriengenerierung kann im Allgemeinen nicht die inverse Kinematik entlang der gesamten Trajektorie berücksichtigen, da der Berechnungsaufwand durch die Komplexität des Problems zu hoch ist. Im Gegensatz zur vorherigen Methode soll nun eine onlinefähige, lokale Optimierung zur Bestimmung der Rückwärtskinematik verwendet werden.

Generell wird die inverse Kinematik eines Manipulators zur Berechnung der Aktorzustände $q(x)$ in Abhängigkeit der gewünschten Aufgabenvariablen (Abb. 4.9a) über

¹⁴ Ohne Berücksichtigung der Orientierungen erhält man im dreidimensionalen Fall sechs statt vier Freiheitsgrade, mit Berücksichtigung der Orientierungen vier statt drei.

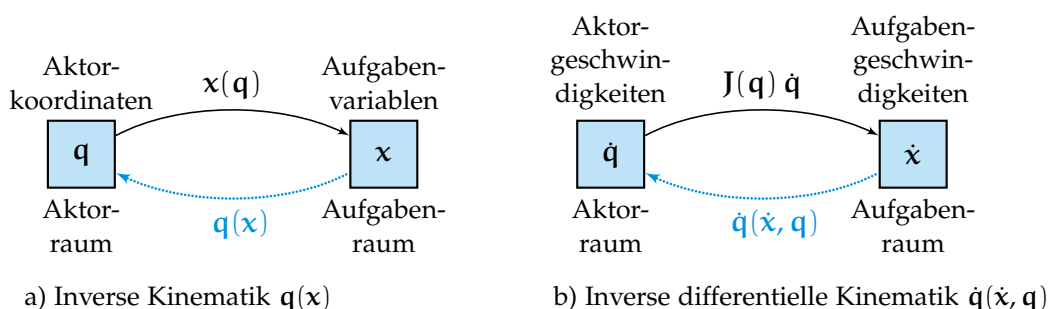


Abbildung 4.9: Invertierung der direkten und direkten differentiellen Kinematik.

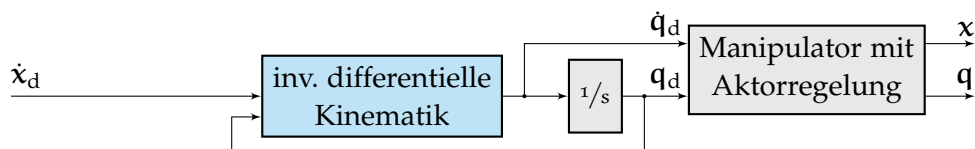
die Invertierung der direkten Kinematik $x(q)$ (2.45) bestimmt. Da die Rückwärtskinematik für redundante Manipulatoren allerdings nicht eindeutig ist und eine Online-Optimierung über die gesamte Trajektorie der komplexen nichtlinearen Kinematik problematisch ist, bietet sich als mögliche Alternative eine lokale Optimierung über eine Invertierung der differentiellen Kinematik an (Abb. 4.9b). Dabei werden die Aktorgeschwindigkeiten

$$\dot{q} = \dot{q}(\dot{x}, q) \quad (4.17)$$

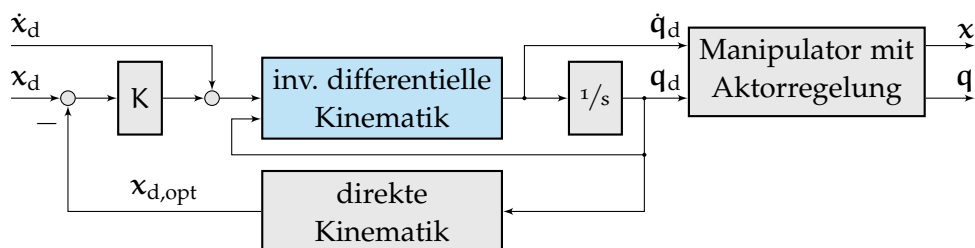
aus gegebenen Aufgabengeschwindigkeiten \dot{x} berechnet. Dies leitet sich aus der Invertierung des linearen Gleichungssystems zur Bestimmung der Aktorgeschwindigkeiten (2.46) in Abhängigkeit der lokal gültigen Jacobimatrix $J(q)$ ab, wobei die Invertierung der Jacobimatrix bei redundanten Manipulatoren ebenfalls ein unterbestimmtes Problem darstellt. Diese Invertierung zur Berechnung der inversen differentiellen Kinematik redundanter Manipulatoren kann online über eine lokale Optimierung berechnet werden [Fal+16].

Anstatt der lokalen Optimierung zur Bestimmung der inversen differentiellen Kinematik können auch analytische Verfahren wie die Gradient Projection Method [Sic90] oder Weighted Least Norm Solution [CD95] verwendet werden. Da diese Verfahren auf einer Inversen der Jacobimatrix beruhen, diese jedoch aufgrund der Redundanz nicht direkt invertiert werden kann, wird in diesen Fällen auf die Pseudo-Inverse der Jacobimatrix zurückgegriffen. Dieses Verfahren nach Moore und Penrose zur Invertierung nichtquadratischer Matrizen mittels Singulärwertzerlegung [Pen55] kombiniert die allgemeine analytische Lösung mit einer optimierungsbasierten Ausnutzung der Nullraumbewegung des Manipulators. Analytische Verfahren zur Bestimmung der inversen differentiellen Kinematik wurden sowohl für Kontinuum-Manipulatoren allgemein [Wal13], als auch am BHA getestet [MHS14] – allerdings ist bei diesen Verfahren die Implementierung von Beschränkungen – insbesondere der Aktorkoordinaten und Aktorgeschwindigkeiten – nur schwer realisierbar und Arbeitsraumverletzungen sind nicht vermeidbar [Mit15]. Für eine gute Trajektoriengenerierung insbesondere von Kontinuum-Manipulatoren ist eine Berücksichtigung von Aktorbeschränkungen jedoch wichtig. Daher werden die analytischen Verfahren hier nicht weiter verfolgt, sondern stattdessen die Aktorgeschwindigkeiten optimierungsbasiert bestimmt.

Da aus der Berechnung der inversen differentiellen Kinematik Aktorgeschwindigkeiten \dot{q} resultieren, müssen diese für den aktorgeregelten Manipulator zu Aktorkoordinaten q integriert werden. Dabei kann im Zuge der Trajektoriengenerierung die inverse differentielle Kinematik für zwei Anwendungsfälle genutzt werden: Zunächst können



a) Generierung von Aktortrajektorien für TCP-Geschwindigkeitsvorgaben



b) Generierung von Aktortrajektorien für TCP-Trajektorien

Abbildung 4.10: Trajektoriengenerierung in Aktorkoordinaten mittels inverser differentieller Kinematik für TCP-Geschwindigkeitstrajektorien (a) und TCP-Trajektorien (b).

- gewünschte TCP-Geschwindigkeiten z. B. eines totband-gefilterten Handhebelsignals in Aktorkoordinaten konvertiert werden (Abb. 4.10a), um somit eine direkte Geschwindigkeitsvorgabe eines Bedieners zu ermöglichen. Des weiteren können
- realisierbare TCP-Trajektorien mittels eines Modellregelkreises [WK09] als virtuelle Rückführung der generierten Aktorkoordinaten innerhalb der Trajektoriengenerierung mit der Verstärkung K in Aktorkoordinaten transformiert werden (Abb. 4.10b), wobei dafür die gewünschte Eckfrequenz des Modellregelkreises deutlich langsamer als die der Aktorregelung gewählt werden muss.

Dabei ist eine Rückführung des kinematischen Fehlers mit dem Verstärkungsfaktor K nötig, um ein Divergieren des Integrators und Fehler in der Trajektorienfolge aufgrund von Aktorbeschränkungen in der inversen differentiellen Kinematik zu korrigieren. Da die Rückführung im Modellregelkreis innerhalb der Trajektoriengenerierung implementiert wird, sind Stabilitätsbetrachtungen nicht von den verwendeten Aktorregelungen abhängig – allerdings wird auch nicht überprüft, ob die vorgegebenen Aufgabentrajektorien von dem Manipulator eingehalten werden. Die mögliche Erweiterung hinsichtlich einer echten TCP-Regelung [MHS14] wird später in Kapitel 5 angesprochen.

Für die vorgestellte Aufgabe wird im Folgenden ein optimierungsbasierter Ansatz vorgestellt, der die vorgegebene Geschwindigkeitstrajektorie unter Ausnutzung der kinematischen Redundanz und unter Berücksichtigung der Beschränkungen in Aktor- und Aufgabenkoordinaten bestmöglich zu realisieren versucht. Dieser Ansatz erweitert ein bereits am BHA implementiertes und getestetes Konzept [Mah15], das hier hinsichtlich der Beschränkungen und des Lösungsverfahrens erweitert und bereits in [Fal+16] veröffentlicht wurde.

4.2.1 Optimierungsansatz

Um hinsichtlich der redundanten Rückwärtskinematik optimale Aktorsollgeschwindigkeiten \dot{q}_d zu finden, wird eine Gütefunktion \mathcal{J}

$$\min_{\dot{q}_d \in \mathbb{R}^{3n}} \left\{ \mathcal{J}(\dot{q}_d) \mid C(\dot{q}_d) \leq \mathbf{0} \right\} \quad (4.18)$$

hinsichtlich der Aktorgeschwindigkeiten unter Berücksichtigung von Ungleichheitsbeschränkungen $C(\dot{\mathbf{q}}_d)$ minimiert, sodass die aus den Aktorgeschwindigkeiten resultierenden Werkzeuggeschwindigkeiten $\dot{\mathbf{x}}_{d,\text{opt}}$ (2.46) mit den vorgegebenen Wunschgeschwindigkeiten $\dot{\mathbf{x}}_d$ übereinstimmen. Da bei geforderter Einhaltung von Gleichheitsbeschränkungen die Lösbarkeit nicht garantiert werden kann, wird die differentiell-kinematische Zwangsbedingung über den Geschwindigkeitsfehler

$$\dot{\mathbf{e}}_{\text{opt}} = \dot{\mathbf{x}}_d - \dot{\mathbf{x}}_{d,\text{opt}} = \dot{\mathbf{x}}_d - \mathbf{J} \dot{\mathbf{q}}_d \quad (4.19)$$

zur Minimierung mit in der Gütefunktion

$$\mathcal{J}(\dot{\mathbf{q}}_d) = (\dot{\mathbf{x}}_d - \mathbf{J} \dot{\mathbf{q}}_d)^\top \mathbf{Q}_x (\dot{\mathbf{x}}_d - \mathbf{J} \dot{\mathbf{q}}_d) + \dot{\mathbf{q}}_d^\top \mathbf{Q}_q \dot{\mathbf{q}}_d \quad (4.20)$$

integriert, sodass diese aus der gewichteten Summe des quadratischen Fehlers und einer Eingangsregularisierung besteht und somit eine pareto-optimale Erfüllung bei garantierter Lösbarkeit ermöglicht. Die positiv definiten Gewichtungsmatrizen¹⁵ \mathbf{Q}_x und \mathbf{Q}_q parametrieren das Verhältnis zwischen korrekter Sollwertfolge und der Eingangsregularisierung und werden meist als Diagonalmatrizen definiert. Durch Umformulierung der Gütefunktion in quadratische, lineare und konstante Anteile von $\dot{\mathbf{q}}_d$

$$\mathcal{J}(\dot{\mathbf{q}}_d) = \frac{1}{2} \dot{\mathbf{q}}_d^\top \overbrace{(2\mathbf{J}^\top \mathbf{Q}_x \mathbf{J} + 2\mathbf{Q}_q)}^{\text{Hessematrix } \mathbf{H}} \dot{\mathbf{q}}_d - \overbrace{2\dot{\mathbf{x}}_d^\top \mathbf{Q}_x \mathbf{J}}^{\text{linearer Anteil } -\mathbf{g}^\top} \dot{\mathbf{q}}_d + \dot{\mathbf{x}}_d^\top \mathbf{Q}_q \dot{\mathbf{x}}_d \quad (4.21)$$

kann der negative Gradient der Gütefunktion zu

$$-\nabla \mathcal{J}(\dot{\mathbf{q}}_d) = -\mathbf{H} \dot{\mathbf{q}}_d - \mathbf{g} = -2(\mathbf{J}^\top \mathbf{Q}_x \mathbf{J} + \mathbf{Q}_q) \dot{\mathbf{q}}_d + 2\mathbf{J}^\top \mathbf{Q}_x \dot{\mathbf{x}}_d. \quad (4.22)$$

bestimmt werden. Die Ungleichheitsbeschränkungen

$$\mathbf{C}(\dot{\mathbf{q}}_d) = \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{q}}_d - \dot{\mathbf{q}}_{\max}(\mathbf{q}_d) \\ \dot{\mathbf{q}}_{\min}(\mathbf{q}_d) - \dot{\mathbf{q}}_d \end{bmatrix} \quad (4.23)$$

werden als einfache Boxbeschränkungen der Aktorgeschwindigkeiten $\dot{\mathbf{q}}_d$ gewählt, wobei über den Wert der positiven maximalen und negativen minimalen Geschwindigkeitsbeschränkungen

$$\dot{\mathbf{q}}_{\max}(\mathbf{q}_d) = \begin{bmatrix} \min\{\dot{\mathbf{q}}_{\max,\text{pos}}(\mathbf{q}_d), \dot{\mathbf{q}}_{\max,\text{fix}}\} \geq \mathbf{0} \end{bmatrix} \quad (4.24a)$$

$$\dot{\mathbf{q}}_{\min}(\mathbf{q}_d) = \begin{bmatrix} \max\{\dot{\mathbf{q}}_{\min,\text{pos}}(\mathbf{q}_d), \dot{\mathbf{q}}_{\min,\text{fix}}\} \leq \mathbf{0} \end{bmatrix} \quad (4.24b)$$

neben den fest vorgegebenen Geschwindigkeitsbeschränkungen $\dot{\mathbf{q}}_{\max,\text{fix}}$ und $\dot{\mathbf{q}}_{\min,\text{fix}}$ auch Beschränkungen der Aktorkoordinaten berücksichtigt werden können (Abb. 4.11). Die Wahl der positionsabhängigen Geschwindigkeitsbeschränkungen hängt dabei stets von der Differenz der resultierenden Aktorkoordinaten zu den Aktorbeschränkungen ab und kann in rein kinematischer Betrachtung z. B. über eine Geradengleichung

$$\dot{\mathbf{q}}_{\max,\text{pos}}(\mathbf{q}_d) = \frac{1}{\Delta t} \max\{\mathbf{q}_{\max} - \mathbf{q}_d, \mathbf{0}\} \quad (4.25a)$$

$$\dot{\mathbf{q}}_{\min,\text{pos}}(\mathbf{q}_d) = \frac{1}{\Delta t} \min\{\mathbf{q}_{\min} - \mathbf{q}_d, \mathbf{0}\} \quad (4.25b)$$

¹⁵ Falls die Bahnfolge oder Regularisierung nicht erwünscht ist, kann eine der beiden Gewichtungsmatrizen bei regulärer Jacobimatrix auch nur positiv semi-definit $\mathbf{0}$ sein, solange die resultierende Hessematrix \mathbf{H} (4.21) positiv definit ist.

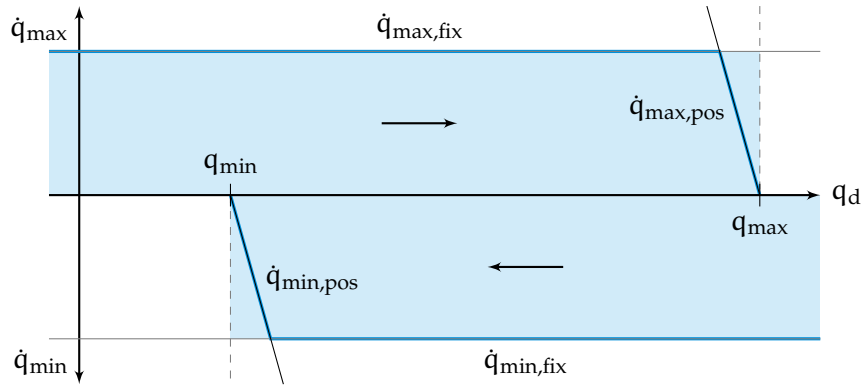


Abbildung 4.11: Aktor-Geschwindigkeitsbeschränkungen in Abhängigkeit der Aktorlängen.

mit der Steigung $1/\Delta t$ in Abhängigkeit der Aktorbeschränkungen q_{\min} und q_{\max} ausgedrückt werden. Die Steigung bestimmt dabei, wie abrupt die Geschwindigkeitsbegrenzung in der Nähe der Positionsbeschränkung auf null gezogen wird – über $\Delta t \rightarrow 0$ kann eine harte Umschaltung erreicht werden. In der Praxis hat sich eine symmetrische Aktor-Geschwindigkeitsbegrenzung $\dot{q}_{\min,fix} = -\dot{q}_{\max,fix}$ und eine positionenabhängige Begrenzung innerhalb von zwei Abtastschritten $\Delta t = 2 t_A$ bewährt.

Obwohl Beschränkungen in TCP-Koordinaten nicht in der Formulierung des Optimierungsansatzes erscheinen, können diese dennoch berücksichtigt werden: Statt der Verwendung unbeschränkter Aktorsollgeschwindigkeiten \dot{x}_d im Gütefunktional \mathcal{J} (4.20) können diese zuvor über eine Vorgabe der Aufgabengeschwindigkeitsschranken \dot{x}_{\min} und \dot{x}_{\max} in Abhängigkeit der resultierenden TCP-Geschwindigkeiten $\dot{x}_{d,opt}$ der vorherigen Optimierung

$$\dot{x}_{d,lim} = \max \left\{ \min \left\{ \dot{x}_d, \dot{x}_{\max}(\dot{x}_{d,opt}) \right\}, \dot{x}_{\min}(\dot{x}_{d,opt}) \right\} \quad (4.26)$$

begrenzt werden. Analog zu den Aktorgeschwindigkeiten (4.24,4.25) können auch Beschränkungen der Aufgabenkoordinaten x_{\min} und x_{\max} sowie \dot{x}_{\min} und \dot{x}_{\max} durch Vergleich mit der resultierenden direkten Kinematik

$$x_{d,opt} = x_{d,opt}(q_d) \quad (4.27a)$$

$$\dot{x}_{d,opt} = \dot{x}_{d,opt}(q_d, \dot{q}_d) \quad (4.27b)$$

beachtet werden (Abb. 4.10b). Zur Berücksichtigung von Beschränkungen in Aufgabenkoordinaten muss die direkte Kinematik $\dot{x}_{d,opt}$ der resultierenden Aktorkoordinaten daher auch für die reine Vorgabe von TCP-Geschwindigkeitsvorgaben (Abb. 4.10a) berechnet werden.

Für diesen Optimierungsansatz soll im Folgenden ein geeignetes onlinefähiges Lösungsverfahren vorgestellt werden.

