

Steuerung eines zweibeinigen Schreitroboters mit einem elastischen Sensor-Aktor-System

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

**Doktoringenieur
(Dr.-Ing.)**

von M.Sc. Andriy Melnykov

geb. am 01.02.1984 in Saporischja, Ukraine

genehmigt durch die Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik
der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. Frank Palis
Prof. Sergii Starostin

Promotionskolloquium am 08.05.2012

Abstrakt

Seit langer Zeit versuchen die Wissenschaftler und die Künstler Mechanismen zu bauen, die das Verhalten des Menschen nachbilden und menschenähnlich aussehen. Unter anderem ist der menschliche Gang von großem Interesse. Mit der Entwicklung der Antriebs- und Steuerungstechnik haben sich diese Versuche aus dem Spielzeubereich in das Gebiet der wissenschaftlichen Untersuchungen verschoben. In den letzten Jahren werden zweibeinige anthropomorphe Roboter sogar als kommerziellen Produkte angefertigt. Trotz intensiver Forschungen auf diesem Gebiet existiert eine Reihe von offenen Fragen, die unter anderem die Entwicklung der robusten und flexiblen mechatronischen Konstruktion, die Stabilität und die Menschenähnlichkeit des Laufvorgangs sowie die Energieeffizienz des Gehens betreffen.

Die vorliegende Arbeit widmet sich der Entwicklung und dem Einsatz neuartiger elektrischer Antriebe mit in Reihe geschalteten elastischen Elementen. Solche Konstruktionen des Antriebes erlauben die Realisierung einer hochdynamischen und robusten Kraftregelung und macht den Antrieb im Gegensatz zu den positionsgeregelten Systemen nachgiebig, auch im Hochfrequenzbereich. Der Einsatz kraft geregelter Antriebe in zweibeinigen Schreitrobotern erfordert die Entwicklung von Laufalgorithmen, die die freien Bewegungen des Mechanismus einbeziehen.

Als Untersuchungsobjekt dieser Arbeit gilt der anthropomorphe Roboter ROTTO, der im Institut für Elektrische Energiesysteme der Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg entwickelt und gebaut wurde. Die technischen Ziele dieser Arbeit sind die Erweiterung des Roboters ROTTO durch den Einbau kraft geregelter Antriebe und die Entwicklung eines Algorithmus für dynamisches Gehen.

Der zum Einbau in die vorhandenen Antriebe konstruierte Kraftsensor besteht aus einem elastischen Element mit hoher Energiedichte und einem Deformationsmesssystem auf Basis eines Hall-Sensors. Die entwickelte Kraftregelung verfügt über hochdynamische Eigenschaften und braucht gleichzeitig keine Anpassung der Reglerparameter bei Änderung der Bodeneigenschaften.

Um die Handhabung der kraft geregelten Antriebe zu verstehen und die Hauptprinzipien der Steuerungsalgorithmen zu formulieren, dient ein speziell dazu gebauter Roboter – vereinfachtes Beins mit zwei Freiheitsgraden in der Ebene. Die Algorithmen des Stehens wurden mit Hilfe dieses Roboters implementiert und ausgewertet. Die Unabhängigkeit des Roboterverhaltens von den Eigenschaften der Stützoberfläche wurde anhand zahlreicher Versuche nachgewiesen. Auf Basis der Algorithmen des Stehens erfolgt die Entwicklung des Steuerungsalgorithmus des Roboters ROTTO. Die Hauptidee des Laufalgorithmus besteht in der Ausnutzung der freien Schwingbewegungen des Roboters in der Frontalebene. Auf diese Weise wird das Schreiten des Roboters nachgebildet. Die Bewegungen des Roboters in der Sagittal- und Transversalebene entstehen aus der Idee von Schrittzyklen und gewährleisten entsprechend die Vorwärtsbewegung und die Änderung der Gehrichtung. Die Synchronisation der Bewegungen in allen Ebenen wird auf Basis eines Kalman-Filters realisiert. Die Frontalebene spielt dabei die führende Rolle. Die Einbeziehung der freien Bewegungen des Roboters erlaubt, einen dynamischen Gang zu realisieren und die Komplexität des Laufalgorithmus niedrig zu halten.

Zum wissenschaftlichen Beitrag dieser Arbeit gehören die folgenden Aspekte der entwickelten Robotersteuerung:

- Das hybride Steuerungsverfahren, das die gleichzeitige Verwendung von positions- und kraftgeregelten Antriebe in einem Mechanismus erlaubt.
- Das Verfahren zur Stabilisierung der freien Schwingungen des komplexen Mechanismus, unter anderem die Methode zur Ermittlung eines Kriteriums, das die Stabilität der Schwingungen abbildet, mit Hilfe der Phasentrajektorien und des Optimierungsverfahrens.
- Die Idee der Synchronisation der Roboterbewegungen in den verschiedenen Ebenen, wobei eine Ebene die führende Rolle spielt und die anderen davon abhängig sind.

Danksagung

An dieser Stelle möchte ich die Gelegenheit nutzen, um einigen Personen zu danken, die mich bei der Entstehung dieser Arbeit unterstützt haben. Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Frank Palis, der mir die Gelegenheit gab, in einem hochinteressanten Forschungsgebiet zu arbeiten, für die großzügige Unterstützung und die intensive Betreuung dieser Arbeit.

Im weiteren möchte ich Herrn Dr. sc. techn. Ulrich Schmucker für die allseitige Unterstützung und für die Zusammenarbeit bei der Entwicklung der Prototypen besten Dank aussprechen.

Des Weiteren danke ich Herrn Dr.-Ing. Sergiy Starostin für seine Tätigkeit als Gutachter dieser Arbeit.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Dr.-Ing. Yuriy Zavgorodniy, Dr.-Ing. Vadym Rusin, M.Sc. Mykhaylo Konyev, M.Sc. Andriy Telesh, Dipl.-Ing. Dipl.-Inf. Sergiy Dzantimirov und M.Sc. Artem Rudskyy für die langjährige Zusammenarbeit, die zahlreichen Diskussionen und die ständige Motivation.

Den Herrn Dr.-Ing. habil. Anatoli Schneider und Prof. Alexander Formalskiy, die den entscheidenden Beitrag zur Entwicklung der Konzeptionen geleistet haben, möchte ich im besonderer Weise danken.

Weiterhin bin ich Herrn Dipl.-Inform. Ulli John für die wertvollen Hinweise dankbar. Schließlich möchte ich mich ganz herzlich bei meiner Frau Svitlana Buts und meinen Eltern für die langmütige Unterstützung während der Promotionszeit bedanken.

Inhaltsverzeichnis

1	EINLEITUNG UND AUFGABENSTELLUNG.....	1
1.1	Einführung	1
1.2	Stand der Forschung.....	2
1.2.1	Zweibeinige Roboter mit den steifen Gelenken.....	2
1.2.2	Zweibeinige Roboter mit elastischen Gelenken.....	6
1.2.3	Passive und quasi-passive zweibeinige Laufmaschine	9
1.3	Motivation und Zielsetzung	12
1.4	Aufgabenstellung	13
1.5	Aufbau der Arbeit	14
2	KRAFTGEREGELTER ANTRIEB MIT SERIELLER ELASTIZITÄT.....	15
2.1	Konstruktion eines linearen Antriebs.....	15
2.2	Mathematisches Modell des Antriebs und des Kraftregelkreises	15
2.3	Begründung der Verwendung des elastischen Sensor-Aktor-Systems	17
2.4	Elastischer Kraftsensor	21
2.4.1	Auswahl der Steifigkeit des elastischen Elements	21
2.4.2	Aufbau des Kraftsensors	21
2.4.3	Elastisches Element.....	22
2.4.4	Deformationssensor	23
2.4.5	Kalibrierung des Kraftsensors.....	25
2.5	Reglerentwurf.....	26
2.5.1	PD-Regler.....	27
2.5.2	PID-Regler	29
2.6	Praktische Versuche mit dem kraftgeregelten Antrieb	33
2.6.1	Prinzipielle experimentelle Untersuchungen	33
2.6.1.1	Steifer Anschlag – Führungsverhalten	33
2.6.1.2	Weicher Anschlag – Führungsverhalten	37
2.6.1.3	Steifer Anschlag – Durchlassbereich	41
2.6.1.4	„Pendel“ – freie Bewegung des Mechanismus	42
2.6.1.5	„Anprall“ – Landung des Fußes auf der Stützfläche.....	43
2.6.2	Ergänzende Versuche.....	45
2.6.2.1	Frequenzgang der Regelstrecke	45
2.6.2.2	„Pendel“ bei dem mechanisch ausgekoppelten Antrieb.....	46
2.6.2.3	„Pendel“ bei der ausgeschalteten Kraftregelung.....	47
2.6.2.4	„Anprall“ bei dem mechanisch ausgekoppelten Antrieb	48
3	STEUERUNG EINES VEREINFACHTEN ROBOTERBEINS MIT ZWEI FREIHEITSGRADEN IN DER EBENE	49
3.1	Aufgaben des 2DOF Roboters	49
3.2	Aufbau des 2DOF Roboters.....	49
3.3	Sensorik des 2DOF Roboters.....	51
3.4	Steuerung der Gelenke	52
3.4.1	Gelenk mit dem kraftgeregelten Antrieb.....	53
3.4.2	Gelenk mit dem positionsregeltem Antrieb.....	54
3.5	Steuerung des 2DOF Roboters.....	55
3.5.1	Verfahren der virtuellen Aktuatoren	56
3.5.2	Hybride Verfahren	58
3.6	Praktische Versuche mit dem 2DOF Roboter.....	59
3.6.1	Positionierung des Rumpfes.....	60
3.6.2	Reaktion auf die äußere Einwirkung.....	62
3.6.3	Bewegliche Stützfläche.....	63

4 STEUERUNG DES ZWEIBEINIGEN ROBOTERS ROTTO	66
4.1 Aufbau des Roboters ROTTO.....	66
4.2 Sensorik des Roboters ROTTO.....	68
4.3 Steuerung der Gelenke des Roboters ROTTO.....	71
4.3.1 Gelenke mit den kraftgeregelten Antrieben.....	71
4.3.2 Gelenke mit den positionsgeregelten Antrieben.....	76
4.4 Steuerung des Roboters ROTTO beim Gehen.....	78
4.4.1 Hauptstrategie des Laufalgorithmus	79
4.4.2 Steuerung in der Frontalebene	79
4.4.2.1 Stand- und Schwungbein.....	81
4.4.2.2 Reflexe in der Frontalebene	82
4.4.2.3 Kriterium der Beibehaltung einer Trajektorie im Phasenraum.....	84
4.4.2.4 Regelung des Schwingungsvorgangs.....	87
4.4.3 Steuerung in der Sagittalebene.....	88
4.4.3.1 Reflexe in der Sagittalebene.....	89
4.4.3.2 Regelung des Neigungswinkels des Beckens.....	90
4.4.3.3 Synchronisation mit der Schwingbewegung in der Frontalebene.....	91
4.4.3.4 Bildung der Schrittzyklen.....	93
4.4.4 Richtungsänderung.....	96
4.5 Steuerung des Roboters ROTTO beim Stehen	97
4.6 Übergang zwischen dem Stehen und dem Gehen.....	98
4.7 Praktische Versuche mit dem Roboter ROTTO	99
4.7.1 Wirkung der Reflexe.....	100
4.7.2 Stabilisierung der Amplitude der Roboterschwingungen	100
4.7.3 Synchronisation mit den Roboterschwingungen.....	104
4.7.4 Bildung der Schrittzyklen	105
4.7.5 Übersicht über das gesamte Laufverhalten	107
5 ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK	110
LITERATURVERZEICHNIS	112
ANHANG A. Parameter des linearen Antriebs des Roboters ROTTO	117

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1.1 – Die von Honda Motor Co. erstellten Prototypengenerationen [17]	3
Abbildung 1.2 – Reihe der HRP Roboterprototypen	4
Abbildung 1.3 – JOHNNIE und LOLA, TU München	5
Abbildung 1.4 – Hüpfende Roboter	6
Abbildung 1.5 – BigDog und PETMAN, Boston Dynamics	7
Abbildung 1.6 – Die Roboter mit SEA	7
Abbildung 1.7 – LWR-III und DLR-Biped	8
Abbildung 1.8 – Passive Laufmaschine	10
Abbildung 1.9 – Quasi-passive Laufroboter	10
Abbildung 1.10 – Flame, TU Delft	12
Abbildung 1.11 – CAD Modell und realer Roboter ROTTO, OvGU Magdeburg	13
Abbildung 2.1 – Gesamtaufbau des Antriebs vom Roboter ROTTO	15
Abbildung 2.2 – Schematische Darstellung des SEAs	16
Abbildung 2.3 – Physikalische Darstellung des SEAs	16
Abbildung 2.4 – Mathematisches Modell des SEAs	17
Abbildung 2.5 – Kraftregelung des SEAs	17
Abbildung 2.6 – Physikalische Darstellung des SEAs mit einem befestigten Ausgang	18
Abbildung 2.7 – Blockschaltbild des SEAs mit einem befestigten Ausgang	18
Abbildung 2.8 – Verhalten der Regelstrecke bei der hohen c_F	19
Abbildung 2.9 – Verhalten der Regelstrecke bei der niedrigen c_F	20
Abbildung 2.10 – Ursprünglicher und modifizierter Antrieb	22
Abbildung 2.11 – Aufbau des Kraftsensors	22
Abbildung 2.12 – Iterative Entwicklung des elastischen Elements	23
Abbildung 2.13 – Schnittdarstellung des Kraftsensors	23
Abbildung 2.14 – FEM-Simulation des Magnetfeldes des Deformationssensors	24
Abbildung 2.15 – Magnetfeldveränderung entlang der Hallsensorbewegungsachse	24
Abbildung 2.16 – Kalibrierung des Deformationssensors	25
Abbildung 2.17 – Kalibrierung des Kraftsensors	26
Abbildung 2.18 – Kraftregelkreis mit dem PD-Regler	27
Abbildung 2.19 – Führungsverhalten des Kraftregelkreises mit dem PD-Regler und der vereinfachten Regelstrecke	28
Abbildung 2.20 – Führungsverhalten des Kraftregelkreises mit dem PD-Regler und der vollständigen Regelstrecke für die kleinen (links) und großen (rechts) Kraftsollwerte	29
Abbildung 2.21 – Kraftregelkreis mit dem PID-Regler	29
Abbildung 2.22 – Führungsverhalten des Kraftregelkreises mit dem PID-Regler	32
Abbildung 2.23 – Führungsverhalten des Kraftregelkreises mit dem PID-Regler für die kleinen (links) und großen (rechts) Kraftsollwerte	32
Abbildung 2.24 – Kraftgeregelter Antrieb auf dem Prüfstand	33
Abbildung 2.25 – Führungsverhalten des Kraftregelkreises mit dem PD-Regler, steifer Anschlag	34
Abbildung 2.26 – Führungsverhalten des Kraftregelkreises mit dem PID-Regler, steifer Anschlag	36
Abbildung 2.27 – Führungsverhalten des Kraftregelkreises mit dem PD-Regler, weicher Anschlag	38
Abbildung 2.28 – Führungsverhalten des Kraftregelkreises mit dem PID-Regler, weicher Anschlag	40
Abbildung 2.29 – Frequenzgang des Kraftregelkreises mit dem PD-Regler	41
Abbildung 2.30 – Frequenzgang des Kraftregelkreises mit dem PID-Regler	41

Abbildung 2.31 – Schematische Darstellung des „Pendel“ Versuchs	42
Abbildung 2.32 – „Pendel“ Versuch mit dem PD-Regler.....	43
Abbildung 2.33 – „Pendel“ Versuch mit dem PID-Regler	43
Abbildung 2.34 – Schematische Darstellung des „Anprall“ Versuchs	44
Abbildung 2.35 – „Anprall“-Versuch mit dem PD-Regler	44
Abbildung 2.36 – „Anprall“-Versuch mit dem PID-Regler	45
Abbildung 2.37 – Frequenzgang der Regelstrecke	46
Abbildung 2.38 – Freie Bewegung des Pendels.....	47
Abbildung 2.39 – Bewegung des Pendels bei der ausgeschalteten Kraftregelung	47
Abbildung 2.40 – „Anprall“ Versuch mit dem freien Mechanismus.....	48
Abbildung 3.1 – CAD Modell und reales vereinfachtes 2DOF Roboterbein	50
Abbildung 3.2 – CAD Modelle des 2DOF Roboters und des Roboters ROTTO	50
Abbildung 3.3 – Der auf dem 2DOF Roboter montierte Kraftsensor.....	51
Abbildung 3.4 – Der auf dem Synchronmotor montierte Inkrementalgeber	51
Abbildung 3.5 – Gelenkpositionssensor des 2DOF Roboters.....	52
Abbildung 3.6 – Inertialsensor des 2DOF Roboters	52
Abbildung 3.7 – Kinematisches Schema und CAD Modell des Gelenks	53
Abbildung 3.8 – Kinematisches Schema des 2DOF Roboters.....	55
Abbildung 3.9 – Steuerungssystem des 2DOF Roboters nach dem Verfahren der virtuellen Aktuatoren.....	57
Abbildung 3.10 – Steuerungssystem des 2DOF Roboters nach dem hybriden Verfahren	59
Abbildung 3.11 – 2DOF Roboter während der Durchführung des Versuchs	59
Abbildung 3.12 – Verschiedene Oberfläche für die Versuche mit dem 2DOF Roboter	60
Abbildung 3.13 – Positionierung des Rumpfes – schematische Darstellung des Versuchs ...	60
Abbildung 3.14 – Positionierung des Rumpfes – Ergebnisse des Versuchs.....	61
Abbildung 3.15 – Reaktion auf die äußere Einwirkung – schematische Darstellung des Versuchs	62
Abbildung 3.16 – Reaktion auf die äußere Einwirkung – Ergebnisse des Versuchs.....	63
Abbildung 3.17 – Bewegliche Stützfläche – schematische Darstellung des Versuchs.....	64
Abbildung 3.18 – Bewegliche Stützfläche – Ergebnisse des Versuchs	65
Abbildung 4.1 – CAD Modell und realer Roboter ROTTO, OvGU Magdeburg	67
Abbildung 4.2 – Kinematisches Schema des Roboters ROTTO	68
Abbildung 4.3 – Die auf dem Roboter ROTTO montierten Kraftsensoren.....	69
Abbildung 4.4 – Der auf dem Synchronmotor montierte Inkrementalgeber	69
Abbildung 4.5 – Gelenkpositionssensor des Roboters ROTTO	70
Abbildung 4.6 – Inertialsensor des Roboters ROTTO.....	70
Abbildung 4.7 – Sechskomponenter Kraft-/Drehmomentsensor des Roboters ROTTO	71
Abbildung 4.8 – Kinematisches Schema und CAD-Modell des 2DOF Gelenks.....	72
Abbildung 4.9 – Grafische Darstellung der Elemente der Jacobi-Matrix.....	75
Abbildung 4.10 – Grafische Darstellung des Approximation der Jacobi-Matrix	76
Abbildung 4.11 – Gelenk mit dem Planetengetriebe zwischen dem Rumpf und der Schulterbalke	77
Abbildung 4.12 – 1DOF Gelenke mit den linearen Antrieben	77
Abbildung 4.13 – 2DOF Gelenke mit den linearen Antrieben	78
Abbildung 4.14 – Schematische Darstellung des Schwingvorgangs in der Frontalebene	80
Abbildung 4.15 – Relevante Soll- und Messwerte beim Schwingvorgang.....	80
Abbildung 4.16 – Bestimmung des Stützbeines.....	81
Abbildung 4.17 – Bestimmung des Stützbeines während des Gehens	82
Abbildung 4.18 – Roboter mit den aktivierten Reflexen in der Frontalebene	83
Abbildung 4.19 – Verkürzung des Schwungbeins	84
Abbildung 4.20 – Verkürzung des Schwungbeins das gerade Bein entlang.....	84

Abbildung 4.21 – Modell des Roboters ROTTO für die Analyse der Trajektorien im Phasenraum	85
Abbildung 4.22 – Phasentrajektorien für den Schwingungsvorgang in der frontalen Ebene ..	86
Abbildung 4.23 – Verhalten des Kriteriums bei verschiedenen Amplituden	87
Abbildung 4.24 – Regelung der Energiemenge im Schwingungssystem	88
Abbildung 4.25 – Regelungssystem für die Stabilisierung der Amplitude.....	88
Abbildung 4.26 – Relevante Soll- und Messwerte in der Sagittalebene.....	89
Abbildung 4.27 – Roboter mit dem aktivierten Reflex in der Sagittalebene	90
Abbildung 4.28 – Regelung des Neigungswinkels des Beckens	90
Abbildung 4.29 – Synchronisation mit der Schwingbewegung in der Frontalebene.....	91
Abbildung 4.30 – Inneres Modell für den Kalman-Filter	91
Abbildung 4.31 – Bearbeitung des Ausgangs des Kalman-Filters.....	92
Abbildung 4.32 – Signale für die Synchronisation mit den Schwingungen in der Frontalebene	92
Abbildung 4.33 – Trajektorien der Füße während des Gehens.....	93
Abbildung 4.34 – Funktion $\alpha=f(\text{Synchro})$	94
Abbildung 4.35 – Bildung der Schrittzyklen in der Sagittalebene.....	95
Abbildung 4.36 – Steuerung der Schrittlänge	95
Abbildung 4.37 – Relevante Sollwerte in der Transversalebene	96
Abbildung 4.38 – Funktion $\alpha_T=f(\text{Synchro})$	96
Abbildung 4.39 – Bildung der Schrittzyklen in der Transversalebene	97
Abbildung 4.40 – Steuerung der Drehgeschwindigkeit in der Transversalebene	97
Abbildung 4.41 – Startvorgang für die Anregung der Schwingungen.....	98
Abbildung 4.42 – Trajektorien für die Hüftgelenke beim Startvorgang.....	98
Abbildung 4.43 – Roboter ROTTO während der Durchführung des Versuchs.....	99
Abbildung 4.44 – Gehen auf einer Stelle ohne Reflexe in der Frontalebene.....	100
Abbildung 4.45 – Gehen auf einer Stelle mit Reflexen in der Frontalebene	100
Abbildung 4.46 – Startvorgang ohne die darauffolgende Stabilisierung der Schwingungsamplitude	101
Abbildung 4.47 – Phasentrajektorie ohne die Stabilisierung der Schwingungsamplitude ...	101
Abbildung 4.48 – Startvorgang und Stabilisierung des Schwingungsvorgangs	102
Abbildung 4.49 – Phasentrajektorie für den Startvorgang und die Stabilisierung des Schwingungsvorgangs.....	102
Abbildung 4.50 – Änderung der Schwingungsamplitude	103
Abbildung 4.51 – Phasentrajektorie für die Änderung der Schwingungsamplitude.....	103
Abbildung 4.52 – Roboterschwingungen vor und nach der Kalman-Filterung	104
Abbildung 4.53 – Phasentrajektorien vor und nach der Kalman-Filterung	105
Abbildung 4.54 – Signale für die Synchronisation mit den Schwingungen in der Frontalebene	105
Abbildung 4.55 – Bildung der Schrittzyklen für die Fortbewegung des Roboters	106
Abbildung 4.56 – Bildung der Schrittzyklen für die Richtungsänderung.....	107
Abbildung 4.57 – Beschleunigung während der Fortbewegung	108
Abbildung 4.58 – Richtungsänderung während des Gehens.....	109

ABKÜRZUNGSVERZEICHNIS

ADC	Analog/Digital Wandler (engl. Analog-Digital Converter)
CAD	engl. Computer-Aided Design
DARPA	engl. Defense Advanced Research Projects Agency
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
DLR	Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt
DOF	Freiheitsgrad (engl. Degree of Freedom)
ESAS	Elastisches Sensor-Aktor-System
FEM	Finite-Elemente Methode
FOH	engl. First-Order Hold
HRP	engl. Humanoid Robot Projekt
IHMC	engl. Institute for Human and Machine Cognition
IMU	inertiale Meßeinheit (engl. Inertial Measurement Unit)
MIT	engl. Massachusetts Institute of Technology
SEA	engl. Series Elastic Actuator
ZMP	Nulldrehmomentpunkt (engl. Zero Moment Point)

1 EINLEITUNG UND AUFGABENSTELLUNG

1.1 Einführung

Die zweibeinigen menschenähnlichen Roboter werden schon seit geraumer Zeit aktiv erforscht. Ein Grund dafür ist, dass die am meisten ausgeübte Bewegung in unserer Umwelt die Fortbewegung auf Beinen ist. Ein wesentlicher Teil davon ist das zweibeinige Laufen. Seit Menschengedenken nutzen die Milliarden von biologischen Organismen, einschließlich der Menschen, Vögel und Tiere, erfolgreich und scheinbar mühelos die Fortbewegung auf zwei Beinen, und das unter komplizierten und variablen Laufbedingungen. Die technische Umsetzung der zweibeinigen Laufmaschinen ist jedoch noch weit von der Leistungsfähigkeit der Biosysteme entfernt. Die Roboter gehen langsam, haben beschränkte Adaptationsmöglichkeiten in Bezug auf die Bodeneigenschaften und äußeren Wirkungen und haben somit bis jetzt keine Perfektion erreicht.

Die Erstellung eines perfekt laufenden zweibeinigen Roboters ist nicht nur eine abstrakte, wissenschaftliche und technische Herausforderung, sondern kann auch praktischen Nutzen bringen. Das Wissen und die Technologien, die während der Entwicklung des zweibeinigen Roboters erworben werden, finden ihre Anwendung im medizinischen Bereich, wie beispielsweise für die Herstellung von aktiven Prothesen oder im Bereich der Rehabilitation. Zu den wissenschaftlichen Zielen zählen die Vertiefung des Wissens über die Vorgehensweise des menschlichen Laufens und der Beitrag zum Fortschritt im Gebiet der Regelungstechnik.

Konventionell werden die Schreitroboter mit Hilfe positionsgeregelter Antriebe in den Gelenken gesteuert. Dieses Verfahren wurde bei ersten Versuchen mit laufenden Robotern aus dem Bereich der Industrierobotik übernommen und wird derzeit auch aktiv genutzt. Die positionsgeregelten Antriebe folgen schnell und präzise beliebigen vorgegebenen Trajektorien folgen und realisieren somit die für das Gehen erforderlichen Beinbewegungen. Der Laufvorgang wird aber nicht nur von der Beinbewegung, sondern auch von dem Zusammenwirken des Roboters und der Stützoberfläche beeinflusst. Die Positionsregelung lässt die Anpassung an den Unregelmäßigkeiten des Bodens schwer realisieren. Dies führt zur extremen Empfindlichkeit des Roboters in Bezug auf die Eigenschaften der Stützoberfläche und auf Stöße in der Mechanik. Die Notwendigkeit eine Lösung für diese Probleme zu finden, verursachte wesentliche Wandlungen im Bereich der Schreitrobotersteuerung.

Der Vorgang des Gehens stellt eine Kontaktaufgabe mit variablen Kontakteigenschaften und sogar unregelmäßigem Kontakt zur Stützoberfläche dar. Solche Aufgaben sind typischerweise mit Hilfe der Kraftregelung zu lösen. Konventionell wird die Kraftregelung mittels positionsgeregelter Gelenke und des Kraftsensors am Ende des Mechanismus wie beispielsweise des Beins realisiert. Als Folge bleibt der Mechanismus für alle Einwirkungen steif, außer für die, die unmittelbar auf den Kraftsensor einwirken. Außerdem ist der Mechanismus aufgrund des beschränkten Frequenzbereichs der Kraftregelung für alle schnellen Einwirkungen steif, unabhängig davon, ob der Kraftsensor diese Einwirkungen registrieren kann. Im Gegensatz dazu besitzen biologische Organismen elastische und nachgiebige Gelenke und zeigen eine hohe Anpassungsfähigkeit an die Laufbedingungen. Die nächstliegende technische Analogie der elastischen biologischen Gelenke sind kraftgeregelter Antriebe mit serieller Elastizität (SEA – Series Elastic Actuator).

Der Aktuator mit serieller Elastizität besteht aus dem konventionell genutzten Motor, dem Getriebe und einem zusätzlichen elastischen Element, d.h. einer Feder, mit relativ niedriger Steifigkeit. Die Feder befindet sich zwischen dem Ausgang des Getriebes und dem

Mechanismus, auf denen dieser Aktuator wirkt. Dabei wird die Deformation der Feder und somit die elastische Kraft gemessen. Die Elastizität, die mittels der Verwendung einer Feder entsteht, gewährleistet das Beibehalten der relativ niedrigen Impedanz des Systems, welches auf schnelle Einwirkungen ausgerichtet ist, die außerhalb des Frequenzbereichs der Regelung liegen. Die Verwendung des elastischen Elements als Kraftsensor zusammen mit den dynamischen Eigenschaften des elastischen Systems lässt eine Kraftregelung entwickeln, die wesentlich schneller ist als die konventionellen Kraftregelungssysteme mit steifen Sensoren [1]. Obwohl die Ansätze zur Steuerung des Aktuators mit serieller Elastizität selbst aus zahlreichen Werken wie z.B. [6], [8], [9], [11], [12] bekannt sind, sind die Steuerungsstrategien der Schreitroboter entweder unzureichend erforscht oder wurden nicht veröffentlicht.

Der, in der Otto-von-Guericke Universität Magdeburg entwickelte, zweibeinige Schreitroboter ROTTO ist mit modularen positionsgeregelten Antrieben und zahlreichen Sensoren ausgestattet [14]. In der Konstruktion der Antriebe wurde Möglichkeit des Einbaus eines Kraftsensors vorgesehen. Somit kann dieser Roboter als eine Entwicklungsplattform für den Entwurf eines Steuerungsalgorithmus des dynamischen Gehens unter Verwendung der kraftgeregelten Aktuatoren mit serieller Elastizität benutzt werden. Diese Arbeit beschäftigt sich mit den zwei Hauptaufgaben, nämlich mit der Entwicklung eines kraftgeregelten Antriebs auf der Basis eines vorhandenen Antriebs und der Erfindung eines einfachen und robusten Algorithmus des dynamischen Gehens.

1.2 Stand der Forschung

Weltweit wurde eine Vielzahl von zweibeinigen laufenden Robotern entwickelt und konstruiert. Sie unterscheiden sich sehr stark in Abmessungen und Gewicht, sowie in den eingesetzten Technologien und Steuerungsalgorithmen. Sie können nach den Gelenkeigenschaften in drei Gruppen aufgeteilt werden. Die erste umfasst die Roboter, welche konventionelle positionsgeregelte Antriebe besitzen. Die zweite beinhaltet die Roboter mit den unterschiedlichen Variationen elastischer und nachgiebiger Gelenke und die dritte und letzte Gruppe betrifft die passive Laufmaschine mit den freien, nicht angetriebenen Gelenken. Der Vergleich dieser drei Gruppen miteinander offenbart die Art und die Weise, wie die verschiedenen Gelenktypen die Eigenschaften des Endsystems beeinflussen.

1.2.1 Zweibeinige Roboter mit den steifen Gelenken

Die zweibeinigen Roboter mit steifen Gelenken existieren bereits lange in der Welt der laufenden Roboter. Das Konzept der positionsgeregelten Gelenke wurde aus dem Industriebereich übernommen. Es wird derzeit als konventionelle Methode der Steuerung der Schreitroboter betrachtet und den meisten Entwicklern benutzt. Im weiteren Verlauf werden die Roboter mit den positionsgeregelten Gelenken betrachtet, die das stabile dynamische Gehen demonstrieren.

Die Honda Motor Co. hat schon elf Prototypengenerationen von zweibeinigen Robotern entwickelt [17]. Sie werden in Abbildung 1.1 dargestellt (von links nach rechts: E0-E6, P1-P3, ASIMO). Der letzte und bekannteste davon ist der ASIMO-Roboter.