4.2.2 Lösungsverfahren für den Online-Einsatz

Allgemein kann das vorliegende linear-quadratische Optimierungsproblem mittels beschränkter quadratischer Programmierung effizient gelöst werden [KS15; Mah15; Kni16], beispielsweise unter Verwendung des Solvers CVXgen [MB12], der auf einem innere-Punkte-Verfahren basiert. Viele weitere allgemeine und spezifische Lösungsverfahren

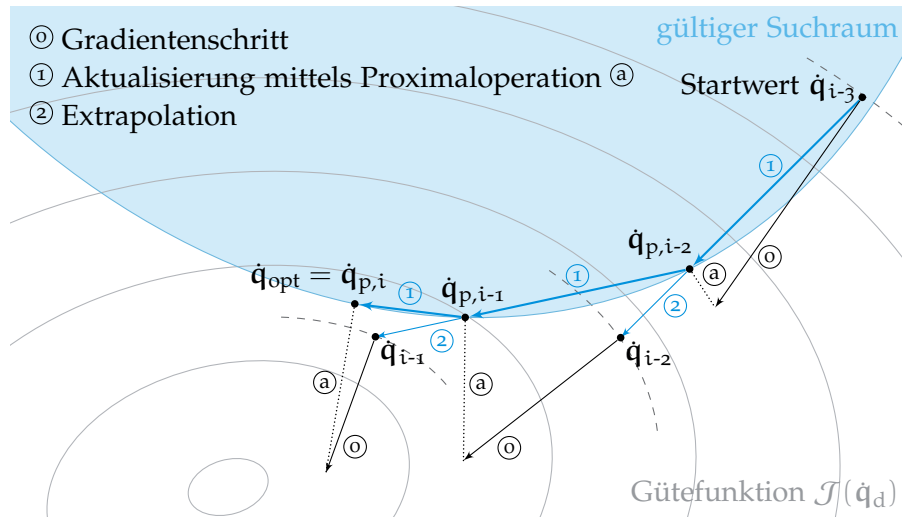


Abbildung 4.12: Schematische Darstellung des schnellen Gradientenverfahrens.

existieren [NW00; FP09], aber die meisten fortgeschrittenen Verfahren wie CVXgen sind entweder nicht quelloffen, mit restriktiven Lizenzen verknüpft oder verlangen eine spezielle Plattform, während viele Basisverfahren für eine Online-Optimierung zu langsam sind. Daher soll im Folgenden eine Implementierung eines alternativen Algorithmus vorgestellt werden, der plattformunabhängig und effektiv zu programmieren, aber dennoch leistungsstark ist und somit z. B. auch auf Industriesteuerungen eingesetzt werden kann.

Zur Lösung des beschränkten quadratischen Optimierungsproblems soll das *schnelle Gradientenverfahren* verwendet werden, das von Nesterov et al. [Nes04; RJM12] entwickelt wurde, und insbesondere für primale Probleme geeignet ist. Kern des Verfahrens ist eine effektive Verkopplung der Suchrichtungsbestimmung, der Zustandsbegrenzung und zusätzlichen Extrapolationsschritten innerhalb der Optimierungsschleife (Abb. 4.12). Dabei wird jeweils zunächst die Suchrichtung anhand des aktuellen Gradienten der Kostenfunktion $\nabla \mathcal{J}$ bestimmt (Algorithmus 1, Z.7). Nach Ausführen des Gradientenschritts 0 wird über Anwendung des Proximaloperators a

$$[\hat{q}_d] = \max\{\min\{\hat{q}_d, \hat{q}_{\max}\}, \hat{q}_{\min}\} \quad (4.28)$$

die Einhaltung einfacher Box-Zustandsbeschränkungen (4.23) sichergestellt 1 Z.8. Danach erfolgt die Anwendung eines Extrapolationsschritts 2 Z.10, dessen Zielpunkt als Startwert für den Gradientenschritt der nächsten Optimierungsschleife dient [Rol15]. Die Schrittweite des Gradientenschritts und der Extrapolation werden in Abhängigkeit des konstant gewählten Schrittweitenparameters h Z.1 und des ebenfalls konstant gewählten Schwungparameters β Z.2

$$h = \frac{1}{\lambda_{\mathbf{H},\max}} \quad (4.29a)$$

$$\beta = \frac{\sqrt{\lambda_{\mathbf{H},\max}} - \sqrt{\lambda_{\mathbf{H},\min}}}{\sqrt{\lambda_{\mathbf{H},\max}} + \sqrt{\lambda_{\mathbf{H},\min}}} \quad (4.29b)$$

initialisiert, wobei diese in Abhängigkeit der minimalen und maximalen Eigenwerte $\lambda_{\mathbf{H},\min}$ und $\lambda_{\mathbf{H},\max}$ der Hessematrix \mathbf{H} gewählt werden, welche als Maß der Konditionierung des Problems dienen. Zudem muss sichergestellt werden, dass der Startwert

Algorithmus 1 Schnelles Gradientenverfahren für beschränkte QP

- 1 definiere konstanten Schrittweitenparameter h (4.29a)
 - 2 definiere konstanten Schwungparameter β (4.29b)
 - 3 berechne initiale Projektion $\dot{\mathbf{q}}_0 = \dot{\mathbf{q}}_{p,0} = \lfloor \dot{\mathbf{q}}_{\text{init}} - h \nabla \mathcal{J}(\dot{\mathbf{q}}_{\text{init}}, \mathbf{H}, \mathbf{g}) \rfloor$
 - 4 initialisiere Schrittzähler $i = 0$
 - 5 **wiederhole**
 - 6 aktualisiere Schrittzähler $i = i + 1$
 - 7 bestimme Suchrichtung $\mathbf{d} = -\nabla \mathcal{J}(\dot{\mathbf{q}}_{i-1}, \mathbf{H}, \mathbf{g})$
 - 8 aktualisiere Projektion $\dot{\mathbf{q}}_{p,i} = \lfloor \dot{\mathbf{q}}_{i-1} + h \mathbf{d} \rfloor$ (4.28)
 - 9 berechne Güte $\varepsilon = 1/2 (1/\lambda_{\mathbf{H},\text{max}} - h) \|\mathbf{L}(\dot{\mathbf{q}}_{p,i-1} - \dot{\mathbf{q}}_{p,i})\|^2$
 - 10 extrapoliere für nächsten Schritt: $\dot{\mathbf{q}}_i = \dot{\mathbf{q}}_{p,i} + \beta (\dot{\mathbf{q}}_i - \dot{\mathbf{q}}_{p,i-1})$
 - 11 **solange bis** $i \geq i_{\text{max}}$ oder $\varepsilon \leq \varepsilon_d$
 - 12 optimale Lösung $\dot{\mathbf{q}}_{\text{opt}} = \dot{\mathbf{q}}_{p,i}$
-

innerhalb des gültigen Suchraumes liegt z.B. Die Schleife der Optimierungsschritte wird insgesamt so lange ausgeführt, bis die normierte Verbesserung ε z.9 zwischen dem vorangegangenen Extrapolationsschritt und der aktuellen Projektion eine definierte Schranke ε_d unterschreitet oder eine vorgegebene, maximal erlaubte Schrittzahl i_{max} erreicht ist.

Neben der schnellen Konvergenz dieses Gradientenverfahrens besitzt der Algorithmus einen weiteren Vorteil gegenüber anderen Lösungsverfahren: Für primale Optimierungsprobleme mit konstanter Hessematrix \mathbf{H} ist die Wahl des konstanten Schwungparameters β (4.29b) in Abhängigkeit der Hessematrix optimal. Für diesen Fall existiert ein Beweis für garantierte Konvergenz [RJM12] und die maximale Anzahl an Iterationen

$$i_{\text{max,ideal}} = \left\lceil \min \left(\frac{\ln(2 \varepsilon_d) - \ln(\delta_{\mathbf{q}_d}^2 \lambda_{\mathbf{H},\text{max}})}{\ln\left(1 - \sqrt{\frac{\lambda_{\mathbf{H},\text{min}}}{\lambda_{\mathbf{H},\text{max}}}}\right)}, \frac{\sqrt{2} \delta_{\mathbf{q}_d} \lambda_{\mathbf{H},\text{max}}}{\sqrt{\varepsilon_d} \lambda_{\mathbf{H},\text{min}}} - 2 \sqrt{\frac{\lambda_{\mathbf{H},\text{max}}}{\lambda_{\mathbf{H},\text{min}}}} \right) \right\rceil \quad (4.30)$$

eines kaltgestarteten Problems für eine gewünschte Güte ε_d der Optimierung bei Angabe des maximalen Suchraum-Durchmessers $\delta_{\mathbf{q}_d}$ (4.23) kann vorab berechnet werden [RJM09; Rol15]. In den meisten Fällen benötigt der Algorithmus jedoch weniger Schritte, bis die optimalen Werte gefunden sind. Für die konkrete vorliegende Aufgabe, bei der die Optimierung in jedem Abtastschritt leicht verändert neu ausgeführt wird, reduzieren sich die nötigen Iterationsschritte durch Verwendung des vorherigen Optimierungsergebnisses als Warmstart.

4.2.3 Experimentelle Validierung

Nach Vorstellung des Algorithmus zur onlinefähigen Lösung des Optimierungsproblems soll dieser in Bezug auf Funktionalität und Rechenbedarf am BHA getestet werden. Dafür wird eine Beispieltrajektorie in Aufgabenkoordinaten vorgegeben (Abb. 4.13), die dem auf dem DSpace 1007 PPC Rapid Control Prototyping Computer ausgeführten Algorithmus mit einer Schrittweite von 20 ms vorgegeben wurde. Die Trajektorien in Aktorkoordinaten \mathbf{q}_d (Abb. 4.14) werden durch Integration der resultierenden Aktorgeschwindigkeiten $\dot{\mathbf{q}}_d$ (Abb. 4.15) bestimmt, aus denen sich wiederum – mit Hilfe der eindeutigen Vorwärtskinematik – die resultierenden TCP-Trajektorien $\mathbf{x}_{d,\text{opt}}$ und $\dot{\mathbf{x}}_{d,\text{opt}}$ ergeben (Abb. 4.13), welche gut mit den vorgegebenen Solltrajektorien übereinstimmen.

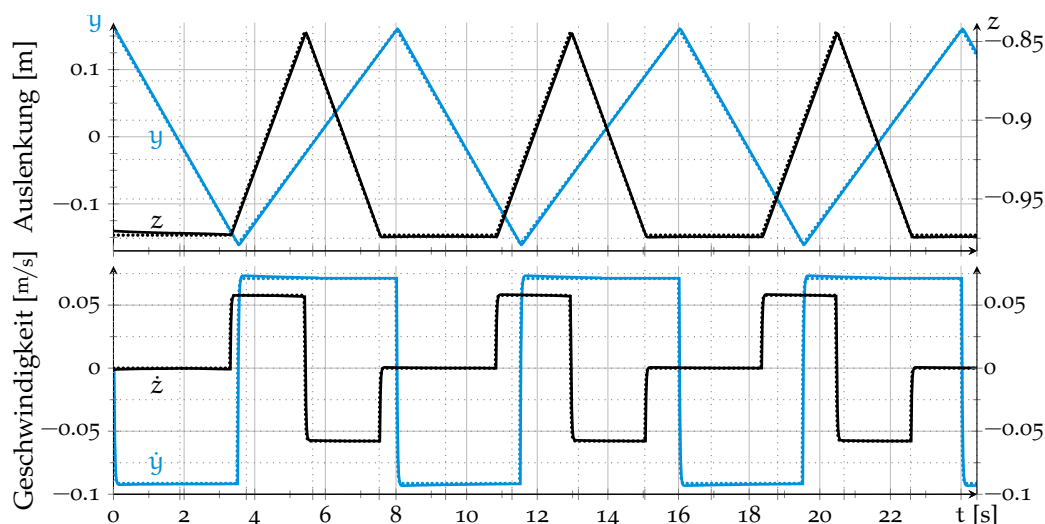


Abbildung 4.13: Vorgegebene $\dots \dot{x}_d, x_d$ und resultierende $\dots x_{d,opt}, \dot{x}_{d,opt}$ Solltrajektorien in Aufgabenkoordinaten einer beispielhaften zweidimensionalen Bewegung des Werkzeugpunktes.

Die berechneten Aktortrajektorien für die periodische, zweidimensionale Transitionsvorgabe sind nicht periodisch (Abb. 4.14), wie am Beispiel von q_{11} und q_{21} zu erkennen ist. Zwar ist der Zyklus sowohl in den Aktortrajektorien als auch in deren Geschwindigkeiten (Abb. 4.15) erkennbar, doch entfernen sich die Aktortrajektorien q_{11} , q_{31} und q_{32} unter Ausnutzung der Redundanz des Manipulators mit jedem weiteren Zyklus von den Beschränkungen (Abb. 4.14). Diese graduelle Verbesserung ist durch die lokale Optimierung der Jacobimatrix in der Umgebung der aktuellen Manipulatorform gegeben.

Die Geschwindigkeitsbeschränkungen der konstanten Maximalvorgabe sind meist nicht aktiv (Abb. 4.15). Wenn jedoch ein Aktor nahe an seine festgelegte Begrenzung kommt (Abb. 4.14), wird für diese Aktorbeschränkung eine entsprechende Geschwindigkeitsbeschränkung aktiv (4.25), sodass diese gegen null gezogen wird – z. B. von \dot{q}_{31} bei $t \approx 2$ s. Durch die graduelle Verbesserung der lokalen Optimierung ist diese Geschwindigkeitsbeschränkung in den folgenden Zyklen bei $t \approx 11$ s und $t \approx 19$ s zwar reduziert, aber nicht mehr aktiv. Für die aktiv beschränkten Geschwindigkeitskoordinaten wird die nötige Bewegung auf andere Aktoren umgelagert. So ist z. B. bei $t \approx 4.5$ s die Geschwindigkeit des ersten Balgs \dot{q}_{11} in der Beschränkung und kann demnach nicht weiter erhöht werden, sodass stattdessen in der Geschwindigkeit des entsprechenden Balgs der benachbarten Sektion \dot{q}_{21} ein plötzlicher Anstieg zu beobachten ist.

Nach Demonstration der generellen Funktionalität sollen nun die Algorithmen selbst bezüglich deren Onlinefähigkeit und Rechenzeit untersucht werden. Für die Kinematik von Kontinuum-Manipulatoren ist das Optimierungsproblem schlecht konditioniert – im Falle des BHA liegen die Eigenwerte der Hessematrix mit $\lambda_{H,min} \approx 1.1 \cdot 10^4$ und $\lambda_{H,max} \approx 3.7 \cdot 10^7$ weit auseinander, sodass die maximale Anzahl der Iterationen $i_{max,ideal}$ ungefähr¹⁶ bei 600 liegt (Abb. 4.16). Tatsächlich werden deutlich weniger Iterationen i benötigt, insbesondere wenn die Optimierung mittels des Ergebnisses aus dem vorherigen Optimierungsdurchlauf warmgestartet werden kann. Die benötigten Iterationen steigen

¹⁶ Auch wenn die Eigenwerte der Hessematrix während eines Optimierungsdurchlaufs konstant bleiben, verändert sich die Hessematrix von Optimierung zu Optimierung durch Neuberechnung der formabhängigen Jacobimatrix.

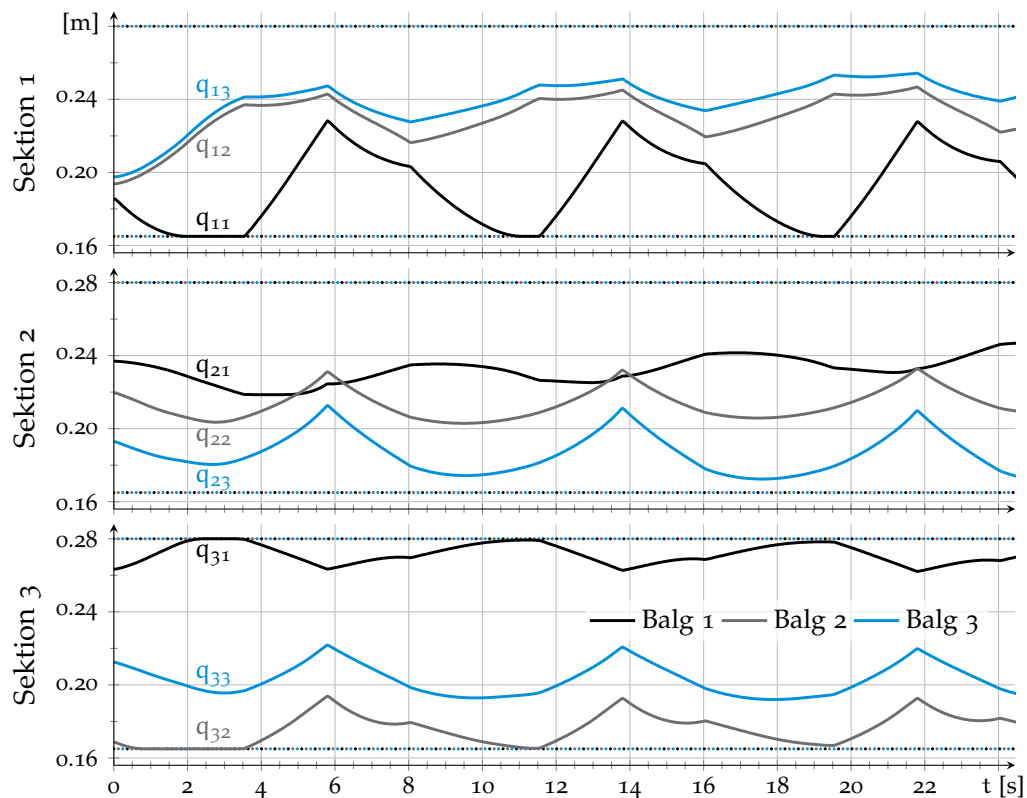


Abbildung 4.14: Resultierende Aktortrajektorien q_d — der Bälge 1, 2 und 3 jeder Sektion und entsprechende minimale und maximale Begrenzungen jedes Aktors.

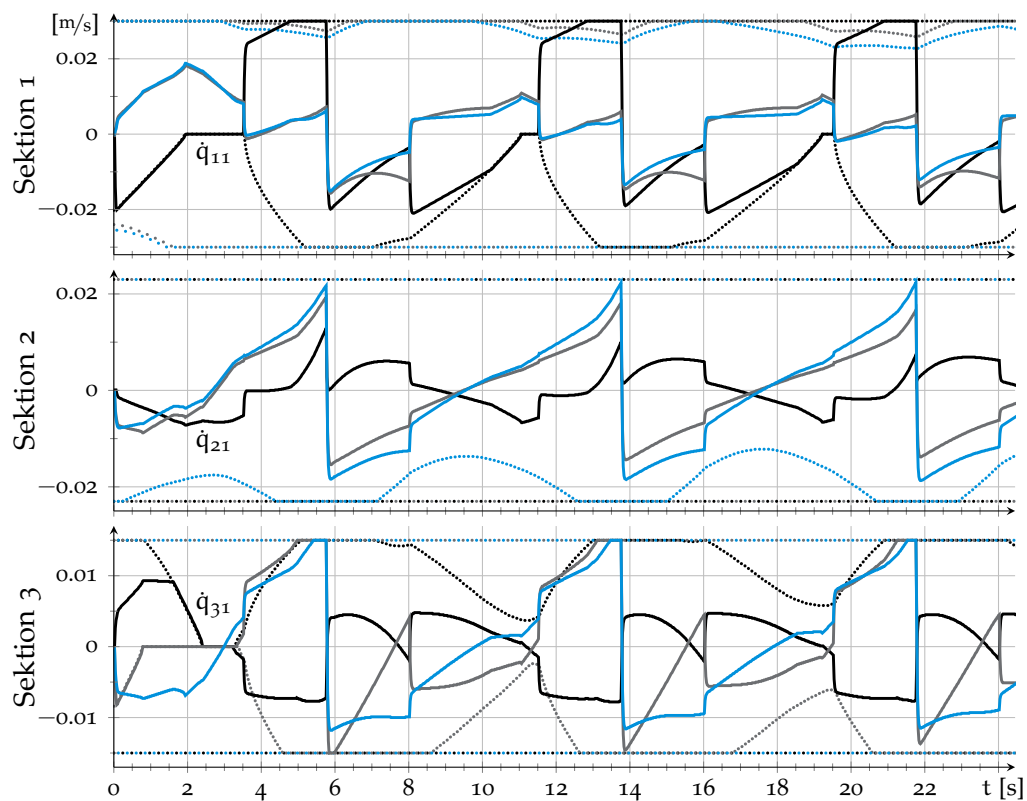


Abbildung 4.15: Resultierende Aktorgeschwindigkeitstrajektorien \dot{q}_d — der Bälge 1, 2 und 3 jeder Sektion und entsprechende minimale und maximale Geschwindigkeitsbeschränkungen jedes Aktors.