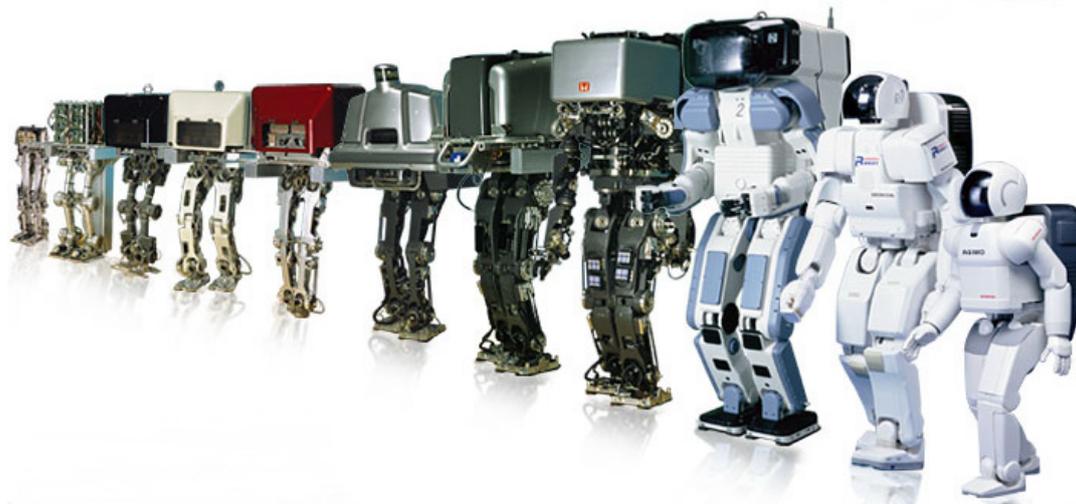


Abbildung 1.1 – Die von Honda Motor Co. erstellten Prototypengenerationen [17]

ASIMO ist 54 kg schwer, 1,3 m groß und besitzt 34 Freiheitsgrade. Dabei ist er fähig mit einer Geschwindigkeit von 2,7 km/h zu gehen und mit 6 km/h zu laufen. [18] Ein Schritt dauert dabei zwischen 0,32 bis 0,64 Sekunden. Als Aktuatoren werden die bürstenlosen DC Servomotoren zusammen mit Harmonic Drive Getrieben benutzt. Die gehvorgangbezogene Sensorik besteht aus dem Gyroskop und dem Beschleunigungssensor, welche die inertielle Meßeinheit (IMU – inertial measurement unit) bilden, sowie dem 6-Komponenten Kraft-/Drehmomentsensor pro Fuß. [19]

Bezüglich der Steuerungsalgorithmen von ASIMO sind nur wenige Veröffentlichungen bekannt. Aus den vorhandenen Quellen ([20], [21], [22]) lassen sich nur die Schwerpunkte der Steuerungs- und Stabilisationsalgorithmen herleiten:

- Der ASIMO verfügt über beabsichtigt eingebaute elastische Elemente in den Füßen. Sie dämpfen die Anstoßenergie und lassen die Reaktionskräfte präziser und von der Stützoberfläche unabhängiger kontrollieren.
- Die Gelenktrajektorien werden zuerst aufgrund der vorgegebenen Schrittparameter und unter Berücksichtigung des so genannten ZMP-Kriteriums (ZMP – Zero Moment Point) generiert. Die erstellten Trajektorien gewährleisten die stabile Bewegung des Roboters im Idealfall.
- Die Änderung der Fußausrichtung im Zusammenhang mit dem elastischen Fuß und der Stützoberfläche verursacht die Reaktionskräfte, die die Körperneigung stabilisieren. Dieses Verfahren wird von Honda als Ground Reaction Force Control bezeichnet.
- Wenn die Kräfte im Fuß nicht ausreichen, um die Bewegung des Roboters zu stabilisieren, wird zusätzlich die Model ZMP Control eingesetzt. Dabei wird der Körper soweit in seinem Lauftempo beschleunigt, dass der ZMP in eine Position rückt, die dem Roboter nicht kippen lässt.
- Wenn die Model ZMP Control aktiviert wird, muss die gesamte Schritttrajektorie verändert werden, um die Fußaufsetzposition anzupassen. Dies wird von Honda als Foot Landing Position Control bezeichnet.

Obwohl der ASIMO positionsgeregelte Gelenke besitzt, kann seine Konstruktion nicht als komplett steif betrachtet werden, da die elastischen Elemente in die Füße eingebaut sind.

Nach der Meinung der Honda Ingenieure, erlauben diese die Realisierung des schnellen und stabilen Gehens [22].

Das andere japanische, von der Regierung unterstützte Humanoid Robot Projekt (HRP) hatte sich als Ziel gesetzt, die Anwendung der entwickelten, zweibeinigen laufenden Robotern in den Industrie- und Haushaltsbereichen zu untersuchen. Im Rahmen dieses Projektes wurde eine Reihe von Prototypen entwickelt, die in Abbildung 1.2 dargestellt sind (von links nach rechts: HRP-1(S), HRP-3P, HRP-2, HRP-3P, HRP-3, HRP-4C, HRP-4).



Abbildung 1.2 – Reihe der HRP Roboterprototypen

HRP-1 wurde als Ausgangspunkt bei Honda auf Basis von P3 für das HRP konstruiert [13]. Damit wurden auch die Steuerungsgrundprinzipien übernommen. Da es viele Veröffentlichungen über den HRP-2 Roboter gibt, wird diese im weiteren Verlauf dieser Arbeit näher betrachtet.

Der HRP-2 wiegt 58 kg, misst 1,54 m, besitzt 30 Freiheitsgrade und ist fähig mit einer Geschwindigkeit von 2,5 km/h zu gehen [24]. Die Dauer eines Schritts liegt im Bereich von 0,7 bis 0,8 Sekunden. Als Aktuatoren werden die DC Servomotoren zusammen mit den Harmonic Drive Getrieben verwendet. Die gehvorgangbezogene Sensorik besteht aus dem Gyroskop und dem Beschleunigungssensor, welche die IMU bilden, sowie dem 6-Komponenten Kraft-/Drehmomentsensor pro Fuß. [25] Der HRP-2 hat die folgenden Besonderheiten: die Gelenkstruktur des Beckens ist vom Cantilever-Typ und besitzt zwei zusätzliche Gelenke zwischen Becken und Oberkörper.

Mit der Entwicklung der Steuerungsalgorithmen für den HRP-2 beschäftigen sich mehrere Forschungsgruppen. Dabei bleiben die Schwerpunkte der Steuerung einheitlich. Die Gelenktrajektorien werden auf Basis vom ZMP-Kriterium generiert und online modifiziert, um das Kippen des Roboters zu vermeiden. Da der HRP-2 wie auch der ASIMO über die elastischen Elemente in den Füßen verfügen, ist die Regelung der Reaktionskräfte mittels der Änderung der Fußausrichtung sowie die Stabilisierung der Körperneigung notwendig.

Mit Unterstützung der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) wurden in der Technischen Universität München zwei Generationen der zweibeinigen Laufmaschine entwickelt: JOHNNIE und LOLA, die in der Abbildung 1.3 dargestellt sind. Im weiteren Verlauf dieser Arbeit wird LOLA als der neueste Prototyp betrachtet.

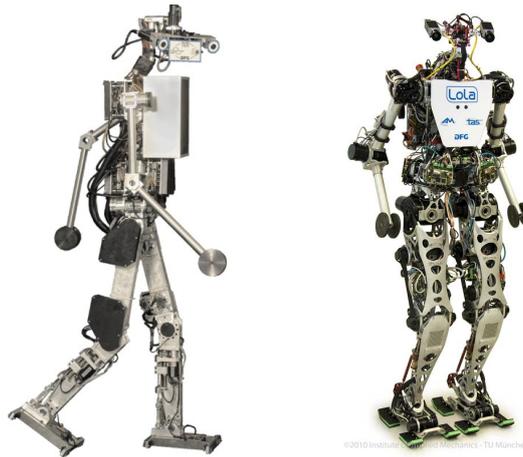


Abbildung 1.3 – JOHNNIE und LOLA, TU München

LOLA hat ein Gewicht von 60 kg, eine Größe von 1,8 m, besitzt 25 Freiheitsgrade und ist fähig mit einer Geschwindigkeit von 3,34 km/h zu gehen [24]. Die Schrittdauer beträgt 0,7 Sekunden. [31][33] Als Aktuatoren werden die bürstenlosen Servomotoren benutzt. Als Getriebe werden die Rollengewindetriebe in den Knie- und Sprunggelenken verwendet. Die anderen Gelenke sind mit den Harmonic Drive Getrieben ausgestattet. Die gehvorgangbezogene Sensorik besteht aus einer hochwertigen IMU sowie einem 6-Komponenten Kraft-/Drehmomentsensor pro Fuß. Zusätzlich ist jede Fußsohle mit einem Kontaktsensor ausgestattet. LOLA besitzt zwei zusätzliche Gelenke zwischen Becken und Oberkörper und hat den komplexen Fußaufbau: eine bewegliche, hydraulisch gedämpfte Ferse und ein aktiv gesteuertes Gelenk in der Zehe.[34]

Der LOLA Steuerungsalgorithmus besteht grundsätzlich aus zwei Teilen: der Generierung der Trajektorien und der Stabilisierung des Laufvorgangs. Die Referenztrajektorien werden nach einem Verfahren berechnet, welches ein vereinfachtes Mehrmassenmodell des Roboters verwendet und das ZMP-Kriterium berücksichtigt. Für die Stabilisierung des Laufvorgangs wurde ein innovatives Verfahren entwickelt, das eine hybride Kraft-/Positionsregelung im Arbeitsraum und eine direkte Regelung der Kontaktkräfte enthält.[31]

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass heutzutage bereits ein ergebniswirksames Verfahren der Entwicklung eines menschenähnlichen laufenden Roboters bekannt ist. Dabei ähneln sich die Abmessungen, die Antriebstechnik, die Sensorik und die Steuerungsprinzipien für die bekanntesten und erfolgreichsten zweibeinigen Roboter. Sie sind fähig mit einer Geschwindigkeit zu gehen, die mit dem menschlichen Tempo vergleichbar ist. Trotzdem reichen sie in vielen Eigenschaften nicht an den Menschen heran. Dazu werden der hohe Energieverbrauch (z.B. der Energieverbrauch des ASIMO wird als 20 Mal höher als dieser eines Menschen geschätzt [35]) und die beschränkten Anpassungsfähigkeiten zu unebenen Oberflächen gezählt. Zudem wirkt das Gehen unnatürlich, da die Knie stets gebeugt bleiben und kein Übergang von der Ferse auf die Fußspitze entsteht. Die wenigen Versuche, das Jogging für die Roboter dieser Gruppe zu realisieren, resultieren in der Geschwindigkeit, die dem Mensch keine Konkurrenz machen kann.

Obwohl die Roboter dieser Gruppe eine steife Konstruktion und keine Nachgiebigkeit in den Gelenken besitzen, verwenden sie Elastizitäten und explizite Kraftregelung, um die Kontaktaufgaben zu lösen.

Die o.g. Nachteile führten zur Suche nach den alternativen Lösungen. Eine populäre Idee unter den Forschungsgruppen heutzutage ist es, die Eigenschaften der Gelenke zu ändern, indem die elastischen oder sogar freien, ungetriebenen Gelenke benutzt werden.

1.2.2 Zweibeinige Roboter mit elastischen Gelenken

Diese Gruppe der Roboter wird durch die elastischen Eigenschaften der Gelenke charakterisiert. Dabei können alle oder nur einige Gelenke die Nachgiebigkeit besitzen. Die elastischen Eigenschaften selbst können durch den Einbau der realen Federn oder künstlich mittels der Kraft-/Impedanzregelung realisiert werden.

Eine Randgruppe der Roboter sind die hüpfenden Roboter, die ausschließlich das Jogging ausüben können. Solche Roboter wurden u.a. im Massachusetts Institute of Technology (MIT), USA und in der McGill University, Kanada entwickelt. Einige davon werden in Abbildung 1.4 dargestellt (von links nach rechts: Monopod I aus der McGill University, Uniuroo, Planar Biped, 3D One-Leg Hopper, 3D Biped aus dem MIT).

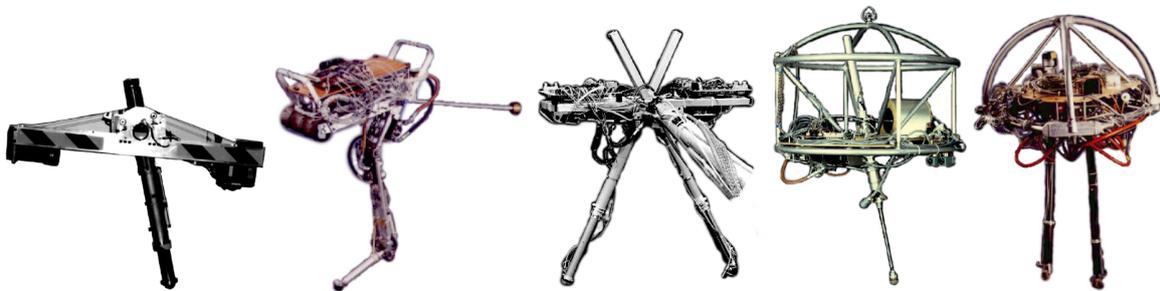


Abbildung 1.4 – Hüpfende Roboter

Obwohl die technische Umsetzung der betrachteten Roboter unterschiedlich ist, sind die zugrunde liegenden Ideen ähnlich. Die Antriebe bestehen aus den elektrischen Motoren oder hydraulischen Zylindern und den in Reihe geschalteten pneumatischen, Stahl- oder Gummifedern. Die Masse eines Roboters zusammen mit der Elastizität der Feder bilden ein Schwingungssystem. Hüpfen und Jogging werden als Resonanzschwingungen betrachtet. Sie können durch die mittels der Motoren zugegebene oder entnommene Energie gesteuert werden. Für die Steuerung wurden die einfachen Regler eingesetzt, die für die einzelnen Laufparameter, wie beispielsweise die Höhe des Sprungs, die Körperneigung oder die Vorwärtsgeschwindigkeit, verantwortlich sind. Die Roboter sind fähig schnell und kontrollierbar in die unterschiedlichen Richtungen zu laufen, die Hindernisse zu überspringen und sogar einen Drehsprung zu machen.[35][36][40][41] Die Roboter dieser Gruppe besitzen mit 21,6 km/h den Weltgeschwindigkeitsrekord unter den laufenden Robotern [50].

Die Firma Boston Dynamics unter der finanziellen Unterstützung von der U.S. Defense Advanced Research Projects Agency (DARPA) und der United States Army hat das Konzept der hüpfenden Roboter erweitert und in ihrem vierbeinigen Roboter BigDog eingesetzt.[50] Später wurde von Boston Dynamics auch ein zweibeiniger Prototyp PETMAN entwickelt. Die beiden Roboter werden in der folgenden Abbildung 1.5 aufgezeigt.

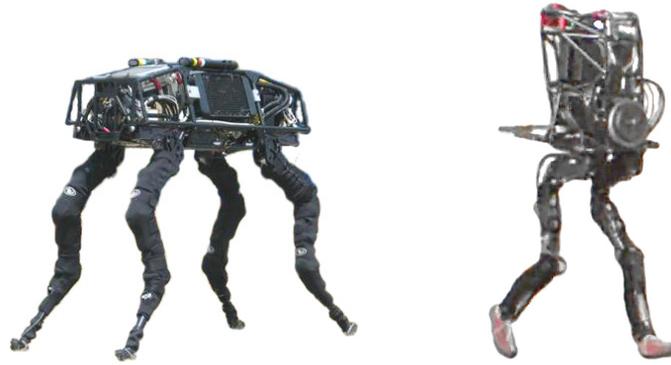


Abbildung 1.5 – BigDog und PETMAN, Boston Dynamics

Über den PETMAN sind keine Veröffentlichungen vorhanden. Auf der offiziellen Internetseite der Boston Dynamics ist nur ein Video zu finden, auf dem die Ganggeschwindigkeit von 7,1 km/h angegeben ist. Dies stellt ein hervorragendes Ergebnis für den zweibeinigen laufenden Roboter vor. Die eingesetzte Technik und die benutzten Steuerungsprinzipien sind von großem Interesse.

Über den BigDog sind einige Veröffentlichungen vorhanden. Es wird vermutet, dass BigDog und PETMAN auf der gleichartigen Antriebstechnik und den ähnlichen Steuerungsprinzipien basieren. BigDog ist mit hydraulischen Antrieben ausgestattet. Jeder Antrieb hat einen Positions- und einen Kraftsensor. Jedes Bein verfügt über vier angetriebene Freiheitsgrade sowie einen passiven gefederten Fuß mit einem zusätzlichen Kraftsensor. Die Steuerung hat eine hierarchische Struktur und enthält folgende Ebenen: die Positions- und Kraftregelung in jedem Gelenk, die Impedanzregelung des gesamten Beins und die Pose- und Laufstabilisierung mittels der Steuerung der virtuellen Beine.[50][51]

Ein weiterer interessanter Ansatz zum Aufbau und zur Steuerung der Gelenkantriebe wurde vom MIT entwickelt und ist als Series Elastic Actuator bekannt. Auf Basis dieser Antriebe wurden die flachen Roboter Spring Turkey und Spring Flamingo im MIT und der dreidimensionale M2V2 im Institute for Human and Machine Cognition (IHMC), USA konstruiert. Sie sind in Abbildung 1.6 dargestellt (von links nach rechts: Spring Turkey, Spring Flamingo, M2V2).

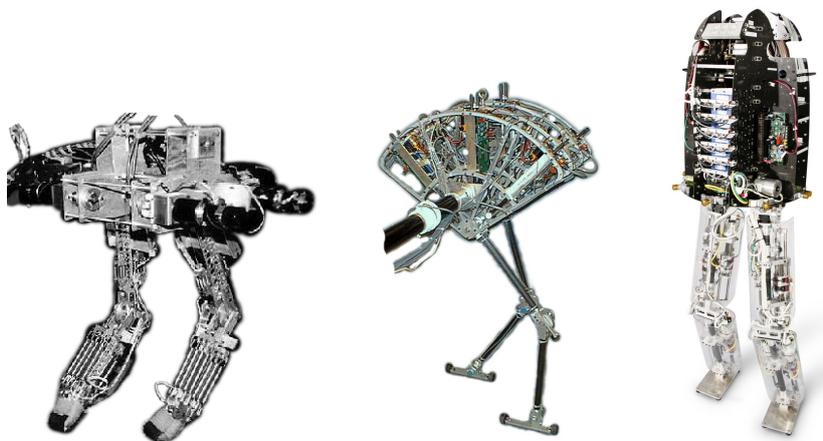


Abbildung 1.6 – Die Roboter mit SEA

Der Spring Turkey war der erste Prototyp vom MIT mit den SEA und der Vorgänger des bekannteren Spring Flamingo. Der Spring Flamingo ist 14 kg schwer, 1,2 m groß, besitzt 6

Freiheitsgrade und ist fähig mit einer Geschwindigkeit von 4,5 km/h zu gehen[24]. Die Schrittdauer beträgt 0,84 Sekunden. Sein Gehen ist fließend und wirkt natürlich und menschenähnlich. Der M2V2 ist der dreidimensionale Nachfolger des Spring Flamingo. Er wiegt 45 kg und besitzt 12 Freiheitsgrade. Bezüglich der Ganggeschwindigkeit sind nur Simulationsergebnisse veröffentlicht, welche 4,3 km/h betragen.[48]

Die Roboter wurden mit den neuartigen elektrischen Antrieben ausgestattet, die in Reihe geschaltete Federn enthalten. Die Federn werden als seriell elastisches Element und als Kraftsensor verwendet. Die Kraft wird anhand der Deformation nach dem Hookeschen Gesetz gemessen. Die Antriebe sind kraftgeregelt. Dabei lässt die Verwendung der Federn einen Frequenzbereich der Kraftregelung von 30 bis 50 Hz erreichen und die relativ niedrige Impedanz des Systems für schnelle Einwirkungen, die außerhalb des Frequenzbereichs der Regelung liegen, beibehalten. Solche Antriebe können auch als Direktantriebe mit geringer Reibung und Trägheit betrachtet werden.[1][2][5]

Die Robotersteuerung basiert auf dem Konzept des Virtual Model Control. Dieses Konzept beinhaltet, dass die virtuellen Elemente, wie z.B. Federn und Dämpfer, zwischen den verschiedenen Punkten des Roboters oder zwischen dem Roboter und der Umgebung eingeschaltet werden. Die Wirkung der virtuellen Elemente wird mittels der Gelenkdrehmomente und der entsprechenden mathematischen Umsetzung emuliert. Die Bewegung und Stabilisierung des Roboters wird durch die Eigenschaften und die Bewegung der virtuellen Elemente gewährleistet. Für die Optimierung der zahlreichen Einstellparameter wird ein genetischer Algorithmus, der die Aufnahmeleistung minimiert, benutzt.[43][44]

Die Konstruktionseinzelheiten des Roboters und die geringe Impedanz der Antriebe ermöglichen eine Verwendung der passiven Dynamik.[45] Für den dreidimensionalen Roboter wird ein zusätzliches Steuerungsprinzip entwickelt, das aus der Berechnung der Fußaufsetzposition auf Basis des Energiekriteriums besteht und Capture Point genannt wird.[48][49]

Das Deutsche Zentrum für Luft- und Raumfahrt (DLR) folgt der modernen Tendenz zur Untersuchung des zweibeinigen Gehens und hat daher einen laufenden Roboter namens DLR-Biped entwickelt. Als unterliegende Antriebstechnologie wurden die drehmomentgeregelten Gelenkmodule des DLR-KUKA-Lightweight-Robot (LWR-III) verwendet.[54] Beide Roboter werden in der Abbildung 1.7 dargestellt.



Abbildung 1.7 – LWR-III und DLR-Biped

Der DLR-Biped ist 49,2 kg schwer, 1,43 m groß und besitzt 12 Freiheitsgrade. In den ersten Versuchen wurde eine Schrittlänge von 0,2 m und eine Schrittdauer von 0,8 s erreicht, was einer Geschwindigkeit von 0,9 km/h entspricht. Das verwendete Gelenkmodul besteht aus einem bürstenlosen Servomotor zusammen mit dem Harmonic Drive Getriebe, einem Drehmomentsensor, den Positionssensoren an der Motorseite und am Ausgang des Moduls und der integrierten Elektronik. Die zusätzlichen gehvorgangsbezogenen Sensoren sind die 6-Komponenten Kraft-/Drehmomentsensoren in jedem Fuß und die IMU im Körper. [54]

Die Regelung der Gelenkmodule wurde vom LWR-III übernommen. Der eingesetzte Zustandsregler betrachtet das Harmonic Drive Getriebe und den Drehmomentsensor als ein elastisches Element und kann mittels Parametrierung die Eigenschaften eines Positions-, Impedanz- oder Drehmomentreglers nachbilden.[53][55]

Der DLR-Biped wurde mit dem Hauptzweck erstellt, die Möglichkeit der Verwendung der Drehmoment- und Impedanzregelung in den zweibeinigen Laufmaschinen zu untersuchen. Als erster Versuch, das Gehen zu realisieren, wurde das konventionelle ZMP Verfahren erfolgreich eingesetzt. Dabei werden die von der Elastizität der Getriebe, der Drehmomentsensoren und der Roboterkonstruktion verursachten Störschwingungen effektiv gedämpft.[54]

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass die Möglichkeit der Verwendung der elastischen Gelenke in den zweibeinigen Robotern derzeit aktiv erforscht wird. Die aktuellen Ergebnisse, die durch die Verwendung der Antriebe von diesem Typ erreicht wurden, zeigen das große Potenzial dieses Ansatzes.

1.2.3 Passive und quasi-passive zweibeinige Laufmaschine

Eines der ersten Versuche, einen laufenden zweibeinigen Roboter zu bilden, waren die im 19. Jahrhundert patentierten Spielzeuge. Ohne irgendwelche Steuerung können sie dank ihrer eigenen Dynamik einen kleinen Abhang herunter laufen.[57] Diese Idee wurde von einigen Forschungsgruppen übernommen und ist als passives Laufen oder passive Dynamik bekannt.

Ein bedeutender Schritt vorwärts in diesem Bereich hat McGeer aus der Simon Fraser University, Kanada Ende der 80er Jahre des 20. Jahrhundert gemacht. Er hat sich mit den zweidimensionalen Laufmaschinen beschäftigt, die ursprünglich die eingliedrigen geraden Beine hatten, und hat diese durch den Einbau der Knie erweitert.[58]

Später hat eine Forschungsgruppe, die aus der Zusammenarbeit der Cornell University, USA, mit der Delft University of Technology, Niederlande, entstand, auf Basis der McGeer's Werke eine dreidimensionale passive Laufmaschine mit Knien und sogar Armen entwickelt.[60] Die in Abbildung 1.8 dargestellte Reihe der Roboter stellt den historischen Fortschritt der passiven Laufmaschinen dar (von links nach rechts: laufendes Spielzeug des 19. Jahrhunderts, eine Kopie der McGeer's 2D Laufmaschine, Cornell 3D Laufmaschine).



Abbildung 1.8 – Passive Laufmaschine

Die Cornell 3D Laufmaschine hat ein Gewicht von 4,8 kg, ist 85 cm groß und fähig mit einer Geschwindigkeit von 1,84 km/h zu gehen. Die Schrittdauer beträgt 0,6 Sekunden. Auf Basis des Neigungswinkels der schiefen Ebene, der Geschwindigkeit und des Gewichts der Laufmaschine wird die Leistungsaufnahme auf 3W abgeschätzt.

Zu den Besonderheiten der Cornell 3D Laufmaschine gehören die spezielle Form der Füße, die die notwendige Stützkräfteverteilung während des Schrittes gewährleistet, und die kinematischen Kopplungen zwischen den Armen und den Beinen, die der Stabilisierung des Gehvorgangs dienen. Das Gehen sieht dabei menschenähnlich aus, ist aber zu den äußeren Einwirkungen und den Änderungen der Eigenschaften der Stützoberfläche empfindlich.

Ein wesentlicher Nachteil der passiven Laufmaschinen ist, dass sie die Schwerkraft als eine äußere Energiequelle für das Gehen benötigen. Um diese Begrenzung zu umgehen, wurde ein Teil der Gelenke mit Antrieben ausgestattet, die als innere Energiequelle dienen und das Gehen auf einer Fläche ohne Neigung erlauben. Derzeit sind mehrere Prototypen sowohl 2D als auch 3D mit unterschiedlichen Antriebsstrategien gebaut worden. Der Hauptunterschied besteht in der Wahl der Gelenke, die mit den Motoren angetrieben werden. Als Beispiel können die drei Roboter angeführt werden, die in der Abbildung 1.9 dargestellt sind (von links nach rechts: 2D Roboter MIKE aus der Delft University of Technology, 2D Roboter Cornell Ranger und 3D zweibeiniger Roboter aus der Cornell University).



Abbildung 1.9 – Quasi-passive Laufroboter

MIKE wurde als eine Erweiterung des McGeer's Roboters konstruiert. Dabei werden die pneumatischen McKibben Aktuatoren in der Hüfte und in den Knien eingesetzt.[61] Der Cornell Ranger ist als ebenfalls MIKE ein 2D Roboter, sie unterscheiden sich aber im kinematischen Aufbau. Der Cornell Ranger hat keine Knie, die elektrischen SEA Aktuatoren werden in der Hüfte und in den Füßen eingesetzt. Vom 1. bis 2. Mai 2011 hat der Cornell Ranger mit einer Batterieladung eine Strecke von 65,24 km zurückgelegt und damit unter den laufenden Robotern einen Weltrekord aufgestellt.[62][63]

Der Cornell 3D Roboter hat einen ähnlichen kinematischen Aufbau wie die passive Cornell 3D Laufmaschine (siehe Abbildung 1.8), besitzt jedoch zusätzlich einen Rumpf und angetriebene Sprunggelenke. Der Rumpf ist mit den Beinen mittels eines bisecting Mechanismus verbunden. Die Kinematik der Arme entspricht dieser der passiven Cornell 3D Laufmaschine. Der Antrieb des Sprunggelenks hat eine besondere Konstruktion. Ein relativ kleiner Motor von 9,5W spannt während der Schwungphase eine Feder. Die gespeicherte Energie der Feder wird daraufhin beim Beinwechsel für den Abstoß mit der Fußspitze genutzt. Der Gang wirkt dabei menschenähnlich, ist aber genauso wie sein Vorgänger empfindlich auf die äußeren Einwirkungen und die Änderungen der Eigenschaften der Stützoberfläche.

Der Cornell 3D Roboter ist 12,7 kg schwer, ungefähr 1 m groß und bewegt sich mit einer Geschwindigkeit von 1,58 km/h fort. Die Schrittdauer beträgt 0,85 Sekunden. Die durchschnittliche Leistungsaufnahme beträgt 11W. Die eingeschätzte Energieeffizienz des Roboters ist vergleichbar mit der des Menschen. [64] [65]

Die Steuerung dieser Roboter basiert auf einer Zustandsmaschine, deren Zustände den Schritphasen entsprechen und aufgrund der Information von den Sensoren, wie z.B. die Kontaktsensoren in den Füßen oder die Winkelsensoren in den Gelenken, umgeschaltet werden. Jedem Zustand wird eine festgelegte Steuereinwirkung zugeordnet, z.B. das Knie festhalten, das Schwungbein mit dem konstanten Drehmoment nach vorne schieben usw. Das Steuerungssystem dient hauptsächlich der Kompensation der Energieverluste beim Gehen und beschäftigt sich weniger mit der Stabilisation des Gehens. Wie bei den passiven Laufmaschinen, werden die Bewegungen grundsätzlich durch die passive Dynamik bestimmt.[61][62][65]

Einen weiteren Schritt in der Entwicklung der quasi-passiven Laufmaschinen hat die Forschungsgruppe aus der Technischen Universität Delft gemacht, indem sie einen quasi-passiven Roboter Flame entwickelt haben, der über ein zusätzliches Steuerungssystem für die Stabilisierung des Gehens verfügt. Der Flame ist in der Abbildung 1.10 dargestellt.

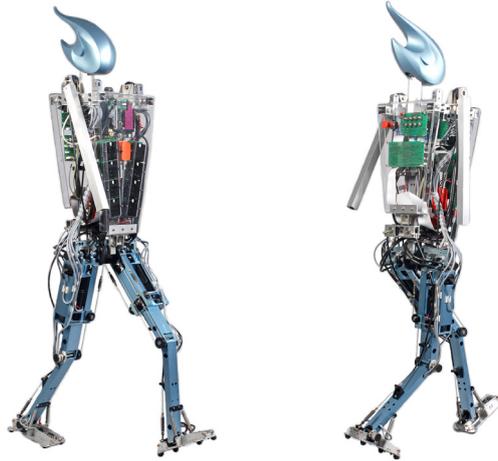


Abbildung 1.10 – Flame, TU Delft

Der Flame hat ein Gewicht von 15 kg, ist 1,3 m groß, besitzt 9 Freiheitsgrade und läuft mit einem Tempo von 1,6 km/h. Die Schrittdauer beträgt 0,77 Sekunden.[66]

Zu den Besonderheiten des Flame wird das Antriebskonzept gezählt. Der Roboter verfügt über mehrere passive und kraftgeregelt elastische Gelenke sowie ein konventionelles positionsgeregeltes Gelenk. Die Rollachsen der Sprunggelenke sind passiv und verfügen über passive Federn. Die Knie und die Pitchachsen der Hüfte- und Sprunggelenke werden mit Hilfe von den elektrischen SEA angetrieben. Die Rollachse der Hüfte ist positionsgeregelt. Die SEA und die positionsgeregelten Antriebe spielen dabei unterschiedliche Rollen in der Steuerung des Roboters. Gemäß den konventionellen Steuerungsprinzipien der quasi-passiven Laufmaschinen, sind die SEA für die Kompensation der Energieverluste beim Gehen verantwortlich. Der positionsgeregelte Antrieb ist dagegen für den Stabilisationsalgorithmus verantwortlich. Damit wird die Fußaufsetzposition in der lateralen Richtung geändert, um die schwingenden Bewegungen des Roboters in der frontalen Ebene zu stabilisieren. Mit Hilfe dieses Algorithmus ist der Roboter fähig auf einem Boden mit Unebenheiten von bis zu 8 mm zu gehen.[67][68]

Abschließend lässt sich zusammenfassen, dass die quasi-passiven Laufmaschinen den effizientesten menschenähnlichen Gehvorgang demonstrieren. Dabei besitzen sie eine relativ niedrige Flexibilität, indem die Laufparameter, wie z.B. die Gehgeschwindigkeit oder die Richtung, entweder gar nicht oder nur begrenzt gesteuert werden können. Die Stabilisationsalgorithmen benötigen ebenfalls eine Weiterentwicklung.

1.3 Motivation und Zielsetzung

Alle Forscher, die sich mit Laufmaschinen beschäftigen, haben als Ziel einen Roboter zu bauen, der sich schnell, stabil, adaptiv und energieeffizient fortbewegen kann. Dabei haben die unterschiedlichen Forschungsgruppen bedeutende Erfolge erzielt.

Die Roboter, die auf dem ZMP-Verfahren basieren, gehen stabil in eine beliebige Richtung mit einstellbarer Geschwindigkeit, jedoch mit einer geringen Energieeffizienz und einer nicht menschenähnliche Gangart.

Die Roboter mit elastischen Gelenken erreichen eine Geschwindigkeit, die vergleichbar ist mit der der Menschen und Tieren. Außerdem besitzen jene Roboter den Weltgeschwindigkeitsrekord unter den laufenden Robotern. Zu einer weiteren Besonderheit

dieser Roboter wird ihre flexible Anpassungsfähigkeit an die variablen Eigenschaften der Bodenoberflächen gezählt. Dabei bleibt ihre Energieeffizienz mit der des Menschen nicht vergleichbar.

Die passiven und quasi-passiven Roboter dagegen bewegen sich besonders energieeffizient und menschenähnlich fort. Sie haben einen Weltrekord unter den laufenden Robotern aufgestellt, indem die bis dahin längste Strecke mit nur einer Batterieladung zurückgelegt wurde. Ihre Flexibilität und Stabilität ist im Vergleich mit den anderen Robotertypen jedoch zu gering.

Die beschriebenen Robotergruppen haben damit das oben genannte Ziel jeder nur teilweise erreicht, indem die erste Gruppe stabil, die zweite besonders schnell und adaptiv und die dritte energieeffizient gehen kann. Die Ursache besteht darin, dass jede Forschungsgruppe nur eine Besonderheit des Gehens als Ausgangspunkt nimmt. Daher ist die Tendenz entstanden, die unterschiedlichen Ansätze zu kombinieren. Ein Beispiel dafür ist der Flame aus der Technischen Universität Delft, der auf dem Konzept des passiven Gehens basiert, aber zusätzlich über die elastischen und positionsgeregelten Gelenke verfügt, die der Stabilisierung des Gehens dienen.

Ausgangspunkt dieser Arbeit war der anthropomorphe Roboter ROTTO, der ursprünglich nur über die positionsgeregelten Antriebe verfügte.[14][15] Das CAD Modell und der reale Roboter ROTTO werden in der Abbildung 1.11 präsentiert.

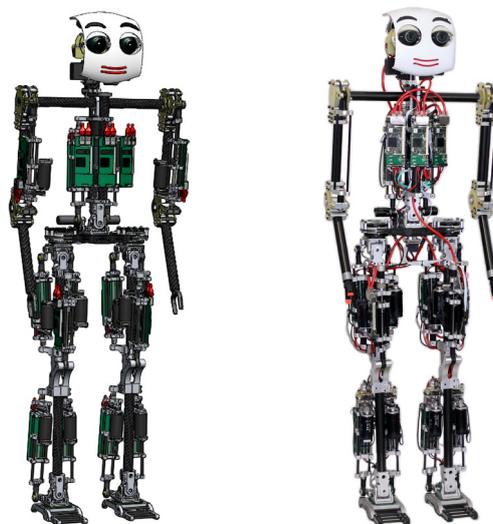


Abbildung 1.11 – CAD Modell und realer Roboter ROTTO, OvGU Magdeburg

Die Ziele dieser Arbeit sind die Erweiterung des Roboters ROTTO durch den Einbau der elastischen kraftgeregelten Antriebe und die Entwicklung eines Algorithmus des dynamischen Gehens, der die passiven Eigenschaften des Laufens nutzt.

1.4 Aufgabenstellung

Aus den oben formulierten Zielen ergeben sich die folgenden zu erfüllenden Aufgaben:

- Erweiterung des vorhandenen positionsgeregelten Antriebs durch den Einbau des elastischen Elements.
- Entwicklung der Regelung des modifizierten Antriebs auf Basis des SEA-Konzepts.

- Entwicklung des Robotersteuerungskonzeptes und dessen Auswertung am Beispiel des vereinfachten 2DOF Roboterbeines.
- Entwicklung des Algorithmus des Stehens unter Berücksichtigung der unbekannt Form und Eigenschaften der Stützoberfläche.
- Entwicklung des Algorithmus des Gehens. Die Geschwindigkeit und die Richtung des Gehens müssen dabei steuerbar sein. Das Gehen muss robust sein gegen die Ungenauigkeiten der Mechanik und der Sensoren, die Form und Eigenschaften der Stützoberfläche und gegen die äußeren Einwirkungen.
- Implementierung und Verifikation der entwickelten Algorithmen auf dem realen Roboter ROTTO.

1.5 Aufbau der Arbeit

Die Arbeit ist folgendermaßen aufgebaut: Kapitel 1 enthält die Einführung in das Thema. Dabei beschreibt es den praktischen Nutzen und die wissenschaftliche Relevanz der Arbeit und gibt eine Übersicht über die vorhandenen Lösungen im Bereich der zweibeinigen Roboter. In diesem Kapitel werden ebenfalls die Ziele der Arbeit aufgelistet und die zu erfüllenden Aufgaben formuliert.

Im Kapitel 2 wird das mathematische Modell des SEAs und des Kraftregelkreises präsentiert. Außerdem werden der Entwicklungsprozess und die mechanische Konstruktion des Kraftsensors mit einem elastischen Element beschrieben. Abschließend werden die Funktionsweise und die für das Gehen relevanten Eigenschaften des kraftgeregelten Antriebs anhand zahlreicher Versuche auf dem Prüfstand nachgewiesen.

Das Kapitel 3 widmet sich der Entwicklung der Algorithmen des Stehens mit Hilfe eines mit den kraftgeregelten Antrieben ausgerüsteten vereinfachten Roboterbeins. Schließlich werden die zwei entwickelten Algorithmen anhand der praktischen Versuche ausprobiert und ausgewertet.

Das Kapitel 4 gibt einen detaillierten Einblick in den Entwurf und den Aufbau des Steuerungssystems des Roboters ROTTO und in die experimentellen Erprobung der entwickelten Laufalgorithmen. Die Arbeit endet mit dem zusammenfassenden Kapitel 5.

2 KRAFTGEREGELTER ANTRIEB MIT SERIELLER ELASTIZITÄT

Für die Regelung der SEA sind verschiedene Verfahren bekannt. Sie können positions-, impedanz- oder kraftgeregelt werden. Diese Arbeit beschäftigt sich mit den kraftgeregelt SEA. Der Ansatz zur Kraftregelung der SEA ist derzeit am intensivsten erforscht und in den zahlreichen Arbeiten wie z.B. [1] und [67] beschrieben. Dabei dient der SEA als Kraftquelle mit geringer Reibung und Trägheit.

In diesem Kapitel werden das mathematische Modell des Antriebs und des Kraftregelkreises sowie die Einstellung des Kraftregelkreises gemäß dem SEA-Konzept beschrieben. Anschließend folgen die mechanische Konstruktion des elastischen Kraftsensors und seine Kalibrierung. Abschließend werden die praktischen Versuche mit dem kraftgeregelt Antriebe dargestellt, die dessen Arbeitsfähigkeit nachweisen sollen.

2.1 Konstruktion eines linearen Antriebs

Der Roboter ROTTO ist mit modularen linearen elektrischen Antrieben ausgestattet. Alle Antriebe außer den dreien in Becken und Körper, sind identisch und bestehen aus dem permanentmagneterregten Synchronmotor, der Zahnriemenstufe, dem Kugelgewindetrieb und den Linearführungen. Die Motorposition wird mittels eines Inkrementalgebers erfasst. Ein integriertes Elektronikmodul übernimmt die Regelung und Überwachung des Antriebs. In Abbildung 2.1 ist der Gesamtaufbau des Antriebs vom Roboter ROTTO zu sehen.[14] Die Parameter des Antriebs sind im ANHANG A angegeben.

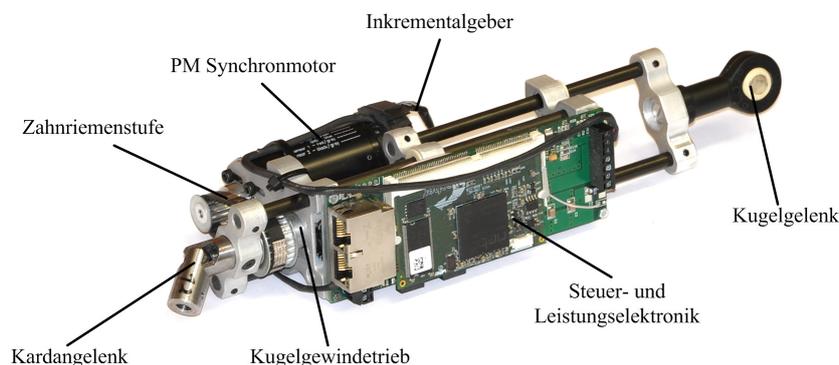


Abbildung 2.1 – Gesamtaufbau des Antriebs vom Roboter ROTTO

Die Konstruktion dieses Antriebs muss durch den Einbau eines elastischen Elements erweitert werden. Damit der exakte Grad der Deformation des elastischen Elements bestimmt werden kann, wurden die zusätzlichen Analogeingänge im Elektronikmodul vorgesehen.

2.2 Mathematisches Modell des Antriebs und des Kraftregelkreises

Um das elastische Element zu dimensionieren und die Parameter des Regelungssystems auszuwählen, muss ein mathematisches Modell des Antriebs und der Regelung erstellt werden.

Der SEA besteht aus einem Motor, einem Getriebe, einem elastischen Element und einem Regelungssystem. Die Kraft wird in der Regel anhand der Deformation des elastischen Elements nach dem Hookeschen Gesetz gemessen. Am Ausgang des SEAs wird eine Last angebracht. Die typische Architektur des SEAs ist in der Abbildung 2.2 schematisch illustriert.

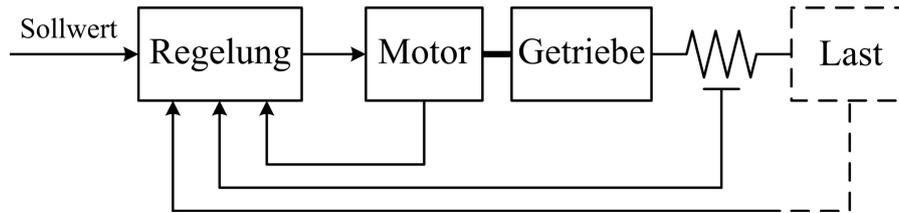


Abbildung 2.2 – Schematische Darstellung des SEAs

Die Abbildung 2.3 zeigt die physikalische Darstellung des SEAs und die innerhalb des Systems wirkenden Kräfte. Der Motor und die beweglichen Teile des Getriebes können als eine bewegliche Masse m_M abgebildet werden. Auf die bewegliche Masse wirken die elektromagnetische Kraft F_E , die elastische Kraft F_F und die Reibungskraft F_R .

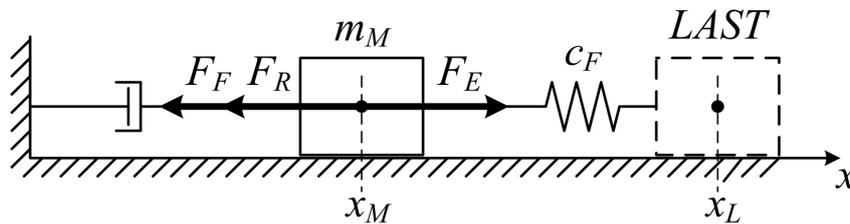


Abbildung 2.3 – Physikalische Darstellung des SEAs

Masse und Last werden mittels einer Feder mit der Federkonstante c_F verbunden. Auf die Last wirkt die elastische Kraft F_F , die durch die Position der beweglichen Masse x_M und des Ausgangs des SEAs x_L , an den die Last angeschlossen ist, bestimmt wird. Die Natur der Last sei dabei unbekannt. Dieses System kann durch die folgende Differentialgleichung beschrieben werden:

$$\ddot{x}_M = (F_E - F_F - F_R) \cdot \frac{1}{m_M} \quad (2.1)$$

Mit Rücksicht darauf, dass die rotierende Bewegung des Motors α_M mittels des Getriebes mit der Übersetzung k_G in die lineare Bewegung x_M umgewandelt wird, wie die folgende Gleichung zeigt:

$$x_M = k_G \cdot \alpha_M, \quad (2.2)$$

kann die Differentialgleichung (2.1) wie folgt aufgestellt werden:

$$\ddot{\alpha}_M = (M_E - F_F \cdot k_G - M_R) \cdot \frac{1}{J_M}, \quad (2.3)$$

wo J_M ein Trägheitsmoment des Motors und der beweglichen Teile des Getriebes ist. M_E bezeichnet ein elektromagnetisches Drehmoment des Motors und wird durch den drehmomentbildenden Strom I_M und die Drehmomentkonstante c_M bestimmt:

$$M_E = I_M \cdot c_M \quad (2.4)$$

Die elastische Kraft F_F wird durch den Positionen x_M und x_L , und durch die Federkonstante c_F bestimmt:

$$F_F = (x_M - x_L) \cdot c_F \quad (2.5)$$

Das Reibungsdrehmoment M_R ist eine Funktion der Drehgeschwindigkeit:

$$M_R = f_R(\dot{\alpha}_M) \quad (2.6)$$

Dieses Gleichungssystem beschreibt eine Regelstrecke für die Kraftregelung und wird als Blockschaltbild in Abbildung 2.4 aufgezeigt.

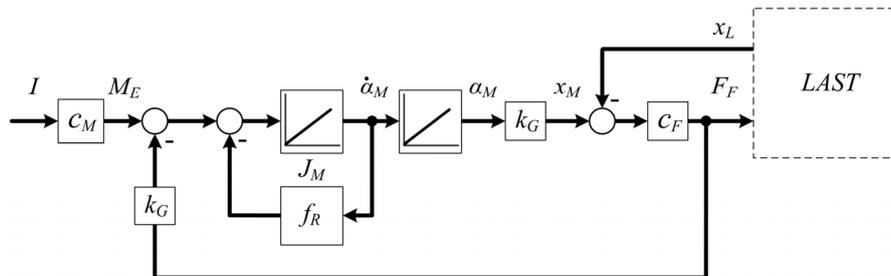


Abbildung 2.4 – Mathematisches Modell des SEAs

Das mathematische Modell des SEAs mit einem geschlossenen Kraftregelkreis ist in der Abbildung 2.5 dargestellt. Neben dem Kraftregler werden im allgemeinen Fall ein Vorfilter sowie die Vorsteuerung und die Vorwärtsführungen eingesetzt. Dabei werden die auf den Motor wirkende elastische Kraft, Reibungskraft sowie die Positionsänderung der Last als Störgrößen betrachtet. Diese sind in Abbildung 2.5 mit den Strichlinien bezeichnet. Die dynamischen Eigenschaften des Stromregelkreises werden nicht berücksichtigt, weil der vorhandene Stromregelkreis wesentlich schneller als der Kraftregelkreis ist.

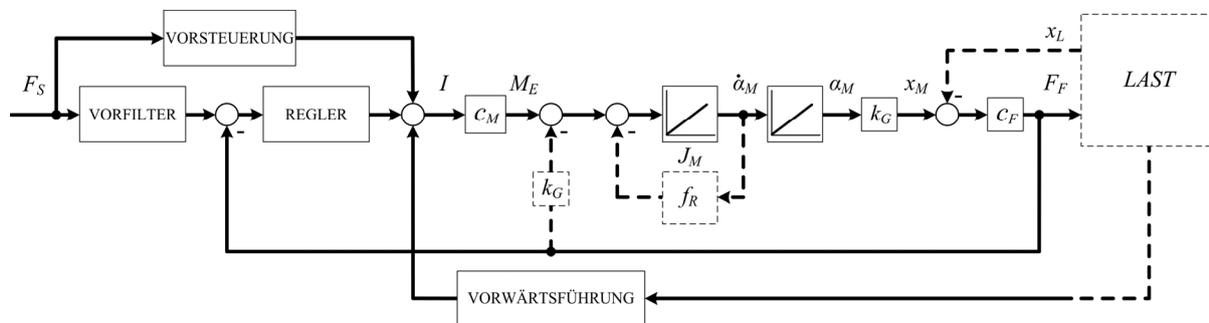


Abbildung 2.5 – Kraftregelung des SEAs

Die beschriebene Struktur des Kraftregelungssystems wurde von einer Forschungsgruppe aus dem MIT vorgeschlagen [1]. Das ähnliche Kraftregelungssystem, jedoch ohne die Vorsteuerung und die Vorwärtsführungen, wurde in der Technischen Universität Delft eingesetzt [67].

2.3 Begründung der Verwendung des elastischen Sensor-Aktor-Systems

Der Einbau des elastischen Elements in einen Antrieb bietet zahlreiche Vorteile, die in den Werken vom MIT beschrieben sind, wie beispielsweise die erhöhte Genauigkeit der Kraftregelung, die Robustheit des Regelungssystems gegen Änderungen der inneren und äußeren Parameter, die geringe Impedanz und Reibung, backdriveability, die Stoßtoleranz und die Möglichkeit die Energie in einem elastischen Element zu speichern.[1][2][3][4][5]

Außerdem bietet der Einbau des elastischen Elements noch einen wichtigen Vorteil. Während die Parameter des Antriebs, wie das Trägheitsmoment des Motors J_M , die Drehmomentkonstante c_M und die Übersetzung des Getriebes k_G , zugunsten des Kraftregelungssystems nicht angepasst werden können, kann die Federkonstante c_F als frei auszuwählender Parameter betrachtet werden und zusammen mit den Parametern des Reglers zur Optimierung des Kraftregelkreises dienen. Die Federkonstante kann so ausgewählt werden, dass sich die Resonanz des Systems in den Niederfrequenzbereich verschiebt. Die Grenzfrequenz der Kraftregelung wird dabei größer als die Resonanzfrequenz gewählt. Nur in diesem Fall können die auf den Motor wirkende elastische Kraft und die Positionsänderung der Last als Störgrößen betrachtet werden, da die Regelung mit ihren Änderungen zurechtkommt. Dabei wird der Reglerentwurf vereinfacht und eine hohe Robustheit des Regelungssystems gegen Änderungen der inneren und äußeren Parameter erreicht.

Um diese Behauptung zu veranschaulichen, wird das Verhalten der Regelstrecke, die in der Abbildung 2.4 dargestellt ist, im Frequenzraum analysiert. Der Ausgang des SEAs ist an einem schweren Objekt oder an der Wand befestigt, so dass x_L sich unerheblich ändert. Dabei hat die Wand die eigene Steifigkeit. Die physikalische Darstellung dieses Falls ist in der Abbildung 2.6 dargestellt.

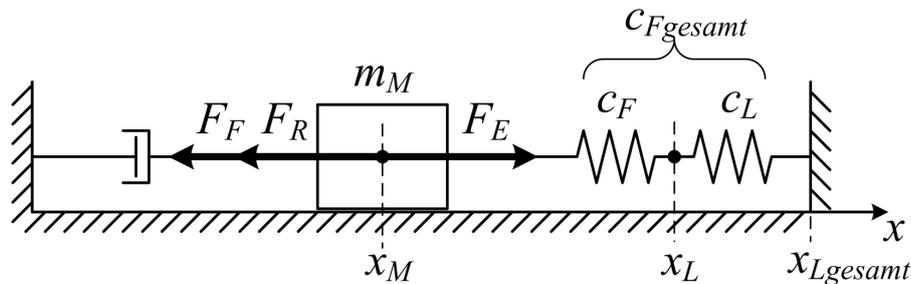


Abbildung 2.6 – Physikalische Darstellung des SEAs mit einem befestigten Ausgang

Die Steifigkeiten c_F und c_L können in einer Größe $c_{Fgesamt}$ zusammengefügt werden:

$$c_{Fgesamt} = \frac{c_F \cdot c_L}{c_F + c_L} \quad (2.7)$$

In diesem Fall kann die Regelstrecke in ein Blockschaltbild abgebildet werden, das in der Abbildung 2.7 dargestellt ist. Die genaue Darstellung der Reibung spielt hier keine bedeutende Rolle und wird durch einen Dämpfungsfaktor k_D ersetzt.

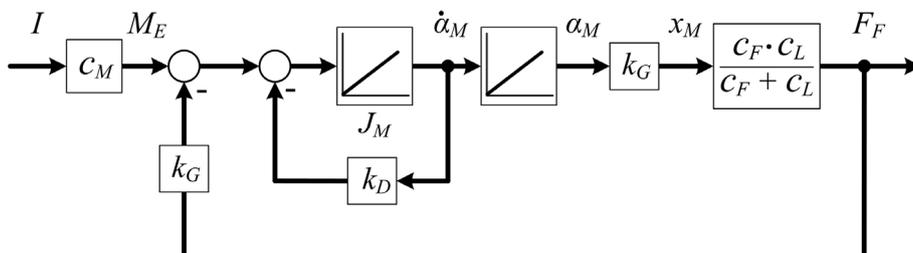


Abbildung 2.7 – Blockschaltbild des SEAs mit einem befestigten Ausgang

Dieses Beispielsystem ist ein Analog eines Teiles des Roboters, der mit einer Stützoberfläche zusammenwirkt. Die verschiedenen Steifigkeiten c_L beschreiben die Eigenschaften der unterschiedlichen Stützoberflächen. Deswegen ist das Verhalten der Regelstrecke bei der konstanten c_F und variablen c_L von großem Interesse.

Falls ein traditioneller Kraftsensor mit einem Federkörper aus Metall und Dehnmeßstreifen verwendet wird, wird c_F durch die Elastizitäten des Kraftsensors und die Konstruktion des Antriebs bestimmt. Dabei ergeben sich für c_F relativ große Werte, die mit der c_L für die harten Stützoberflächen vergleichbar sind. Deswegen befindet sich die Resonanz des Systems im Hochfrequenzbereich. Die weichen Oberflächen mit der niedrigen c_L verschieben die Resonanz in den Niederfrequenzbereich. Das Verhalten der Regelstrecke im Frequenzbereich unter diesen Bedingungen ist in der Abbildung 2.8 dargestellt.

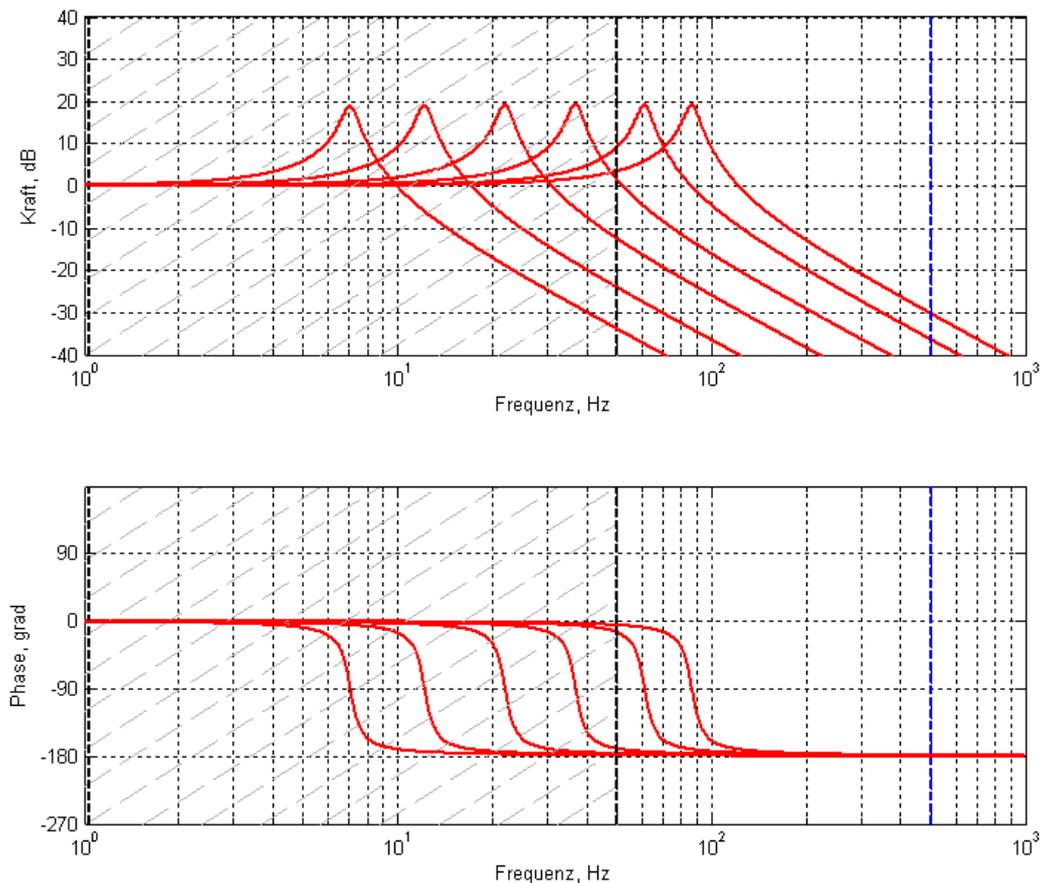


Abbildung 2.8 – Verhalten der Regelstrecke bei der hohen c_F

Diese Frequenzgänge sind unter Berücksichtigung der realen Parameter des Antriebs vom Roboter ROTTO und der Parameter von den wenigen Stützoberflächen erstellt worden. Unter anderem sind die Nyquist-Frequenz für die Abtastzeit 1 ms mit der blauen Strichlinie und der gewünschte Frequenzbereich, in dem die Kraftregelung zu realisieren ist, mit der grauen Diagonalschattierung abgebildet. In der Abbildung 2.8 kann man sehen, dass die Resonanz fast den ganzen gewünschten Frequenzbereich überschneidet. Wenn die Grenzfrequenz der Kraftregelung innerhalb dieses Frequenzbereichs ausgewählt wird, wird es problematisch die Regelkreisstabilität bei der Änderung der Eigenschaften von der Stützoberfläche wegen der Phasenänderung von 0° bis -180° zu gewährleisten. Die Kraftregelung ist dann nur in einem Frequenzbereich bis ungefähr 5 Hz möglich.

Der Einbau eines Kraftsensors mit der niedrigen Steifigkeit oder eines zusätzlichen elastischen Elements in einen Antrieb zieht solche Folgen nach sich:

- Die Elastizität des Antriebs c_F wird hauptsächlich durch das elastische Element und nicht durch die Konstruktion des Antriebs bestimmt. Das reduziert die Anforderungen an die Konstruktion des Antriebs und des Roboters.

- Der Änderungsbereich der Resonanzfrequenz reduziert sich, da c_F vergleichbar oder kleiner als c_L für die weichen Stützoberflächen wird.
- Die höchste Resonanzfrequenz kann gezielt mittels Auswahl passender Steifigkeit des elastischen Elements c_F in den Niederfrequenzbereich verschoben werden.

Das Verhalten der Regelstrecke mit der niedrigen c_F im Frequenzbereich wird in Abbildung 2.9 präsentiert.

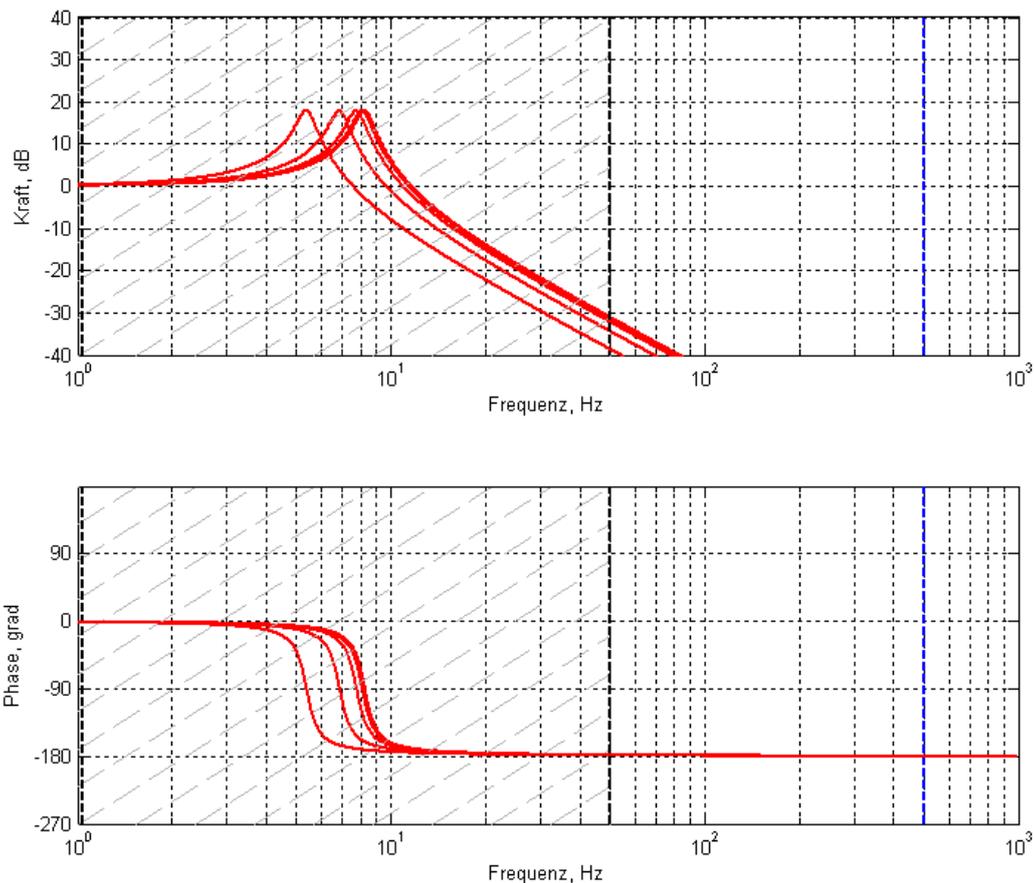


Abbildung 2.9 – Verhalten der Regelstrecke bei der niedrigen c_F

In der Abbildung 2.9 ist zu sehen, dass der Frequenzbereich von ungefähr 20 Hz und höher frei von den Resonanzen ist. Deswegen ist es möglich bei der Auswahl der Grenzfrequenz der Kraftregelung innerhalb dieses Frequenzbereichs, die Stabilität des Regelkreises zu gewährleisten. Außerdem kann die Regelstrecke beim Reglerentwurf durch eine ohne Resonanzeigenschaften ersetzt werden. Somit können die auf den Motor wirkende elastische Kraft und die Reibungskraft weggelassen werden.

Es muss darauf hingewiesen werden, dass die Auswahl der Steifigkeit eines elastischen Elements beidseitig begrenzt ist. Einerseits muss die Resonanzfrequenz des Systems 2-5 mal kleiner als die ausgewählte Grenzfrequenz der Regelung sein. Andererseits erfordern die zu kleinen Steifigkeitswerte die großen Motorbewegungen, um den Kraftsollwert zu erreichen. Das kann zur Sättigung des Stromregelkreises und zur unerwünschten Verschlechterung der Dynamik führen.

2.4 Elastischer Kraftsensor

2.4.1 Auswahl der Steifigkeit des elastischen Elements

Die Steifigkeit des elastischen Elements wird durch die Auswahl der Resonanzfrequenz des in der Abbildung 2.7 abgebildeten Systems bestimmt. Die Resonanzfrequenz ist von der Auswahl des Grenzfrequenzbereichs abhängig. Für den vorhandenen Antrieb wurden ein Grenzfrequenzbereich von 20 bis 50 Hz und eine Resonanzfrequenz von 10 Hz ausgewählt. Dafür gibt es die folgenden Gründe:

- Der Zielbereich von 20 bis 50 Hz, in dem die Grenzfrequenz sich befinden muss, wurde ausgehend von der praktischen Erfahrung der Forschungsgruppen aus dem MIT und der TU Delft ausgewählt.
- Aus der praktischen Sicht sind die Grenzfrequenzen der Kraftregelung höher als 50 Hz in Bezug auf den zweibeinigen Roboter nicht relevant, weil die Bewegungen des Roboters den Frequenzbereich von 10 Hz nicht überschreiten.
- Die zusätzlichen hochfrequenten Resonanzen in der Konstruktion des vorhandenen Antriebs und das Rauschen der Sensoren begrenzen auch die realisierbare Grenzfrequenz der Kraftregelung auf ungefähr 50-60 Hz.

Unter Berücksichtigung, dass c_L wesentlich größer als c_F und k_D ziemlich klein ist und somit sie geringe Auswirkung auf die Resonanzfrequenz haben, wird die Resonanzfrequenz wie folgt bestimmt:

$$f_{Res} = \frac{1}{2 \cdot \pi} \cdot \sqrt{\frac{c_F}{m_M}}, \quad (2.8)$$

in der m_M die äquivalente Masse der rotierenden Teile des Antriebs ist:

$$m_M = \frac{J_M}{k_G^2} \quad (2.9)$$

Daraus ergibt sich:

$$c_F = J_M \cdot \left(\frac{2 \cdot \pi \cdot f_{Res}}{k_G} \right)^2 \quad (2.10)$$

Durch Einsetzen der Resonanzfrequenz $f_{Res} = 10$ Hz und der Parameter des Antriebs (siehe ANHANG A) ergeben sich folgende Beträge:

$$c_F = 197390 \text{ N/m} = 197,39 \text{ N/mm}.$$

2.4.2 Aufbau des Kraftsensors

Der vorhandene lineare Antrieb des Roboters ROTTO wurde durch den Einbau des Kraftsensors erweitert. Der Kraftsensor wurde in die Aufhängung des Antriebs anstelle des Kardangelenks eingebaut. Dabei dient der Kraftsensor nicht nur als serielle Elastizität, sondern ersetzt auch das Kardangelenk für die kleinen Winkel. Um den Einbau des Kraftsensors zu ermöglichen, wurden die zwei Führungsstifte aus dem Kohlefaserkunststoff

durch die zwei Stahlstifte ersetzt. Der Unterschied zwischen dem alten und neuen Antrieb lässt sich in Abbildung 2.10 veranschaulichen.