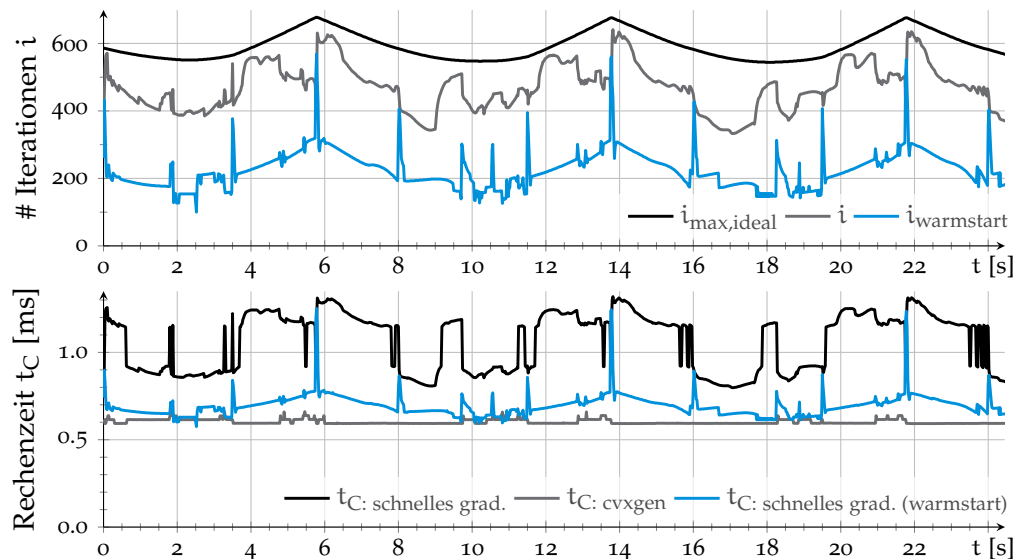


Abbildung 4.16: Vergleich der benötigten Iterationen zur Lösung des Optimierungsproblems und der Berechnungszeiten unterschiedlicher Solver.

impulsartig auf ca. das Doppelte an, wenn die Sollgeschwindigkeiten starke Sprünge aufweisen.

Von der Anzahl der Iterationen hängt auch die gesamte Rechenzeit ab. Für den implementierten Algorithmus des schnellen Gradientenverfahrens liegt die Rechenzeit t_C unter Verwendung eines Warmstarts auf der getesteten Plattform in den meisten Fällen unter 1 ms, aber stets unter 2 ms (Abb. 4.16) und somit weit unterhalb der Abtastzeit $t_A = 20$ ms. Wird der Optimierungslauf unter gleichen Bedingungen mit dem auf einem innere-Punkte-Verfahren basierenden, externen Solver CVXgen gelöst [MB12], wird die Lösung nicht signifikant schneller erhalten. Dieser Solver ist jedoch nur unter beschränkter Lizenz für ausgewählte Plattformen verfügbar.

Während sich das Verfahren der inversen differentiellen Kinematik für die Berechnung der Rückwärtskinematik mit lokaler Optimierung schon bei anderen Anwendungen mit nichtlinearer Kinematik und Redundanz als geeignet herausgestellt hat, kann durch den optimierungsbasierten Ansatz eine Lösbarkeit des Problems unter Berücksichtigung der vorgegebenen Beschränkungen garantiert werden.

4.3 ZUSAMMENFASSUNG

In diesem Kapitel wurden Algorithmen zur Trajektoriengenerierung für aktorgeregelte Kontinuums-Manipulatoren vorgestellt. Neben dynamischen Beschränkungen ergeben sich v. a. aus der komplexen, redundanten Rückwärtskinematik von Kontinuums-Manipulatoren umfangreiche Problemstellungen, die entweder entlang der gesamten Trajektorie oder lokal im aktuellen Arbeitspunkt gelöst werden können. Daher wurde beispielhaft ein Verfahren zur Offline-Generierung zeitoptimaler Punkt-zu-Punkt-Trajektorien und ein onlinefähiges Trajektoriengenerierungsverfahren für Geschwindigkeitsvorgaben des Werkzeugpunktes vorgestellt und am BHA getestet.

Im ersten Konzept zur Offline-Planung zeitoptimaler Punkt-zu-Punkt-Bewegungen wurden dynamische Zustandsbegrenzungen und die druckabhängigen Eingangsbeschränkungen des Massenstroms berücksichtigt. Dabei wurde die Redundanz zur Variation der Aktorlängen an den Stützstellen genutzt, damit die Bewegung möglichst gleichmäßig verteilt und somit möglichst viele Eingangsmassenströme in ihrer Beschränkung betrieben werden. Das resultierende Optimalsteuerungsproblem konnte über ein direktes Kollokationsverfahren in ein nichtlineares Optimierungsproblem umgewandelt und numerisch gelöst werden. Die Lösungen des Optimalsteuerungsproblems wurden mit den initialen, distanzoptimierten Trajektorien verglichen, wobei eine typische Zeitreduktion zwischen 10 % und 25 % erreicht wurde.

Das zweite Anwendungsbeispiel zur Bestimmung einer onlinefähigen, geschwindigkeitsbasierten Aufgabenplanung wurde über die inverse differentielle Kinematik lokal gelöst. Je nach Anwendungsfall können somit Vorgaben von Aufgabengeschwindigkeiten z. B. eines Handhebels oder Vorgaben ganzer Aufgabentrajektorien über einen Modellregelkreis in gültige Trajektorien des aktorgeregelten Manipulator transformiert werden. Das Invertierungsproblem der mehrdeutigen Jacobimatrix wurde optimierungsbasiert über die inverse differentielle Kinematik gelöst, wobei der zu reduzierende Geschwindigkeitsfehler der Aufgabenkoordinaten in dem Gütefunktional berücksichtigt wurde, sodass eine Konvergenz des Verfahrens garantiert und die Anzahl an Iterationsschritten abgeschätzt werden kann. Für den Fall, dass die tatsächliche Aufgabe nicht lösbar ist, da der gewünschte Pfad beispielsweise außerhalb des Arbeitsraumes liegt, werden Trajektorien solange entlang der Arbeitsraumgrenze generiert, bis die Sollgeschwindigkeit orthogonal zu der begrenzenden Hüllkurve liegt. Als Lösungsverfahren des beschränkten quadratischen Optimierungsproblems wurde das schnelle Gradientenverfahren verwendet, das als generischer Algorithmus die Lösung schnell und zuverlässig berechnet. Die Funktionalität der Trajektoriengenerierung wurde abschließend experimentell validiert.

Mit der abschließenden Vorstellung der Trajektoriengenerierung wurde in dieser Arbeit ein geschlossenes und allgemeines Konzept zur Entwicklung modellbasierter Aktorregelungen für Kontinuum-Manipulatoren präsentiert. Darüber hinaus kann das dynamische Modell auch für die Übertragung erweiterter modellbasierter Regleransätze aus der klassischen Robotik auf Kontinuum-Manipulatoren genutzt werden.

ZUSAMMENFASSUNG

In dieser Arbeit wurde die Modellierung und modellbasierte Regelung von Kontinuum-Manipulatoren hinsichtlich ihrer besseren Nutzbarkeit im industriellen Umfeld weiterentwickelt und am Beispiel des pneumatisch aktuierten Bionischen Handling-Assistenten (BHA) implementiert und getestet. Da sich bisherige Arbeiten aus dem Stand der Technik hauptsächlich mit der Manipulatorkinematik und Regelungsansätzen zur reinen Störunterdrückung beschäftigen, steht in dieser Arbeit vor allem eine Verbesserung des Führungsverhaltens bei schnellen Bewegungen und Methoden zur Trajektoriengenerierung im Vordergrund.

Dafür wurden zunächst vorhandene Modelle der Komponenten und der Manipulatorkinematik vorgestellt, auf deren Basis ein dynamisches Manipulatormodell für Kontinuum-Manipulatoren entwickelt wurde. Mit der Annahme konzentrierter Sektionsmassen wurde ein Ersatzmodell der Sektionen aufgestellt, das seriell zu einem Manipulatorersatzmodell verknüpft wurde. Über analytische Ableitungen des kinematischen Modells und Verwendung der Lagrangeschen Gleichungen 2. Art konnten die Bewegungsgleichungen der Aktoren durch Umsortieren in Matrixform bestimmt werden. Zusätzlich wurden durch Vernachlässigung numerisch nicht relevanter Terme reduzierte Modelle präsentiert und die Modelle anhand von Experimenten validiert und verglichen. Dabei bilden selbst die reduzierten Modelle alle dominierenden Effekte intrinsischer Kontinuum-Manipulatoren ab, sodass deren Modellfehler am BHA verglichen mit Fehlern entkoppelter Aktormodelle um mehr als 95 % verringert werden konnten.

Auf Basis des konzentriert-parametrischen Modells wurde daraufhin eine neue Aktorregelung zur Aktorentkopplung entworfen. Dafür wurde zunächst der unterlagerte, dezentrale Druckregler der Kaskadenregelung untersucht, ein Kammerdruckbeobachter bei Ventildruckmessung implementiert und erweiterte Druckreglerverfahren zur Berücksichtigung des Schlauchverhaltens hergeleitet. Durch diese Verbesserungen weist der neue Druckregler ein mindestens doppelt so gutes Führungsverhalten auf. Zudem konnte dadurch der Regelfehler auf 1 % des Steuerbereichs für dynamische Anregungen bis 5 Hz reduziert werden. Nach Vorstellung des bisher verwendeten, dezentralen Balglängenreglers für Kontinuum-Manipulatoren wurde der neue Balglängen-Entkopplungsregler durch Modellinvertierung des konzentriert-parametrischen Manipulatormodells und durch Umrechnung der projizierten Sollkräfte in tatsächlich geforderte Solldrücke entwickelt. Die resultierende Modellinvertierung wurde durch ihre exakte Linearisierung der Strecke mit einem linearen PID-Regler und einer Vorsteuerung kombiniert. Experimente zum Funktionsnachweis der Aktorentkopplung und zum Vergleich der Führungs- und Störverhalten gegenüber dem dezentralen Regler konnten zeigen, dass

die neue Methode der Aktorregelung zu einem besseren Führungsverhalten dynamischer Trajektorien führt und eine mindestens doppelt so schnelle Schwingungsdämpfung über ein besseres Störverhalten trotz der begrenzten Pneumatik ermöglicht.

Für den aktorgeregelten Manipulator wurden außerdem Methoden zur Trajektoriengenerierung durch Vorgabe von Aufgabenkoordinaten entwickelt. Dabei mussten v. a. Herausforderungen in der Berechnung der nichtlinearen, redundanten Rückwärtskinematik und in der Berücksichtigung der begrenzten Aktordynamik beachtet werden. Mögliche Lösungsansätze für pneumatisch betriebene Kontinuum-Manipulatoren wurden anhand zweier beispielhafter Aufgabenstellungen präsentiert. Zunächst wurde ein Konzept für offline-generierte, zeitoptimale Punkt-zu-Punkt-Trajektorien vorgestellt, wobei die Kinematik in dem resultierenden Optimalsteuerungsproblem nur an den Stützstellen ausgewertet wurde, um die Form des redundanten Manipulators an diesen Stützstellen hinsichtlich günstiger Aktorlängen zur gleichmäßigen Lastverteilung zu optimieren. Die Transitionszeiten der optimierten Trajektorien konnten so im Vergleich zu denen der distanzoptimierten Startlösungen um 10 % bis 25 % verkürzt werden. In einem zweiten Anwendungsbeispiel wurde die Methode einer onlinefähigen, geschwindigkeitsbasierten Aufgabenplanung vorgestellt, die auf einer optimierungsbasierten Lösung der inversen differentiellen Kinematik basiert. Mit diesem Verfahren konnten die Aktortrajektorien online für eine Vorgabe von Aufgabengeschwindigkeiten oder TCP-Trajektorien mittels einer lokalen Optimierung innerhalb von ca. 1 ms berechnet werden, wobei durch Verwendung des generisch zu implementierenden, schnellen Gradientenverfahrens eine Konvergenz des Verfahrens innerhalb überabschätzbarer Iterationen garantiert werden kann.

Für den erfolgreichen und flexiblen Einsatz im Rahmen industrieller Aufgaben ist neben der bisher implementierten Aktorregelung insbesondere eine Regelungen in Aufgabenkoordinaten oder eine Kraft- bzw. Impedanzregelung wichtig. Analog zur vorgestellten Aktorregelung können diese Ansätze mittels des vorgestellten dynamischen Modells aus der klassischen Robotik auf Kontinuum-Manipulatoren übertragen werden:

Eine TCP-Regelung ohne direkte Messung der Aufgabenkoordinaten erfolgt über eine Rückführung der mittels direkter Kinematik berechneten Aufgabenkoordinaten. Diese Regelung kann zunächst über eine Kaskadenstruktur mit äußerer Positionsregelung in Aufgabenkoordinaten und einer unterlagerten Aktorgeschwindigkeitsregelung erreicht werden. Während für die innere Aktorgeschwindigkeitsregelung der zentrale Balglängen-Entkopplungsregler (3.59) mit deaktivierter Positionsrückführung verwendet werden kann, entspricht die äußere Kaskade dem Modellregelkreis (Abb. 4.10) der onlinefähigen Rückwärtskinematik aus Kapitel 4.2 unter Rückführung der gemessenen Balglängen. Damit der unterlagerte Aktorgeschwindigkeitsregler die vorgegebenen Sollgeschwindigkeiten erreichen kann und der Regelfehler der überlagerten TCP-Regelung zu null konvergiert, müssen bei der Bestimmung der Sollgeschwindigkeiten im Rahmen der inversen differentiellen Rückwärtskinematik die Beschränkungen besonders berücksichtigt werden. Bei der Verteilung der TCP-Bewegung auf die Aktoren und der Berechnung geeigneter Aktorsollgeschwindigkeiten über die Lösung der Rückwärtskinematik sind neben rein kinematischen Beschränkungen (4.23-4.26) auch dynamische Beschränkungen zu beachten. Diese dynamischen Beschränkungen sollten die zustandsabhängigen Beschränkungen der gesamten Aktorik berücksichtigen und müssen daher entsprechend hergeleitet, getestet und experimentell validiert werden. Dennoch wird die äußere Kaskade auch bei geeigneten Beschränkungen durch die unterlagerte Ge-

schwindigkeitsregelung begrenzt. Daher ist langfristig eine direkte Aufgabenregelung mit integrierter Modellinvertierung ohne eine innere Kaskade zur Aktorgeschwindigkeitsregelung interessant, da somit auf eine Aktorvorsteuerung und zusätzliche Reglerkaskade verzichtet werden kann und stattdessen eine direkte Aktorkraftstellung zur Ausregelung der TCP-Fehler berechnet wird, während die Aktorkoordinaten nur noch zur Modellinvertierung verwendet werden. Dieser Ansatz erfordert allerdings noch intensiveren Forschungsaufwand mit Fokus auf einer geeigneten Kombination der Modellinvertierung, der differentiellen Rückwärtskinematik erster und zweiter Ordnung und einer optimalen Ausnutzung der Redundanz.

Während die bisher erwähnten Positionsregelungen im Allgemeinen kontaktfreie Bewegungen implizieren, sind insbesondere durch die inhärente Nachgiebigkeit des BHA Kontaktfälle mit der Umgebung oder dem Bediener erwünscht, in denen eine Kraftvorgabe möglich ist. Da in der Robotik eine direkte Kraftregelung nur selten unabhängig von einer Positionsregelung erfolgt und harte Umschaltungen zwischen getrennten Kraft- und Positionsreglern unerwünscht sind, werden in der Robotik vermehrt hybride Konzepte der aktiven Nachgiebigkeitsregelung eingesetzt [SKo8], die auf dem Konzept der Impedanzregelung [Hog85a; Hog85b] zur indirekten Kraftregelung aufbauen. Bisherige Implementierungen von Nachgiebigkeitsregelungen am BHA [Tos+15; Dri15] scheiterten an dem Kriechverhalten des Materials und der daraus resultierenden veränderlichen Materialsteifigkeit, die als unbekannte Störkraft wirkt und nicht hinreichend genau kompensiert werden konnte. Zur erfolgreichen Kompensation kann ein Kriechmodell zur Bestimmung der zeitlich veränderlichen Steifigkeit Abhilfe schaffen.

Für Ansätze aktiver Nachgiebigkeitsregelungen wird zudem die Kenntnis der Kontaktkraft vorausgesetzt, die bei nicht vorhandenen Kraftsensoren in bestimmten Fällen anhand des Manipulatormodells über nichtlineare Zustandsbeobachter [Zei87] oder über spezielle Verfahren zur Störgrößen- oder Kontaktkraftbeobachtung nichtlinearer Manipulatoren [Che+00; Moh+13] bestimmt werden kann. Bei Existenz eines dynamischen Manipulatormodells in klassischer Form ist z. B. das Beobachterverfahren nach [Moh+13] generell auf Kontinuum-Manipulatoren übertragbar, allerdings kann aufgrund der kriechbedingten Modellfehler aus der beobachteten Störkraft nicht auf die tatsächliche Kontaktkraft geschlossen werden [Dri15]. Wie schon für die direkte oder indirekte Kraftregelung ist somit auch für die Kontaktkraftbeobachtung eine Kriechmodellierung zur Bestimmung der aktuellen Materialsteifigkeit notwendig. Eine Kompensation der variablen Steifigkeit über ein Kriechmodell würde auch ein verbessertes Folgeverhalten der modellbasierten Aktorregelung ergeben.

Während somit für modellbasierte Kraft- und TCP-Regelungen von Kontinuum-Manipulatoren noch Entwicklungspotential vorhanden ist, wurden in dieser Arbeit Methoden für den modellbasierten Steuerungs- und Regelungsentwurf redundanter Kontinuum-Manipulatoren im Aktorraum nach dem Vorbild der klassischen Robotik entwickelt und am Beispiel des BHA implementiert, validiert und bewertet. Dadurch konnte neben einem guten Störverhalten insbesondere auch ein signifikant besseres Führungsverhalten erreicht werden, sodass sich daraus neue Anwendungsfelder für Kontinuum-Manipulatoren allgemein und insbesondere auch für den BHA erschließen lassen.



ERGÄNZUNGEN ZUR MODELLIERUNG

In diesem Anhang werden anfangs zwei kinematische Beziehungen aufgeschlüsselt, die für die theoretische Herleitung der Methoden nicht relevant sind, aber für die praktische Implementierung benötigt werden. Zunächst wird die Berechnung der Balglängen aus den gemessenen Seilzuglängen vorgestellt, bevor danach die Ableitungen der zweiten differentiellen Kinematik aufgeführt sind, die für die Berechnung der Coriolismatrix Ω benötigt werden. Abschließend werden zwei in der Herleitung des Manipulatormodells referenzierte Beweise präsentiert.

Hinweis: Die in diesem Anhang lokal eingeführten Parameter und Symbole werden nicht in dem Symbolverzeichnis am Ende der Arbeit aufgeführt.

A.1 BERECHNUNG DER BALGLÄNGEN AUS SEILZUGLÄNGEN

Wenn die Seilzugführungen außen an den Bälgen verlaufen, sind die gemessenen Seilzuglängen je nach Krümmung länger oder kürzer als die für die Kinematik und generalisierten Koordinaten verwendeten Längen der Balgmittellinien (Abb. A.1a).