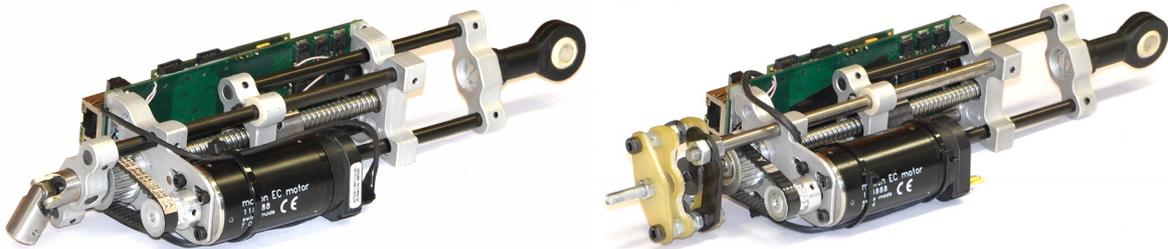
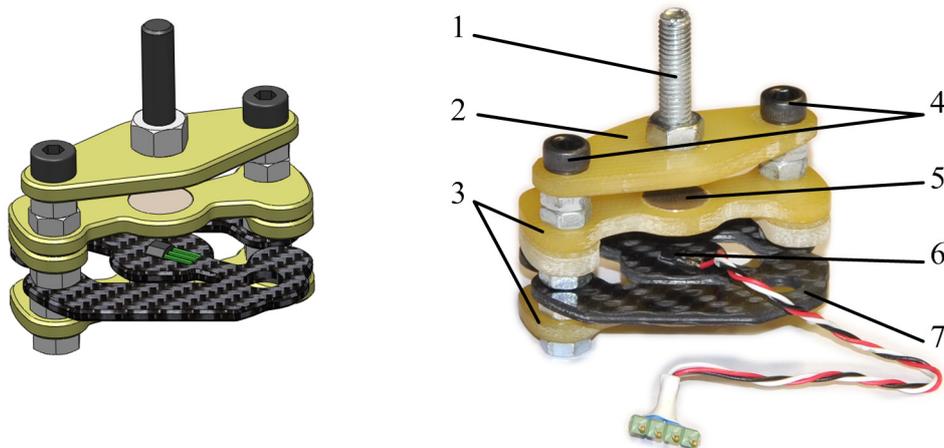


Abbildung 2.10 – Ursprünglicher und modifizierter Antrieb

Der Kraftsensor besitzt eine mehrteilige Konstruktion, ersichtlich aus Abbildung 2.11. Das elastische Element 7 aus Kohlefaserkunststoff bildet den Hauptteil des Kraftsensors. Auf dem elastischen Element ist ein Hallsensor 6 befestigt. Bei der Deformation des elastischen Elements bewegt sich der Hallsensor im Magnetfeld der zwei Neodymmagneten 5, die auf den Trägerplatten 3 befestigt sind. Einer von den Neodymmagneten befindet sich unter dem Hallsensor und ist in der Abbildung 2.11 nicht sichtbar. Alle diese Elemente sind auf der Trägerplatte 2 mit Hilfe von den zwei Schrauben 4 befestigt. Die Trägerplatten 2 und 3 sind aus Glasfaserkunststoff gefertigt. Die Bohrungen im elastischen Element dienen zum Anschrauben des Kraftsensors an den Antrieb. Die Befestigungsschraube 1 schraubt den Kraftsensor zusammen mit dem Antrieb an den Roboter fest.



1 – Befestigungsschraube. 2 – Trägerplatte. 3 – Trägerplatten für das Magnetsystem. 4 – Schrauben. 5 – Neodymmagnet. 6 – Hallsensor. 7 – elastisches Element.

Abbildung 2.11 – Aufbau des Kraftsensors

Der Nachteil der mehrteiligen Konstruktion des Kraftsensors ist die erkennbare Hysterese. Die Entscheidung fiel dennoch auf die mehrteilige Konstruktion, weil diese den Wechsel des elastischen Elements und die Anpassung des Magnetsystems ermöglicht und dadurch für die Entwicklungszwecke besonders bequem ist.

2.4.3 Elastisches Element

Wegen des Platzmangels wurde auf die konventionellen Spiralfedern verzichtet und für die Flachfeder entschieden. Um die Einwirkung der Feder auf das Magnetfeld des Deformationssensors auszuschließen, wurde der Kohlefaserkunststoff als das Material der Feder ausgewählt. Die weitere Entwicklung der Feder wurde iterativ durchgeführt, weil die

Analyse der Faserkunststoffe mit Hilfe der analytischen Methoden oder der FEM-Simulation unzuverlässig ist. Die Feder muss die folgende Parameter aufweisen: die Steifigkeit und die maximale zulässige Lastkraft. Die Steifigkeit muss 200 N/mm nicht überschreiten. Die maximale zulässige Lastkraft muss größer als die maximale vom Antrieb realisierbare Kraft mit der doppelten Reserve für den Anprall sein und 400 N betragen. Es wurden drei Varianten des elastischen Elements entwickelt, die in Abbildung 2.12 dargestellt werden.



Abbildung 2.12 – Iterative Entwicklung des elastischen Elements

Die erste und zweite Variante hatten die Kreuzform und wurden aus den Kohlefaserplatten entsprechend 1 und 2 mm dick hergestellt. Die beiden wiesen eine unbefriedigende Belastbarkeit auf und wurden bei den praktischen Versuchen zerstört. Die dritte Variante stellt die zwei parallelen Flachfedern vor und ist aus der 2 mm dicken Kohlefaserplatte erstellt. Die Insel dazwischen dient der Befestigung des Hallsensors und trägt nicht zur Deformation bei.

2.4.4 Deformationssensor

Das Funktionsprinzip des Deformationssensors besteht darin, dass der auf dem elastischen Element befestigte Hallsensor sich bei der Deformation des elastischen Elements innerhalb des Magnetfeldes der zwei scheibenförmigen Neodymmagneten bewegt und seine Ausgangsspannung ändert. Die gleichnamigen Pole der Magneten sind zueinander ausgerichtet und bilden ein Magnetfeld, das sich fast linear entlang der Hallsensorbewegungsachse ändert. Die Abstandänderung zwischen den Magneten lässt den Übertragungsfaktor des Sensors variieren. Die Ausgangsspannung des Hallsensors wird mit Hilfe vom 10-Bit A/D-Umsetzer digitalisiert, der sich auf der Steuerungselektronikplatine befindet. Die Lage des Hallsensors und der Neodymmagneten als Bestandteile des Kraftsensors ist in der Abbildung 2.13 illustriert.

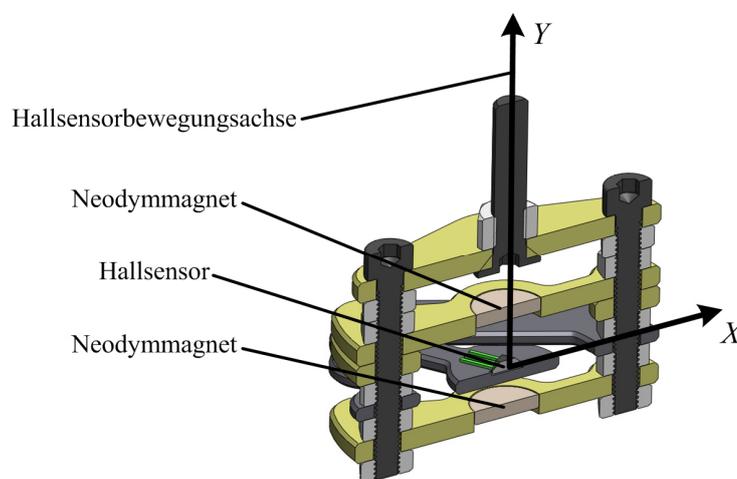


Abbildung 2.13 – Schnittdarstellung des Kraftsensors

Der Arbeitsbereich und der Übertragungsfaktor des Deformationssensors werden gleichzeitig von der Auswahl der Magneten, dem Abstand zwischen den Magneten und der Empfindlichkeit des Hallsensors beeinflusst. Die Anpassung der o.g. Parameter wurde mit Hilfe der FEM-Simulation durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 2.14 ersichtlich. Dabei betragen der Durchmesser und die Höhe der Magneten 10 mm und 2 mm entsprechend. Der Abstand zwischen den Magneten beträgt 13 mm.

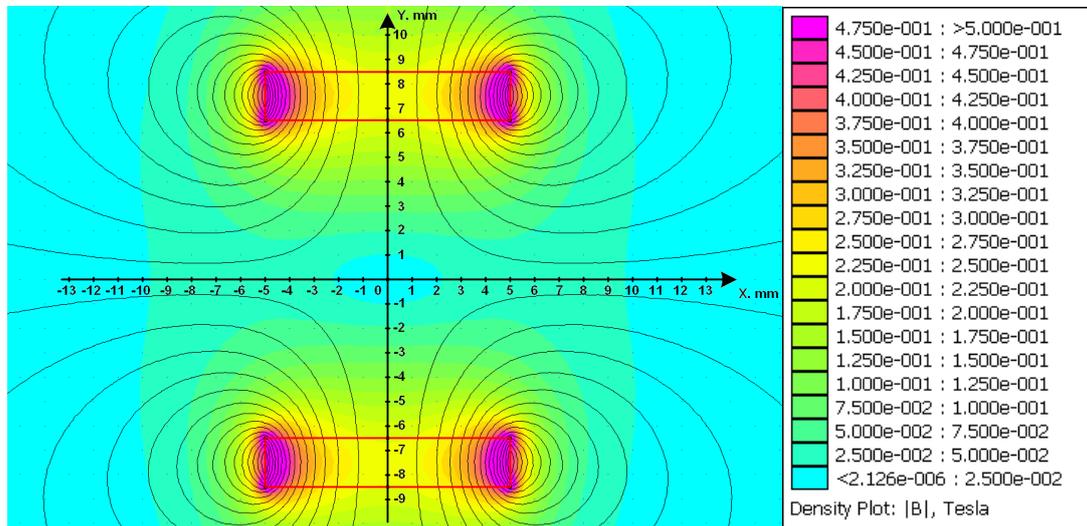


Abbildung 2.14 – FEM-Simulation des Magnetfeldes des Deformationssensors

Aus der FEM-Simulation wurde die Magnetfeldveränderung entlang der Hallsensorbewegungsachse ermittelt, die in der Abbildung 2.15 vorgestellt ist. Der voraussichtliche Arbeitsbereich des Deformationssensors ist mittels der Diagonalschattierung dargestellt.

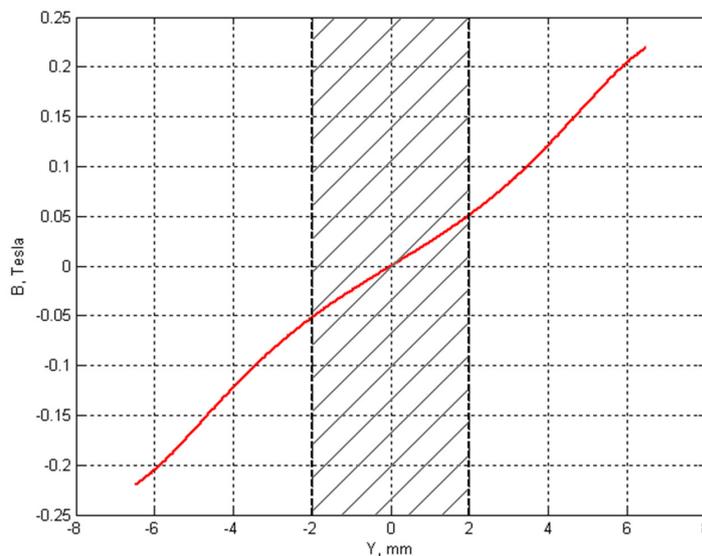


Abbildung 2.15 – Magnetfeldveränderung entlang der Hallsensorbewegungsachse

In der Abbildung 2.15 ist zu sehen, dass das Magnetfeld sich innerhalb des voraussichtlichen Arbeitsbereichs fast linear verändert. Aufgrund der FEM-Simulation und des voraussichtlich ausgewählten Arbeitsbereichs wurde der Hallsensor mit der Empfindlichkeit 50 V/T ausgewählt. Dabei stimmt der Hallsensor mit dem A/D-Umsetzer, der einen Eingangsspannungsbereich von 0–5V hat, überein.

Nach dem Zusammenbau des Kraftsensors aus den ausgewählten Elementen wurden seine tatsächlichen Parameter mittels der Kalibrierung ermittelt, sowie die Arbeitsfähigkeit und die ausreichende Linearität des Kraftsensors nachgewiesen.

2.4.5 Kalibrierung des Kraftsensors

Die tatsächlichen Parameter des aus dem Kohlenfaserkunststoff hergestellten elastischen Elements wie die Steifigkeit und Linearität sind unbekannt. Deswegen muss der Kraftsensor zwei Mal kalibriert werden. Das erste Mal als Deformationssensor und das zweite Mal als Kraftsensor. Das ermöglicht die Messung dieser beiden Größen sowie die Ermittlung der Steifigkeit des elastischen Elements. Für die Kalibrierung wurden die folgenden zwei Versuche durchgeführt:

1) Für die Kalibrierung des Deformationssensors werden die beiden Enden des Antriebs unbeweglich auf dem Prüfstand befestigt. Die Welle des Motors wird manuell bewegt, womit die Deformation des elastischen Elements verursacht wird. Die Angaben des A/D-Umsetzers aus dem Hallsensor werden gespeichert und als Deformation des elastischen Elements interpretiert. Die tatsächliche Deformation des elastischen Elements wurde mit Hilfe des Encoders auf der Motorwelle und dem Übersetzungsfaktor des Getriebes ermittelt. Die Ergebnisse des Versuches sind in der Abbildung 2.16 veranschaulicht. Die gemessenen Werte sind mit den Punkten bezeichnet.

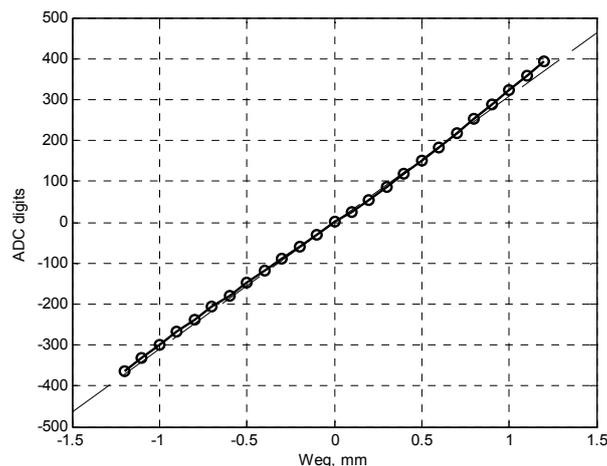


Abbildung 2.16 – Kalibrierung des Deformationssensors

Die Übertragungsfunktion des Deformationssensors wird als lineare Funktion $\Delta x = k_{\Delta x} \cdot N_{ADC}$, die durch den Nullpunkt verläuft, errechnet. Der Proportionalitätsfaktor $k_{\Delta x}$ zwischen den Angaben des A/D-Umsetzers und der gemessenen Deformation wird nach der Methode der kleinsten Quadrate berechnet und beträgt $k_{\Delta x} = 0,00323$. Dabei beträgt der maximale Fehler 0,0722mm oder 2,41% vom gesamten Messbereich. Die ermittelte Übertragungsfunktion ist mit der Strichlinie in der Abbildung 2.16 dargestellt.

2) Für die Kalibrierung des Kraftsensors wird ein Ende des Antriebs unbeweglich auf dem Prüfstand befestigt und das andere Ende wird mit Hilfe von einem Seil und einem Rollenblock mit den Gewichtsstücken belastet. Die Angaben des A/D-Umsetzers aus dem Hallsensor werden gespeichert und als Kraft interpretiert. Die tatsächliche Kraft wird anhand der Masse der Gewichtsstücke ermittelt. Die Ergebnisse des Versuches sind in der Abbildung 2.17 illustriert. Die gemessenen Werte sind mit den Punkten bezeichnet.

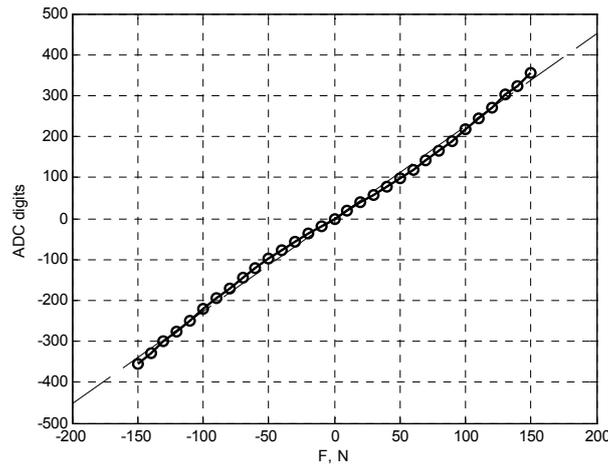


Abbildung 2.17 – Kalibrierung des Kraftsensors

Die Übertragungsfunktion des Kraftsensors wird als lineare Funktion $F_F = k_F \cdot N_{ADC}$, die den Nullpunkt durchquert, ermittelt. Der Proportionalitätsfaktor k_F zwischen den Angaben des A/D-Umsetzers und der gemessenen Kraft wird nach der Methode der kleinsten Quadrate berechnet und beträgt $k_F = 0,443$. Dabei beträgt der maximale Fehler 7,34N oder 1,84% vom gesamten Messbereich. Die ermittelte Übertragungsfunktion ist mit einer gestrichelten Linie in der Abbildung 2.17 dargestellt.

Aus den zwei durchgeführten Kalibrierungsversuchen lässt sich die Steifigkeit des elastischen Elements ermitteln:

$$c_F = \frac{F_F}{\Delta x} = \frac{k_F}{k_{\Delta x}} = 137,15 \text{ N/mm} \quad (2.11)$$

Gemäß (2.8) beträgt die Resonanzfrequenz $f_{res} = 8$ Hz und liegt somit innerhalb des zulässigen Bereichs.

2.5 Reglerentwurf

Der gesamte Reglerentwurf wird im Laplace-Raum durchgeführt. Zur Verwendung der Regler im vorhandenen digitalen Regelungssystem, wird die Umwandlung der entwickelten Regler in zeitdiskreter Form angewendet. Die Abtastzeit des vorhandenen digitalen Regelungssystems beträgt 1ms und die zusätzliche Verzögerung ergibt die Abtastzeit. Diese begrenzt die Grenzfrequenz des zu entwickelnden Regelungssystems ungefähr auf einen Wert von 50 Hz, wobei die zusätzliche Phasenverschiebung des digitalen Regelungssystems 18° beträgt und die Differenz zwischen dem im Laplace-Raum entwickelten System und dem realen digitalen System noch akzeptabel ist. Falls eine Grenzfrequenz von mehr als 50 Hz notwendig wäre, müssten die Reglerentwurfverfahren im z-Raum angewendet werden.

Der Reglerentwurf basiert auf dem Verfahren mit der Zielfunktion. Dabei wird die Zielfunktion mit den gewünschten dynamischen Eigenschaften ausgewählt. Die Parameter des Reglers werden so eingestellt, dass das gesamte Regelungssystem die gleichen dynamischen Eigenschaften wie die Zielfunktion hat.

Ausgehend von den Eigenschaften der Regelstrecke (siehe Abbildung 2.4 und Abbildung 2.7) ist es zweckmäßig, einen PD-Regler einzusetzen. Um einen statischen Fehler zu reduzieren, werden Regler mit I-Gliedern entwickelt. Anschließend müssen sie unter den anwendungsfallspezifischen Bedingungen ausgewertet werden.

2.5.1 PD-Regler

Das endgültige System, für das der Reglerentwurf durchgeführt wird, ist in der Abbildung 2.18 dargestellt.

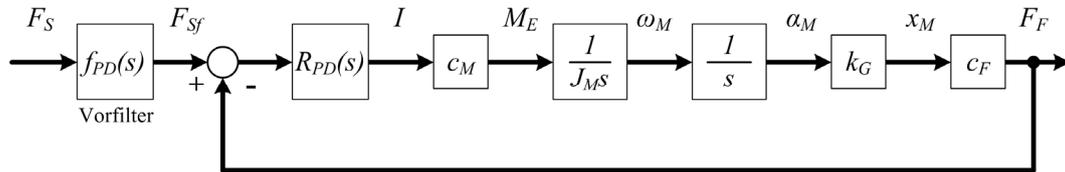


Abbildung 2.18 – Kraftregelkreis mit dem PD-Regler

Die Zielfunktion des geschlossenen Regelkreises lautet:

$$f_{z_PD}(s) = \frac{1}{T^2 \cdot s^2 + 2 \cdot T \cdot \xi \cdot s + 1}, \quad (2.12)$$

wo T und ξ die Zeitkonstante und den Dämpfungsfaktor entsprechend bezeichnen, die als Einstellparameter dienen und auf die Schnelligkeit und das Übergangsverhalten des Regelkreises wirken.

PD-Regler wird wie folgt beschrieben:

$$R_{PD}(s) = \frac{K_P + K_D \cdot s}{K_1}, \quad (2.13)$$

in welcher der Koeffizient

$$K_1 = \frac{J_M}{c_M \cdot k_G \cdot c_F} \quad (2.14)$$

die Verstärkung der Regelstrecke kompensiert, um die Berechnung zu erleichtern.

Daraus ergibt sich die Übertragungsfunktion des geschlossenen Regelkreises ohne Berücksichtigung des Vorfilters:

$$\frac{F_F(s)}{F_{Sf}(s)} = \frac{\frac{K_D}{K_P} \cdot s + 1}{\frac{1}{K_P} \cdot s^2 + \frac{K_D}{K_P} \cdot s + 1} \quad (2.15)$$

Aus (2.15) folgt die Notwendigkeit einen Vorfilter anzuwenden, um das PD-Glied im Zähler zu kompensieren:

$$f_{PD}(s) = \frac{1}{\frac{K_D}{K_P} \cdot s + 1}. \quad (2.16)$$

Durch die Angleichung der Nenner der Zielfunktion (2.12) und der Übertragungsfunktion des geschlossenen Regelkreises (2.15) ergibt sich folgendes Ergebnis:

$$\frac{1}{K_P} = T^2, \quad \frac{K_D}{K_P} = 2 \cdot T \cdot \xi \rightarrow K_P = \frac{1}{T^2}, \quad K_D = \frac{2 \cdot \xi}{T}. \quad (2.17)$$

Da der PD-Regler kausal sein muss, wird er durch das PT1-Glied mit der kleinen Zeitkonstante ergänzt:

$$R_{PD}(s) = \frac{K_P + K_D \cdot s}{K_1 \cdot (0,001 \cdot s + 1)}. \quad (2.18)$$

Durch die Auswahl $T = 6,4\text{ms}$ und $\xi = 0,8$ und das Einsetzen derer Werte zusammen mit den Antriebsparametern (siehe ANHANG A) in die Formeln (2.14), (2.16), (2.17) und (2.18) können die folgende Werte errechnet werden:

$$K_1 = 93349; \quad K_P = 24674; \quad K_D = 251; \quad (2.19)$$

$$R_{PD}(s) = \frac{0,00269 \cdot s + 0,264}{0,001 \cdot s + 1}; \quad f_{PD}(s) = \frac{1}{0,00917 \cdot s + 1}. \quad (2.20)$$

Die Übertragungsfunktionen des PD-Reglers und des Vorfilters werden mittels des First-order hold (FOH) Verfahren mit Hilfe von MATLAB digitalisiert:

$$R_{PD}(z) = \frac{1,799 \cdot z - 1,632}{z - 0,3679}; \quad f_{PD}(z) = \frac{0,05261 \cdot z + 0,05073}{z - 0,8967}. \quad (2.21)$$

Der entwickelte digitale PD-Regler wurde anhand des in der Abbildung 2.18 aufgezeigten Regelkreises geprüft. Das Führungsverhalten des Kraftregelkreises ist in der Abbildung 2.19 dargestellt.

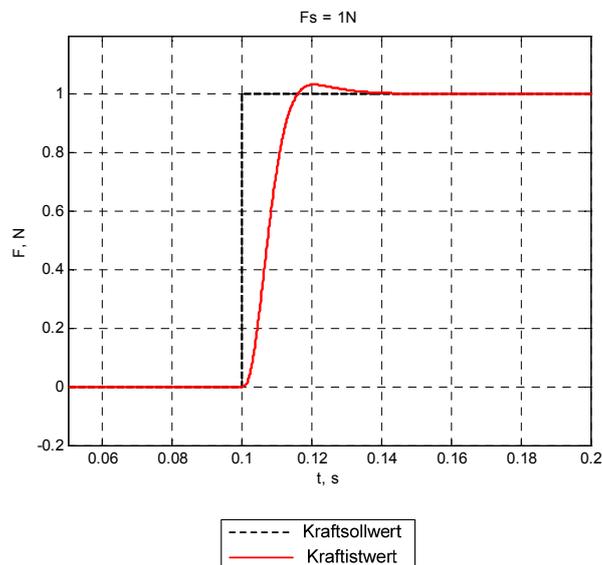


Abbildung 2.19 – Führungsverhalten des Kraftregelkreises mit dem PD-Regler und der vereinfachten Regelstrecke

Außerdem wurde der PD-Regler auch mit der vollständigen Regelstrecke, die in der Abbildung 2.7 dargestellt ist, und zusätzlich unter der Berücksichtigung der dynamischen Eigenschaften des Stromregelkreises und der Strombegrenzung überprüft. Die

Führungsverhalten für die kleinen (10% vom maximalen Wert) und großen (100% vom maximalen Wert) Kraft Sollwerte sind in der Abbildung 2.20 veranschaulicht.

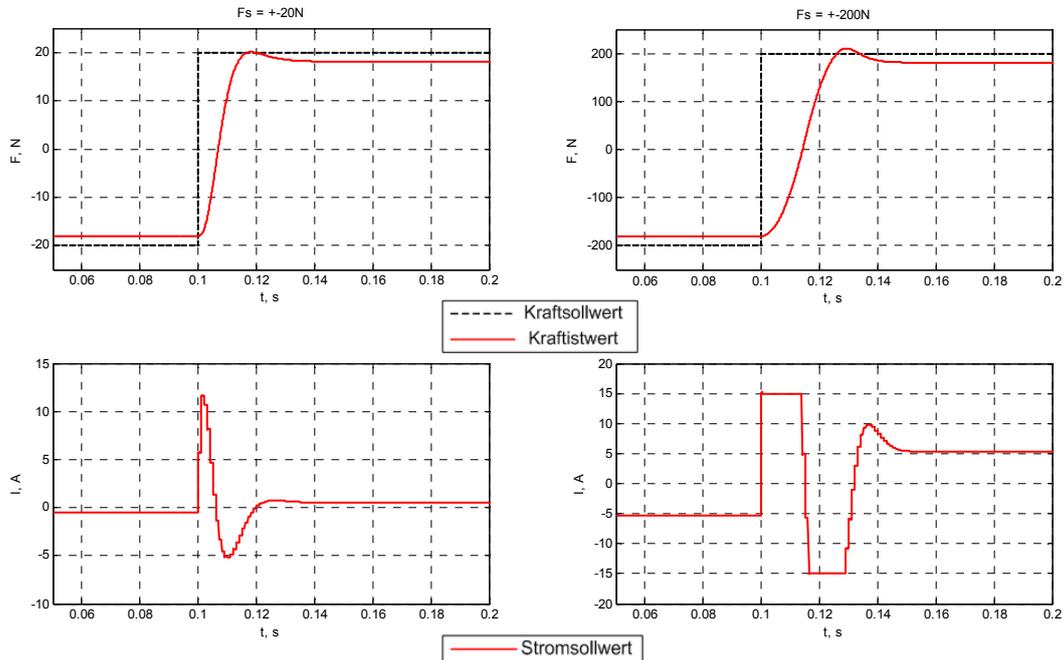


Abbildung 2.20 – Führungsverhalten des Kraftregelkreises mit dem PD-Regler und der vollständigen Regelstrecke für die kleinen (links) und großen (rechts) Kraft Sollwerte

In der Abbildung 2.20 rechts ist zu sehen, dass der Motorstrom begrenzt und die Sprungantwort des Kraftregelkreises verzögert ist. Die maximale Geschwindigkeit des Motors wird dabei nicht erreicht. Auch ein statischer Fehler in Höhe von 10% ist vorhanden.

2.5.2 PID-Regler

Zur Behebung des statischen Fehlers, der durch die unberücksichtigte Rückkopplung und die Reibungskraft im Getriebe verursacht wird, kann auch der PID-Regler eingesetzt werden. Das System, für das der Reglerentwurf durchgeführt wird, zeigt Abbildung 2.21.

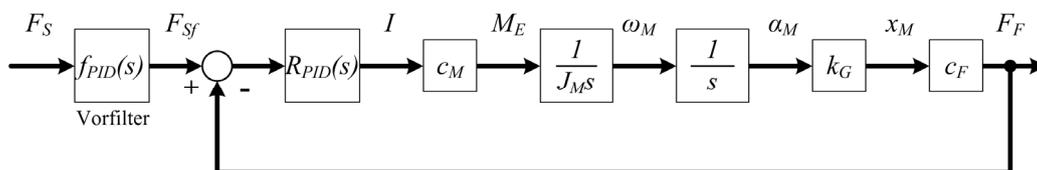


Abbildung 2.21 – Kraftregelkreis mit dem PID-Regler

Der PID-Regler wird wie folgt dargestellt:

$$R_{PID}(s) = (K_P + K_D \cdot s + \frac{K_I}{s}) \cdot \frac{1}{K_1}, \quad (2.22)$$

dabei kompensiert K_1 (siehe (2.14)) die Verstärkung der Regelstrecke, um die Berechnung zu erleichtern. Daraus ergibt sich die Übertragungsfunktion des geschlossenen Regelkreises ohne Berücksichtigung des Vorfilters:

$$\frac{F_F(s)}{F_{Sf}(s)} = \frac{\frac{K_D}{K_I} \cdot s^2 + \frac{K_P}{K_I} \cdot s + 1}{\frac{1}{K_I} \cdot s^3 + \frac{K_D}{K_I} \cdot s^2 + \frac{K_P}{K_I} \cdot s + 1}. \quad (2.23)$$

Die Übertragungsfunktion (2.23) hat den Nenner dritter Ordnung und erfordert den Vorfilter für die Kompensation des PD2-Gliedes im Zähler.

Es ist erwünscht, den PID-Regler und den Vorfilter so einzustellen, dass das System die Zielfunktion zweiter Ordnung hat:

$$f_{Z_PID}(s) = \frac{1}{T^2 \cdot s^2 + 2 \cdot T \cdot \xi \cdot s + 1}, \quad (2.24)$$

wobei T und ξ die Zeitkonstante und den Dämpfungsfaktor entsprechend bezeichnen, die als die Einstellparameter der Schnelligkeit und des Übergangsverhaltens des Regelkreises dienen. Mit diesem Zweck wird die Übertragungsfunktion des geschlossenen Regelkreises (2.23) folgendermaßen dargestellt:

$$\frac{F_F(s)}{F_{Sf}(s)} = \frac{\frac{K_D}{K_I} \cdot s^2 + \frac{K_P}{K_I} \cdot s + 1}{\frac{1}{K_I} \cdot s^3 + \frac{K_D}{K_I} \cdot s^2 + \frac{K_P}{K_I} \cdot s + 1} = \frac{(T_1 \cdot s + 1) \cdot (T_1 \cdot s + 1)}{(T^2 \cdot s^2 + 2 \cdot T \cdot \xi \cdot s + 1) \cdot (T_2 \cdot s + 1)}, \quad (2.25)$$

wobei T_1 und T_2 die abhängigen Parameter sind. Die Glieder, die T_1 und T_2 enthalten, werden mittels des Vorfilters kompensiert:

$$f_{PID}(s) = \frac{T_2 \cdot s + 1}{(T_1 \cdot s + 1) \cdot (T_1 \cdot s + 1)}. \quad (2.26)$$

Durch die Transformation des (2.25) und die Angleichung der entsprechenden Koeffizienten ergibt sich:

$$\frac{F_F(s)}{F_{Sf}(s)} = \frac{\frac{K_D}{K_I} \cdot s^2 + \frac{K_P}{K_I} \cdot s + 1}{\frac{1}{K_I} \cdot s^3 + \frac{K_D}{K_I} \cdot s^2 + \frac{K_P}{K_I} \cdot s + 1} = \frac{T_1^2 \cdot s^2 + 2 \cdot T_1 \cdot s + 1}{T^2 \cdot T_2 \cdot s^3 + (2 \cdot T \cdot T_2 \cdot \xi + T^2) \cdot s^2 + (T_2 + 2 \cdot T \cdot \xi) \cdot s + 1},$$

$$\frac{K_D}{K_I} = T_1^2 = 2 \cdot T \cdot T_2 \cdot \xi + T^2; \quad \frac{K_P}{K_I} = 2 \cdot T_1 = T_2 + 2 \cdot T \cdot \xi; \quad \frac{1}{K_I} = T^2 \cdot T_2;$$

$$T_1 = \frac{T_2}{2} + T \cdot \xi; \quad \frac{T_2^2}{4} - T \cdot \xi \cdot T_2 + T^2 \cdot (\xi^2 - 1) = 0. \quad (2.27)$$

Durch die Lösung der quadratischen Gleichung nach der Unbekannten T_2 lässt sich T_1 bestimmen. Daraufhin können die Parameter des Reglers berechnet werden:

$$K_I = \frac{1}{T^2 \cdot T_2}; K_D = \frac{T_1^2}{T^2 \cdot T_2}; K_P = \frac{2 \cdot T_1}{T^2 \cdot T_2}. \quad (2.28)$$

Durch die Auswahl $T = 6,4\text{ms}$ und $\zeta = 0,7$ und das Einsetzen derer Werte zusammen mit den Antriebsparametern (siehe ANHANG A) in die Formeln (2.14), (2.27) und (2.28) ergeben sich folgende Werte:

$$\begin{aligned} K_1 &= 93349; T_1 = 14,8\text{ms}; T_2 = 21,1\text{ms}; \\ K_P &= 34501; K_D = 254,5; K_I = 1169000; \end{aligned} \quad (2.29)$$

Um das Anti-Windup Verfahren zu realisieren, wird der PID-Regler in PD- und I-Glieder geteilt. Das PD-Glied wird durch das PT1-Glied mit einer kleinen Zeitkonstante ergänzt:

$$R_{PID}(s) = \left(\frac{(K_P + K_D \cdot s) \cdot 1}{0,001 \cdot s + 1} \cdot \frac{1}{K_1} \right) + \left(\frac{K_I \cdot 1}{s \cdot K_1} \right). \quad (2.30)$$

Durch das Einsetzen der berechneten Parameter lässt sich folgendes ermitteln:

$$R_{PID}(s) = \left(\frac{0,002726 \cdot s + 0,3696}{0,001 \cdot s + 1} \right) + \left(\frac{12,53}{s} \right); \quad (2.31)$$

$$f_{PID}(s) = \frac{0,0211 \cdot s + 1}{0,0002176 \cdot s^2 + 0,0295 \cdot s + 1}. \quad (2.32)$$

Die Übertragungsfunktionen des PID-Reglers und des Vorfilters werden mittels des First-order hold (FOH) Verfahren mit Hilfe von MATLAB digitalisiert:

$$R_{PID}(z) = \left(\frac{1,859 \cdot z - 1,626}{z - 0,3679} \right) + \left(\frac{0,0125}{z - 1} \right); \quad (2.33)$$

$$f_{PID}(z) = \frac{0,04708 \cdot z^2 + 0,0008156 \cdot z - 0,0436}{z^2 - 1,869 \cdot z + 0,8732}. \quad (2.34)$$

Das eingesetzte Anti-Windup Verfahren besteht darin, dass der Ausgang des gesamten PID-Reglers begrenzt ist und das I-Glied die eigene Begrenzung mit dem gleichen Niveau besitzt. Dabei wird die Integration abgesperrt, wenn das I-Glied begrenzt wird.