Zusätzlich zu der Krümmung wird außerdem noch die Konizität der Sektionen berücksichtigt, die durch unterschiedliche Radien der Seilzugführungen am Sektionsfuß und Sektionskopf einer Sektion hervorgerufen wird. Dabei ist der Fuß meist breiter als Kopf (Abb. A.1b), sodass selbst im nicht ausgelenkten und gekrümmten Fall die Seilzüge einer Sektion nicht parallel zueinander verlaufen.

Im Folgenden werden anhand der kinematischen Beziehung die wichtigsten Formeln zur sektionsweisen Umrechnung der gemessenen Seilzuglängen in Balglängen präsentiert – für die Herleitung und weitere Details sei auf [Mah15] verwiesen.

Bei verbogenen Sektionen kann davon ausgegangen werden, dass einzelne Segmente gleichmäßig verbogen sind und somit auch die Seilzuglängen $l_{Z,ik}$ gleichmäßig über die Segmente verteilt ist. Im Falle von konischen Sektionen wird außerdem angenommen, dass sich auch der Radius zwischen Kopfsegment und Fußsegment gleichmäßig ändert. Somit ist eine näherungsweise Berechnung der konizitätsbereinigten Seilzughöhe h_{ik} unabhängig von der Krümmung und Segmentenanzahl möglich (Abb. A.1b), sodass sich diese zu

$$h_{ik} = \sqrt{l_{Z,ik}^2 - (r_{Zi,Fuß} - r_{Zi,Kopf})^2} \quad (\text{A.1})$$

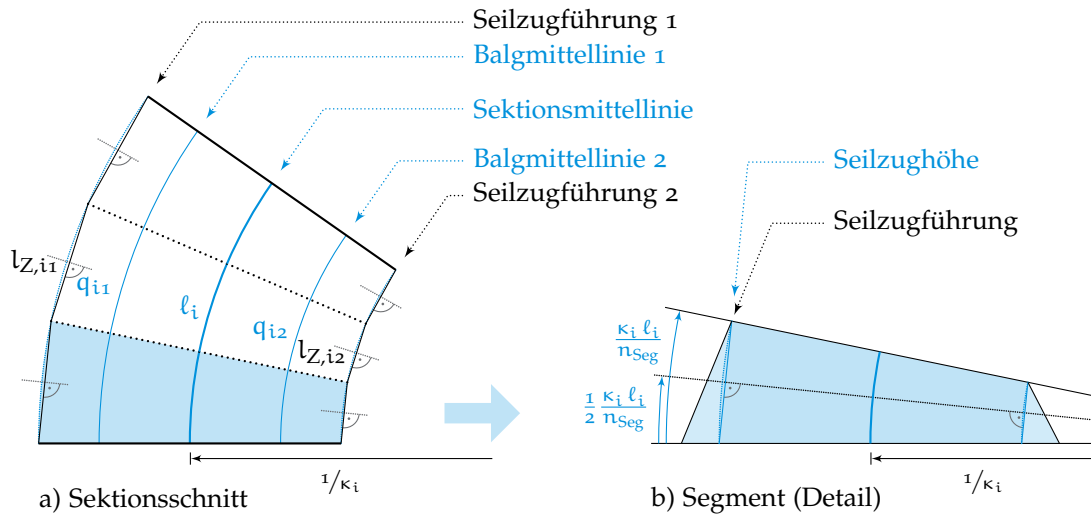


Abbildung A.1: Schnitt durch beispielhafte Seilzugkinematik mit $n_{\text{Seg}} = 3$ Segmenten und Detailausschnitt eines konischen Segments.

in Abhängigkeit des Radius der Seilzugführung am Ende des Sektionsfußes $r_{Zi,\text{Fuß}}$ und dem Radius der Seilzugführung am Anfang des Sektionskopfs $r_{Zi,\text{Kopf}}$ einer Sektion i ergibt.

Die Umrechnung aus der Seilzughöhe in die Balglänge (Abb. A.1a) kombiniert unterschiedliche kinematische Detailmodelle. Dabei werden die Seilzughöhen als seilzuggeführte Aktoren in das inverse Modell kontinuierlich gebogener Aktoren für die Balglängen transformiert [Mah15]. Die Umrechnung erfolgt dabei über virtuelle Konfigurationskoordinaten. Die Konfigurationskoordinaten k_i (2.25) aus den Seilzugführungen¹⁷

$$\phi_i = \arctan2\left(\sqrt{3}(h_{i3} - h_{i2}), q_{i2} + h_{i3} - 2h_{i1}\right) \quad (\text{A.2a})$$

$$\kappa_i = 2 \frac{\sqrt{h_{i1}^2 + h_{i2}^2 + h_{i3}^2 - h_{i1}h_{i2} - h_{i2}h_{i3} - h_{i3}h_{i1}}}{(h_{i1} + h_{i2} + h_{i3}) r_{Zi}} \quad (\text{A.2b})$$

$$l_i = 2 \frac{n_{\text{Seg}}}{\kappa_i} \arcsin\left(\frac{\sqrt{h_{i1}^2 + h_{i2}^2 + h_{i3}^2 - h_{i1}h_{i2} - h_{i2}h_{i3} - h_{i3}h_{i1}}}{3 n_{\text{Seg}} r_{Zi}}\right) \quad (\text{A.2c})$$

berechnen sich ähnlich der spezifischen Abbildung des BHA (2.28), allerdings werden die Seilzughöhen (A.1) statt den Aktorkoordinaten und der mittlere Radius der Seilführungen r_{Zi} statt dem mittleren Radius der Balgmittellinie verwendet. Zudem ergibt sich eine andere Berechnungsvorschrift für die Sektionslänge durch die Unterteilung der Seilzuglänge in n_{Seg} Segmente aufgrund der $n_{\text{Seg}} + 1$ Führungen. Für den Fall, dass alle drei Aktoren die gleiche Länge aufweisen und die Sektion nicht verbogen ist, wird die Krümmung κ_i null und die Orientierung ϕ_i der nicht vorhandenen Krümmung ist nicht definiert.

Die Rückrechnung von Konfigurationskoordinaten zu Balglängen (2.24)

$$q_{i1} = l_i \left(1 - \kappa_i r_{Bi} \cos\left(-\phi_i\right)\right) \quad (\text{A.3a})$$

$$q_{i2} = l_i \left(1 - \kappa_i r_{Bi} \cos\left(\frac{2\pi}{3} - \phi_i\right)\right) \quad (\text{A.3b})$$

¹⁷ Die Konfigurationskoordinaten k_i der Seilzuglängen können direkt für die Kinematik verwendet werden, allerdings ist eine Rückrechnung auf Aktorkoordinaten q_i zu deren Regelung nötig.

$$q_{i3} = \ell_i \left(1 - \kappa_i r_{Bi} \cos\left(\frac{4\pi}{3} - \phi_i\right) \right) \quad (\text{A.3c})$$

erfolgt über die Invertierung der konstanten Krümmungen (2.28).

A.2 DIFFERENTIELLE KINEMATIK 2. ORDNUNG

Die differentielle Kinematik zweiter Ordnung wird in der Herleitung der dynamischen Modellierung (2.88) benötigt. Dort wird die abkürzende Schreibweise

$$\frac{\partial^2 {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial q_{i\beta} \partial q_{ik}} = \frac{\partial {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial \mathbf{k}_i} \frac{\partial^2 \mathbf{k}_i}{\partial q_{i\beta} \partial q_{ik}} + \frac{\partial^2 {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial \mathbf{k}_i \partial \mathbf{k}_i} \frac{\partial \mathbf{k}_i}{\partial q_{i\beta}} \frac{\partial \mathbf{k}_i}{\partial q_{ik}} \quad (\text{A.4})$$

verwendet, wobei der Vektor \mathbf{k}_i aus drei Elementen besteht. Die ausführliche Schreibweise der Abkürzungen

$$\begin{aligned} \frac{\partial {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial \mathbf{k}_i} \frac{\partial^2 \mathbf{k}_i}{\partial q_{i\beta} \partial q_{ik}} &= \frac{\partial {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial \phi_i} \frac{\partial^2 \phi_i}{\partial q_{i\beta} \partial q_{ik}} + \frac{\partial {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial \kappa_i} \frac{\partial^2 \kappa_i}{\partial q_{i\beta} \partial q_{ik}} + \frac{\partial {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial \ell_i} \frac{\partial^2 \ell_i}{\partial q_{i\beta} \partial q_{ik}} \quad (\text{A.5}) \\ \frac{\partial^2 {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial \mathbf{k}_i \partial \mathbf{k}_i} \frac{\partial \mathbf{k}_i}{\partial q_{i\beta}} \frac{\partial \mathbf{k}_i}{\partial q_{ik}} &= \frac{\partial^2 {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial \phi_i \partial \phi_i} \frac{\partial \phi_i}{\partial q_{i\beta}} \frac{\partial \phi_i}{\partial q_{ik}} + \frac{\partial^2 {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial \phi_i \partial \kappa_i} \frac{\partial \phi_i}{\partial q_{i\beta}} \frac{\partial \kappa_i}{\partial q_{ik}} + \frac{\partial^2 {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial \phi_i \partial \ell_i} \frac{\partial \phi_i}{\partial q_{i\beta}} \frac{\partial \ell_i}{\partial q_{ik}} \\ &+ \frac{\partial^2 {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial \phi_i \partial \kappa_i} \frac{\partial \kappa_i}{\partial q_{i\beta}} \frac{\partial \phi_i}{\partial q_{ik}} + \frac{\partial^2 {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial \kappa_i \partial \kappa_i} \frac{\partial \kappa_i}{\partial q_{i\beta}} \frac{\partial \kappa_i}{\partial q_{ik}} + \frac{\partial^2 {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial \kappa_i \partial \ell_i} \frac{\partial \kappa_i}{\partial q_{i\beta}} \frac{\partial \ell_i}{\partial q_{ik}} \\ &+ \frac{\partial^2 {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial \ell_i \partial \phi_i} \frac{\partial \ell_i}{\partial q_{i\beta}} \frac{\partial \phi_i}{\partial q_{ik}} + \frac{\partial^2 {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial \ell_i \partial \kappa_i} \frac{\partial \ell_i}{\partial q_{i\beta}} \frac{\partial \kappa_i}{\partial q_{ik}} + \frac{\partial^2 {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}}{\partial \ell_i \partial \ell_i} \frac{\partial \ell_i}{\partial q_{i\beta}} \frac{\partial \ell_i}{\partial q_{ik}} \quad (\text{A.6}) \end{aligned}$$

hängt von bereits bekannten, partiellen Ableitungen erster Ordnung $\partial {}^{ib}\mathbf{H}_{ih}/\partial \kappa_i$ (2.58) und $\partial \mathbf{k}_i/\partial q_i$ (2.61) sowie den partiellen Ableitungen zweiter Ordnung der allgemeinen und speziellen Abbildung – die im Folgenden angegeben sind – ab.

Zur Bestimmung der partiellen Ableitungen zweiter Ordnung der allgemeinen Abbildung kann die Eigenschaft genutzt werden, dass die Kopf- und Fußsterme einer Sektion konstant sind (2.34), und somit die Ableitungen von ${}^{ib}\mathbf{H}_{ih}$ identisch mit denen von ${}^{i0}\mathbf{H}_{i1}$ (2.36) sind. Die benötigten partiellen Ableitungen zweiter Ordnung werden durch erneutes Ableiten der partiellen Ableitungen erster Ordnung (2.58) nach \mathbf{k}_i

$$\frac{\partial^2 {}^{i0}\mathbf{H}_{i1}}{\partial \phi_i^2} = \begin{bmatrix} 4(1-2s_\phi^2)(1-c_{\kappa\ell}) & 4c_\phi s_\phi(1-c_{\kappa\ell}) & -c_\phi s_{\kappa\ell} & c_\phi \frac{c_{\kappa\ell}-1}{\kappa} \\ 4c_\phi s_\phi(1-c_{\kappa\ell}) & 4(2s_\phi^2-1)(1-c_{\kappa\ell}) & -s_\phi s_{\kappa\ell} & s_\phi \frac{c_{\kappa\ell}-1}{\kappa} \\ c_\phi s_{\kappa\ell} & s_\phi s_{\kappa\ell} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{A.7a})$$

$$\frac{\partial^2 {}^{i0}\mathbf{H}_{i1}}{\partial \kappa_i^2} = \begin{bmatrix} -\ell^2 c_\phi^2 c_{\kappa\ell} & -\ell^2 c_\phi s_\phi c_{\kappa\ell} & -\ell^2 c_\phi s_{\kappa\ell} & c_\phi \frac{2+(\kappa^2 \ell^2-2)c_{\kappa\ell}-2\kappa\ell s_{\kappa\ell}}{\kappa^3} \\ -\ell^2 s_\phi c_\phi c_{\kappa\ell} & -\ell^2 s_\phi^2 c_{\kappa\ell} & -\ell^2 s_\phi s_{\kappa\ell} & s_\phi \frac{2+(\kappa^2 \ell^2-2)c_{\kappa\ell}-2\kappa\ell s_{\kappa\ell}}{\kappa^3} \\ \ell^2 c_\phi s_{\kappa\ell} & \ell^2 s_\phi s_{\kappa\ell} & -\ell^2 c_{\kappa\ell} & \frac{(2-\kappa^2 \ell^2)s_{\kappa\ell}-2\kappa\ell c_{\kappa\ell}}{\kappa^3} \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{A.7b})$$

$$\frac{\partial^2 {}^{i0}\mathbf{H}_{i1}}{\partial \ell_i^2} = \begin{bmatrix} -\kappa^2 c_\phi^2 c_{\kappa\ell} & -\kappa^2 s_\phi c_\phi c_{\kappa\ell} & -\kappa^2 c_\phi s_{\kappa\ell} & \kappa c_\phi c_{\kappa\ell} \\ -\kappa^2 s_\phi c_\phi c_{\kappa\ell} & -\kappa^2 s_\phi^2 c_{\kappa\ell} & -\kappa^2 s_\phi s_{\kappa\ell} & \kappa s_\phi c_{\kappa\ell} \\ \kappa^2 c_\phi s_{\kappa\ell} & \kappa^2 s_\phi s_{\kappa\ell} & -\kappa^2 c_{\kappa\ell} & -\kappa s_{\kappa\ell} \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{A.7c})$$

erhalten, wobei bei den Ableitungen nach unterschiedlichen Aktoren

$$\frac{\partial^2 \text{io} \mathbf{H}_{i1}}{\partial \phi_i \partial \kappa_i} = \frac{\partial^2 \text{io} \mathbf{H}_{i1}}{\partial \kappa_i \partial \phi_i} = \begin{bmatrix} 2l s_\phi c_\phi s_{\kappa l} & l(2s_\phi^2 - 1) s_{\kappa l} & -l s_\phi c_{\kappa l} & s_\phi \frac{1 - c_{\kappa l} - \kappa l s_{\kappa l}}{\kappa^2} \\ l(2s_\phi^2 - 1) s_{\kappa l} & -2l s_\phi c_\phi s_{\kappa l} & l c_\phi c_{\kappa l} & c_\phi \frac{c_{\kappa l} - 1 + \kappa l s_{\kappa l}}{\kappa^2} \\ l s_\phi c_{\kappa l} & -l c_\phi c_{\kappa l} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{A.7d})$$

$$\frac{\partial^2 \text{io} \mathbf{H}_{i1}}{\partial \phi_i \partial l_i} = \frac{\partial^2 \text{io} \mathbf{H}_{i1}}{\partial l_i \partial \phi_i} = \begin{bmatrix} 2\kappa s_\phi c_\phi s_{\kappa l} & \kappa(2s_\phi^2 - 1) s_{\kappa l} & -\kappa s_\phi c_{\kappa l} & -s_\phi s_{\kappa l} \\ \kappa(2s_\phi^2 - 1) s_{\kappa l} & -2\kappa s_\phi c_\phi s_{\kappa l} & \kappa c_\phi c_{\kappa l} & c_\phi s_{\kappa l} \\ \kappa s_\phi c_{\kappa l} & -\kappa c_\phi c_{\kappa l} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{A.7e})$$

$$\frac{\partial^2 \text{io} \mathbf{H}_{i1}}{\partial \kappa_i \partial l_i} = \frac{\partial^2 \text{io} \mathbf{H}_{i1}}{\partial l_i \partial \kappa_i} = \begin{bmatrix} -c_\phi^2 (\kappa l c_{\kappa l} + s_{\kappa l}) & -c_\phi s_\phi (\kappa l c_{\kappa l} + s_{\kappa l}) & c_\phi (c_{\kappa l} - \kappa l s_{\kappa l}) & l c_\phi c_{\kappa l} \\ -s_\phi c_\phi (\kappa l c_{\kappa l} + s_{\kappa l}) & -s_\phi^2 (\kappa l c_{\kappa l} + s_{\kappa l}) & s_\phi (c_{\kappa l} - \kappa l s_{\kappa l}) & l s_\phi c_{\kappa l} \\ c_\phi (\kappa l s_{\kappa l} - c_{\kappa l}) & s_\phi (\kappa l s_{\kappa l} - c_{\kappa l}) & -s_{\kappa l} - \kappa l c_{\kappa l} & -l s_{\kappa l} \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{A.7f})$$

die Reihenfolge der Ableitungen nicht relevant ist.