Der entwickelte digitale PID-Regler wurde anhand des in der Abbildung 2.21 dargestellten Regelkreises geprüft. Das Führungsverhalten des Kraftregelkreises ist in der Abbildung 2.22 illustriert.

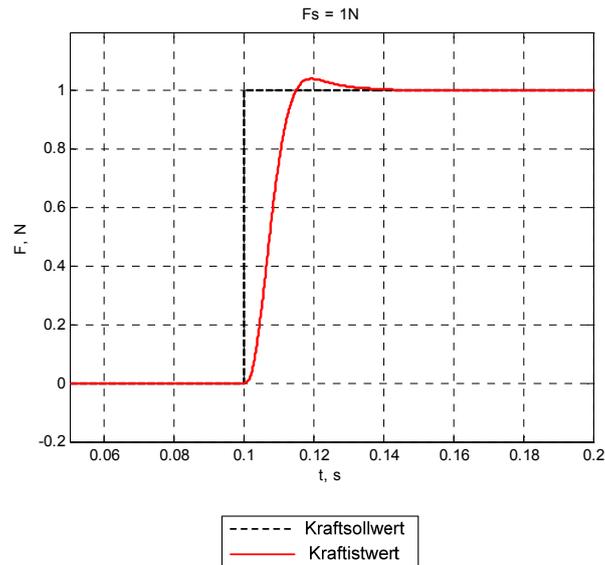


Abbildung 2.22 – Führungsverhalten des Kraftregelkreises mit dem PID-Regler

Außerdem wurde der PID-Regler auch mit der vollständigen Regelstrecke, die in der Abbildung 2.7 dargestellt ist, und zusätzlich unter der Berücksichtigung der dynamischen Eigenschaften des Stromregelkreises und der Strombegrenzung geprüft. Die Führungsverhalten für die kleinen (10% vom maximalen Wert) und großen (100% vom maximalen Wert) Kraftsollwerte sind in der Abbildung 2.23 vorgestellt.

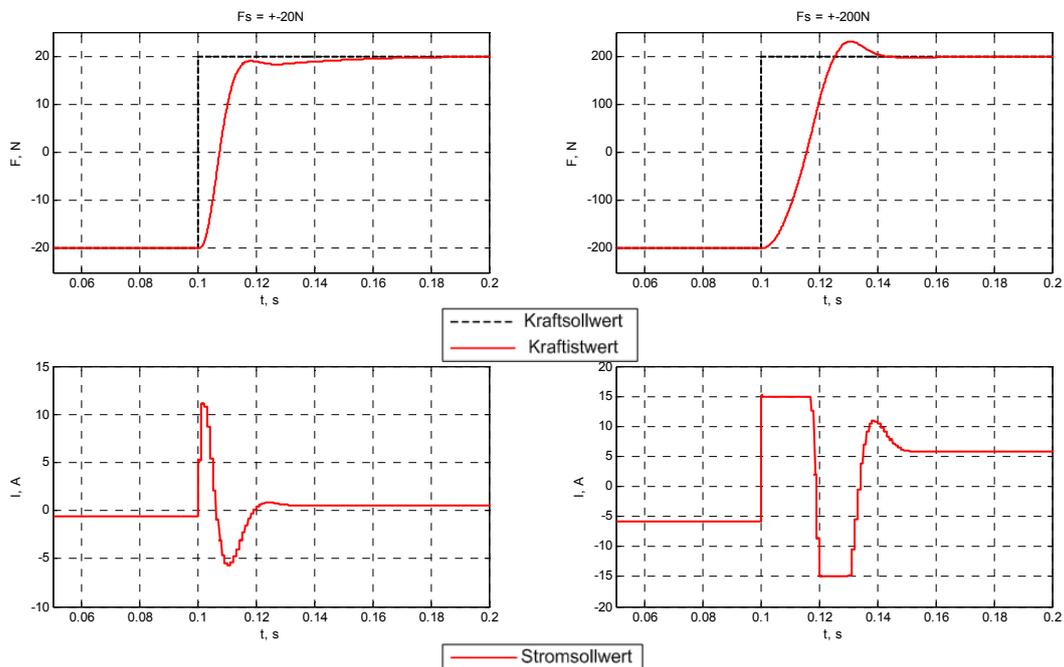


Abbildung 2.23 – Führungsverhalten des Kraftregelkreises mit dem PID-Regler für die kleinen (links) und großen (rechts) Kraftsollwerte

In der Abbildung 2.23 ist zu sehen, dass der Motorstrom begrenzt ist und die Sprungantwort des Kraftregelkreises leicht verzögert ist. Der statische Fehler ist behoben.

2.6 Praktische Versuche mit dem kraftgeregelten Antrieb

Die Funktionsweise und die Eigenschaften des realen Antriebs sind anhand der zahlreichen Versuche ausreichend geprüft. Dabei wurden die konventionellen Untersuchungen, um das Führungsverhalten und den Frequenzgang des Systems zu ermitteln, sowie die anwendungsspezifischen Versuche wie z.B. Anprallstöße durchgeführt. Der auf dem Prüfstand montierte Antrieb ist in der Abbildung 2.24 aufgeführt.

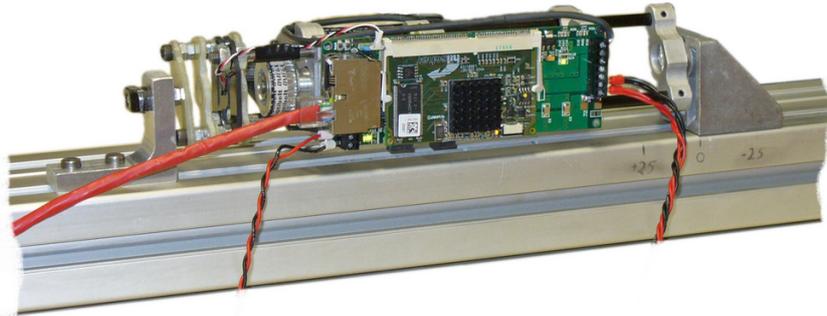


Abbildung 2.24 – Kraft geregelter Antrieb auf dem Prüfstand

2.6.1 Prinzipielle experimentelle Untersuchungen

In diesem Unterkapitel sind die Untersuchungen beschrieben, die sich unmittelbar mit dem Verhalten des kraftgeregelten Antriebs beschäftigen.

2.6.1.1 Steifer Anschlag – Führungsverhalten

Die beiden Enden des Antriebs sind unbeweglich auf dem Prüfstand befestigt. Das Führungsverhalten des Kraftregelkreises im breiten Amplitudenbereich ist registriert. Als Kraftsollwert wirkt ein Rechtecksignal mit den Amplituden von 1N bis 100N und der Frequenz 1Hz.

Die Ergebnisse des Versuchs mit dem PD-Regler sind in der Abbildung 2.25 dargestellt.

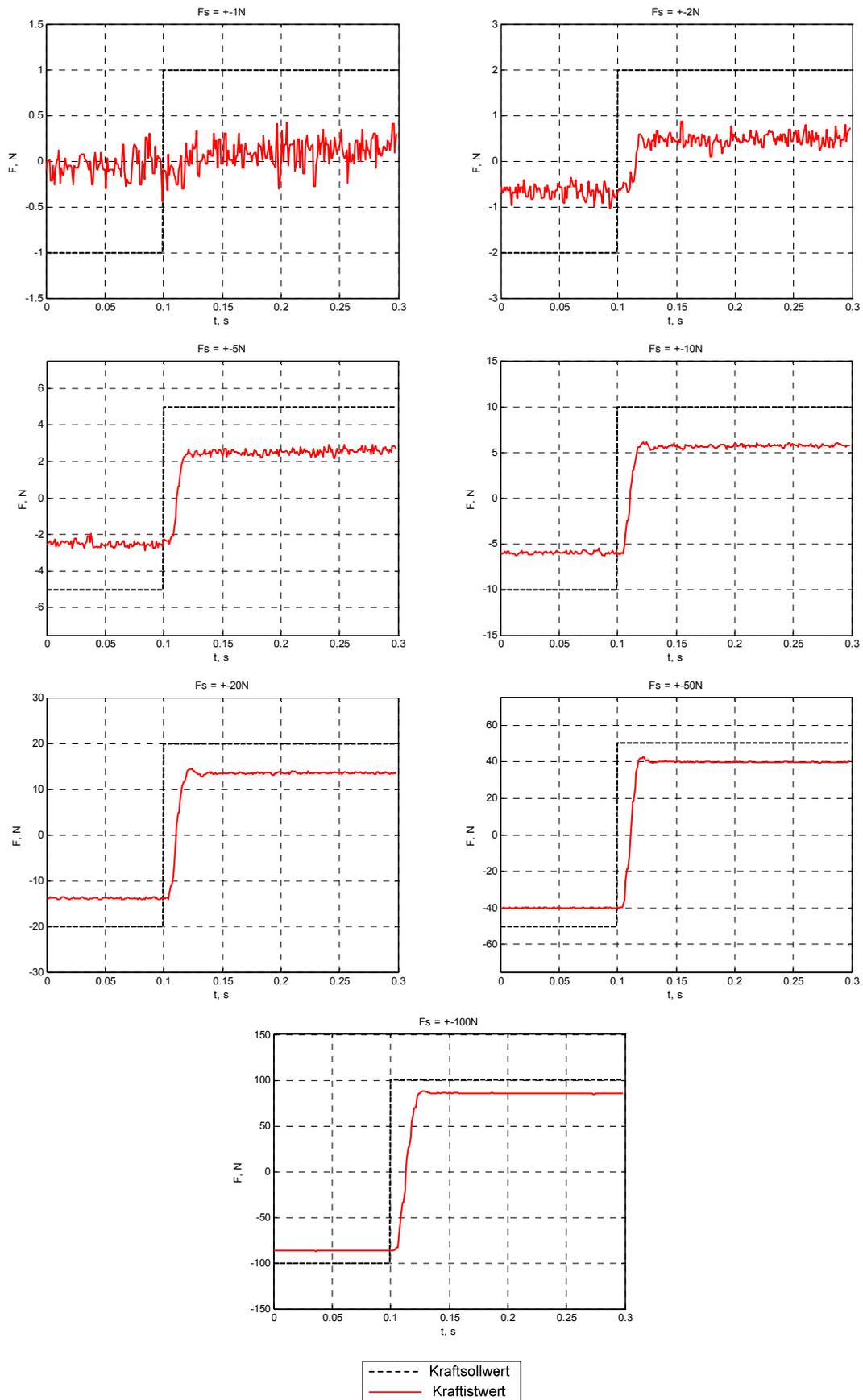


Abbildung 2.25 – Führungsverhalten des Kraftregelkreises mit dem PD-Regler, steifer Anschlag

Der tatsächliche statische Fehler entspricht nur bei den großen Kraft Sollwerten dem theoretischen. Auch die Reaktion des Antriebs auf die kleinsten Sollwerte fehlt. Dies ergibt, dass die Reibung im Antrieb erheblich groß ist und der dynamische Bereich des Antriebs begrenzt ist. Beim großen Sollwert ist der Übergangsprozess wegen der Strombegrenzung verzögert, was dem theoretischen Verhalten entspricht.

Die Ergebnisse des Versuchs mit dem PID-Regler sind in der Abbildung 2.26 veranschaulicht.

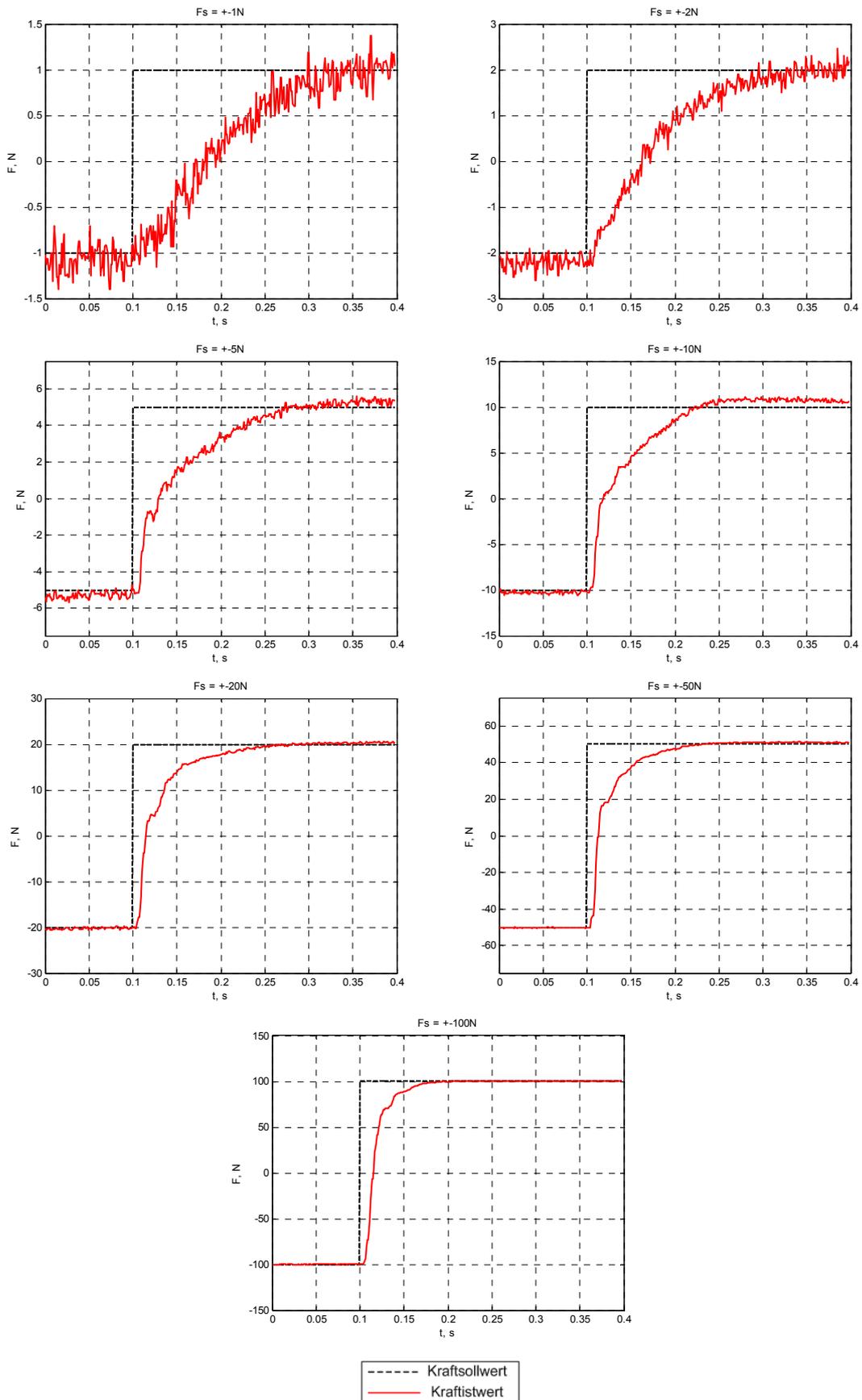


Abbildung 2.26 – Führungsverhalten des Kraftregelkreises mit dem PID-Regler, steifer Anschlag

Der Übergangsprozess sieht verzögert aus und unterscheidet sich von den theoretischen Ergebnissen. Es ist zu sehen, dass der gesamte Übergangsprozess aus zwei Teilen besteht. Der erste Teil ist ein schneller durch den PD-Anteil verursachter Einschwingvorgang, und der zweite Teil ist größtenteils durch den I-Anteil bestimmt. Der wesentliche Unterschied zwischen dem realen und dem theoretischen Übergangsprozess ist durch die Reibung im Antrieb zu erklären.

2.6.1.2 Weicher Anschlag – Führungsverhalten

Die beiden Enden des Antriebs sind unbeweglich auf dem Prüfstand befestigt, dabei verfügt ein Ende über eine elastische Befestigung. Die Elastizität der Befestigung beträgt 120N/mm. Das Führungsverhalten des Kraftregelkreises im breiten Amplitudenbereich ist registriert. Als Kraftsollwert wirkt ein Rechtecksignal mit den Amplituden von 1N bis 100N und der Frequenz 1Hz. Das Ziel des Versuchs ist es zu beweisen, dass der kraftgeregelter Antrieb gegen die Änderung der Regelstreckenparameter robust ist.

Die Ergebnisse des Versuchs mit dem PD-Regler sind in der Abbildung 2.27 dargestellt.

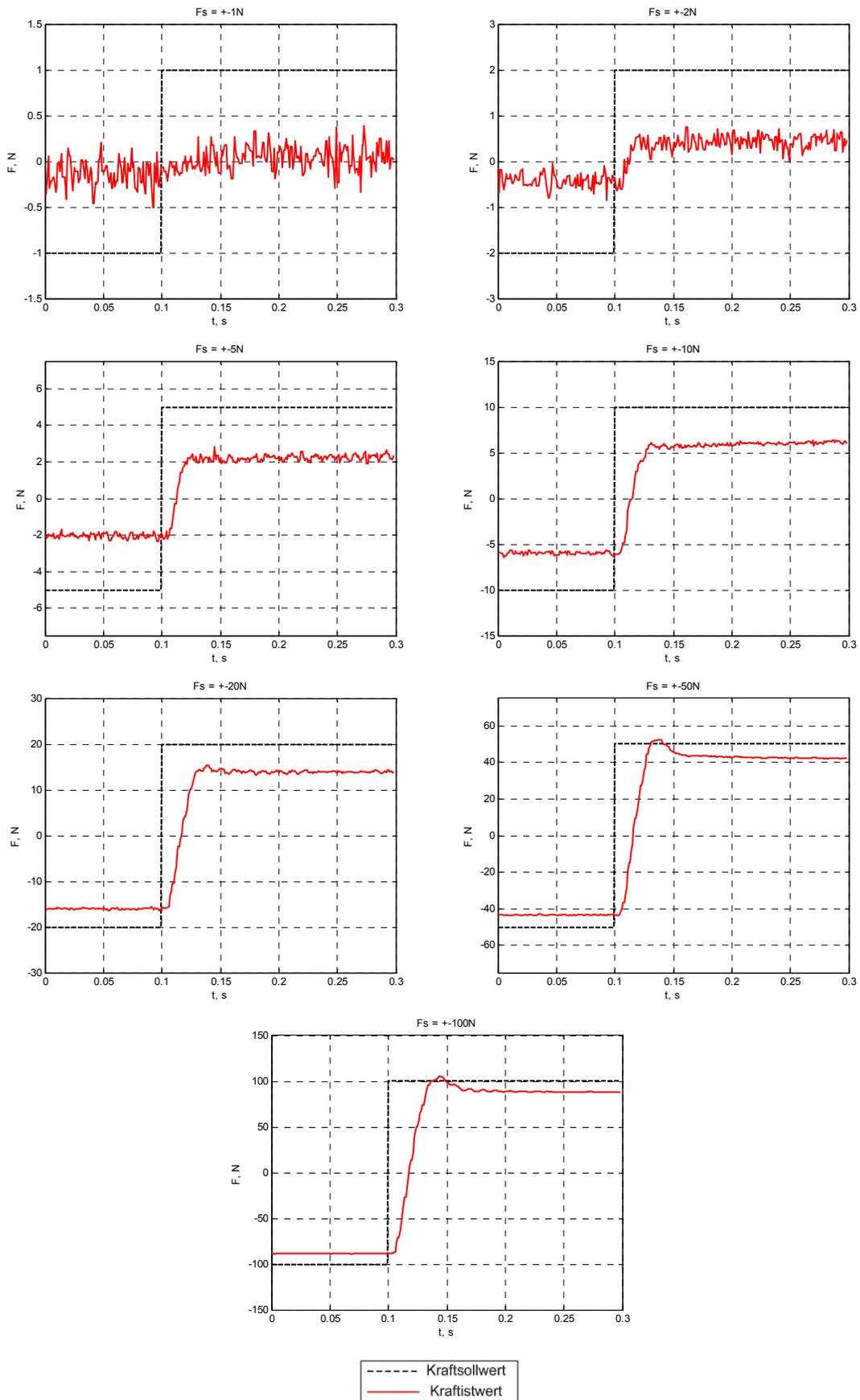


Abbildung 2.27 – Führungsverhalten des Kraftregelkreises mit dem PD-Regler, weicher Anschlag

Der Übergangsprozess ist im Vergleich mit dem steifen Anschlag leicht verzögert. Der Kraftregelkreis bleibt stabil.

Die Ergebnisse des Versuchs mit dem PID-Regler verdeutlicht die Abbildung 2.28.

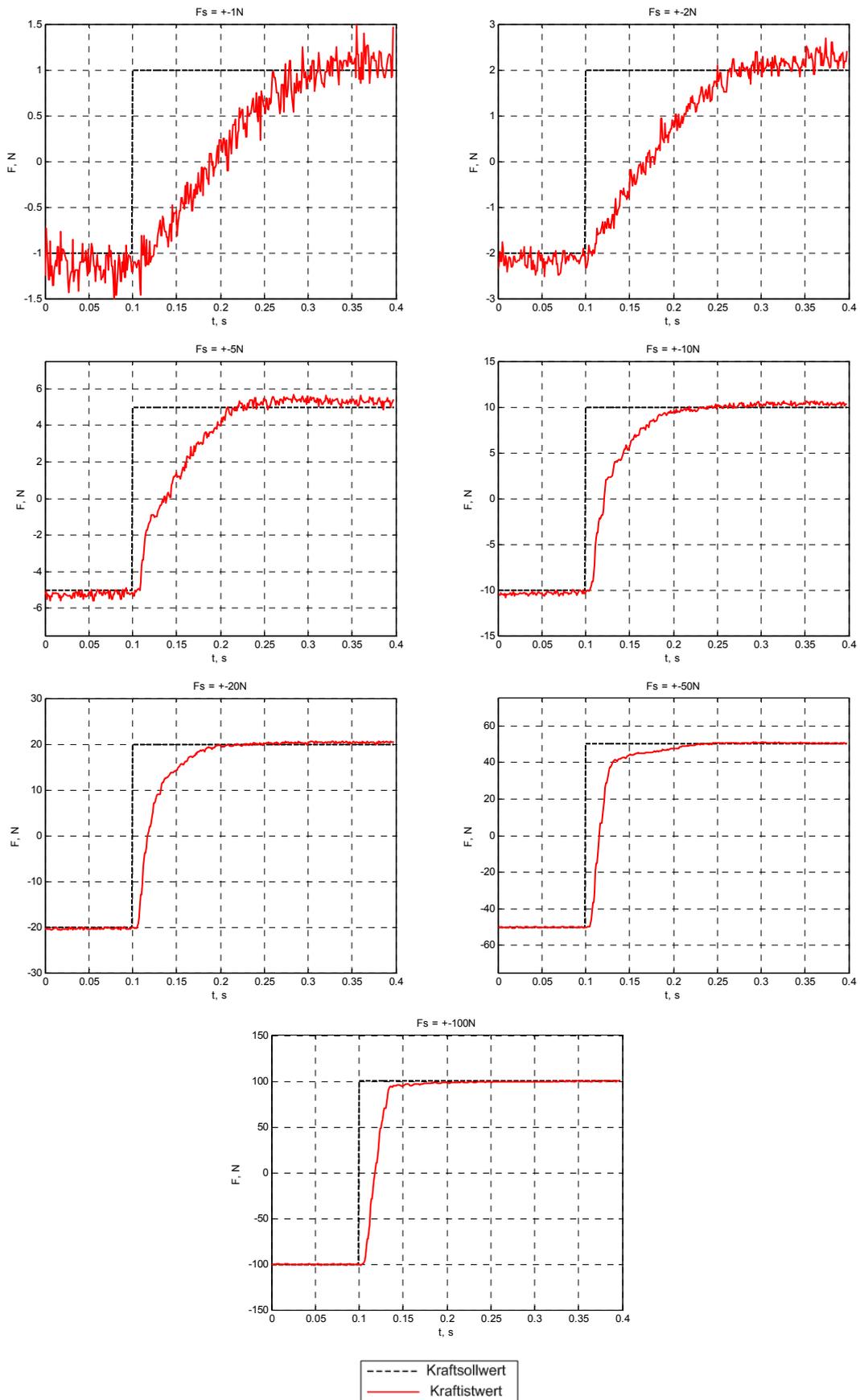


Abbildung 2.28 – Führungsverhalten des Kraftregelkreises mit dem PID-Regler, weicher Anschlag

Der Charakter des Übergangsprozesses ist im Vergleich mit dem steifen Anschlag nicht verändert. Der Kraftregelkreis bleibt stabil.

2.6.1.3 Steifer Anschlag – Durchlassbereich

Die beiden Enden des Antriebs sind unbeweglich auf dem Prüfstand befestigt. Der Frequenzgang des Kraftregelkreises ist registriert. Als Kraftsollwert wirkt ein Sinussignal mit der Amplitude 20N und der Frequenz von 1 bis 150Hz. Das Ziel des Versuchs ist es, die Grenzfrequenz der Kraftregelung zu ermitteln.

Die Ergebnisse des Versuchs mit dem PD-Regler sind in der Abbildung 2.29 aufgeführt.

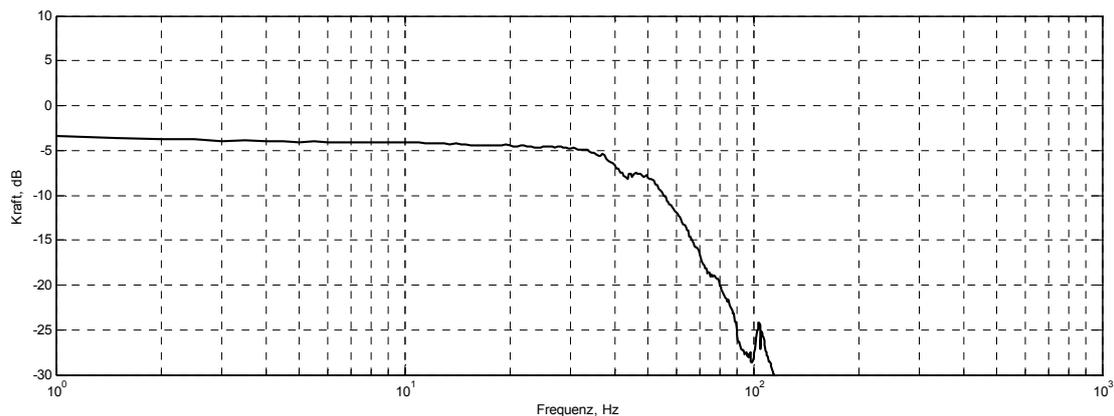


Abbildung 2.29 – Frequenzgang des Kraftregelkreises mit dem PD-Regler

Die Grenzfrequenz des Kraftregelkreises beträgt 45Hz.

Die Ergebnisse des Versuchs mit dem PID-Regler sind in der Abbildung 2.30 dargestellt.

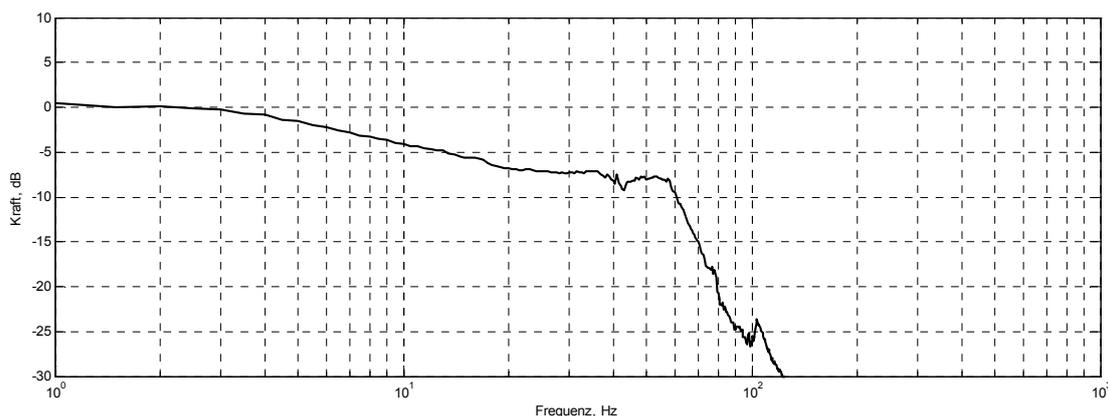


Abbildung 2.30 – Frequenzgang des Kraftregelkreises mit dem PID-Regler

Der Frequenzgang zeigt, dass der I-Anteil recht langsam im Bereich von 0 bis 10Hz wirkt, und der PD-Anteil für die hohen Frequenzen verantwortlich ist. In der Abbildung 2.30 ist zu sehen, dass die Grenzfrequenz des Kraftregelkreises, gemäß dem konventionellen formalen Kriterium (-3dB vom Niveau des Frequenzgangs im Durchlassbereich), den Wert von ungefähr 8Hz besitzen sollte. Die reelle Grenzfrequenz des Kraftregelkreises wird durch die typische Biegung des Frequenzgangs bestimmt und beträgt 55Hz.

2.6.1.4 „Pendel“ – freie Bewegung des Mechanismus

Die schematische Darstellung des Versuchs ist in Abbildung 2.31 zu sehen. Die Mechanik des Pendels simuliert ein angetriebenes Gelenk des Roboters. Ein idealer kraft geregelter Antrieb mit dem Null-Kraftsollwert muss keine Beeinflussung auf die freie Bewegung des Mechanismus haben.

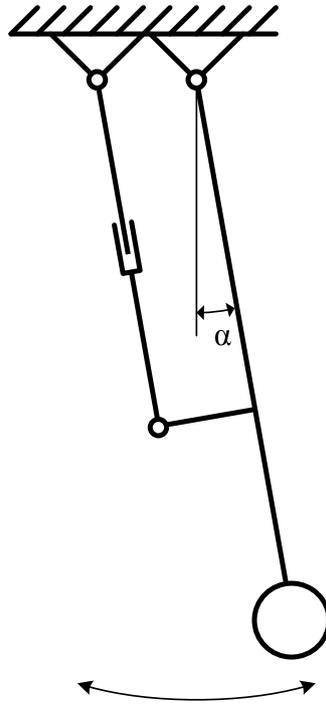


Abbildung 2.31 – Schematische Darstellung des „Pendel“ Versuchs

Die Bewegung des Pendels wird durch die Messung des Winkels α registriert. Der Kraftsollwert für den Antrieb beträgt Null. Die Anfangsbedingungen des Versuchs sind: ein Winkel von 25 Grad und eine Drehgeschwindigkeit von Null Grad/s. Die Periodendauer beträgt ungefähr 1,5 s, was der periodischen Bewegung des Roboters während des dynamischen Laufens entspricht. Das Ziel des Versuchs ist es zu ermitteln, wie der reale kraft geregelte Antrieb die freien Bewegungen des Mechanismus im Niederfrequenzbereich beeinflusst.

Die Ergebnisse des Versuchs mit dem PD-Regler sind in der Abbildung 2.32 dargestellt. Um Vergleich zu ermöglichen, ist auch die Bewegung des Pendels mit dem mechanisch ausgekoppelten Antrieb und die Bewegung mit dem mechanisch angekoppelten Antrieb ohne Kraftregelung gezeigt.

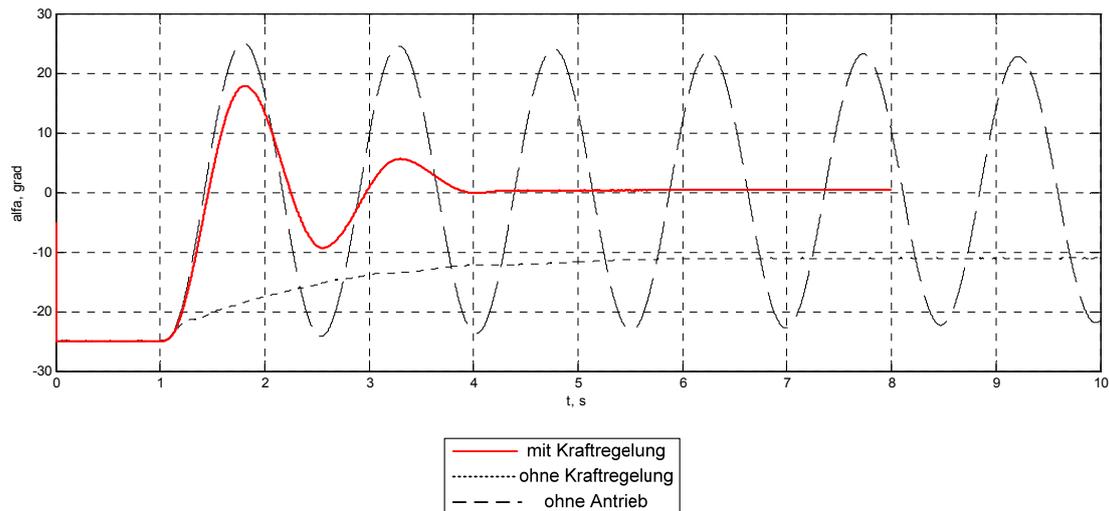


Abbildung 2.32 – „Pendel“ Versuch mit dem PD-Regler

Auf dem Bild ist zu sehen, dass ein Teil der Reibung im Antrieb nicht kompensiert bleibt. Trotzdem behält die Bewegung den schwingenden Charakter.

Die Ergebnisse des Versuchs mit dem PID-Regler sind in der Abbildung 2.33 dargestellt.

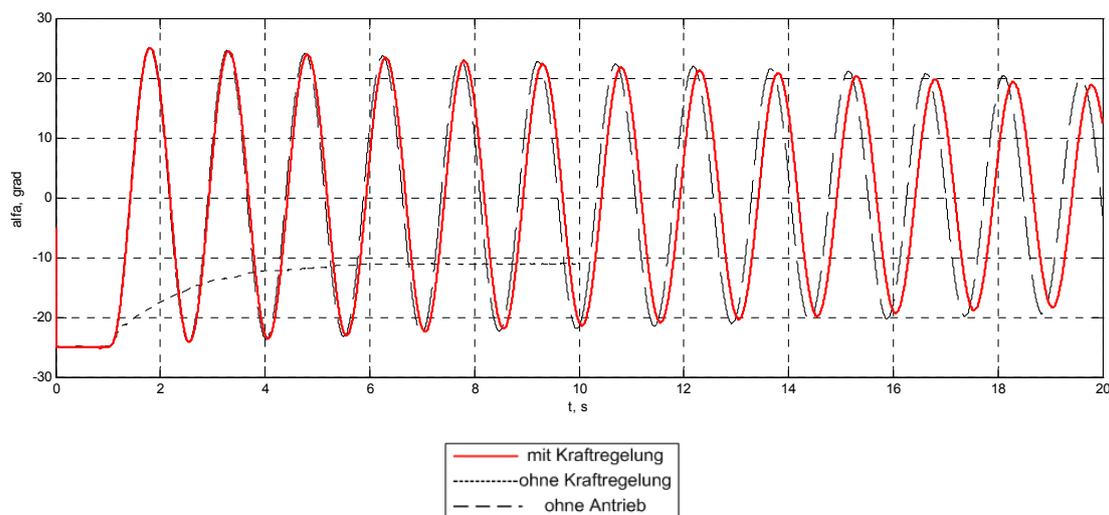


Abbildung 2.33 – „Pendel“ Versuch mit dem PID-Regler

Die Bewegung des Pendels unterscheidet sich kaum von der freien Bewegung. Die Reibung im Antrieb ist gut kompensiert.

2.6.1.5 „Anprall“ – Landung des Fußes auf der Stützfläche

Die schematische Darstellung des Versuchs ist in der Abbildung 2.34 dargestellt. Der Mechanismus simuliert ein Fußgelenk des Roboters. Der „Anprall“ Versuch entspricht der Landung des Fußes auf der Stützoberfläche, wenn sich der Fuß nicht parallel zum Boden befindet.

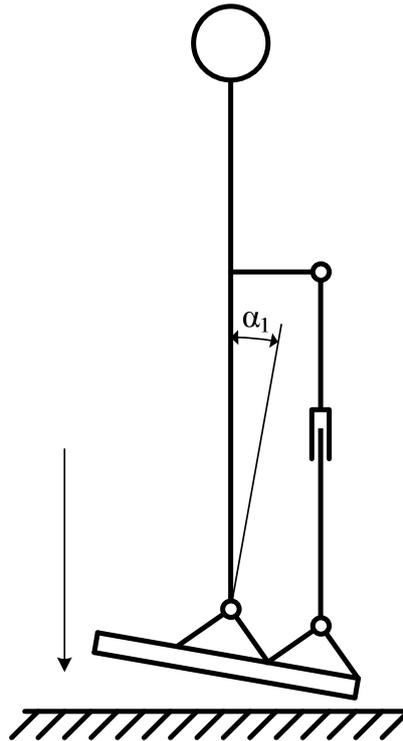


Abbildung 2.34 – Schematische Darstellung des „Anprall“ Versuchs

Der Gelenkwinkel α_1 und die in dem Antrieb entstehende Kraft sind registriert. Der Kraftsollwert für den Antrieb ist gleich 0. Die Anfangsbedingungen des Versuchs sind: der Winkel beträgt 10 Grad, die Geschwindigkeit ist 0, die Höhe ist 2 cm. Das Ziel des Versuchs ist zu ermitteln, wie der kraftgeregelter Antrieb die freien Bewegungen des Mechanismus im Hochfrequenzbereich beeinflusst und wie stabil der Kraftregelkreis während des Anpralls bleibt.

Die Ergebnisse des Versuchs mit dem PD-Regler sind in der Abbildung 2.35 präsentiert.

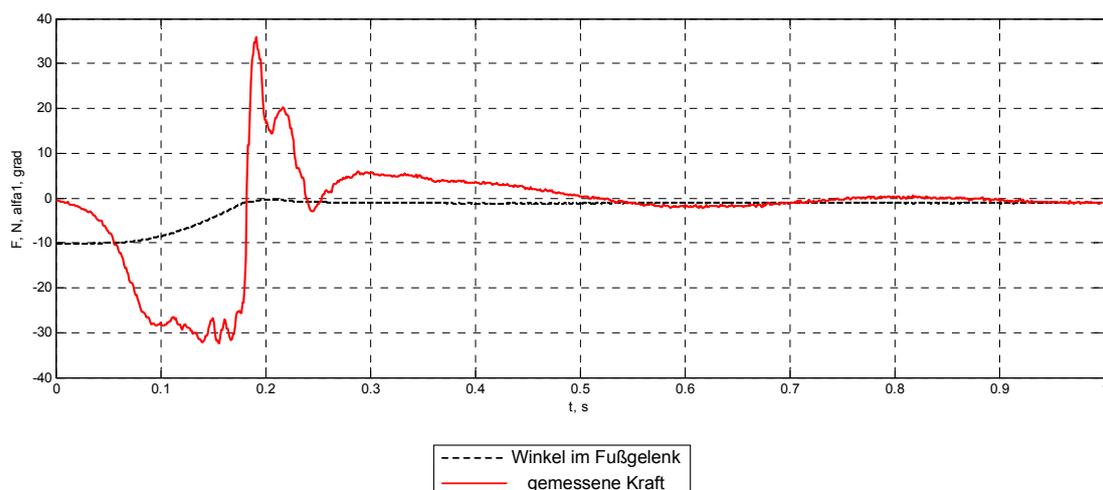


Abbildung 2.35 – „Anprall“-Versuch mit dem PD-Regler

Die wesentliche Kraft entsteht im Antrieb bei der Landung des Fußes. Der Fuß landet aber sicher, ohne Schwingungen und der ganze Mechanismus bleibt stabil.

Die Ergebnisse des Versuchs mit dem PID-Regler sind in der Abbildung 2.36 dargestellt.

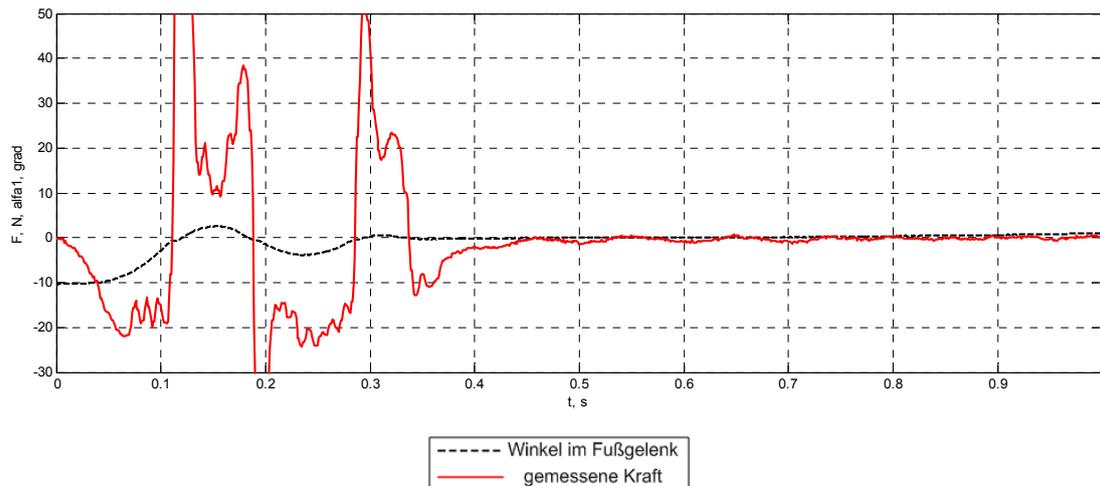


Abbildung 2.36 – „Anprall“-Versuch mit dem PID-Regler

Die unerwünschten Schwingungen und großen Spitzenkräfte entstehen bei der Landung des Fußes und führen zur Instabilität des ganzen Mechanismus. Die Dauer des Prozesses ist mit der voraussichtlichen Dauer des Schrittes vergleichbar und somit nicht akzeptabel.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass der schwierigste Fall für den entwickelten kraftgeregelten Antrieb ein Anprall oder ein instabiler Kontakt mit der Stützfläche ist. Die Verwendung des kraftgeregelten Antriebs mit dem PID-Regler ist in solchem Fall, z.B. im Fußgelenk, ausgeschlossen. Die Benutzung des kraftgeregelten Antriebs mit dem PD-Regler wird dann empfohlen. Die Verwendung des Antriebs mit dem PID-Regler ist möglich, wenn die Anpralle unerwartet eintreten, z.B. im Körper des Roboters.

2.6.2 Ergänzende Versuche

In diesem Unterkapitel sind die Untersuchungen beschrieben, die nicht direkt mit dem Verhalten des kraftgeregelten Antriebs verbunden sind, aber zum Vergleich mit den in den Unterkapiteln 2.6.1 und 2.3 angeführten Versuchsergebnissen dienen.

2.6.2.1 Frequenzgang der Regelstrecke

Die beiden Enden des Antriebs sind unbeweglich auf dem Prüfstand befestigt. Der Kraftregelkreis ist geöffnet. Als Stromsollwert wirkt ein Sinussignal mit der Amplitude 3A und der Frequenz von 1 bis 150Hz. Die tatsächlich gemessene Kraft ist registriert und der Frequenzgang der Regelstrecke ist berechnet. Das Ziel des Versuchs ist es den Frequenzgang und die Parameter der Regelstrecke mit dem im Unterkapitel 2.2 beschriebenen theoretischen Modell zu vergleichen.

Die Ergebnisse des Versuchs sind in der Abbildung 2.37 dargestellt. Der gesamte Verstärkungsfaktor ist auf 1 reduziert. Dieser realen Frequenzgang ist mit dem in der Abbildung 2.9 aufgezeigten Frequenzgang zu vergleichen.

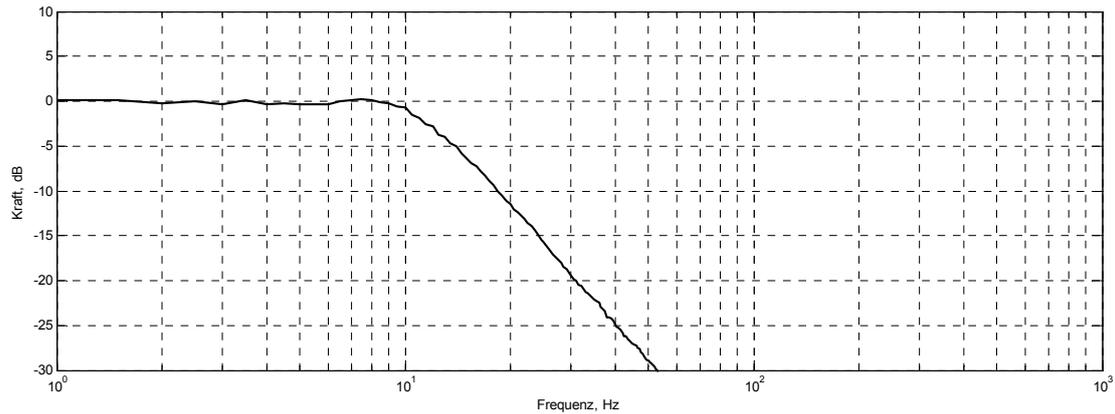


Abbildung 2.37 – Frequenzgang der Regelstrecke

Auf dem Bild ist zu sehen, dass die Regelstrecke die zweite Ordnung hat. Das gesamte Verhalten entspricht dem theoretischen Modell, aber die Resonanz ist durch die Reibungskraft gedämpft. Ohne die starke Dämpfung müsste sich die Resonanzfrequenz im Bereich 7-9Hz befinden.

2.6.2.2 „Pendel“ bei dem mechanisch ausgekoppelten Antrieb

Die schematische Darstellung des Versuchs ist in der Abbildung 2.31 zu sehen. Der Antrieb befindet sich auf dem Pendel, um die Parameter des Mechanismus beizubehalten, ist aber vom Gelenk mechanisch ausgekoppelt. Die freie Bewegung des Pendels ist nur durch die Reibungskraft in den Kugellagern des Gelenkes beeinflusst. Die Bewegung des Pendels ist registriert. Die Anfangsbedingungen des Versuchs sind folgende: der Winkel beträgt 25 Grad, Geschwindigkeit ist gleich 0. Das Ziel des Versuchs ist eine Referenzbewegung des freien Mechanismus zu ermitteln, um den Vergleich mit dem angetriebenen Mechanismus im Unterkapitel 2.6.1.4 zu ermöglichen.

Die Ergebnisse des Versuchs sind in der Abbildung 2.38 mit den unterschiedlichen Zeitmaßstäben dargestellt.

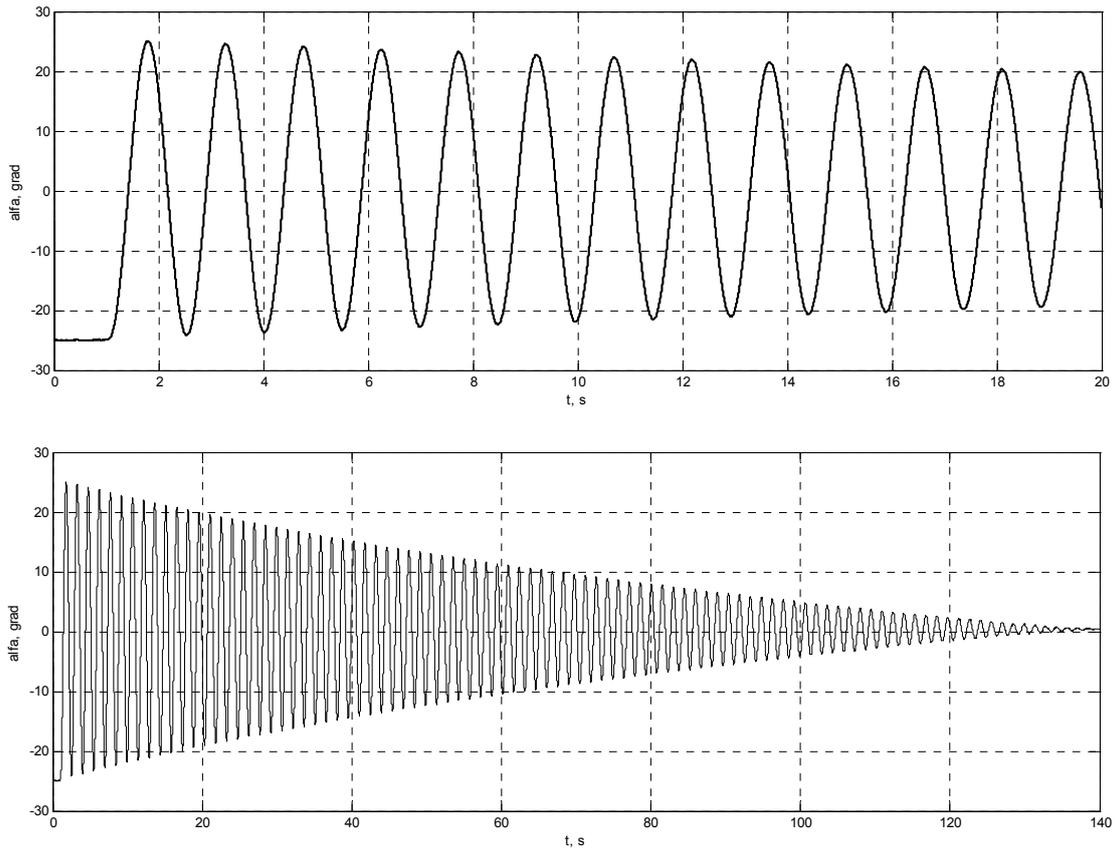


Abbildung 2.38 – Freie Bewegung des Pendels

2.6.2.3 „Pendel“ bei der ausgeschalteten Kraftregelung

Die schematische Darstellung des Versuchs zeigt die Abbildung 2.31. Der Antrieb befindet sich auf dem Pendel und ist mechanisch an das Gelenk gekoppelt. Die Kraftregelung ist aber ausgeschaltet. Die freie Bewegung des Pendels wird durch die Reibungskraft im Antrieb beeinflusst. Die Bewegung des Pendels ist registriert. Die Anfangsbedingungen des Versuchs sind folgende: der Winkel beträgt 25 Grad, die Geschwindigkeit ist gleich 0. Das Ziel des Versuchs ist es zu beweisen, dass die freie Bewegung des Mechanismus unter Beeinflussung der Reibung im Getriebe nicht möglich ist.

Die Ergebnisse des Versuchs sind in der Abbildung 2.39 veranschaulicht.

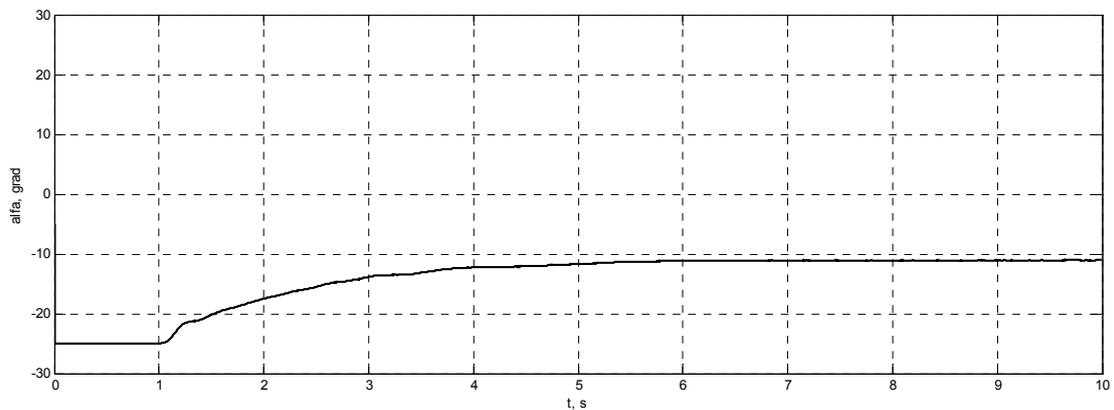


Abbildung 2.39 – Bewegung des Pendels bei der ausgeschalteten Kraftregelung

Es entstehen keine Schwingungen im System. Die Reibungskraft im Antrieb ist so hoch, dass das Pendel die Gleichgewichtslage nicht erreicht.

2.6.2.4 „Anprall“ bei dem mechanisch ausgekoppelten Antrieb

Die schematische Darstellung des Versuchs verdeutlicht Abbildung 2.34. Der Antrieb befindet sich auf dem Mechanismus, um die Parameter beizubehalten, ist aber vom Gelenk mechanisch ausgekoppelt. Die freie Bewegung des Mechanismus wird nur durch die Reibungskraft in den Kugellagern des Fußgelenks beeinflusst. Der Fußgelenkwinkel ist registriert. Die Anfangsbedingungen des Versuches sind: der Winkel beträgt 10 Grad, die Geschwindigkeit ist gleich 0, die Höhe beträgt 2 cm. Das Ziel des Versuches ist es eine Referenzbewegung des freien Mechanismus zu ermitteln, um den Vergleich mit dem angetriebenen Mechanismus im Unterkapitel 2.6.1.5 zu ermöglichen.

Die Ergebnisse des Versuchs sind in der Abbildung 2.38 dargestellt.

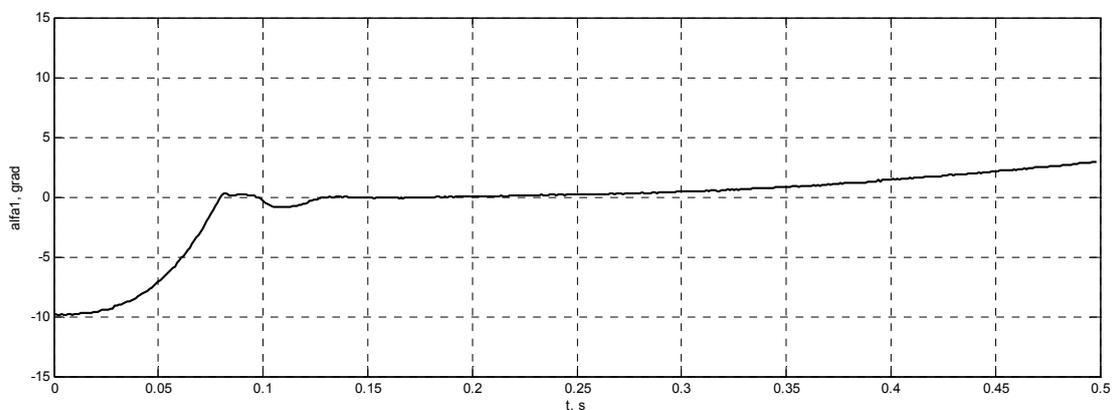


Abbildung 2.40 – „Anprall“ Versuch mit dem freien Mechanismus

Auf dem Bild ist zu sehen, dass während der Landung des Fußes ein kurzer Schwingungsprozess entsteht (Zeitbereich 0,08-0,13 s), auch wenn der freie Mechanismus betrachtet wird. Das in Abbildung 2.35 dargestellte Verhalten des angetriebenen Mechanismus sieht, im Vergleich mit dem freien Mechanismus, akzeptabel aus.

3 STEUERUNG EINES VEREINFACHTEN ROBOTERBEINS MIT ZWEI FREIHEITSGRADEN IN DER EBENE

Der im Kapitel 2 entwickelte kraftgeregelter Antrieb dient als Kraftquelle und ist mit den konventionellen positionsgeregelten Antrieben kaum zu vergleichen. Die Ausrüstung des Schreitroboters mit diesen Antrieben ist nur dann zweckmäßig, wenn die entsprechende spezifische Robotersteuerung entwickelt wird. Die zu entwickelnden Steuerungsalgorithmen müssen die Eigenschaften des kraftgeregelter Antriebs wie z.B. Nachgiebigkeit und die anwendungsspezifischen Bedingungen wie z.B. unbekannte Stützoberfläche berücksichtigen.

Um den Aufwand und das Risiko während der Entwicklung und der Auswertung der Steuerungsalgorithmen niedrig zu halten, wird ein vereinfachtes Roboterbein mit zwei Freiheitsgraden in der Ebene gebaut, im folgenden 2DOF Roboter genannt. Dabei können die verschiedenen Algorithmen des Stehens geprüft werden. Man kann vermuten, dass die mit Hilfe des 2DOF Roboters entwickelten Algorithmen am zweibeinigen Roboter ROTTO beim Stehen und Gehen anwendbar sind.

In diesem Kapitel werden der Aufbau und die Sensorik des 2DOF Roboters beschrieben. Weiterhin folgt die Entwicklung der zwei Steuerungsalgorithmen des Stehens. Abschließend werden die praktischen Versuche mit dem 2DOF Roboter dargestellt, die dessen Vermögen nachweisen und auswerten.

3.1 Aufgaben des 2DOF Roboters

Der 2DOF Roboter muss folgende Aufgaben erfüllen:

- Der 2DOF Roboter muss in der Lage sein unabhängig von der elastischen Eigenschaften, der Form und der Orientierung der Stützfläche zu stehen. Dabei ist der Verlust der Stabilität während der schnellen Änderung der oben genannten Bedingungen unzulässig.
- Der 2DOF Roboter muss in der Lage sein sich unabhängig von der elastischen Eigenschaften, der Form und der Orientierung der Stützfläche zu positionieren. Dabei müssen die dynamischen Eigenschaften der Positionierung unabhängig von den Eigenschaften der Stützfläche sein.
- Der 2DOF Roboter muss eine bestimmte und gut gedämpfte Reaktion auf die äußeren Einwirkungen haben. Dabei muss diese Reaktion unabhängig von den Eigenschaften der Stützfläche sein.

3.2 Aufbau des 2DOF Roboters

Der 2DOF Roboter stellt einen vereinfachten Nachbau des zweibeinigen Roboters mit ausgestrecktem Knie beim Stehen vor und besteht aus drei Gliedern: dem Fuß, dem Bein und dem Rumpf. Der Roboter verfügt über zwei angetriebene Gelenke, die wahlweise mit den positions- oder kraftgeregelter Antrieben ausgerüstet werden können. Der Fuß des 2DOF Roboters verfügt über keine elastischen oder Dämpfungsmittel. Der gesamte Aufbau des 2DOF Roboters wird in der Abbildung 3.1 veranschaulicht.

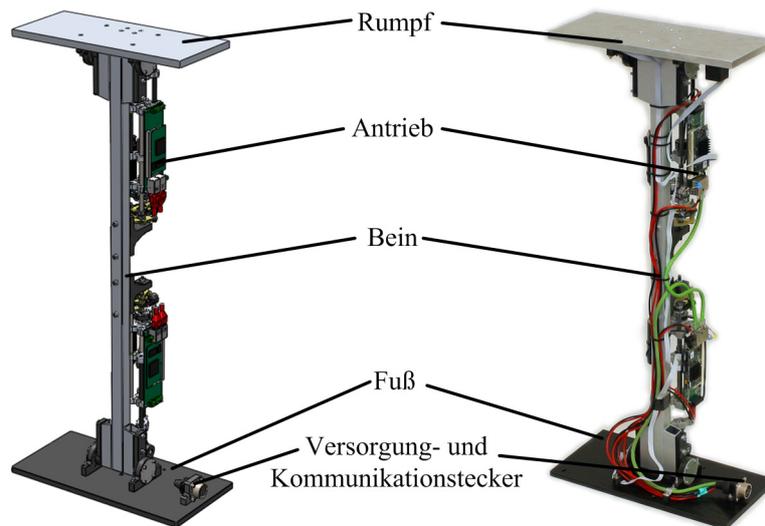


Abbildung 3.1 – CAD Modell und reales vereinfachtes 2DOF Roboterbein

In Abbildung 3.2 ist die Seitenansicht des 2DOF Roboters und des Roboters ROTTO zu sehen. Die direkte Analogie zwischen den beiden Robotern ist ersichtlich.

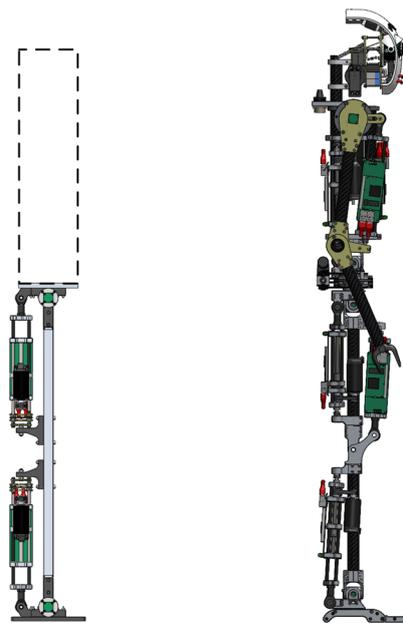


Abbildung 3.2 – CAD Modelle des 2DOF Roboters und des Roboters ROTTO

Das Steuerungssystem des 2DOF Roboters entspricht dem Steuerungssystem des Roboters ROTTO [14]. Die in den Antrieben eingebaute Elektronik ist für die Stromregelung der Synchronmotoren und die Datenerfassung von den alle Sensoren zuständig. Alle Antriebe des Roboters sind mit Hilfe des Real-Time Ethernet Busses mit einem zentralen Rechner verbunden. Der Zentralrechner verfügt über ein Echtzeitbetriebssystem xPC Target von Mathworks und ist für die Ausführung des gesamten Steuerungssystems, außer den Stromregelkreisen der Motoren, zuständig. Die Integration in Matlab/Simulink verringert den Entwicklungsaufwand und verkürzt die Inbetriebnahmezeit.

3.3 Sensorik des 2DOF Roboters

Der 2DOF Roboter verfügt über die zahlreichen Sensoren, die die relative Anordnung der Roboterglieder, die räumliche Orientierung des Roboters und die anderen relevanten Parameter erfassen.

Jeder Antrieb des 2DOF Roboters kann wahlweise mit dem im Kapitel 2 beschriebenen Kraftsensor ausgerüstet werden. Dieser Sensor erlaubt die Messung der vom Antrieb entwickelten Kraft, sowie der Deformation des elastischen Elements und ihrer Ableitung. Der auf dem Roboter montierte Kraftsensor ist in Abbildung 3.3 dargestellt.



Abbildung 3.3 – Der auf dem 2DOF Roboter montierte Kraftsensor

Jeder Motor des 2DOF Roboters verfügt über einen Inkrementalgeber mit einer Auflösung von 8192 Schritten pro Umdrehung. Der Inkrementalgeber, der als Positionssensor der Motorwelle im Stromregelungssystem des Synchronmotors verwendet wird, kann auch als Drehzahlsensor benutzt werden. Mit Hilfe von entsprechenden Berechnungen können auch die Position und die Geschwindigkeit an der Ausgangseite der Getriebe ermittelt werden. Der auf dem Synchronmotor montierte Inkrementalgeber veranschaulicht Abbildung 3.4.



Abbildung 3.4 – Der auf dem Synchronmotor montierte Inkrementalgeber

Jedes Gelenk des 2DOF Roboters ist mit einem absoluten Positionssensor mit einer Auflösung von 4096 Schritten pro Umdrehung ausgerüstet. Dieser Sensor kann direkt zur Messung der Gelenkwinkel oder zur Initialisierung des Inkrementalgebers verwendet werden. Der Gelenkpositionssensor ist in der Abbildung 3.5 vorgestellt.



Abbildung 3.5 – Gelenkpositionssensor des 2DOF Roboters

Der 2DOF Roboter verfügt über einen auf dem Rumpf montierten Inertialsensor. Der Inertialsensor erlaubt es, die Orientierung des Rumpfes relativ zum Vektor der Schwerkraft zu erfassen. Der auf dem Rumpf des 2DOF Roboters montierte Inertialsensor wird in Abbildung 3.6 präsentiert.



Abbildung 3.6 – Inertialsensor des 2DOF Roboters

Der Fuß des 2DOF Roboters verfügt über keine Kraft- oder Kontaktsensoren.

Die Steuerelektronik jedes Antriebes verfügt über zwei Stromsensoren, die zusammen mit dem Rotorpositionssensor die Stromregelung des Synchronmotors erlauben.