Die Hessematrizen der spezifischen Abbildung (2.28) für die Konfigurationskoordinaten ϕ_i , κ_i und l_i erfolgen durch weiteres Ableiten der entsprechenden Zeilen der Jacobimatrix (2.61). Die Hessematrix der spezifischen Abbildung ist dabei generell symmetrisch, da auch hier eine Vertauschbarkeit der Ableitungsreihenfolge gegeben ist. Die Hessematrizen der Konfigurationskoordinaten ϕ_i , κ_i und l_i

$$\frac{\partial^2 \phi_i}{\partial \mathbf{q}_i \partial \mathbf{q}_i} = \frac{\sqrt{3}}{2 r_\phi^2} \begin{bmatrix} a_\phi^{123} & a_\phi^{312} & a_\phi^{231} \\ a_\phi^{312} & a_\phi^{231} & a_\phi^{123} \\ a_\phi^{231} & a_\phi^{123} & a_\phi^{312} \end{bmatrix} \quad (\text{A.8a})$$

$$\frac{\partial^2 \kappa_i}{\partial \mathbf{q}_i \partial \mathbf{q}_i} = \frac{3}{2 r_{\text{Bi}} (q_{i1} + q_{i2} + q_{i3})^3 \sqrt{r_\phi^3}} \begin{bmatrix} a_{\kappa \setminus}^{123} & a_{\kappa 2}^{123} & a_{\kappa 2}^{132} \\ a_{\kappa 2}^{123} & a_{\kappa \setminus}^{231} & a_{\kappa 2}^{321} \\ a_{\kappa 2}^{132} & a_{\kappa 2}^{321} & a_{\kappa \setminus}^{312} \end{bmatrix} \quad (\text{A.8b})$$

$$\frac{\partial^2 l_i}{\partial \mathbf{q}_i \partial \mathbf{q}_i} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{A.8c})$$

ergeben sich unter Verwendung der Abkürzungen r_ϕ aus (2.60a) sowie

$$\begin{aligned} a_\phi^{\alpha\beta\gamma} &= (q_{i\gamma} - q_{i\beta}) (2 q_{i\alpha} - q_{i\beta} - q_{i\gamma}) \\ a_{\kappa \setminus}^{\alpha\beta\gamma} &= (q_{i\beta} - q_{i\gamma})^4 - 6 q_{i\alpha} (q_{i\beta} + q_{i\gamma}) (2/3 q_{i\alpha}^2 + q_{i\beta}^2 + q_{i\gamma}^2) \end{aligned} \quad (\text{A.9a})$$

$$\begin{aligned}
& + 9 q_{i\alpha}^2 (q_{i\beta}^2 + \frac{2}{3} q_{i\beta} q_{i\gamma} + q_{i\gamma}^2) + 4 (q_{i\beta}^4 + q_{i\gamma}^4) \quad (\text{A.9b}) \\
q_{\kappa 2}^{\alpha\beta\gamma} = & 2 (q_{i\alpha}^2 + q_{i\beta}^2)^2 + 2 q_{i\alpha}^2 q_{i\beta}^2 - 7 q_{i\alpha} q_{i\beta} (q_{i\alpha}^2 + q_{i\beta}^2) \\
& + 3 (3 q_{i\alpha}^2 - q_{i\alpha} q_{i\beta} + 3 q_{i\beta}^2 + q_{i\gamma}^2) q_{i\gamma}^2 \\
& - 3 \left((q_{i\alpha} - q_{i\beta})^2 + \frac{7}{3} q_{i\gamma}^2 \right) (q_{i\alpha} + q_{i\beta}) q_{i\gamma} \quad (\text{A.9c})
\end{aligned}$$

A.3 BEWEIS ZUR IDENTITÄT PARTIELLER ABLEITUNGEN

Zur Herleitung der zeitlichen Ableitungen wird neben der partiellen Ableitung der homogenen Transformation außerdem der Zusammenhang (2.90)

$$\frac{\partial \mathbf{H}}{\partial \mathbf{q}_j} = \frac{\partial \dot{\mathbf{H}}}{\partial \dot{\mathbf{q}}_j} \quad (\text{A.10})$$

ausgenutzt. Diese Identität ist der klassischen Mechanik entnommen und soll aufgrund ihrer Wichtigkeit im Folgenden kurz bewiesen werden:

Beweis. Die Identität von (A.10) kann über die aus dem Prinzip der virtuellen Arbeit [SHVo6] abgeleitete Eigenschaft

$$\frac{\partial \mathbf{r}}{\partial \mathbf{q}} = \frac{\partial \dot{\mathbf{r}}}{\partial \dot{\mathbf{q}}} \quad (\text{A.11})$$

hergeleitet werden, die gültig ist, solange ein Ortsvektor \mathbf{r} nicht unmittelbar von der Aktorgeschwindigkeit $\dot{\mathbf{q}}$ abhängig ist.

Unter Verwendung der Kettenregel bestimmen sich die partiellen Ableitungen von \mathbf{r} (2.80) und $\dot{\mathbf{r}}$ (2.82) zu

$$\frac{\partial {}^w \mathbf{r}_{i^*}}{\partial \mathbf{q}_j} = \frac{\partial {}^w \mathbf{H}_{ih} {}^{ih} \mathbf{r}_{i^*}}{\partial \mathbf{q}_j} + {}^w \mathbf{H}_{ih} \overbrace{\frac{\partial {}^{ih} \mathbf{r}_{i^*}}{\partial \mathbf{q}_j}}^{=0}, \quad (\text{A.12})$$

$$\frac{\partial {}^w \dot{\mathbf{r}}_{i^*}}{\partial \dot{\mathbf{q}}_j} = \frac{\partial {}^w \dot{\mathbf{H}}_{ih} {}^{ih} \mathbf{r}_{i^*}}{\partial \dot{\mathbf{q}}_j} + {}^w \dot{\mathbf{H}}_{ih} \underbrace{\frac{\partial {}^{ih} \mathbf{r}_{i^*}}{\partial \dot{\mathbf{q}}_j}}_{=0}, \quad (\text{A.13})$$

wobei die partiellen Ableitungen der konstanten Ortsvektoren im lokalen Koordinatensystem ${}^{ih} \mathbf{r}_{i^*}$ (2.65) immer null sind. Durch Einsetzen von (A.12) und (A.13) in (A.11) ergibt sich die zu beweisende Annahme (A.10). ■

A.4 BEWEIS ZUR SYMMETRIE DER MASSENMATRIX

Das entwickelte dynamische Modell für Kontinuum-Manipulatoren (2.109) beschreibt ein physikalisches System mit symmetrischer und positiv definiten Massenmatrix \mathbf{M} (2.110). Letzteres ist gegeben, solange das kinematische Modell nicht im Bereich ihrer Singularität verwendet wird – hier hilft eine künstliche Regularisierung, ähnlich wie bei der Betrachtung der differentiellen Kinematik (2.62). Durch die mathematische Bestimmung der Massenmatrix ist die Symmetrieeigenschaft strukturbedingt garantiert, wie folgender Beweis zeigt:

Beweis. Eine Matrix ist genau dann symmetrisch, wenn sie identisch $\mathbf{M} = \mathbf{M}^\top$ mit ihrer Transponierten ist. Diese Eigenschaft entspricht der Identität der Einträge

$$\mathbf{M}_{[r,c]} = \mathbf{M}_{[c,r]} \quad (\text{A.14})$$

mit vertauschtem Spalten- und Zeilenindex $\forall r, c \in \{1, \dots, n\}$. Zunächst ist der Startindex s der Summe in der Definitionsgleichung (2.110) für beide Seiten von (A.14) identisch, da das Maximum zweier Werte $\max\{r, c\}$ unabhängig von der Reihenfolge der Argumente ist (2.112). Daher ergibt sich die Forderung (A.14) zu

$$\begin{aligned} & \sum_{\xi=s}^n m_\xi \left(\frac{\partial^w \mathbf{H}_{\xi h \xi h} \mathbf{r}_{M\xi}}{\partial q_c} \right)^\top \left(\frac{\partial^w \mathbf{H}_{\xi h \xi h} \mathbf{r}_{M\xi}}{\partial q_r} \right) + \Gamma \left\{ \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial q_c} \mathbf{R}^\top \right\}^\top {}^w \mathbf{I}_{M\xi} \Gamma \left\{ \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial q_r} \mathbf{R}^\top \right\} \\ &= \sum_{\xi=s}^n m_\xi \left(\frac{\partial^w \mathbf{H}_{\xi h \xi h} \mathbf{r}_{M\xi}}{\partial q_r} \right)^\top \left(\frac{\partial^w \mathbf{H}_{\xi h \xi h} \mathbf{r}_{M\xi}}{\partial q_c} \right) + \Gamma \left\{ \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial q_r} \mathbf{R}^\top \right\}^\top {}^w \mathbf{I}_{M\xi} \Gamma \left\{ \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial q_c} \mathbf{R}^\top \right\}. \end{aligned} \quad (\text{A.15})$$

Dieser Ausdruck ist für alle Zeilen- und Spaltenindices erfüllt, da die linke und rechte Seite der jeweiligen Produkte vertauscht und damit die resultierenden Skalaren stets identisch sind. ■

B

AUSGEWÄHLTE PARAMETERWERTE

Im Folgenden sind die Werte ausgewählter Modellparameter und hilfreiche Variablen-skalierungen aufgeführt.

B.1 BALG- UND MANIPULATORPARAMETER

Die Werte ausgewählter Parameter eines Einzelbalgs sind in Tab. B.1 und die der drei Manipulatorsektionen in Tab. B.2 gelistet.

Tabelle B.1: Parameter eines Einzelbalgs.

Bezeichnung	Symbol	Wert
minimale Balglänge (Block)	$l_{B,min}$ [m]	0.1686
Balgradius	r_{bi} [m]	0.0214
wirksame Fläche (Druckkraft)	$A_{B,Druck}$ [m ²]	0.0045
wirksame Fläche (Volumen)	$A_{B,Vol}$ [m ²]	0.0024

Tabelle B.2: Kinematische Parameter der Manipulatorsektionen.

Bezeichnung	Symbol	Sektion 1	~ 2	~ 3
Konizität (unausgelenkt)	[°]	2.5	2.5	2.5
Anzahl Schlaufen (Segmente)	n_{Seg} [–]	18	18	18
Länge des Sektionsfußes	l_{ib} [m]	0.0122	0.0035	0.0035
Länge des Sektionskopfs	l_{ih} [m]	0.0140	0.0140	0.0140
mittl. Radius der Balgsymmetrieachse	r_{Bi} [m]	0.0659	0.0570	0.0479
Radius der Balgsymmetrieachsen ^a	$r_{Bi,Fuß}$ [m]	0.0699	0.0611	0.0521
Radius der Balgsymmetrieachsen ^b	$r_{Bi,Kopf}$ [m]	0.0619	0.0529	0.0436
mittl. Seilführungsradius	r_{Zi} [m]	0.1086	0.0997	0.0906
Seilführungsradius ^a	$r_{Zi,Fuß}$ [m]	0.1126	0.1038	0.0948
Seilführungsradius ^b	$r_{Zi,Kopf}$ [m]	0.1046	0.0956	0.0863

^a am Ende des Sektionsfußes beim Übergang zur variablen Aktoreinheit.

^b am Anfang des Sektionskopfs beim Übergang zur variablen Aktoreinheit.

B.2 SINNVOLLE VARIABLENSKALIERUNGEN

Bei der Implementierung des Kammerdruckbeobachters und des erweiterten Druckreglers werden Variablen mit sehr hohen und sehr geringen numerischen Werten verwendet. Durch diese schlechten Skalierungen treten bei der Implementierung teilweise erhebliche numerische Probleme auf – v. a. in Kombination mit zusätzlichen Potenzen. Daher wird für die Berechnungsvorschriften der Rückführungen, Zustandsverstärkungen und Vorsteuerungen des Kammerdruckbeobachters und des erweiterten Druckreglers eine sinnvolle Umskalierung sowie deren Rückrechnung vorgeschlagen (Tab. B.3).

Tabelle B.3: Sinnvolle Variablenskalierung und -rückrechnungen für den erweiterten Druckreglerentwurf.

Bezeichnung	Symbol	SI-Einheit	Skalierung	Einheit
Massenströme	\dot{m}	kg/s	$\times_{\dot{m}} = 10^3$	g/s
Drücke	p	Pa = kg/m s ² = N/m ²	$\times_p = 10^{-5}$	bar
Volumen	V	m ³	$\times_V = 10^4$	0.1 l
Schlauchlängen	l_S	m	$\sqrt{\times_V \times_p / \times_{\dot{m}}}$	
Schlauchquerschnitte	A_S	m ²	$\sqrt{\times_V \times_{\dot{m}} / \times_p}$	
Spez. Gaskonstante	R_S	Pa m ³ K/kg K = m ² /s ²	$\times_V \times_p / \times_{\dot{m}}$	
Temperatur	T_0	K	1	
Polytropenkoeffizienten	κ	—	1	
Volumenänderungen	\dot{V}	m ³ /s	\times_V	
Reibwiderstände	R_ℓ	1/m s	$\times_p / \times_{\dot{m}}$	
Druckvorsteuerungen	p_d, \dot{p}_d	Pa, Pa/s	$\times_p / \times_{\dot{m}}$	
Druckrückführungen ^a	$\mathbf{R}_{[1]}, \mathbf{R}_{[3]}$	kg/s Pa	$\times_p / \times_{\dot{m}}$	
Massenstromrückführungen ^a	$\mathbf{R}_{[2]}$	—	1	

^a Verstärkung der Rückführung eines Drucksignals auf ein Massenstromsignal bzw. eines Massenstromsignals auf ein Massenstromsignal. Die Skalierung der Druckrückführung wird ebenfalls für die Beobachterrückführung des zweiten Zustands L_2 benötigt, während die anderen beiden Beobachterrückführungen $L_{[1]}$ und $L_{[3]}$ aufgrund ihrer Druck-zu-Druckverstärkung wie die Massenstromrückführung des Reglers $\mathbf{R}_{[2]}$ unskaliert bleiben.

ABKÜRZUNGSVERZEICHNIS & GLOSSAR

AMPL	A Modeling Language for Mathematical Programming
BHA	Bionischer Handling-Assistent
CAD	Computer Aided Design
MIMO	Multiple-Input Multiple-Output
PD	Proportional-Derivative (-Regler)
PID	Proportional-Integral-Derivative (-Regler)
PT1	Proportionales Verzögerungsglied 1. Ordnung
PT2	Proportionales Verzögerungsglied 2. Ordnung
SISO	Single-Input Single-Output
SLS	Selective Laser Sintering
TCP	Tool Center Point

SYMBOL- UND OPERATORENVERZEICHNIS

MODELL- UND SYSTEMINDICES

B	Balg
M	Manipulatorsektion
S	Schlauch
V	Ventil
o	Umgebung
d	Sollwert
*	Platzhalter für ähnliche Ausdrücke
[i, j]	Eintrag der i-ten Zeile und j-ten Spalte einer Matrix

VARIABLEN UND KONSTANTEN

A	Querschnittsflächen von Balg A_B und Schlauch A_S
A	Dynamikmatrix linearer Systeme
α	Entwurfs- und Tuningparameter
b	kritisches Durchflussverhältnis b_S, b_V
B	Eingangsmatrix dynamischer Systeme
β	Schwungparameter für schnelle Gradientenverfahren
c	Schallgeschwindigkeit
C	Leitwerte $C_S, C_V, C_{V,max}$
\tilde{C}	normierter Leitwert \tilde{C}_V
C	Ausgangsmatrix dynamischer Systeme
C	Nebenbedingungen bzw. Beschränkungen einer Optimierungsaufgabe
d	Durchmesser, z. B. Schlauchdurchmesser d_S
D	Eigendämpfung, z. B. Schlauchdämpfung D_S
\mathcal{D}	Dynamisches System einer Optimalsteuerung
δ	Differenzordnung, relativer Grad
e	Fehler
E_n	Einheitsmatrix der Dimension n
ε	Toleranz bzw. Güte von Optimierungen
f	Eigen- und Eckfrequenz, z. B. Schlaucheigenfrequenz f_S

F	Kraft, z. B. Balgkraft F_B
ϕ_i	Orientierung der Sektion i (Konfigurationszustand)
h	Schrittweitenparameter des schnellen Gradientenverfahrens
H	Hessematrix
jH_i	homogene Transformation vom Koordinatensystem i in j
jI_i	Trägheitstensor des Körpers i im Koordinatensystem j
J	Jacobimatrix
\mathcal{J}	Gütefunktion einer Optimierungsaufgabe
k	Kinematische Konfigurationszustände ϕ, κ, ℓ
K	Koeffizient der Regler- und Beobacherverstärkung
κ	Polytropenkoeffizient der Luft im Balg κ_B und im Schlauch κ_S
κ_i	Krümmung der Sektion i (Konfigurationszustand)
l	Längen von Balg l_B und Schlauch l_S
ℓ_i	Länge der Sektion i (Konfigurationszustand) mit durchschnittlicher ℓ_\emptyset und maximaler ℓ_{\max} Sektionslänge
L	Matrix der Beobachterrückführungen
λ	Eigenwert (Pol) eines Systems
m	konzentrierte Masse
M	formabhängiges Biegemoment $M_{i,\text{Bieg}}$ der Sektionssteifigkeit von Sektion i
\mathbf{M}	Massenmatrix der Bewegungsgleichung
\dot{m}	Luftmassenströme \dot{m}_B und \dot{m}_V
μ_ℓ	Reibungskoeffizient der linearen, laminaren Schlauchreibung
n	Anzahl der Sektionen des Manipulators, am BHA $n = 3$
n_T	Anzahl der Teiltransitionen bei Punkt-zu-Punkt-Bewegungen
N	Anzahl der Diskretisierungspunkte, z. B. bei Kollokationsverfahren
\mathbf{N}	Projizierte Eigenkräfte der Bewegungsgleichung
η	Skalierungsfaktor
$\mathbf{\Omega}$	Coriolismatrix der Bewegungsgleichung
p	Druck, z. B. Balgdruck p_B und Ventildruck p_V
p^{Vers}	Versorgungsdruck
p^{Entl}	Entlüftungsdruck (Umgebungsdruck oder Unterdruck durch Vakuum)
\mathbf{P}	Beobachtbarkeitsmatrix $\mathbf{P}_{\text{beob.}}$ und Steuerbarkeitsmatrix $\mathbf{P}_{\text{stb.}}$
Ψ	Durchflussfunktion
ψ_i	Biegewinkel der Sektion i
q	Aktorkoordinaten q (generalisierte Koordinaten) mit q_{ik} Aktorkoordinate von Sektion i und Balg k oder q_j Aktorkoordinate j
Q	Generalisierte Kraft
\mathbf{Q}	Regularisierungsmatrizen \mathbf{Q}_q und \mathbf{Q}_x

Abkürzungsverzeichnis & Glossar

r	Position oder Entfernung (Ortsvektor ${}^j\mathbf{r}$ in homogener Repräsentation des Koordinatensystems j)
r_{Bi}	mittlerer Abstand von Balgmittellinie zu Sektionsmittellinie
r_{bi}	Balgradius
R_ℓ	längennormierter laminarer Reibwiderstand
R_s	Spezifische Gaskonstante trockener Luft
\mathbf{R}	Matrix der Reglerverstärkungen
${}^j\mathbf{R}_i$	Rotationsmatrix vom Koordinatensystem i in j
\mathcal{R}	Koordinatensystem
ρ	Dichte trockener Luft bei Normtemperatur T_0
σ	skalärer Regularisierungsfaktor
t	Zeiten, z. B. Abtastzeit t_A , Berechnungszeit t_C , Transitionszeit t_T
T	Kinetische Energie
T_0	Temperatur bei technischem Normzustand
$\boldsymbol{\tau}$	Externe projizierte Kräfte der Bewegungsgleichung
u	Systemeingang und Stellgröße
U	potentielle Energie, Potential
v	normierte Ventilschieberposition
V	Volumen, z. B. Balgvolumen V_B und Schlauchvolumen V_S
\mathbf{V}	Vorsteuermatrix
v	virtueller Eingang
${}^j\boldsymbol{\omega}_i$	Rotationsgeschwindigkeit eines Körpers i im Koordinatensystem j
x	Systemzustand
\mathbf{x}	Aufgabenkoordinaten
ξ	Störung
y	Systemausgang und Regelgröße
z	Hilfszustand
\mathbf{Z}	Zustandstransformation

OPERATOREN

$\Gamma\{\star\}$	„Rösslesprung“ (2.83) zur Bestimmung der Drehrate aus einer Rotationsmatrix und deren Ableitung (2.85)
$[\circ\star]$	Begrenzung positiver Werte von \star
$[\circ\star]$	Begrenzung negativer Werte von \star
$[\star]_\varepsilon$	Sättigung von \star um den Betrag ε

ABBILDUNGSVERZEICHNIS

Abbildung 1.1	Foto eines hängenden Bionischen Handling-Assistenten (BHA). . .	2
Abbildung 1.2	Vergleich eines klassischen Knickarmroboters, eines hyper-redundanten Manipulators und eines Kontinuum-Manipulators. . .	3
Abbildung 2.1	Aktuierungsprinzip einer pneumatisch betriebenen Sektion. . . .	16
Abbildung 2.2	Skizzierter Aufbau eines stehenden BHA-Manipulators.	16
Abbildung 2.3	Skizzierter BHA-Versuchsstand mit Sensor- & Aktorschnittstellen.	18
Abbildung 2.4	Ersatzschaltbild für die Modellierung eines Einzelbalgs.	19
Abbildung 2.5	Beispielhafte Charakteristiken von Proportionalventilen.	21
Abbildung 2.6	Verteilt-parametrisches Schlauchmodell.	22
Abbildung 2.7	Das Schlauchmodell als vierpoliges Ein-Ausgangsmodell.	23
Abbildung 2.8	Koordinatensysteme zur Beschreibung der Manipulatorkinematik.	26
Abbildung 2.9	Definition der Aktor- und Konfigurationskoordinaten.	27
Abbildung 2.10	Sektions- und Manipulatorposen in Aufgabenkoordinaten.	28
Abbildung 2.11	Schnitt durch die Sektionskinematik mit konstanter bzw. variabler Krümmung aufgrund Konizität.	29
Abbildung 2.12	Dynamisches Ersatzmodell einer Sektion.	36
Abbildung 2.13	Sektions-Biegesteifigkeiten.	37
Abbildung 2.14	Ersatzmodell des Manipulators.	38
Abbildung 2.15	Approximierung der verteilten Masse zu konzentrierten Massen.	39
Abbildung 2.16	Vergleich der translatorischen und rotatorischen Energie.	47
Abbildung 2.17	Identifikation der nichtlinearen Steifigkeit des Einzelbalgs.	49
Abbildung 2.18	Skizze des Versuchsaufbaus zur Ventilidentifikation.	51
Abbildung 2.19	Identifikation der Durchflussfunktion des Ventiltyps MPYE-M5. . .	53
Abbildung 2.20	Leitwerts-Identifikation der Ventiltypen MPYE-M5 und VEVN.	54
Abbildung 2.21	Approximiertes und transientes Schlauchmodell.	55
Abbildung 2.22	Schnitt durch den Arbeitsraum des BHA mit Beispielposen.	56
Abbildung 2.23	Lineare Näherungsfunktion der relativen Biegedrucke.	58
Abbildung 2.24	Manipulatorschwingung zur Bestimmung der Dämpfung.	59
Abbildung 2.25	Messung und Modellvergleich von dynamischen Modellen.	60
Abbildung 2.26	Messung und Modellvergleich von statischen Modellen.	61
Abbildung 2.27	Vergleich von Schwingungsmessung und dynamischen Modellen.	63
Abbildung 3.1	Schema der Aktorregelung des mechanischen Systems.	65
Abbildung 3.2	Schema der kaskadierten Aktorregelung.	66
Abbildung 3.3	Messkonfigurationen zur Druckregelung.	67
Abbildung 3.4	Verkettung der pneumatischen Komponentenmodelle.	70
Abbildung 3.5	Beobachterstruktur mit nichtlinearem Simulationsmodell.	73
Abbildung 3.6	Beobachteter Druck eines rampenförmigen Druckverlaufs.	74
Abbildung 3.7	Beobachteter Druck eines chirpförmigen Druckverlaufs.	74
Abbildung 3.8	Beobachtete Druckprofile unterschiedlicher Schlauchlängen.	75

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 3.9	Identifizierte längenabhängige Leitwerte eines Schlauchs.	75
Abbildung 3.10	Zustandsreglerstruktur des Drucksystems mit Beobachter.	77
Abbildung 3.11	Vergleich simulierter Balgdrücke des erweiterten Druckreglers. . .	80
Abbildung 3.12	Einfluss des Sollventildrucks in der erweiterter Druckregelung. . .	81
Abbildung 3.13	Vergleich der Druckregler bei geringer Rückführverstärkung. . . .	83
Abbildung 3.14	Detaillierter Vergleich der Druckregler am Rampenprofil.	84
Abbildung 3.15	Detaillierter Vergleich der Druckregler am Chirpprofil.	84
Abbildung 3.16	Blockschaltbild der dezentralen Lageregelung.	86
Abbildung 3.17	Regelgüte des dezentralen Lagereglers für ein Rampenprofil. . . .	87
Abbildung 3.18	Regelgüte des dezentralen Lagereglers für ein Chirpprofil	88
Abbildung 3.19	Frequenzgänge des dezentralen Lagereglers.	88
Abbildung 3.20	Äußere Schleife des Kaskadenreglers mit Entkopplungsregler. . . .	90
Abbildung 3.21	Funktionsnachweis der vorgesteuerten Aktorentkopplung.	94
Abbildung 3.22	Solldruckanteile des Entkopplungsreglers ohne Vorsteuerung. . . .	94
Abbildung 3.23	Vergleich des Entkopplungsreglers und neun Einzelbalgreglern. . . .	96
Abbildung 3.24	Resultierende zweidimensionale TCP-Trajektorien.	96
Abbildung 3.25	Analyse des Störverhaltens in einer Schwingungsdämpfung.	97
Abbildung 4.1	Beispielhafte Trajektoriengenerierungsaufgaben.	102
Abbildung 4.2	Problematik der Transitionszeit pneumatischer Aktoren.	103
Abbildung 4.3	Minimierung der Transitionszeit über Variation der Randwerte. . .	105
Abbildung 4.4	Optimalsteuerungsansatz mit dynamischen Beschränkungen. . . .	107
Abbildung 4.5	Initiale und optimierte Posen eines Beispielproblems.	109
Abbildung 4.6	Initiale und optimierte Sollmassenströme des Beispielproblems. . .	110
Abbildung 4.7	Initiale und optimierte Posen weiterer Transitionen.	111
Abbildung 4.8	Initiale und optimierte Sollmassenströme erweiterter Transitionen.	111
Abbildung 4.9	Invertierung der direkten und direkten differentiellen Kinematik.	113
Abbildung 4.10	Trajektoriengenerierung mittels inverser differentieller Kinematik.	114
Abbildung 4.11	Aktor-Geschwindigkeitsbeschränkungen.	116
Abbildung 4.12	Schematische Darstellung des schnellen Gradientenverfahrens. . .	117
Abbildung 4.13	Beispielhafte Solltrajektorien in Aufgabenkoordinaten.	119
Abbildung 4.14	Berechnete Aktortrajektorien & Aktorbegrenzungen jedes Aktors.	120
Abbildung 4.15	Resultierende Aktorgeschwindigkeiten & deren Beschränkungen.	120
Abbildung 4.16	Vergleich der benötigten Iterationen und Berechnungszeiten. . . .	121
Abbildung A.1	Schnitt durch die konische Seilzugkinematik.	128

TABELLENVERZEICHNIS

Tabelle 2.1	Vergleich kinematischer Modelle des BHA.	18
Tabelle 2.2	Vergleich möglicher Ventiltypen.	52
Tabelle 2.3	Vergleich der relativen Simulationszeiten.	62
Tabelle 3.1	Übersicht der getesteten Druckreglerkonfigurationen.	82
Tabelle 4.1	Kennzahlen beispielhafter Optimalsteuerungsprobleme.	112
Tabelle B.1	Parameter eines Einzelbalgs.	133
Tabelle B.2	Kinematische Parameter der Manipulatorsektionen.	133
Tabelle B.3	Variablenskalierung für den erweiterten Druckreglerentwurf. . .	134

LITERATURVERZEICHNIS

- [ABo6] Dirk Abel und Alexander Bollig. *Rapid Control Prototyping: Methoden und Anwendungen*. Heidelberg, Deutschland: Springer, 2006.
- [Ada14] Jürgen Adamy. *Nichtlineare Systeme und Regelungen*. 2. Aufl. Heidelberg, Deutschland: Springer, 2014. DOI: 10.1007/978-3-642-45013-6.
- [Ala13] Maroua Alarbi. „Balgdruckschätzung am Bionischen Handling-Assistent“. Bachelorarbeit. Institut für Systemdynamik (ISYS), Universität Stuttgart, 2013.
- [Ata+16] Ahmad Ataka, Peng Qi, Hongbin Liu und Kaspar Althoefer. „Real-time planner for multi-segment continuum manipulator in dynamic environments“. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Mai 2016, S. 4080–4085. DOI: 10.1109/icra.2016.7487598.
- [BA05] Yan Bailly und Yacine Amirat. „Modeling and Control of a Hybrid Continuum Active Catheter for Aortic Aneurysm Treatment“. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Apr. 2005, S. 924–929. DOI: 10.1109/robot.2005.1570235.
- [BS10] Andrea Bajo und Nabil Simaan. „Finding lost wrenches: Using continuum robots for contact detection and estimation of contact location“. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Mai 2010, S. 3666–3373. DOI: 10.1109/robot.2010.5509569.
- [Bal85] Heinz-Peter Bala. „Durchflussmessungen und strömungstechnische Kenngrößen“. In: *O+P Ölhydraulik und Pneumatik* 29.7 (1985), S. 541–544.
- [Bar+10] Bérengère Bardou, Philippe Zanne, Florent Nageotte und Michel de Mathelin. „Control of a multiple sections flexible endoscopic system“. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Okt. 2010, S. 2345–2350. DOI: 10.1109/iros.2010.5649221.
- [Beto1] John Betts. *Practical methods for optimal control using nonlinear programming*. Philadelphia, USA: Society for Industrial und Applied Mathematics, 2001.
- [Biro9] Clemens Birkenhofer. „Adaptive Steuerung eines mehrsegmentigen Inspektionsroboters“. Dissertation. Fakultät für Informatik, Universität Karlsruhe (TH), 2009. DOI: 10.5445/KSP/1000015312.
- [BM98] James Bobrow und Brian McDonell. „Modeling, Identification, and Control of a Pneumatically Actuated, Force Controllable Robot“. In: *IEEE Transactions on Robotics and Automation* 14.5 (Aug. 1998), S. 732–742. DOI: 10.1109/70.720349.
- [BLP14] Mohamed Nassim Boushaki, Chao Liu und Philippe Poignet. „Task-space position control of concentric-tube robot with inaccurate kinematics using approximate Jacobian“. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Mai 2014, S. 5877–5882. DOI: 10.1109/icra.2014.6907724.

- [Bra+07] David Braganza, Darren M. Dawson, Ian D. Walker und Nitendra Nath. „A Neural Network Controller for Continuum Robots“. In: *IEEE Transactions on Robotics* 23.6 (Dez. 2007), S. 1270–1277. DOI: 10.1109/tro.2007.906248.
- [Buc02] Rob Buckingham. „Snake arm robots“. In: *Industrial Robot* 29.3 (Juni 2002), S. 242–245. DOI: 10.1108/01439910210425531.
- [Bun10] Bundespräsidialamt Deutschland. *Bundespräsident Christian Wulff verleiht Deutschen Zukunftspreis 2010*. Pressemitteilung. 1. Dez. 2010. URL: http://www.bundespraesident.de/SharedDocs/Pressemitteilungen/DE/2010/12/20101201_Meldung.html (abgerufen am 11.08.2016).
- [Bur+14] Jessica Burgner, D. Caleb Rucker, Hunter B. Gilbert, Philip J. Swaney, Paul T. Russell, Kyle D. Weaver und Robert J. Webster. „A Telerobotic System for Transnasal Surgery“. In: *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* 19.3 (Juni 2014), S. 996–1006. DOI: 10.1109/tmech.2013.2265804.
- [BRC15] Jessica Burgner-Kahrs, D. Caleb Rucker und Howie Choset. „Continuum Robots for Medical Applications: A Survey“. In: *IEEE Transactions on Robotics* 31.6 (Dez. 2015), S. 1261–1280. DOI: 10.1109/tro.2015.2489500.
- [Cam+08] David B. Camarillo, Christopher F. Milne, Christopher R. Carlson, Michael R. Zinn und J. Kenneth Salisbury. „Mechanics Modeling of Tendon-Driven Continuum Manipulators“. In: *IEEE Transactions on Robotics* 24.6 (Dez. 2008), S. 1262–1273. DOI: 10.1109/tro.2008.2002311.
- [CCS09] David B. Camarillo, Christopher R. Carlson und J. Kenneth Salisbury. „Task-Space Control of Continuum Manipulators with Coupled Tendon Drive“. In: *Experimental Robotics – The 11th International Symposium*. 2009, S. 271–280. DOI: 10.1007/978-3-642-00196-3_32.
- [CD95] Tan Fung Chan und Rajiv V. Dubey. „A weighted least-norm solution based scheme for avoiding joint limits for redundant joint manipulators“. In: *IEEE Transactions on Robotics and Automation* 11.2 (Apr. 1995), S. 286–292. DOI: 10.1109/70.370511.
- [Che+00] Wen-Hua Chen, Donal J. Ballance, Peter J. Gawthrop und John O’Reilly. „A nonlinear disturbance observer for robotic manipulators“. In: *IEEE Transactions on Industrial Electronics* 47.4 (Aug. 2000), S. 932–938. DOI: 10.1109/41.857974.
- [CB94] Gregory S. Chirikjian und Joel W. Burdick. „A modal approach to hyper-redundant manipulator kinematics“. In: *IEEE Transactions on Robotics and Automation* 10.3 (Juni 1994), S. 343–354. DOI: 10.1109/70.294209.
- [Chi95] Gregory S. Chirikjian. „Hyper-redundant manipulator dynamics: A continuum approximation“. In: *Advanced Robotics* 9.3 (Jan. 1995), S. 217–243. DOI: 10.1163/156855395X00175.
- [CB95] Gregory S. Chirikjian und Joel W. Burdick. „Kinematically optimal hyper-redundant manipulator configurations“. In: *IEEE Transactions on Robotics and Automation* 11.6 (Dez. 1995), S. 794–806. DOI: 10.1109/70.478427.

- [Cia+12] Matteo Cianchetti, Federico Renda, Alessia Licofonte und Cecilia Laschi. „Sensorization of continuum soft robots for reconstructing their spatial configuration“. In: *IEEE RAS & EMBS International Conference on Biomedical Robotics and Biomechatronics (BioRob)*. Juni 2012, S. 634–639. DOI: 10.1109/biorob.2012.6290788.
- [CM99] Radoslaw Cieslak und Adam Morecki. „Elephant trunk type elastic manipulator – a tool for bulk and liquid materials transportation“. In: *Robotica* 17 (Jan. 1999), S. 11–16.
- [CPA15] Salvador Cobos-Guzman, David Palmer und Dragos Axinte. „Kinematic model to control the end-effector of a continuum robot for multi-axis processing“. In: *Robotica* (Nov. 2015), S. 1–17. DOI: 10.1017/s0263574715000946.
- [Din+10] Ionut Dinulescu, Alice Predescu, Giuseppe Boccolato, Răzvan Tudor Tansie und Dorian Cojocar. „Control of a Hyper-redundant Robot“. In: *19th International Workshop on Robotics in Alpe-Adria-Danube Region (RAAD)*. Juni 2010, S. 435–440.
- [DSN12] Matthias Doll, Oliver Sawodny und Rüdiger Neumann. „Energy efficient adaptive control of pneumatic drives with switching valves“. In: *8th International Fluid Power Conference (IFK)*. März 2012.
- [Dol15] Matthias Doll. „Optimierungs-basierte Strategien zur Steigerung der Energieeffizienz pneumatischer Antriebe“. Dissertation. Universität Stuttgart, 2015.
- [Dri15] Caren Dripke. „Entwurf einer Impedanzregelung mit Kontaktkraftbeobachter für kontinuierliche Manipulatoren“. Masterarbeit. Institut für Systemdynamik (ISYS), Universität Stuttgart, 2015.
- [Dup+10] Pierre E. Dupont, Jesse Lock, Brandon Itkowitz und Evan Butler. „Design and Control of Concentric-Tube Robots“. In: *IEEE Transactions on Robotics* 26.2 (Apr. 2010), S. 209–225. DOI: 10.1109/tro.2009.2035740.
- [Ede15] Martin Eder. „Compliant Modular Worm-like Robotic Mechanisms with Decentrally Controlled Fluid Actuators“. Dissertation. Lehrstuhl für Echtzeitsysteme und Robotik, Technische Universität München, 2015.
- [Ehr11] Martin Thomas Ehrle. „Strategien zur Realisierung von Bewegungsaufgaben für einen bionischen Handling-Assistenten von Festo einschließlich mathematischer Beschreibung des Roboter-Arbeitsraums unter Verwendung von MATLAB Simulink und echtzeitfähiger prototypischer Implementierung auf dSpace“. Bachelorarbeit. Fakultät Informationstechnik, Hochschule Esslingen, 2011.
- [Esc+11] Coralie Escande, Pushparaj Mani Pathak, Rochdi Merzouki und Vincent Coelen. „Modelling of multisection bionic manipulator: Application to RobotinoXT“. In: *IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics (ROBIO)*. Dez. 2011, S. 92–97. DOI: 10.1109/ROBIO.2011.6181268.
- [Esc+12] Coralie Escande, Rochdi Merzouki, Pushparaj Mani Pathak und Vincent Coelen. „Geometric modelling of multisection bionic manipulator: Experimental validation on RobotinoXT“. In: *IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics (ROBIO)*. Dez. 2012, S. 2006–2011. DOI: 10.1109/ROBIO.2012.6491263.

- [Esc13] Coralie Escande. „Towards Modeling of a Class of Mobile Omnidrive - Bionic Manipulator Robots“. Ph.D. Thesis. Université des Sciences et Technologies de Lille, 2013.
- [Esc+15] Coralie Escande, Taha Chettibi, Rochdi Merzouki, Vincent Coelen und Pushparaj Mani Pathak. „Kinematic Calibration of a Multisection Bionic Manipulator“. In: *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* 20.2 (Apr. 2015), S. 663–674. DOI: 10.1109/tmech.2014.2313741.
- [FAN02] Farbod Fahimi, Hashem Ashrafiuon und C. Nataraj. „An improved inverse kinematic and velocity solution for spatial hyper-redundant robots“. In: *IEEE Transactions on Robotics and Automation* 18.1 (Feb. 2002), S. 103–107. DOI: 10.1109/70.988980.
- [FAM01] Nadeem Faiz, Sunil Agrawal und Richard Murray. „Trajectory planning of differentially flat systems with dynamics and inequalities“. In: *Journal of Guidance, Control, and Dynamics* 24.2 (März 2001), S. 219–227. DOI: 10.2514/2.4732.
- [Fal12] Valentin Falkenhahn. „Modellgestützte Kraft- und Bahnregelung von pneumatischen Aktuatoren am Beispiel der ExoHand“. Diplomarbeit. Institut für Systemdynamik (ISYS), Universität Stuttgart, 2012.
- [FHS14a] Valentin Falkenhahn, Alexander Hildebrandt und Oliver Sawodny. „Offline Trajectory Planning of a Pneumatically Actuated, Continuum Manipulator on the Example of the Bionic Handling Assistant“. In: *9th International Fluid Power Conference (IFK)*. Bd. 2. März 2014, S. 456–463.
- [FHS14b] Valentin Falkenhahn, Alexander Hildebrandt und Oliver Sawodny. „Trajectory Optimization of Pneumatically Actuated, Redundant Continuum Manipulators“. In: *American Control Conference (ACC)*. Mai 2014, S. 4008–4013. DOI: 10.1109/ACC.2014.6858736.
- [Fal+14] Valentin Falkenhahn, Tobias Mahl, Alexander Hildebrandt, Rüdiger Neumann und Oliver Sawodny. „Dynamic modeling of constant curvature continuum robots using the Euler–Lagrange formalism“. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Sep. 2014, S. 2428–2433. DOI: 10.1109/IROS.2014.6942892.
- [Fal+15a] Valentin Falkenhahn, Alexander Hildebrandt, Rüdiger Neumann und Oliver Sawodny. „Model-based feed-forward position control of constant curvature continuum robots using feedback linearization“. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Mai 2015, S. 762–767. DOI: 10.1109/ICRA.2015.7139264.
- [Fal+15b] Valentin Falkenhahn, Tobias Mahl, Alexander Hildebrandt, Rüdiger Neumann und Oliver Sawodny. „Dynamic Modeling of Bellows-Actuated Continuum Robots Using the Euler–Lagrange Formalism“. In: *IEEE Transactions on Robotics* 31.6 (Dez. 2015), S. 1483–1496. DOI: 10.1109/TR0.2015.2496826.
- [Fal+16] Valentin Falkenhahn, Frank A. Bender, Alexander Hildebrandt, Rüdiger Neumann und Oliver Sawodny. „Online TCP Trajectory Planning for Redundant Continuum Manipulators using Quadratic Programming“. In: *IEEE International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*. Juli 2016, S. 1163–1168. DOI: 10.1109/AIM.2016.7576927.