3.4 Steuerung der Gelenke

Der 2DOF Roboter verfügt ausschließlich über die Rotationsachsen, deswegen ist es zweckmäßig mit den rotatorischen Werten, wie beispielsweise das Drehmoment, der Drehwinkel und die Drehgeschwindigkeit, zu umgehen. Im Gegensatz dazu sind die Antriebe des 2DOF Roboters linear. Die Soll- und Messwerte sind die Kraft, die Position und die Geschwindigkeit. Die entsprechenden Transformationen sind notwendig. Dabei lassen sich zwei Fälle unterscheiden: ein Gelenk mit dem kraftgeregelten und mit dem positionsgeregelten Antrieb.

wobei die zusätzlichen Parameter folgende sind:

$$m = \sqrt{a^2 + b^2}; \varphi = \alpha + \alpha_0; \alpha_0 = \arctg \frac{a}{b} \quad (3.6)$$

Der Abstand zwischen den Punkten A und B ergibt die Länge des Antriebs:

$$X = \sqrt{(x_A - x_B)^2 + (y_A - y_B)^2} \quad (3.7)$$

Aus (3.5), (3.6) und (3.7) ergeben sich diese Funktionen:

$$\alpha(X) = \arcsin \frac{X^2 - c^2 - d^2 - m^2}{2 \cdot m \cdot \sqrt{c^2 + d^2}} - \arcsin \frac{d}{\sqrt{c^2 + d^2}} - \alpha_0 \quad (3.8)$$

$$\frac{da}{dX} = \frac{2 \cdot X}{a_2 \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{X^2 - a_1}{a_2} \right)^2}} \quad (3.9)$$

wobei die zusätzlichen Parameter sich wie folgt darstellen lassen:

$$a_1 = c^2 + d^2 + m^2; a_2 = 2 \cdot m \cdot \sqrt{c^2 + d^2} \quad (3.10)$$

Daraufhin ist die Transformation zwischen dem Drehmomentsollwert und dem Kraftsollwert bekannt und kann in der folgenden Form berechnet werden:

$$F_{soll} = \frac{da}{dX} \cdot M_{soll} = f(\alpha) \cdot M_{soll}; \quad (3.11)$$

wobei α der tatsächlich gemessene Gelenkwinkel ist.

Das in diesem Unterkapitel beschriebene Verfahren ist ein Sonderfall des im MIT entwickelten Verfahrens der virtuellen Aktuatoren (siehe Unterkapitel 1.2.2 und [43][44]).

3.4.2 Gelenk mit dem positionsgeregelten Antrieb

Der im Unterkapitel 2.1 beschriebene positionsgeregelte Antrieb des Roboters ROTTO kann im Gelenk des 2DOF Roboters zu den Versuchszwecken installiert werden. Das Positionsregelungssystem des Antriebs wird vom Roboter ROTTO übernommen. Die folgenden Soll- und Messwerte stehen in diesem Fall zur Verfügung: der lineare Positionssollwert, die lineare Position und Geschwindigkeit, der Drehwinkel des Gelenks und seine Ableitung. Der Gelenkwinkelsollwert ist der erwünschte rotatorische Wert. Die Transformation zwischen dem Winkelsollwert und dem linearen Positionssollwert muss gefunden werden:

$$X_{soll} = f(\alpha_{soll}) \quad (3.12)$$

Diese Transformation ist aus den Formeln (3.5), (3.6) und (3.7) bereits bekannt und wird als inverse Kinematik des Gelenks bezeichnet. Alternativ kann das im [14] beschriebene allgemeine Verfahren verwendet werden.

Die lineare Position wird mit Hilfe des Inkrementalgebers auf der Motorwelle und der entsprechenden Berechnungen erfasst. Deswegen ist die Initialisierung des Anfangswertes des Encoders notwendig. Da der Winkelsensor im Gelenk den absoluten Winkel messen kann, kann die Transformation (3.12) auch für die Initialisierung des Encoders verwendet werden.

3.5 Steuerung des 2DOF Roboters

Das kinematische Schema des 2DOF Roboters unter der Voraussetzung, dass die Antriebe rotatorisch sind, ist ersichtlich aus Abbildung 3.8.

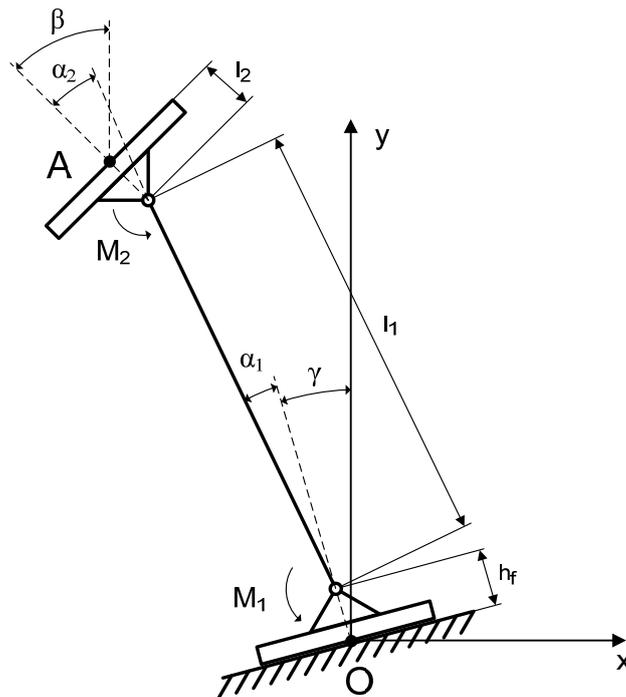


Abbildung 3.8 – Kinematisches Schema des 2DOF Roboters

Es wurden zwei charakteristische Punkte ausgewählt. Punkt O ist mit dem Fuß verbunden und besitzt den Ursprungspunkt des Koordinatensystems. Punkt A ist mit dem Rumpf verbunden und gilt als ein Punkt, der positioniert werden muss. Die Y -Achse des Koordinatensystems verläuft parallel zum Vektor der Schwerkraft.

Die tatsächlich gemessenen Winkel sind die Gelenkwinkel α_1 , α_2 und die Neigung des Rumpfes relativ zur Y -Achse β . Die Neigung des Fußes γ ist berechenbar:

$$\gamma = \beta - \alpha_1 - \alpha_2 \quad (3.13)$$

In den Gelenken des 2DOF Roboters wirken die Drehmomente M_1 und M_2 .

Als generalisierte Koordinaten des 2DOF Roboters wurden die X -Koordinate des Punktes A und die Neigung des Rumpfes β gewählt. Die Änderung der Y -Koordinate wird dabei nicht berücksichtigt. Das Steuerungssystem muss in der Lage sein, die beiden generalisierten Koordinaten mit Hilfe der Drehmomente M_1 und M_2 unabhängig zu steuern.

3.5.1 Verfahren der virtuellen Aktuatoren

Das in diesem Unterkapitel beschriebene Verfahren basiert auf dem im MIT entwickelten Virtual Modell Control (siehe Unterkapitel 1.2.2 und [43][44]) und erfordert in jedem Gelenk des Roboters kraftgeregelter Antriebe.

Als virtuelle Aktuatoren werden die Kraft- und Drehmomentquellen betrachtet, die in der Realität nicht existieren, aber mittels der realen Gelenkdrehmomente und der entsprechenden mathematischen Umsetzung emuliert werden. Das Steuerungssystem verwendet die virtuellen Aktuatoren, um die generalisierten Koordinaten zu regeln. Wirken die virtuellen Aktuatoren entlang der generalisierten Koordinaten, ist es möglich die generalisierten Koordinaten direkt mit den einfachen Reglern zu steuern.

Die Umsetzung zwischen den realen Gelenkdrehmomenten und den virtuellen Kräften ist zu finden:

$$\vec{M}^T = f\left(\vec{F}^T\right), \quad (3.14)$$

wobei

$$\vec{M} = \begin{bmatrix} M_1 \\ M_2 \end{bmatrix} \quad (3.15)$$

die Gelenkdrehmomente und

$$\vec{F} = \begin{bmatrix} F_x \\ M_z \end{bmatrix} \quad (3.16)$$

die generalisierten Kräfte sind, die als die virtuellen Aktuatoren gewählt wurden. Es sei betont, dass die generalisierten Kräfte im Punkt A des Rumpfes wirken. Die mechanische Arbeit der Gelenkdrehmomente und der generalisierten Kräfte müssen gleich sein:

$$\vec{M}^T \cdot \delta \vec{\alpha} = \vec{F}^T \cdot \delta \vec{X}, \quad (3.17)$$

wobei

$$\delta \vec{\alpha} = \begin{bmatrix} \delta \alpha_1 \\ \delta \alpha_2 \end{bmatrix} \quad (3.18)$$

die kleinen Änderungen der Gelenkwinkel und

$$\delta \vec{X} = \begin{bmatrix} \delta x_A \\ \delta \beta \end{bmatrix} \quad (3.19)$$

die entsprechenden kleinen Änderungen der generalisierten Koordinaten sind. Anschließend können die Gelenkdrehmomente ermittelt werden:

$$\vec{M}^T = J_{DK}^T \cdot \vec{F}^T, \quad (3.20)$$

wobei

$$J_{DK} = \begin{bmatrix} \frac{\partial x_A}{\partial \alpha_1} & \frac{\partial x_A}{\partial \alpha_2} \\ \frac{\partial \beta}{\partial \alpha_1} & \frac{\partial \beta}{\partial \alpha_2} \end{bmatrix} \quad (3.21)$$

die Jacobi-Matrix der direkten Kinematik ist. Die direkte Kinematik des 2DOF Roboters lässt sich wie folgt berechnen:

$$\begin{bmatrix} x_A \\ \beta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -h_f \cdot \sin \gamma - l_1 \cdot \sin(\gamma + \alpha_1) - l_2 \cdot \sin(\gamma + \alpha_1 + \alpha_2) \\ \gamma + \alpha_1 + \alpha_2 \end{bmatrix} \quad (3.22)$$

Die Jacobi-Matrix der direkten Kinematik:

$$J_{DK} = \begin{bmatrix} -l_1 \cdot \cos(\gamma + \alpha_1) - l_2 \cdot \cos(\gamma + \alpha_1 + \alpha_2) & -l_2 \cdot \cos(\gamma + \alpha_1 + \alpha_2) \\ 1 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.23)$$

Daher ergibt sich die Umsetzung zwischen den Gelenkdrehmomenten und den virtuellen Kräften:

$$\begin{bmatrix} M_1 \\ M_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -l_1 \cdot \cos(\gamma + \alpha_1) - l_2 \cdot \cos(\gamma + \alpha_1 + \alpha_2) & 1 \\ -l_2 \cdot \cos(\gamma + \alpha_1 + \alpha_2) & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} F_x \\ M_z \end{bmatrix} \quad (3.24)$$

Der gesamte Aufbau des Steuerungssystems des 2DOF Roboters zeigt die Abbildung 3.9.

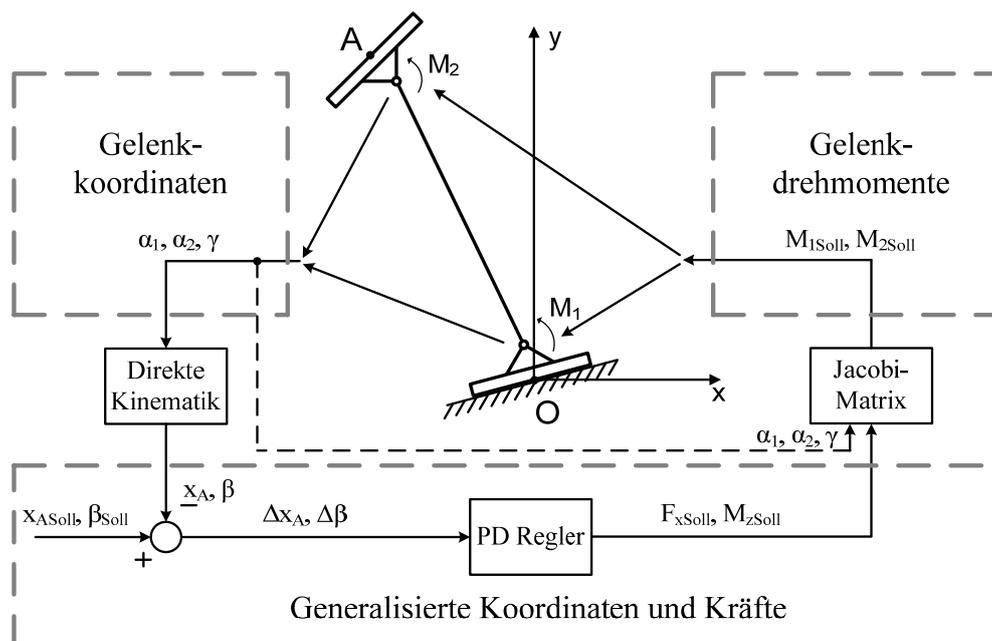


Abbildung 3.9 – Steuerungssystem des 2DOF Roboters nach dem Verfahren der virtuellen Aktuatoren

Die gemessenen Gelenkkoordinaten werden in den generalisierten Koordinaten mittels der direkten Kinematik (siehe Formel (3.22)) umgewandelt. Dabei wird die Neigung der Stützoberfläche berücksichtigt. Die Regelung verläuft mit den generalisierten Koordinaten und besteht aus zwei einfachen PD Reglern. Die entstehenden Sollwerte für die virtuellen Aktuatoren werden in die Sollwerte für die Gelenkantriebe mittels der Formel (3.24) umgewandelt.

Die P-Teile der Regler sind für die Steifigkeit des Roboters entlang der generalisierten Koordinaten verantwortlich und haben die relativ niedrigen empirisch eingestellten Werte. Zusammen mit der guten Kompensation der Reibung in den kraftgeregelten Antrieben gewährleisten die relativ kleinen P-Teile die elastischen und nachgiebigen Eigenschaften des Roboters und gleichzeitig die ausreichende Genauigkeit der Positionierung. Die D-Teile der Regler sind entsprechend eingestellt, um die ausreichende Dämpfung der Roboterbewegungen zu gewährleisten.

Die inverse Kinematik und die inverse Dynamik des Mechanismus sind für dieses Verfahren nicht nötig.

Der Hauptvorteil des beschriebenen Verfahrens ist die schnelle Reaktion und Anpassung an die Eigenschaften und der Neigung der Stützoberfläche. Die Reaktionszeit auf solche Einwirkungen ist nicht von den Eigenschaften der Positionsregelung abhängig, sondern wird durch die Grenzfrequenz der Kraftregelung und die Eigenschaften des kraftgeregelten Antriebs im Hochfrequenzbereich bestimmt. Die gute Kompensation der Reibung und die Nachgiebigkeit der kraftgeregelten Antriebe ermöglichen die Anpassung an die Eigenschaften und der Neigung der Stützoberfläche nahezu ohne die Entstehung der Stellgrößen in den Positionsregelkreisen.

3.5.2 Hybride Verfahren

Die Vorteile des im Unterkapitel 3.5.1 beschriebenen Steuerungssystems zeigen sich in der Wechselwirkung zwischen dem Roboter und der Stützoberfläche. Es kann angenommen werden, dass nur das untere Gelenk des 2DOF Roboters die wichtige Rolle innerhalb dieser Zusammenwirkung spielt. Der Antrieb des oberen Gelenks kann dann durch den positionsgeregelten Antrieb ersetzt werden. Die Steuerung des unteren kraftgeregelten Antriebs bleibt unverändert. Der obere Antrieb wird so gesteuert, dass die vorgegebene Neigung des Rumpfes, nämlich die generalisierte Koordinate β , beibehalten wird. Dies wird im weiteren als das hybride Verfahren bezeichnet.

Der Sollwert für den oberen Gelenkantrieb kann gemäß der Abbildung 3.8 ermittelt werden:

$$\alpha_{2Soll} = -\gamma - \alpha_1 + \beta_{Soll} \quad (3.25)$$

Die Formel (3.25) ist ein Teil der inversen Kinematik des 2DOF Roboters.

Der gesamte Aufbau des Steuerungssystems des 2DOF Roboters ist in der Abbildung 3.10 abgebildet.

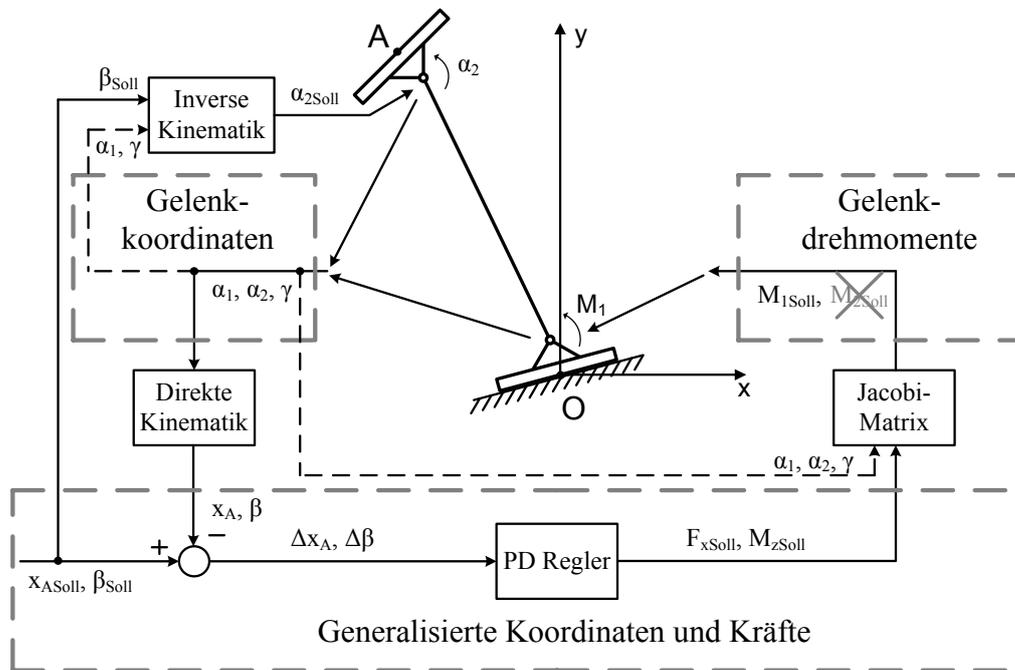


Abbildung 3.10 – Steuerungssystem des 2DOF Roboters nach dem hybriden Verfahren

Der Roboter bleibt nachgiebig entlang der X -Achse, ist jedoch steif um die Z -Achse herum.

Die Reaktion des Roboters auf die äußeren Einwirkungen entlang der X -Achse und die Anpassung an die Eigenschaften und der Neigung der Stützoberfläche hat sich kaum verändert.

3.6 Praktische Versuche mit dem 2DOF Roboter

Die Funktionsweise und die Eigenschaften des 2DOF Roboters sind anhand der zahlreichen Versuche geprüft. Der 2DOF Roboter während der Durchführung der Versuche wird in der Abbildung 3.11 dargestellt.

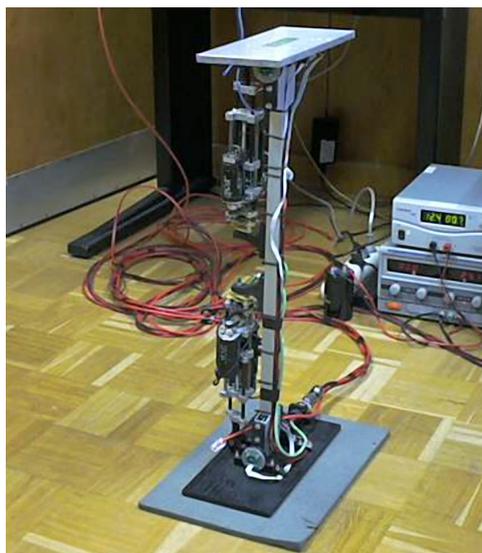


Abbildung 3.11 – 2DOF Roboter während der Durchführung des Versuchs

Es wurden drei Versuche durchgeführt: die Positionierung des Rumpfes entlang der generalisierten Koordinate, die äußere Einwirkung entlang der generalisierten Koordinate und

die bewegliche Stützfläche. Für die Durchführung aller Versuche, außer der beweglichen Stützfläche, wurden die unterschiedlichen Oberflächen vorbereitet, die für die laufenden Roboter relevant sind und das Verhalten des Steuerungssystems beeinflussen können. Die Oberflächen sind in der Abbildung 3.12 illustriert.

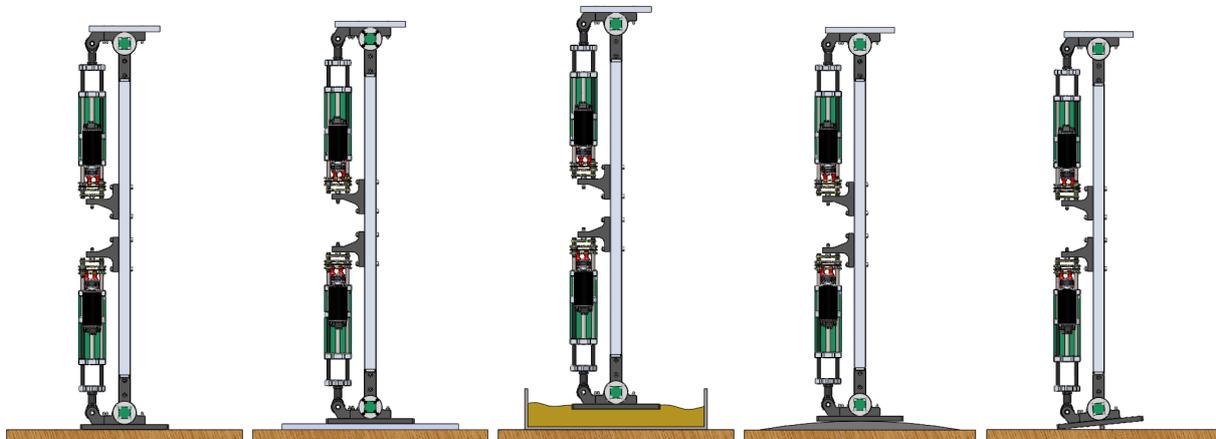


Abbildung 3.12 – Verschiedene Oberfläche für die Versuche mit dem 2DOF Roboter

Von links nach rechts: die erste ist die harte Oberfläche, nämlich das Holz, die zweite ist der 1cm dicke Weichschaum und die dritte ist der Sand bzw. der Unterboden, der festgestampft werden kann. Die vierte und die fünfte Oberfläche sind Sonderfälle und stellen die Situationen vor, in denen der feste Kontakt des Fußes mit der Oberfläche nicht möglich ist. Die vierte ist eine zylindrische Oberfläche mit großem Radius und versinnbildlicht den unebenen Boden. Die fünfte ist die harte Oberfläche mit einem harten Stab, der einen Durchmesser von 6mm besitzt, und stellt das kleine Hindernis unter dem Fuß dar.

3.6.1 Positionierung des Rumpfes

Das Ziel des Versuchs ist es, die Robustheit des Steuerungssystems gegen die Änderungen der Eigenschaften der Stützfläche zu prüfen. Das Führungsverhalten des Positionsregelkreises entlang der X -Achse ist registriert. Als Positionssollwert wirkt ein Rechtecksignal mit der Amplitude von 20mm. Die schematische Darstellung des Versuchs präsentiert die Abbildung 3.13.

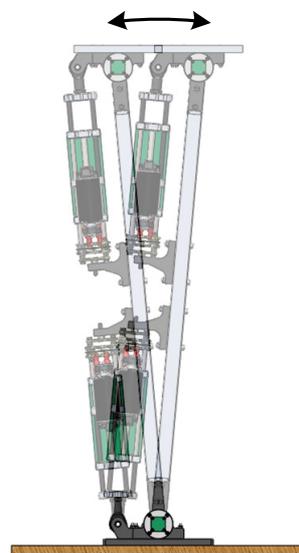


Abbildung 3.13 – Positionierung des Rumpfes – schematische Darstellung des Versuchs

Die Ergebnisse des Versuchs für die verschiedenen Oberflächen sind in der Abbildung 3.14 dargestellt.

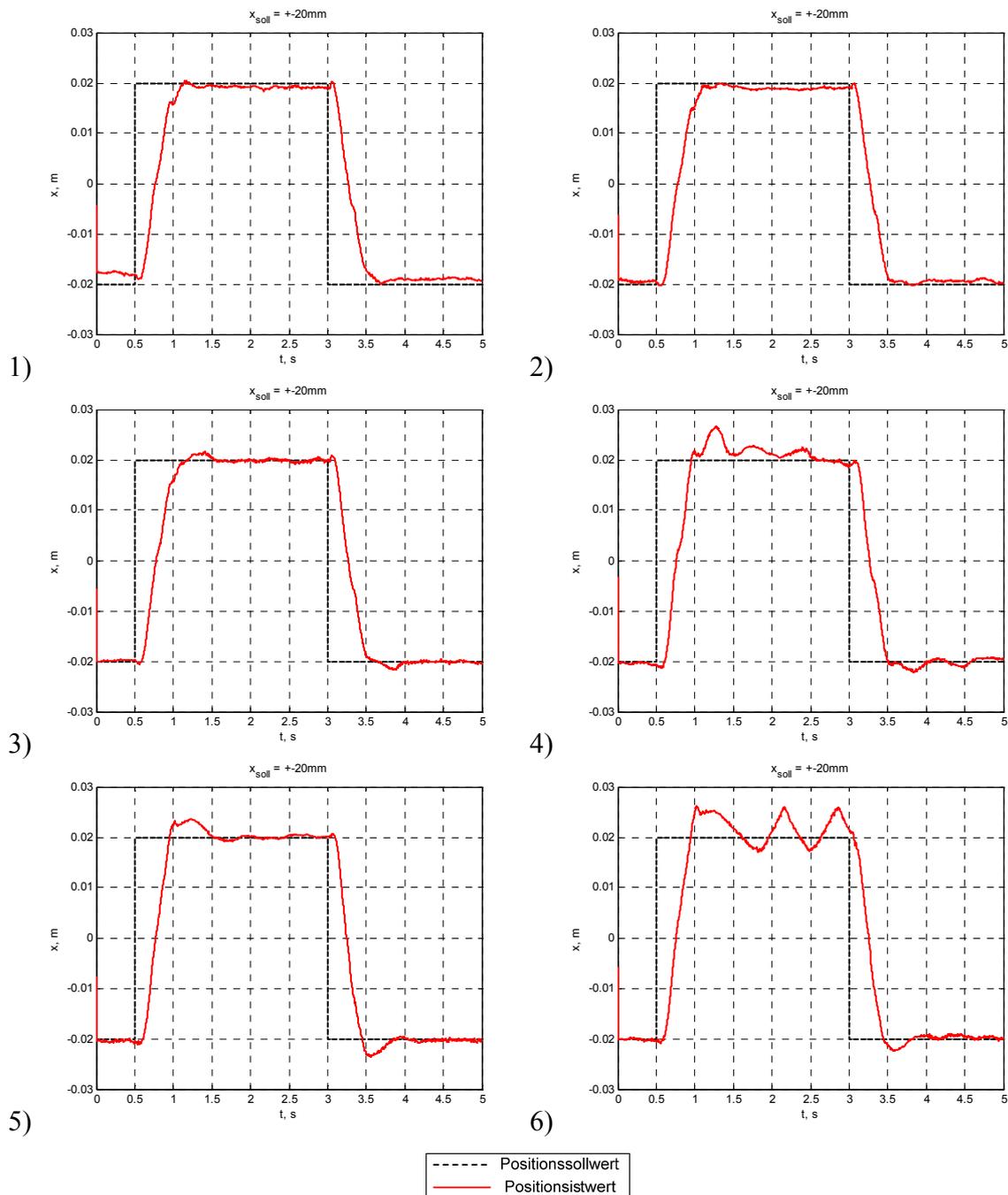


Abbildung 3.14 – Positionierung des Rumpfes – Ergebnisse des Versuchs

Die Schaubilder 1), 2) und 3) zeigen das Verhalten des Roboters auf Holz, Weichschaum und Sand. Das Führungsverhalten der Positionsregelung ist auf solchen Oberflächen kaum voneinander zu unterscheiden. Das Schaubild 4) entspricht dem unebenen Boden. Das Verhalten ist schwingender, bleibt aber stabil. Die Schaubilder 5) und 6) entsprechen dem kleinen Hindernis unter dem Fuß. Um die Positionierung durchzuführen und die Sollposition zu halten, muss der Fuß ständig über das Hindernis rollen. Das führt zu wiederholenden Anprallen und manchmal zu Schwingungen, wie auf dem Schaubild 6) gezeigt wird. Trotzdem, das Verhalten des Steuerungssystems muss als befriedigend bewertet werden, da

die Schwingungen in der Nähe von Sollposition stattfinden und der Positionierungsfehler maximal 5mm beträgt.

3.6.2 Reaktion auf die äußere Einwirkung

Das Ziel des Versuchs ist es, wie im Unterkapitel 3.6.1, die Robustheit des Steuerungssystems gegen den Änderungen der Eigenschaften der Stützfläche zu prüfen. Das Störverhalten des Positionsregelkreises entlang der X -Achse ist registriert. Dazu wird der Roboter in der Position von -30mm zwangsläufig mit den äußeren Kräften festgehalten und anschließend freigelassen. Die schematische Darstellung des Versuchs ist in der Abbildung 3.15 veranschaulicht.



Abbildung 3.15 – Reaktion auf die äußere Einwirkung – schematische Darstellung des Versuchs

Die Ergebnisse des Versuchs für die verschiedenen Oberflächen werden in der Abbildung 3.16 präsentiert.

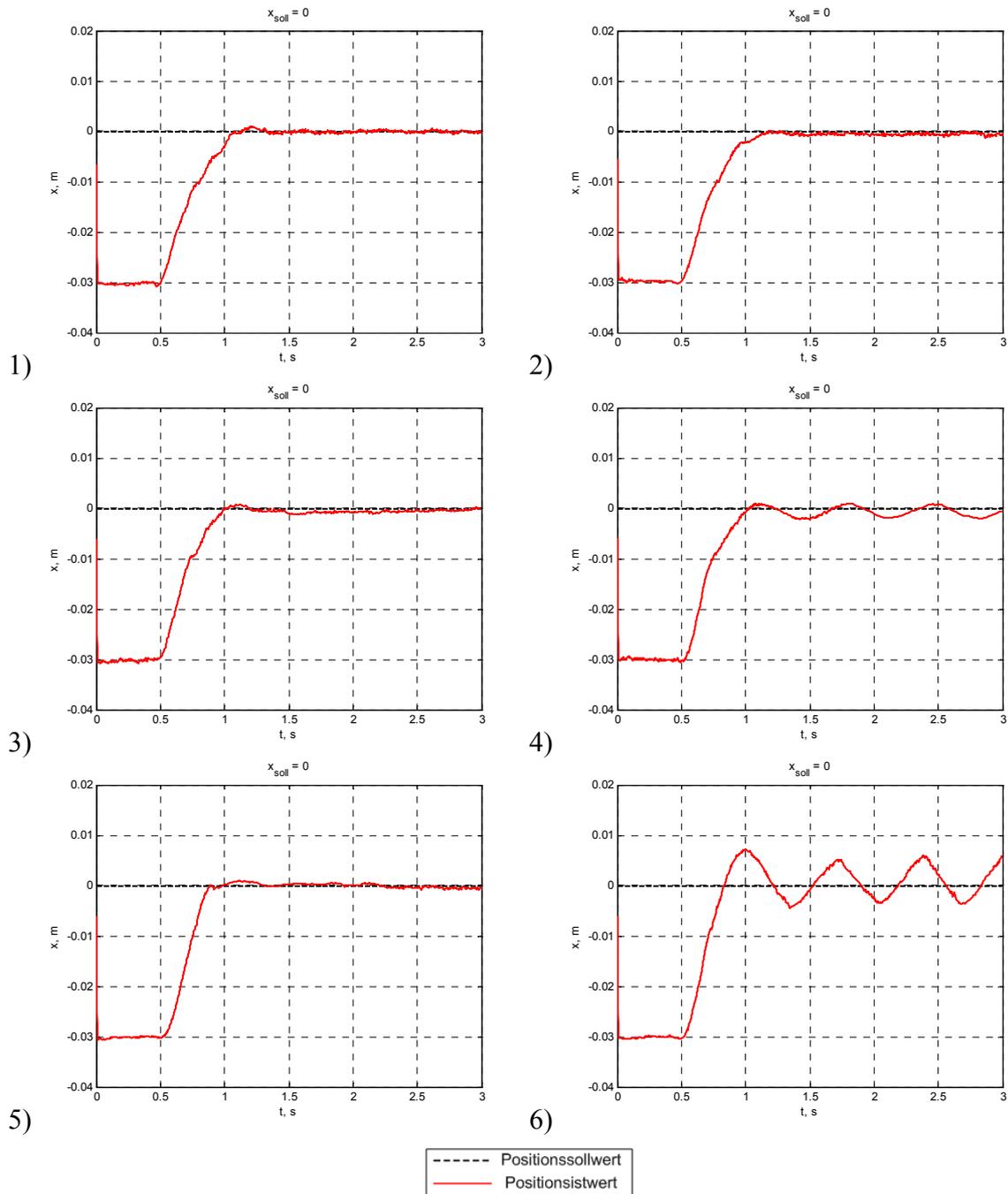


Abbildung 3.16 – Reaktion auf die äußere Einwirkung – Ergebnisse des Versuchs

Die Schaubilder 1), 2) und 3) zeigen jeweils das Verhalten des Roboters auf Holz, Weichschaum und Sand. Das Störverhalten der Positionsregelung ist auf solchen Oberflächen kaum voneinander zu unterscheiden. Das Schaubild 4) entspricht dem unebenen Boden. Das Verhalten ist schwingend, bleibt aber stabil. Die Schaubilder 5) und 6) entsprechen dem kleinen Hindernis unter dem Fuß. Wie bei der Positionierung sind der Schwingungsvorgang und das ständige Hinüberrollen des Hindernisses möglich. Die Schwingungen finden in der Nähe der Sollposition statt und der Positionierungsfehler beträgt maximal 6mm.