- [Fal+17] Valentin Falkenhahn, Alexander Hildebrandt, Rüdiger Neumann und Oliver Sawodny. „Dynamic Control of the Bionic Handling Assistant“. In: *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* 22.1 (Feb. 2017), S. 6–17. DOI: 10.1109/TMECH.2016.2605820.
- [Fes12] Festo AG & Co. KG. *Bionischer Handling-Assistent*. Broschüre. Apr. 2012.
- [Fes13] Festo AG & Co. KG. *Robotino® XT*. Broschüre. Apr. 2013.
- [Fes14] Festo AG & Co. KG. *Robotino® XXXT – Der mobile Bionische Handling-Assistent*. Broschüre. Apr. 2014.
- [FP09] Christodoulos Floudas und Panos Pardalos, Hrsg. *Encyclopedia of Optimization*. 2. Aufl. New York, USA: Springer, 2009. DOI: 10.1007/978-0-387-74759-0.
- [FGK02] Robert Fourer, David Gay und Brian Kernighan. *AMPL: A modeling language for mathematical programming*. Hampshire, Großbritannien: Duxbury Thompson, 2002.
- [GIK07] Guillaume Gallot, Ouarda Ibrahim und Wisama Khalil. „Dynamic Modeling and simulation of a 3-D Hybrid structure Eel-Like Robot“. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Apr. 2007, S. 1486–1491. DOI: 10.1109/robot.2007.363194.
- [Ger11] Fabian Gerlinghaus. „Modellbasierte Druckregelung für den Bionischen Handling-Assistenten“. Semesterarbeit. Lehrstuhl für Regelungstechnik, Technische Universität München, 2011.
- [GW13] Hunter B. Gilbert und Robert J. Webster. „Can Concentric Tube Robots Follow The Leader?“ In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Mai 2013, S. 4881–4887. DOI: 10.1109/ICRA.2013.6631274.
- [GK90] Ernst Dieter Gilles und U. Knöpp. *Regelungstechnik II (Analyse und Synthese von Regelsystemen im Zustandsraum): Skriptum zur Vorlesung*. 1990.
- [GK91] Ernst Dieter Gilles und U. Knöpp. *Regelungstechnik I: Skriptum zur Vorlesung*. 1991.
- [GW11] Nivedhitha Giri und Ian D. Walker. „Three module lumped element model of a continuum arm section“. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Sep. 2011, S. 4060–4065. DOI: 10.1109/IROS.2011.6094909.
- [God+11a] Isuru S. Godage, Emanuele Guglielmino, David T. Branson, Gustavo A. Medrano-Cerda und Darwin G. Caldwell. „Novel modal approach for kinematics of multisection continuum arms“. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Sep. 2011, S. 1093–1098. DOI: 10.1109/iros.2011.6094477.
- [God+11b] Isuru S. Godage, David T. Branson, Emanuele Guglielmino, Gustavo Medrano-Cerda und Darwin Caldwell. „Dynamics for Biomimetic Continuum Arms: A Modal Approach“. In: *IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics (ROBIO)*. Dez. 2011, S. 104–109. DOI: 10.1109/ROBIO.2011.6181270.

- [GBS11] Roger E. Goldman, Andrea Bajo und Nabil Simaan. „Compliant motion control for continuum robots with intrinsic actuation sensing“. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Mai 2011, S. 1126–1132. DOI: 10.1109/icra.2011.5980000.
- [GBS14] Roger E. Goldman, Andrea Bajo und Nabil Simaan. „Compliant Motion Control for Multisegment Continuum Robots With Actuation Force Sensing“. In: *IEEE Transactions on Robotics* 30.4 (Aug. 2014), S. 890–902. DOI: 10.1109/tro.2014.2309835.
- [Göto3] Manfred Göttert. „Bahnregelung servopneumatischer Antriebe“. Dissertation. Fachbereich Maschinentechnik, Universität Siegen, 2003.
- [GWoo] Ian A. Gravagne und Ian D. Walker. „Kinematics for Constrained Continuum Robots Using Wavelet Decomposition“. In: *Robotics*. Feb. 2000, S. 292–298. DOI: 10.1061/40476(299)38.
- [GRWo3] Ian A. Gravagne, Christopher D. Rahn und Ian D. Walker. „Large deflection dynamics and control for planar continuum robots“. In: *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* 8.2 (Juni 2003), S. 299–307. DOI: 10.1109/tmech.2003.812829.
- [Gro+15] Dietmar Gross, Werner Hauger, Jörg Schröder und Wolfgang A. Wall. *Technische Mechanik 3 – Kinetik*. 13. Aufl. Heidelberg, Deutschland: Springer, 2015. DOI: 10.1007/978-3-642-53954-1.
- [GF14] Karl-Heinrich Grote und Jörg Feldhusen, Hrsg. *Dubbel*. 24. Aufl. Heidelberg, Deutschland: Springer, 2014. DOI: 10.1007/978-3-642-38891-0.
- [GBV11a] Andrzej Grzesiak, Ralf Becker und Alexander Verl. „Der Bionische Handling-Assistent: Eine Erfolgsgeschichte der generativen Fertigung“. In: *wt Werkstattstechnik online* 101 (2011), S. 429–433.
- [GBV11b] Andrzej Grzesiak, Ralf Becker und Alexander Verl. „The Bionic Handling Assistant: a success story of additive manufacturing“. In: *Assembly Automation* 31.4 (2011), S. 329–333. DOI: doi:10.1108/01445151111172907.
- [HD03] Veit Hagenmeyer und Emmanuel Delaleau. „Exact feedforward linearization based on differential flatness“. In: *International Journal of Control* 76.6 (2003), S. 537–556. DOI: 10.1080/0020717031000089570.
- [Hah05] Hubert Hahn. „Mathematical Modeling, Control, Computer Simulation and Laboratory Experiments of a Spatial Servopneumatic Parallel Robot“. In: *Nonlinear Dynamics* 40.4 (Juni 2005), S. 387–417. DOI: 10.1007/s11071-005-7797-2.
- [HW03] Michael W. Hannan und Ian D. Walker. „Kinematics and the Implementation of an Elephant’s Trunk Manipulator and Other Continuum Style Robots“. In: *Journal of Robotic Systems* 20.2 (Feb. 2003), S. 45–63. DOI: 10.1002/rob.10070.
- [Haro4] Armin Hartmann. „Bahnplanung und Regelung eines elektropneumatischen Lineardirektantriebes“. Diplomarbeit. Elektrische Energietechnik, Fernuniversität Hagen, 2004.
- [Her14] Thomas Herzig. „Balgdruckschätzung am Bionischen Handling-Assistenten“. Studienarbeit. Institut für Systemdynamik (ISYS), Universität Stuttgart, 2014.

- [Hil+02] Alexander Hildebrandt, Oliver Sawodny, Rüdiger Neumann und Armin Hartmann. „A flatness based design for tracking control of pneumatic muscle actuators“. In: *7th International Conference on Control, Automation, Robotics and Vision (ICARCV)*. Bd. 3. Dez. 2002, S. 1156–1161. DOI: 10.1109/ICARCV.2002.1234936.
- [Hil+05] Alexander Hildebrandt, Oliver Sawodny, Rüdiger Neumann und Armin Hartmann. „Cascaded control concept of a robot with two degrees of freedom driven by four artificial pneumatic muscle actuators“. In: *American Control Conference (ACC)*. Juni 2005, S. 680–685. DOI: 10.1109/ACC.2005.1470036.
- [Hil09] Alexander Hildebrandt. „Regelung und Auslegung servopneumatischer Aktuatorssysteme“. Dissertation. Institut für Systemdynamik, Universität Stuttgart, 2009.
- [Hir93] Shigeo Hirose. *Biologically inspired robots: snake-like locomotors and manipulators*. Oxford University Press, 1993.
- [HM04] Shigeo Hirose und Makoto Mori. „Biologically Inspired Snake-like Robots“. In: *IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics (ROBIO)*. Aug. 2004, S. 1–7. DOI: 10.1109/robio.2004.1521742.
- [Hog85a] Neville Hogan. „Impedance Control: An Approach to Manipulation: Part I—Theory“. In: *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control* 107.1 (März 1985), S. 1–7. DOI: 10.1115/1.3140702.
- [Hog85b] Neville Hogan. „Impedance Control: An Approach to Manipulation: Part II—Implementation“. In: *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control* 107.1 (März 1985), S. 8–16. DOI: 10.1115/1.3140713.
- [Hog85c] Neville Hogan. „Impedance Control: An Approach to Manipulation: Part III—Applications“. In: *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control* 107.1 (März 1985), S. 17–24. DOI: 10.1115/1.3140701.
- [IA95] Guy Immega und Keith Antonelli. „The KSI tentacle manipulator“. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Bd. 3. Mai 1995, S. 3149–3154. DOI: 10.1109/robot.1995.525733.
- [Isi95] Alberto Isidori. *Nonlinear Control Systems*. 3. Aufl. Heidelberg, Germany: Springer, 1995.
- [ISO89] ISO/IEC. *Pneumatic fluid power components using compressible fluids - Determination of flow-rate characteristics*. ISO 6358. Organization for Standardization, Geneva, Switzerland, 1989.
- [IS95] Mircea Ivănescu und Viorel Stoian. „A variable structure controller for a tentacle manipulator“. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Mai 1995, S. 3155–3160. DOI: 10.1109/robot.1995.525734.
- [IBP03] Mircea Ivănescu, Nicu Bizdoaca und Daniela Pana. „Dynamic control for a tentacle manipulator with SMA actuators“. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Sep. 2003, S. 2079–2084. DOI: 10.1109/robot.2003.1241900.
- [Ivã04] Mircea Ivănescu. „On the dynamical control of hyper redundant manipulators“. In: *Advances in automatic control*. Hrsg. von Mihail Voicu. New York, USA: Springer, 2004, S. 141–158. DOI: 10.1007/978-1-4419-9184-3.

- [JWo6a] Bryan Jones und Ian D. Walker. „Kinematics for multisection continuum robots“. In: *IEEE Transactions on Robotics* 22.1 (Feb. 2006), S. 43–55. DOI: 10.1109/TR0.2005.861458.
- [JWo6b] Bryan A. Jones und Ian D. Walker. „Practical Kinematics for Real-Time Implementation of Continuum Robots“. In: *IEEE Transactions on Robotics* 22.6 (Dez. 2006), S. 1087–1099. DOI: 10.1109/tro.2006.886268.
- [JGT09] Bryan A. Jones, Ricky L. Gray und Krishna Turlapati. „Three dimensional statics for continuum robotics“. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Okt. 2009, S. 2659–2664. DOI: 10.1109/iros.2009.5354199.
- [Jun+11] Jinwoo Jung, Ryan S. Penning, Nicola J. Ferrier und Michael R. Zinn. „A modeling approach for continuum robotic manipulators: Effects of nonlinear internal device friction“. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Sep. 2011, S. 5139–5146. DOI: 10.1109/iros.2011.6094941.
- [KKS16] Byungjeon Kang, Risto Kojcev und Edoardo Sinibaldi. „The First Interlaced Continuum Robot, Devised to Intrinsically Follow the Leader“. In: *PLoS ONE* 11.2 (Feb. 2016). Hrsg. von Catalin Buiu, S. 1–16. DOI: 10.1371/journal.pone.0150278.
- [Kan+12] Rongjie Kang, David T. Branson, Emanuele Guglielmino und Darwin G. Caldwell. „Dynamic modeling and control of an octopus inspired multiple continuum arm robot“. In: *Computers & Mathematics with Applications* 64.5 (Sep. 2012), S. 1004–1016. DOI: 10.1016/j.camwa.2012.03.018.
- [KW11] Apoorva D. Kapadia und Ian D. Walker. „Task-Space Control of Extensible Continuum Manipulators“. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Sep. 2011, S. 1087–1092. DOI: 10.1109/IROS.2011.6094873.
- [KFW14] Apoorva D. Kapadia, Katelyn E. Fry und Ian D. Walker. „Empirical Investigation of Closed-Loop Control of Extensible Continuum Manipulators“. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Sep. 2014, S. 329–335. DOI: 10.1109/IROS.2014.6942580.
- [KMR15] Robert K. Katzschmann, Andrew D. Marchese und Daniela Rus. „Autonomous Object Manipulation Using a Soft Planar Grasping Manipulator“. In: *Soft Robotics* 2.4 (Dez. 2015), S. 155–164. DOI: 10.1089/soro.2015.0013.
- [Kha+05] Wisama Khalil, Guillaume Gallot, Ouarda Ibrahim und Frédéric Boyer. „Dynamic Modeling of a 3-D Serial Eel-Like Robot“. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Apr. 2005, S. 1270–1275. DOI: 10.1109/robot.2005.1570290.
- [KS15] Karl Lukas Knierim und Oliver Sawodny. „Tool-Center-Point control of the KAI manipulator using constrained QP optimization“. In: *Mechatronics* 30 (Sep. 2015), S. 85–93. DOI: 10.1016/j.mechatronics.2015.06.004.
- [Kni16] Karl Lukas Knierim. „Der KAI-Manipulator: Modellierung, Identifikation und Regelung eines hydraulisch aktuierten Großraummanipulators zur Räumung von Sprengfallen“. Dissertation. Universität Stuttgart, 2016.

- [KSH10] Susanne V. Krichel, Oliver Sawodny und Alexander Hildebrandt. „Tracking control of a pneumatic muscle actuator using one servovalve“. In: *American Control Conference (ACC)*. Juli 2010, S. 4385–4390. DOI: 10.1109/ACC.2010.5530767.
- [Kri12] Susanne V. Krichel. „Komponentenmodellierung und Strukturoptimierung in industriellen Druckluftnetzen“. Dissertation. Universität Stuttgart, 2012.
- [Kwo+13] Ka-Wai Kwok, Kuen Hung Tsoi, Valentina Vitiello, James Clark, Gary C. T. Chow, Wayne Luk und Guang-Zhong Yang. „Dimensionality Reduction in Controlling Articulated Snake Robot for Endoscopy Under Dynamic Active Constraints“. In: *IEEE Transactions on Robotics* 29.1 (Feb. 2013), S. 15–31. DOI: 10.1109/tro.2012.2226382.
- [LMM16] Othman Lakhal, Achille Melingui und Rochdi Merzouki. „Hybrid Approach for Modeling and Solving of Kinematics of Compact Bionic Handling Assistant Manipulator“. In: *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* (Juni 2016), S. 1326–1335. DOI: 10.1109/TMECH.2015.2490180.
- [Lan+97] David M. Lane, J. B. C. Davies, G. Casalino, G. Bartolini, G. Cannata, G. Veruggio, M. Canals, C. Smith, D.J. O’Brien, M. Pickett, G. Robinson, D. Jones, E. Scott, A. Ferrara, D. Angelletti, M. Coccoli, R. Bono, P. Virgili, R. Pallas und E. Gracia. „AMADEUS: advanced manipulation for deep underwater sampling“. In: *IEEE Robotics & Automation Magazine* 4.4 (Dez. 1997), S. 34–45. DOI: 10.1109/100.637804.
- [MHS12] Tobias Mahl, Alexander Hildebrandt und Oliver Sawodny. „Forward kinematics of a compliant pneumatically actuated redundant manipulator“. In: *7th IEEE Conference on Industrial Electronics and Applications (ICIEA)*. Juli 2012, S. 1267–1273. DOI: 10.1109/ICIEA.2012.6360917.
- [Mah+13] Tobias Mahl, Annika Mayer, Alexander Hildebrandt und Oliver Sawodny. „A Variable Curvature Modeling Approach for Kinematic Control of Continuum Manipulators“. In: *American Control Conference (ACC)*. Juni 2013, S. 4952–4957. DOI: 10.1109/ACC.2013.6580605.
- [MHS14] Tobias Mahl, Alexander Hildebrandt und Oliver Sawodny. „A Variable Curvature Continuum Kinematics for Kinematic Control of the Bionic Handling Assistant“. In: *IEEE Transactions on Robotics* 30.4 (Aug. 2014), S. 935–949. DOI: 10.1109/tro.2014.2314777.
- [Mah15] Tobias Mahl. „Strukturmechanische Optimierung, Modellierung und Regelung pneumatisch aktuierter kontinuierlicher Roboter“. Dissertation. Universität Stuttgart, 2015.
- [MD11] Mohsen Mahvash und Pierre E. Dupont. „Stiffness Control of Surgical Continuum Manipulators“. In: *IEEE Transactions on Robotics* 27.2 (Apr. 2011), S. 334–345. DOI: 10.1109/tro.2011.2105410.
- [Mar+14] Andrew D. Marchese, Konrad Komorowski, Cagdas D. Onal und Daniela Rus. „Design and control of a soft and continuously deformable 2D robotic manipulation system“. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Mai 2014, S. 2189–2196. DOI: 10.1109/icra.2014.6907161.

- [MB12] Jacob Mattingley und Stephen Boyd. „CVXgen: a code generator for embedded convex optimization“. In: *Optimization and Engineering* 13.1 (Nov. 2012), S. 1–27. DOI: 10.1007/s11081-011-9176-9.
- [Mel+14] Achille Melingui, Coralie Escande, Nabil Benoudjit, Rochdi Merzouki und Jean Bosco Mbede. „Qualitative approach for forward kinematic modeling of a Compact Bionic Handling Assistant trunk“. In: *19th IFAC World Congress*. Aug. 2014, S. 9353–9358.
- [Mit15] Marcel Mitschke. „Entwicklung einer Tool-Center-Point Steuerung für einen Hydraulik-Bagger mittels quadratischer Programmierung“. Bachelorarbeit. Institut für Systemdynamik (ISYS), Universität Stuttgart, 2015.
- [MS02] Hiromi Mochiyama und Takahiro Suzuki. „Dynamical modeling of a hyperflexible manipulator“. In: *41st SICE Annual Conference*. Aug. 2002, S. 1505–1510. DOI: 10.1109/SICE.2002.1196530.
- [MS03] Hiromi Mochiyama und Takahiro Suzuki. „Kinematics and dynamics of a cable-like hyper-flexible manipulator“. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Sep. 2003, S. 3672–3677. DOI: 10.1109/robot.2003.1242160.
- [Moh+13] Alireza Mohammadi, Mahdi Tavakoli, Horacio J. Marquez und Farzad Hashemzadeh. „Nonlinear disturbance observer design for robotic manipulators“. In: *Control Engineering Practice* 21.3 (März 2013), S. 253–267. DOI: 10.1016/j.conengprac.2012.10.008.
- [Nes04] Yurii Nesterov. *Introductory Lectures on Convex Optimization*. Heidelberg, Deutschland: Springer, 2004. DOI: 10.1007/978-1-4419-8853-9.
- [NM98] Michiel van Nieuwstadt und Richard Murray. „Real-time trajectory generation for differentially flat systems“. In: *International Journal of Robust and Nonlinear Control* 8.11 (Sep. 1998), S. 995–1020. DOI: 10.1002/(SICI)1099-1239(199809)8:11<995::AID-RNC373>3.0.CO;2-W.
- [NW00] Jorge Nocedal und Stephen Wright. *Numerical Optimization*. New York, USA: Springer, 2000.
- [Ohl90] Olaf Ohligschläger. „Pneumatische Zylinderantriebe - thermodynamische Grundlagen und digitale Simulation“. Dissertation. RHTW Aachen, 1990.
- [Osc04] Sebastian Oschmann. „Nichtlineare Regelung für ein Pneumatik-Aktuator-System“. Studienarbeit. Institut für Automatisierungs- und Systemtechnik, Technische Universität Ilmenau, 2004.
- [Pen+12] Ryan S. Penning, Jinwoo Jung, Nicola J. Ferrier und Michael R. Zinn. „An Evaluation of Closed-Loop Control Options for Continuum Manipulators“. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Mai 2012, S. 5392–5397. DOI: 10.1109/ICRA.2012.6224735.
- [PZ14] Ryan S. Penning und Michael R. Zinn. „A combined modal-joint space control approach for continuum manipulators“. In: *Advanced Robotics* 28.16 (Juli 2014), S. 1091–1108. DOI: 10.1080/01691864.2014.913503.
- [Pen55] Roger Penrose. „A generalized inverse for matrices“. In: *Proceedings of the Cambridge Philosophical Society* 51 (1955), S. 406–413.

- [PLI12] Rolf Pfeifer, Max Lungarella und Fumiya Iida. „The challenges ahead for bio-inspired ‘soft’ robotics“. In: *Communications of the ACM* 55.11 (Nov. 2012), S. 76–87. DOI: 10.1145/2366316.2366335.
- [Qi+16a] Peng Qi, Chen Qiu, Hongbin Liu, Jian S. Dai, Lakmal D. Seneviratne und Kaspar Althoefer. „A Novel Continuum Manipulator Design Using Serially Connected Double-Layer Planar Springs“. In: *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* 21.3 (Juni 2016), S. 1281–1292. DOI: 10.1109/tmech.2015.2498738.
- [Qi+16b] Peng Qi, Chuang Liu, Ahmad Ataka, Hak-Keung Lam und Kaspar Althoefer. „Kinematic Control of Continuum Manipulators Using a Fuzzy-Model-Based Approach“. In: *IEEE Transactions on Industrial Electronics* 63.8 (Aug. 2016), S. 5022–5035. DOI: 10.1109/tie.2016.2554078.
- [Que+14] Jeffrey F. Queißer, Klaus Neumann, Matthias Rolf, René Felix Reinhart und Jochen Jakob Steil. „An active compliant control mode for interaction with a pneumatic soft robot“. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Sep. 2014, S. 573–579. DOI: 10.1109/iro.2014.6942617.
- [RNM15] David Rager, Rüdiger Neumann und Hubertus Murrenhoff. „Simplified Fluid Transmission Line Model For Pneumatic Control Applications“. In: *14th Scandinavian International Conference on Fluid Power*. Mai 2015, S. 1–13.
- [RNM16] David Rager, Rüdiger Neumann und Hubertus Murrenhoff. „Remote Pressure Control – Considering Pneumatic Tubes in Controller Design“. In: *10th International Fluid Power Conference (IFK)*. März 2016, S. 239–253.
- [RL12] Federico Renda und Cecilia Laschi. „A General Mechanical Model for Tendon-Driven Continuum Manipulators“. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Mai 2012, S. 3813–3818. DOI: 10.1109/ICRA.2012.6224703.
- [Ren+12] Federico Renda, Matteo Cianchetti, Michele Giorelli, Andrea Arienti und Cecilia Laschi. „A 3D steady-state model of a tendon-driven continuum soft manipulator inspired by the octopus arm“. In: *Bioinspiration & Biomimetics* 7.025006 (Mai 2012), S. 1–12. DOI: 10.1088/1748-3182/7/2/025006.
- [Ren+14] Federico Renda, Michele Giorelli, Marcello Calisti, Matteo Cianchetti und Cecilia Laschi. „Dynamic Model of a Multibending Soft Robot Arm Driven by Cables“. In: *IEEE Transactions on Robotics* 30.5 (Okt. 2014), S. 1109–1122. DOI: 10.1109/tro.2014.2325992.
- [Ric+05] Robert Richardson, Michael Brown, Bipin B. Bhakta und Martin C. Levesley. „Impedance control for a pneumatic robot-based around pole-placement, joint space controllers“. In: *Control Engineering Practice* 13.3 (März 2005), S. 291–303. DOI: 10.1016/j.conengprac.2004.03.011.
- [RJM09] Stefan Richter, Colin N. Jones und Manfred Morari. „Real-time input-constrained MPC using fast gradient methods“. In: *48th IEEE Conference on Decision and Control (CDC)*. Dez. 2009, S. 7387–7393. DOI: 10.1109/cdc.2009.5400619.

- [RJM12] Stefan Richter, Colin Neil Jones und Manfred Morari. „Computational Complexity Certification for Real-Time MPC With Input Constraints Based on the Fast Gradient Method“. In: *IEEE Transactions on Automatic Control* 57.6 (Juni 2012), S. 1391–1403. DOI: 10.1109/tac.2011.2176389.
- [RD99] Graham Robinson und John Bruce C. Davies. „Continuum robots - a state of the art“. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Mai 1999, S. 2849–2854. DOI: 10.1109/robot.1999.774029.
- [RS12] Matthias Rolf und Jochen Jakob Steil. „Constant curvature continuum kinematics as fast approximate model for the Bionic Handling Assistant“. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Okt. 2012, S. 3440–3446. DOI: 10.1109/IROS.2012.6385596.
- [RS14] Matthias Rolf und Jochen Jakob Steil. „Efficient Exploratory Learning of Inverse Kinematics on a Bionic Elephant Trunk“. In: *IEEE Transactions on Neural Networks and Learning Systems* 25.6 (Juni 2014), S. 1147–1160. DOI: 10.1109/TNNLS.2013.2287890.
- [Rol+15] Matthias Rolf, Klaus Neumann, Jeffrey F. Queißer, René Felix Reinhart, Arne Nordmann und Jochen Jakob Steil. „A multi-level control architecture for the Bionic Handling Assistant“. In: *Advanced Robotics* 29.13 (Juli 2015), S. 847–859. DOI: 10.1080/01691864.2015.1037793.
- [Rol15] Bernhard Rolle. „Accelerated Gradient Methods for Model Predictive Control“. Masterarbeit. Institut für Systemdynamik (ISYS), Universität Stuttgart, 2015.
- [Rol+14] David Rollinson, Yigit Bilgen, Ben Brown, Florian Enner, Steven Ford, Curtis Layton, Justine Rembisz, Mike Schwerin, Andrew Willig, Pras Velagapudi und Howie Choset. „Design and architecture of a series elastic snake robot“. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Sep. 2014, S. 4630–4636. DOI: 10.1109/iros.2014.6943219.
- [RB14] William Rone und Pinhas Ben-Tzvi. „Continuum Robot Dynamics Utilizing the Principle of Virtual Power“. In: *IEEE Transactions on Robotics* 30.1 (Feb. 2014), S. 275–287. DOI: 10.1109/TR0.2013.2281564.
- [Ruc+10] D. Caleb Rucker, Robert J. Webster, Gregory S. Chirikjian und Noah J. Cowan. „Equilibrium Conformations of Concentric-tube Continuum Robots“. In: *The International Journal of Robotics Research* 29.10 (Apr. 2010), S. 1263–1280. DOI: 10.1177/0278364910367543.
- [RJW10] D. Caleb Rucker, Bryan A. Jones und Robert J. Webster. „A Geometrically Exact Model for Externally Loaded Concentric-Tube Continuum Robots“. In: *IEEE Transactions on Robotics* 26.5 (Okt. 2010), S. 769–780. DOI: 10.1109/tro.2010.2062570.
- [RW11a] D. Caleb Rucker und Robert J. Webster. „Computing Jacobians and compliance matrices for externally loaded continuum robots“. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Mai 2011, S. 945–950. DOI: 10.1109/icra.2011.5980351.

- [RW11b] D. Caleb Rucker und Robert J. Webster. „Statics and Dynamics of Continuum Robots With General Tendon Routing and External Loading“. In: *IEEE Transactions on Robotics* 27.6 (Dez. 2011), S. 1033–1044. DOI: 10.1109/TR0.2011.2160469.
- [Ru015] Jürgen Ruoff. „Modellgestützte Entwicklung und Realisierung eines Coriolis-Massendurchflussreglers für kleine Flüssigkeitsströme“. Dissertation. Universität Stuttgart, 2015.
- [Sad+16] Seyed Mohammad Hadi Sadati, Ali Shiva, Ahmad Ataka, Seyedeh Elnaz Naghibi, Ian D. Walker, Kaspar Althoefer und Thrishantha Nanayakkara. „A geometry deformation model for compound continuum manipulators with external loading“. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Mai 2016, S. 4957–4962. DOI: 10.1109/icra.2016.7487702.
- [San71] F. E. Sanville. „A new method of specifying the flow capacity of pneumatic fluid power valves“. In: *2nd fluid power symposium*. Hrsg. von Wendy A. Thornton. Bd. D3. British Hydromechanics Research Association, Jan. 1971, S. 37–47.
- [Scho4] Günter Schreiber. „Steuerung für redundante Robotersysteme: Benutzer- und aufgabenorientierte Verwendung der Redundanz“. Dissertation. DLR Institut für Robotik und Mechatronik, 2004.
- [Scho7] Martin Schultze. „Druck- und Positionsregelung für pneumatische Muskel als servopneumatischer Antrieb“. Studienarbeit. Institut für Systemdynamik (ISYS), Universität Stuttgart, 2007.
- [SD06] Patrick Sears und Pierre Dupont. „A Steerable Needle Technology Using Curved Concentric Tubes“. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Okt. 2006, S. 2850–2856. DOI: 10.1109/iros.2006.282072.
- [SM85] Kang Shin und Neil McKay. „Minimum-Time Control of Robotic Manipulators with Geometric Path Constraints“. In: *IEEE Transactions on Automatic Control* 30.6 (Juni 1985), S. 531–541.
- [Sic90] Bruno Siciliano. „Kinematic control of redundant robot manipulators: A tutorial“. In: *Journal of Intelligent and Robotic Systems* 3 (3 1990), S. 201–212. DOI: 10.1007/BF00126069.
- [Sic+09] Bruno Siciliano, Lorenzo Sciavicco, Luigi Villani und Giuseppe Oriolo. *Robotics – Modelling, Planning and Control*. Heidelberg, Germany: Springer, 2009. DOI: 10.1007/978-1-84628-642-1.
- [SK08] Bruno Siciliano und Oussama Khatib, Hrsg. *Handbook of Robotics*. 1. Aufl. Heidelberg, Deutschland: Springer, 2008. DOI: 10.1007/978-3-540-30301-5.
- [SHV06] Mark Spong, Seth Hutchinson und Mathukumalli Vidyasagar. *Robot Modeling and Control*. New York, USA: John Wiley & Sons, 2006.
- [SD86] Jacek S. Stecki und D. C. Davis. „Fluid transmission lines—distributed parameter models Part 1: a review of the state of the art“. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part A: Power and Process Engineering* 200.41 (Juni 1986), S. 215–228. DOI: 10.1243/pime_proc_1986_200_032_02.

- [Str94] Oskar von Stryk. „Numerische Lösung optimaler Steuerungsprobleme: Diskretisierung, Parameteroptimierung und Berechnung der adjungierten Variablen“. Dissertation. Mathematisches Institut, Technische Universität München, 1994.
- [Str98] Oskar von Stryk. „Optimal Control of Multibody Systems in Minimal Coordinates“. In: *Journal of Applied Mathematics and Mechanics (ZAMM)* 78.3 (1998), S. 1117–1120. DOI: 10.1002/zamm.199807815124.
- [TWI12] Javad Taghia, André Wilkening und Oleg Ivlev. „Position Control of Soft-Robots with Rotary-Type Pneumatic Actuators“. In: *7th German Conference on Robotics (ROBOTIK 2012)*. Mai 2012, S. 399–404.
- [Tap+15] Svenja Tappe, Jan Pohlmann, Jens Kotlarski und Tobias Ortmaier. „Towards a follow-the-leader control for a binary actuated hyper-redundant manipulator“. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Sep. 2015, S. 3195–3201. DOI: 10.1109/iros.2015.7353820.
- [Tap+16] Svenja Tappe, Michael Dörbaum, Jens Kotlarski, Bernd Ponick und Tobias Ortmaier. „Kinematics and Dynamics Identification of a Hyper-Redundant, Electromagnetically Actuated Manipulator“. In: *IEEE International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*. Juli 2016, S. 601–607.
- [TWD07a] Enver Tatlicioglu, Ian D. Walker und Darren Dawson. „Dynamic Modelling for Planar Extensible Continuum Robot Manipulators“. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Apr. 2007, S. 1357–1362. DOI: 10.1109/ROBOT.2007.363173.
- [TWD07b] Enver Tatlicioglu, Ian D. Walker und Darren Dawson. „New Dynamic Models for Planar and Extensible Continuum and Robot Manipulators“. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Okt. 2007, S. 1485–1490. DOI: 10.1109/IROS.2007.4399334.
- [TLH16] Alexander Tödtheide, Torsten Lilge und Sami Haddadin. „Antagonistic Impedance Control for Pneumatically Actuated Robot Joints“. In: *IEEE Robotics and Automation Letters* 1.1 (Jan. 2016), S. 161–168. DOI: 10.1109/lra.2015.2511663.
- [Tos+15] Lorenzo Toscano, Valentin Falkenhahn, Alexander Hildebrandt, Francesco Braghin und Oliver Sawodny. „Configuration space impedance control for continuum manipulators“. In: *The 6th International Conference on Automation, Robotics and Applications (ICARA)*. Feb. 2015, S. 597–602. DOI: 10.1109/ICARA.2015.7081215.
- [TC14] Matthew Travers und Howie Choset. „Recursive dynamics and feedback linearizing control of serial-chain manipulators“. In: *IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*. Sep. 2014, S. 2440–2446. DOI: 10.1109/iros.2014.6942894.
- [TLR08] Deepak Trivedi, Amir Lotfi und Christopher D. Rahn. „Geometrically Exact Models for Soft Robotic Manipulators“. In: *IEEE Transactions on Robotics* 24.4 (Aug. 2008), S. 773–780. DOI: 10.1109/TR0.2008.924923.

- [Tri+08] Deepak Trivedi, Christopher D. Rahn, William M. Kier und Ian D. Walker. „Soft robotics: Biological inspiration, state of the art, and future research“. In: *Applied Bionics and Biomechanics* 5.3 (Dez. 2008), S. 99–117. DOI: 10.1080/11762320802557865.
- [Tun13] Ilker Tunay. „Spatial Continuum Models of Rods Undergoing Large Deformation and Inflation“. In: *IEEE Transactions on Robotics* 29.2 (Apr. 2013), S. 297–307. DOI: 10.1109/tro.2012.2232532.
- [Wäco2] Andreas Wächter. „An Interior Point Algorithm for Large-Scale Nonlinear Optimization with Applications in Process Engineering“. Ph.D. Thesis. Carnegie Mellon University, 2002.
- [WB06] Andreas Wächter und Lorenz Biegler. „On the Implementation of a Primal-Dual Interior Point Filter Line Search Algorithm for Large-Scale Nonlinear Programming“. In: *Mathematical Programming* 106 (März 2006), S. 25–57. DOI: 10.1007/s10107-004-0559-y.
- [Wal13] Ian D. Walker. „Continuous Backbone Continuum Robot Manipulators“. In: *ISRN Robotics* (2013). DOI: 10.5402/2013/726506.
- [WT88] John Watton und M. J. Tadmore. „A comparison of techniques for the analysis of transmission line dynamics in electrohydraulic control systems“. In: *Applied Mathematical Modelling* 12.5 (Okt. 1988), S. 457–466. DOI: 10.1016/0307-904x(88)90082-0.
- [WRC09] Robert J. Webster, Joseph M. Romano und Noah J. Cowan. „Mechanics of Precurved-Tube Continuum Robots“. In: *IEEE Transactions on Robotics* 25.1 (Feb. 2009), S. 67–78. DOI: 10.1109/tro.2008.2006868.
- [WJ10] Robert J. Webster und Bryan Jones. „Design and Kinematic Modeling of Constant Curvature Continuum Robots: A Review“. In: *The International Journal of Robotics Research* 29.13 (Nov. 2010), S. 1661–1683. DOI: 10.1177/0278364910368147.
- [WK09] Christoph Wurmthaler und Alexander Kühnlein. „Modellgestützte Vorsteuerung für messbare Störungen“. In: *at – Automatisierungstechnik* 57.7 (Jan. 2009), S. 328–331. DOI: 10.1524/auto.2009.0782.
- [XS10] Kai Xu und Nabil Simaan. „Analytic Formulation for Kinematics, Statics, and Shape Restoration of Multibackbone Continuum Robots Via Elliptic Integrals“. In: *Journal of Mechanisms and Robotics* 2.1 (Feb. 2010), S. 1–13. DOI: 10.1115/1.4000519.
- [Yek+05] Yoram Yekutieli, Roni Sagiv-Zohar, Ranit Aharonov, Yaakov Engel, Binyamin Hochner und Tamar Flash. „Dynamic Model of the Octopus Arm. I. Biomechanics of the Octopus Reaching Movement“. In: *Journal of Neurophysiology* 94.2 (Mai 2005), S. 1443–1458. DOI: 10.1152/jn.00684.2004.
- [YC14] Michael C. Yip und David B. Camarillo. „Model-Less Feedback Control of Continuum Manipulators in Constrained Environments“. In: *IEEE Transactions on Robotics* 30.4 (Aug. 2014), S. 880–889. DOI: 10.1109/tro.2014.2309194.

- [YC16] Michael C. Yip und David B. Camarillo. „Model-Less Hybrid Position/Force Control: A Minimalist Approach for Continuum Manipulators in Unknown, Constrained Environments“. In: *IEEE Robotics and Automation Letters* 1.2 (Juli 2016), S. 844–851. DOI: 10.1109/lra.2016.2526062.
- [Zei87] Michael Zeitz. „The extended Luenberger observer for nonlinear systems“. In: *Systems & Control Letters* 9.2 (1987), S. 149–156. DOI: 10.1016/0167-6911(87)90021-1.
- [Zei12] Michael Zeitz. „Vorsteuerungs-Entwurf im Frequenzbereich: Offline oder Online“. In: *at – Automatisierungstechnik* 60.7 (Juli 2012), S. 375–383. DOI: 10.1524/auto.2012.1013.
- [ZSS97] Michael Zeller, Rajeev Sharma und Klaus Schulten. „Motion planning of a pneumatic robot using a neural network“. In: *IEEE Control Systems* 17.3 (Juni 1997), S. 89–98. DOI: 10.1109/37.588194.
- [ZS13] Jian Zhang und Nabil Simaan. „Design of Underactuated Steerable Electrode Arrays for Optimal Insertions“. In: *Journal of Mechanisms Robotics* 5 (Feb. 2013), S. 1–11. DOI: 10.1115/1.4007005.
- [Zhe+12] Tianjiang Zheng, David T. Branson, Rongjie Kang, Matteo Cianchetti, Emanuele Guglielmino, Maurizio Follador, Gustavo A. Medrano-Cerda, Isuru S. Godage und Darwin G. Caldwell. „Dynamic continuum arm model for use with underwater robotic manipulators inspired by octopus vulgaris“. In: *IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*. Mai 2012, S. 5289–5294. DOI: 10.1109/icra.2012.6224685.
- [Zhe+13] Tianjiang Zheng, David T. Branson, Emanuele Guglielmino, Rongjie Kang, Gustavo A. Medrano Cerda, Matteo Cianchetti, Maurizio Follador, Isuru S. Godage und Darwin G. Caldwell. „Model Validation of an Octopus Inspired Continuum Robotic Arm for Use in Underwater Environments“. In: *Journal of Mechanisms and Robotics* 5.2 (Mai 2013). DOI: 10.1115/1.4023636.