3.6.3 Bewegliche Stützfläche

Das Ziel des Versuchs ist es, die Stabilität des Roboters bei den schnellen Bewegungen der Stützfläche zu prüfen. Der 2DOF Roboter steht auf der beweglichen Plattform. Die Plattform

ist mittels eines Gelenkes mit dem Unterboden verbunden. Die Achse des Gelenks verläuft parallel zu den Achsen der Robotergelenke. Die Plattform wird um die Achse mittels der äußeren Einwirkung sprungartig bewegt. Der Neigungswinkel der Plattform und beide generalisierten Koordinaten des Roboters sind registriert. Die schematische Darstellung des Versuchs verdeutlicht Abbildung 3.17.



Abbildung 3.17 – Bewegliche Stützfläche – schematische Darstellung des Versuchs

Die Ergebnisse des Versuchs werden in der Abbildung 3.18 veranschaulicht. Der Positionssollwert ist mit der schwarzen gestrichelten Linie und die tatsächliche Position und die Neigung des Rumpfes sind mit der roten durchgehenden Linie abgebildet.

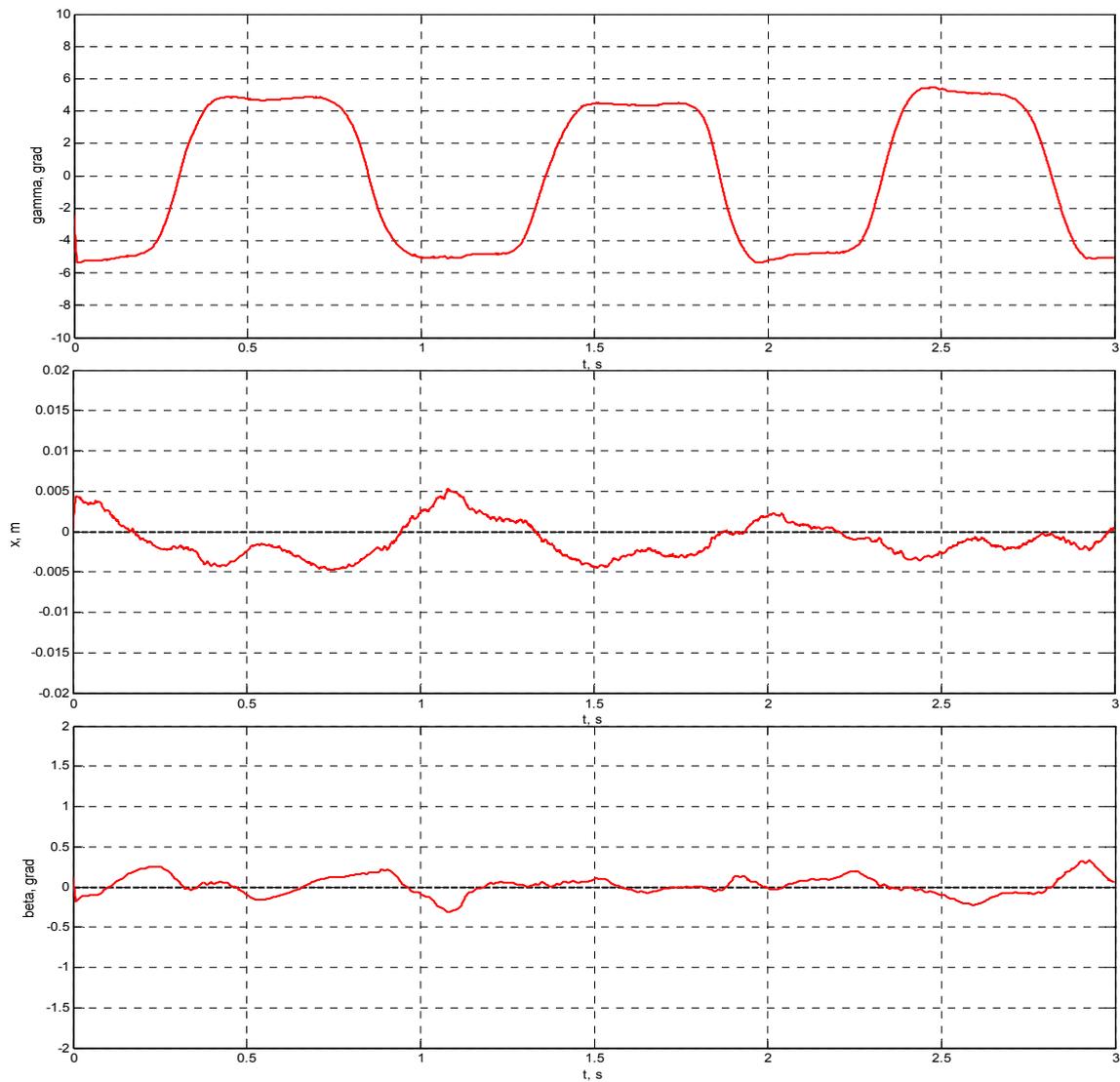


Abbildung 3.18 – Bewegliche Stützfläche – Ergebnisse des Versuchs

Trotz der schnellen sprungartigen Bewegungen der Stützfläche, bleibt der 2DOF Roboter stehen, ohne große Abweichungen von den Sollwerten. Die Verschiebung des Roboters entlang der X-Achse überschreitet niemals 5mm, die Neigung des Rumpfes beträgt weniger als 0,5 Grad.

4 STEUERUNG DES ZWEIBEINIGEN ROBOTERS ROTTO

Im Kapitel 4 werden die Konstruktion und die Steuerung des zweibeinigen Roboters ROTTO betrachtet. Die Grundlagen dafür bilden die Ergebnisse der in den Kapiteln 2 und 3 durchgeführten Untersuchungen. Die Grundprinzipien des im Kapitel 3 entwickelten hybriden Steuerungssystems können auf den Roboter ROTTO angewendet werden. Die Aufgaben und die Funktionsweise des Roboters ROTTO sind allerdings vielfältiger und komplizierter als die einfache Positionierung des 2DOF Roboters. Deswegen muss das aus dem Kapitel 3 übernommene Steuerungssystem entsprechend überarbeitet werden, um die Aufgaben des Roboters ROTTO zu erfüllen. Die übernommenen Grundprinzipien sind:

- Das Einsetzen des kraftgeregelten Antriebs ist in den Gelenken notwendig, die unmittelbar den Kontakt mit dem Boden beeinflussen. Bezüglich auf den Roboter ROTTO, müssen die Sprunggelenke mit den kraftgeregelten Antrieben ausgerüstet werden. Die anderen Gelenke können die konventionellen positionsgeregelten Antriebe besitzen.
- Die generalisierten Koordinaten werden mit Hilfe der kraftgeregelten Antriebe und der entsprechenden mathematischen Umsetzung direkt geregelt.

Das zu entwickelnde Steuerungssystem des Roboters ROTTO muss die im Kapitel 1 formulierten Aufgaben erfüllen, die vorteilhaften Eigenschaften der kraftgeregelten Antriebe ausnutzen und die passiven Eigenschaften des Laufens einbeziehen.

In diesem Kapitel werden der Aufbau und die Sensorik des Roboters ROTTO beschrieben. Weiter folgt die Entwicklung der Steuerungsalgorithmen des Stehens und des Gehens. Abschließend werden die praktischen Versuche mit dem Roboter ROTTO vorgestellt, die dessen Vermögen nachweisen und auswerten.

4.1 Aufbau des Roboters ROTTO

Der Roboter ROTTO ist ein anthropomorpher zweibeiniger Roboter, dessen Abmessungen und geometrische Verhältnisse einem zwölfjährigen Kind entsprechen. ROTTO ist 16,5 kg schwer, 1,3 m groß und besitzt 31 Freiheitsgrade, davon 17 Freiheitsgrade im Körper und 14 Freiheitsgrade im Kopf. Das CAD Modell und der reale Roboter ROTTO sind in der Abbildung 4.1 dargestellt.

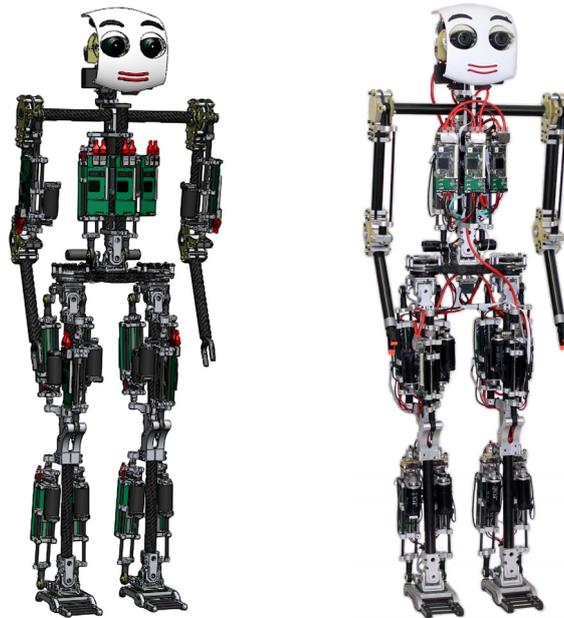


Abbildung 4.1 – CAD Modell und realer Roboter ROTTO, OvGU Magdeburg

Der Kopf des Roboters ROTTO basiert auf dem getrennten Steuerungssystem, dient zur emotionalen Interaktion mit den Menschen und wird in weiterem nicht betrachtet. Die ausführliche Beschreibung des Kopfs ist in [15] zu finden.

Die Tragkonstruktion des Roboters und die Antriebsteile sind aus Kohlefaserkunststoff und Aluminium gefertigt, so dass die Konstruktion leicht und stabil ist. Alle Antriebe außer dreien verfügen über die gleiche modulare Bauweise auf Basis von Kugelgewindegetrieben. Zwei Antriebe im Becken haben die Kugelgewindegetriebe und die in der Tragkonstruktion des Beckens integrierte Mechanik. Ein im Rumpf des Roboters installierter Antrieb verfügt über das serienmäßige planetare Getriebe und treibt die Schulterbalke. Der Aufbau des Roboters ist ausführlich in [14] und [15] beschrieben.

Die Sprunggelenke des Roboters ROTTO sind mit vier modifizierten kraftgeregelten Antrieben ausgerüstet. Das kinematische Schema des Roboters ROTTO wird in Abbildung 4.2 illustriert.

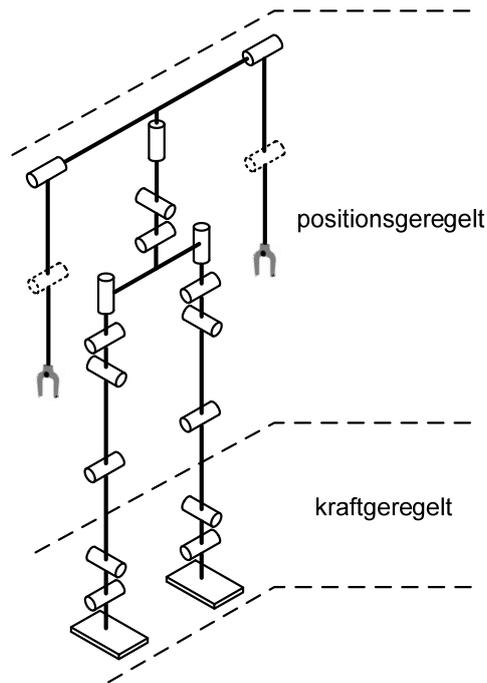


Abbildung 4.2 – Kinematisches Schema des Roboters ROTTO

Das Steuerungssystem des Roboters ROTTO basiert auf der dezentralen Motorregelung und der zentralisierten Steuerung des oberen Niveaus [14]. Die in den Antrieben eingebaute Elektronik ist für die Stromregelung der Synchronmotoren und die Datenerfassung von allen Sensoren zuständig. Alle Antriebe des Roboters sind mit Hilfe des Real-Time Ethernet Busses mit einem zentralen Rechner verbunden. Der Zentralrechner verfügt über ein Echtzeitbetriebssystem xPC Target von Mathworks und ist für die Ausführung des gesamten Steuerungssystems, außer den Stromregelkreisen der Motoren, zuständig. Die Integration in Matlab/Simulink verringert den Entwicklungsaufwand und verkürzt die Inbetriebnahmezeit.

4.2 Sensorik des Roboters ROTTO

Der Roboter ROTTO verfügt über die zahlreichen Sensoren, die die relative Anordnung der Roboterglieder, die räumliche Orientierung des Roboters und die anderen relevanten Parameter erfassen.

Vier Antriebe des Sprunggelenks sind mit den im Kapitel 2 beschriebenen Kraftsensoren ausgerüstet. Diese Sensoren erlauben die Messung der vom Antrieb entwickelten Kraft, sowie der Deformation des elastischen Elements und ihrer Ableitung. Die auf dem Roboter montierten Kraftsensoren sind in der Abbildung 4.3 gezeigt.



Abbildung 4.3 – Die auf dem Roboter ROTTO montierten Kraftsensoren

Jeder Motor des Roboters ROTTO verfügt über einen Inkrementalgeber mit einer Auflösung von 8192 Schritten pro Umdrehung. Der Inkrementalgeber, der als ein Positionssensor der Motorwelle im Stromregelungssystem des Synchronmotors verwendet wird, kann auch als ein Drehzahlsensor benutzt werden. Mit Hilfe der entsprechenden Berechnungen können auch die Position und die Geschwindigkeit an der Ausgangsseite des Getriebes ermittelt werden. Der auf dem Synchronmotor montierte Inkrementalgeber ist in der Abbildung 4.4 dargestellt.

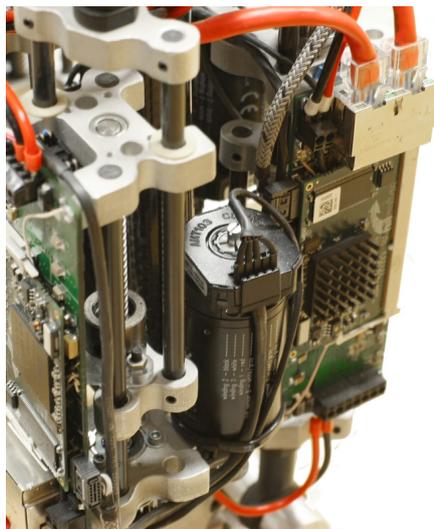


Abbildung 4.4 – Der auf dem Synchronmotor montierte Inkrementalgeber

Jedes Gelenk des Roboters ROTTO ist mit einem absoluten Positionssensor mit einer Auflösung von 4096 Schritten pro Umdrehung ausgerüstet. Dieser Sensor kann direkt zur Messung der Gelenkwinkel oder zur Initialisierung des Inkrementalgebers eingesetzt werden. Der Gelenkpositionssensor ist in der Abbildung 4.5 demonstriert.

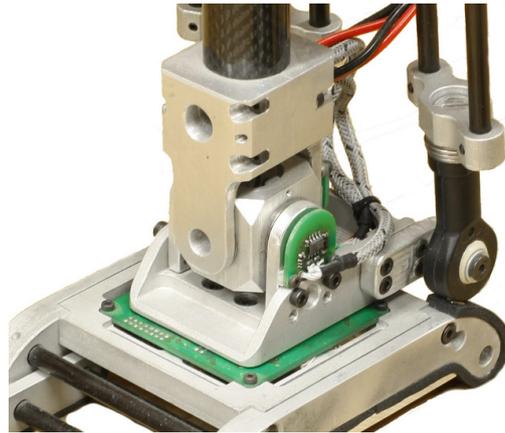


Abbildung 4.5 – Gelenkpositionssensor des Roboters ROTTO

Der Roboter ROTTO verfügt über einen auf dem Becken montierten Inertialsensor. Der Inertialsensor erlaubt es, die Orientierung des Roboters relativ zum Vektor der Schwerkraft zu erfassen. Der auf dem Becken des Roboters ROTTO montierte Inertialsensor ist in der Abbildung 4.6 veranschaulicht.



Abbildung 4.6 – Inertialsensor des Roboters ROTTO

Jeder Fuß des Roboters ROTTO verfügt über einen 6-Komponenten Kraft-/Drehmomentsensor. Der Kraft-/Drehmomentsensor erlaubt die auf den Fuß wirkenden Kräfte und Drehmomente zu messen, den ZMP-Punkt zu erfassen und kann als Kontaktsensor verwendet werden. Der im Fuß des Roboters ROTTO integrierte 6-Komponenten Kraft-/Drehmomentsensor ist in der Abbildung 4.7 dargestellt.



Abbildung 4.7 – Sechskomponenter Kraft-/Drehmomentsensor des Roboters ROTTO

Die Steuerelektronik jedes Antriebes verfügt über zwei Stromsensoren, die zusammen mit dem Rotorpositionssensor die Stromregelung des Synchronmotors erlauben, und ein oder zwei Endschalter, die das Ausschalten des Roboters im Notfall gewährleisten.

4.3 Steuerung der Gelenke des Roboters ROTTO

Der Roboter ROTTO verfügt ausschließlich über die Rotationsachsen, deswegen ist es zweckmäßig mit den rotatorischen Werten, wie beispielsweise dem Drehmoment, dem Drehwinkel und der Drehgeschwindigkeit, umzugehen. Im Gegensatz dazu sind die Antriebe des Roboters ROTTO linear und die Soll- und Messwerte sind die Kraft, die Position und die Geschwindigkeit. Die entsprechenden Transformationen sind notwendig. Dabei lassen sich zwei Fälle unterscheiden: Gelenke mit den kraftgeregelten und mit den positionsgeregelten Antrieben.

4.3.1 Gelenke mit den kraftgeregelten Antrieben

Die im Kapitel 2 beschriebenen kraftgeregelten Antriebe sind im Sprunggelenk des Roboters ROTTO installiert. Jedes Sprunggelenk verfügt über zwei rotatorische Achsen und ist mit zwei linearen Antrieben ausgerüstet. Die folgenden Soll- und Messwerte stehen zur Verfügung: die Kraftsollwerte, die Kräfte, die Geschwindigkeiten am Ausgang des Getriebes, die Deformationen der elastischen Elemente und ihre Ableitungen, sowie die Drehwinkel der Achsen und ihre Ableitungen. Die erwünschten rotatorischen Werte sind in diesem Fall zwei Drehmomentsollwerte, die Drehwinkel und die Drehgeschwindigkeiten des Gelenks. Die Transformation zwischen den erwünschten Drehmomentsollwerten und den realen Kraftsollwerten muss gefunden werden:

$$\vec{F}_{Soll}^T = f\left(\vec{M}_{Soll}^T\right), \quad (4.1)$$

wobei

$$\vec{M}_{Soll} = \begin{bmatrix} M_x \\ M_y \end{bmatrix} \quad (4.2)$$

die erwünschten Drehmomentsollwerte und

$$\vec{F}_{Soll} = \begin{bmatrix} F_1 \\ F_2 \end{bmatrix} \quad (4.3)$$

die realen Kraftsollwerte für die Antriebe sind.

In der Abbildung 4.8 sind das kinematische Schema und das CAD-Modell des Gelenks veranschaulicht.

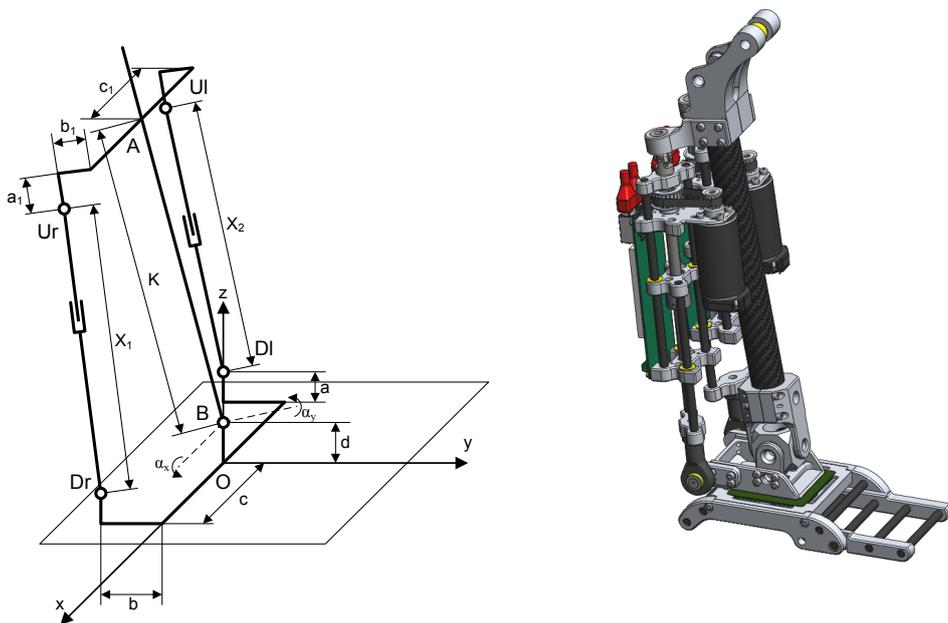


Abbildung 4.8 – Kinematisches Schema und CAD-Modell des 2DOF Gelenks

Die Gelenkdrehmomente können als virtuelle Aktuatoren betrachtet werden und das in [43][44] beschriebene Verfahren kann verwendet werden, um die Umsetzung (4.1) zu finden. Die mechanische Arbeit der Gelenkdrehmomente und der Antriebskräfte müssen gleich sein:

$$\vec{M}^T \cdot \delta \vec{\alpha} = \vec{F}^T \cdot \delta \vec{X}, \quad (4.4)$$

wobei

$$\delta \vec{\alpha} = \begin{bmatrix} \delta \alpha_x \\ \delta \alpha_y \end{bmatrix} \quad (4.5)$$

die kleinen Änderungen der Gelenkwinkel und

$$\delta \vec{X} = \begin{bmatrix} \delta X_1 \\ \delta X_2 \end{bmatrix} \quad (4.6)$$

die entsprechenden kleinen Änderungen der Antriebslänge sind. Dann können die Antriebskräfte gefunden werden:

$$\vec{F}^T = J_{DK}^T \cdot \vec{M}^T, \quad (4.7)$$

wobei

$$J_{DK} = \begin{bmatrix} \frac{\partial \alpha_x}{\partial X_1} & \frac{\partial \alpha_x}{\partial X_2} \\ \frac{\partial \alpha_y}{\partial X_1} & \frac{\partial \alpha_y}{\partial X_2} \end{bmatrix} \quad (4.8)$$

die Jacobi-Matrix der direkten Kinematik des Gelenks ist. Als die direkte Kinematik des Gelenks wird die folgende Umsetzung betrachtet:

$$\begin{bmatrix} \alpha_x \\ \alpha_y \end{bmatrix}^T = f_{DK} \left(\begin{bmatrix} X_1 \\ X_2 \end{bmatrix}^T \right) \quad (4.9)$$

Die Elemente der Jacobi-Matrix können als die Funktionen der Gelenkwinkel betrachtet werden. Das ist bequem, weil die Gelenkwinkel direkt gemessen werden können.

$$J_{DK} = \begin{bmatrix} \frac{\partial \alpha_x}{\partial X_1} & \frac{\partial \alpha_x}{\partial X_2} \\ \frac{\partial \alpha_y}{\partial X_1} & \frac{\partial \alpha_y}{\partial X_2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_{11}(\alpha_x, \alpha_y) & J_{12}(\alpha_x, \alpha_y) \\ J_{21}(\alpha_x, \alpha_y) & J_{22}(\alpha_x, \alpha_y) \end{bmatrix} \quad (4.10)$$

Die analytische Lösung der direkten Kinematik ist für diesen Mechanismus nicht trivial, indem die Lösung der inversen Kinematik des Gelenks leicht gefunden werden kann und in [14] beschrieben ist:

$$T_{Dr}^O = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & c \\ 0 & 1 & 0 & -b \\ 0 & 0 & 1 & a \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}; T_{Dl}^O = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & -c \\ 0 & 1 & 0 & -b \\ 0 & 0 & 1 & a \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}; T_B^O = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & d \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix};$$

$$R_{\alpha_x}^B = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\alpha_x) & -\sin(\alpha_x) & 0 \\ 0 & \sin(\alpha_x) & \cos(\alpha_x) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}; R_{\alpha_y}^{\alpha_x} = \begin{bmatrix} \cos(\alpha_y) & 0 & \sin(\alpha_y) & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\sin(\alpha_y) & 0 & \cos(\alpha_y) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix};$$

$$T_A^{\alpha_y} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & K \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}; T_{Ur}^A = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & c_1 \\ 0 & 1 & 0 & -b_1 \\ 0 & 0 & 1 & -a_1 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}; T_{Ul}^A = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & -c_1 \\ 0 & 1 & 0 & -b_1 \\ 0 & 0 & 1 & -a_1 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix};$$

$$Dr = T_{Dr}^O \cdot O;$$

$$Dl = T_{Dl}^O \cdot O;$$

$$Ur = T_B^O \cdot R_{\alpha_x}^B \cdot R_{\alpha_y}^{\alpha_x} \cdot T_A^{\alpha_y} \cdot T_{Ur}^A \cdot O;$$

$$Ul = T_B^O \cdot R_{\alpha_x}^B \cdot R_{\alpha_y}^{\alpha_x} \cdot T_A^{\alpha_y} \cdot T_{Ul}^A \cdot O;$$

$$X_1 = \sqrt{(Ur_x - Dr_x)^2 + (Ur_y - Dr_y)^2 + (Ur_z - Dr_z)^2};$$

$$X_2 = \sqrt{(Ul_x - Dl_x)^2 + (Ul_y - Dl_y)^2 + (Ul_z - Dl_z)^2}; \quad (4.11)$$

Die inverse Kinematik des Gelenks wird verwendet, um die Approximation der (4.10) zu finden. Seien die folgenden Tabellen mit 41x41 Elementen vorgegeben, die die Gelenkwinkel enthalten:

$$\vec{\alpha}_x = \begin{bmatrix} -20^\circ & -19^\circ & \dots & 0^\circ & \dots & 20^\circ \\ -20^\circ & -19^\circ & \dots & 0^\circ & \dots & 20^\circ \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ -20^\circ & -19^\circ & \dots & 0^\circ & \dots & 20^\circ \end{bmatrix}, \quad \vec{\alpha}_y = \begin{bmatrix} -20^\circ & -20^\circ & \dots & -20^\circ & -20^\circ \\ -19^\circ & -19^\circ & \dots & -19^\circ & -19^\circ \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0^\circ & 0^\circ & \dots & 0^\circ & 0^\circ \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 20^\circ & 20^\circ & \dots & 20^\circ & 20^\circ \end{bmatrix};$$

Aus diesen Tabellen können alle Kombinationen der Gelenkwinkel im Bereich $[-20^\circ, +20^\circ]$ mit einem Schritt von 1° ausgewählt werden: $(\vec{\alpha}_x(m, n), \vec{\alpha}_y(m, n))$. Für jede von diesen Kombinationen werden die Elemente der Jacobi-Matrix approximativ berechnet:

$$J_{11}(m, n) = \frac{\Delta \alpha_x}{X_1 \left(\alpha_x(m, n) + \frac{\Delta \alpha_x}{2}, \alpha_y(m, n) \right) - X_1 \left(\alpha_x(m, n) - \frac{\Delta \alpha_x}{2}, \alpha_y(m, n) \right)};$$

$$J_{12}(m, n) = \frac{\Delta \alpha_x}{X_2 \left(\alpha_x(m, n) + \frac{\Delta \alpha_x}{2}, \alpha_y(m, n) \right) - X_2 \left(\alpha_x(m, n) - \frac{\Delta \alpha_x}{2}, \alpha_y(m, n) \right)};$$

$$J_{21}(m, n) = \frac{\Delta \alpha_y}{X_1 \left(\alpha_x(m, n), \alpha_y(m, n) + \frac{\Delta \alpha_y}{2} \right) - X_1 \left(\alpha_x(m, n), \alpha_y(m, n) - \frac{\Delta \alpha_y}{2} \right)};$$

$$J_{22}(m, n) = \frac{\Delta \alpha_y}{X_2 \left(\alpha_x(m, n), \alpha_y(m, n) + \frac{\Delta \alpha_y}{2} \right) - X_2 \left(\alpha_x(m, n), \alpha_y(m, n) - \frac{\Delta \alpha_y}{2} \right)}; \quad (4.12)$$

wobei die $\Delta\alpha_x$ und $\Delta\alpha_y$ klein ausgewählt werden und $0,1^\circ$ in diesem Fall betragen. Auch die geometrischen Parameter des Gelenks werden in den Berechnungen berücksichtigt. Die grafische Abbildung der erhaltenen Elemente der Jacobi-Matrix ist in der Abbildung 4.9 dargestellt.

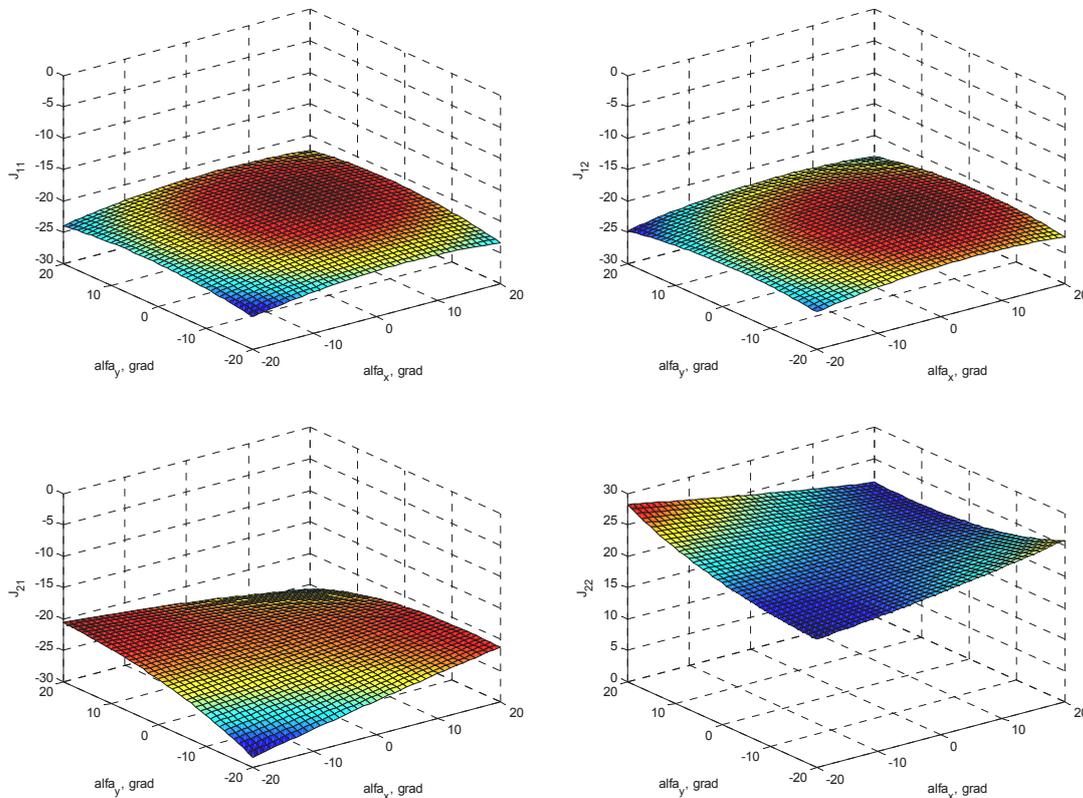


Abbildung 4.9 – Grafische Darstellung der Elemente der Jacobi-Matrix

Die erhaltenen Tabellen sind durch die Polynomfunktionen zweites Grades approximiert:

$$\begin{aligned}
 J_{i,j}^*(\alpha_x, \alpha_y) = & k_1 \cdot \alpha_x^2 + k_2 \cdot \alpha_x + k_3 + k_4 \cdot \alpha_x^2 \cdot \alpha_y + k_5 \cdot \alpha_x \cdot \alpha_y + k_6 \cdot \alpha_y + \\
 & + k_7 \cdot \alpha_x^2 \cdot \alpha_y^2 + k_8 \cdot \alpha_x \cdot \alpha_y^2 + k_9 \cdot \alpha_y^2
 \end{aligned} \quad (4.13)$$

Die Sätze der Koeffizienten $\vec{k}_{i,j}$ für jede der vier Tabellen und die Winkel α_x und α_y in Radiant werden nach der Methode der kleinsten Quadrate berechnet und betragen:

$$\begin{aligned}
 \vec{k}_{11} &= [-10.761 \quad 2.296 \quad -20.953 \quad 0.692 \quad 0.444 \quad 1.195 \quad -1.208 \quad -2.145 \quad -10.716]; \\
 \vec{k}_{12} &= [-10.761 \quad 2.296 \quad -20.953 \quad -0.692 \quad -0.444 \quad -1.195 \quad -1.208 \quad -2.145 \quad -10.716]; \\
 \vec{k}_{21} &= [-0.078 \quad 1.402 \quad -22.200 \quad -2.387 \quad -24.105 \quad 2.662 \quad -16.694 \quad -0.633 \quad -11.680]; \\
 \vec{k}_{22} &= [0.078 \quad -1.402 \quad 22.200 \quad -2.387 \quad -24.105 \quad 2.662 \quad 16.694 \quad 0.633 \quad 11.680];
 \end{aligned} \quad (4.14)$$

Die Abbildung 4.10 stellt die grafische Abbildung der erhaltenen Approximationen der Elemente der Jacobi-Matrix vor.

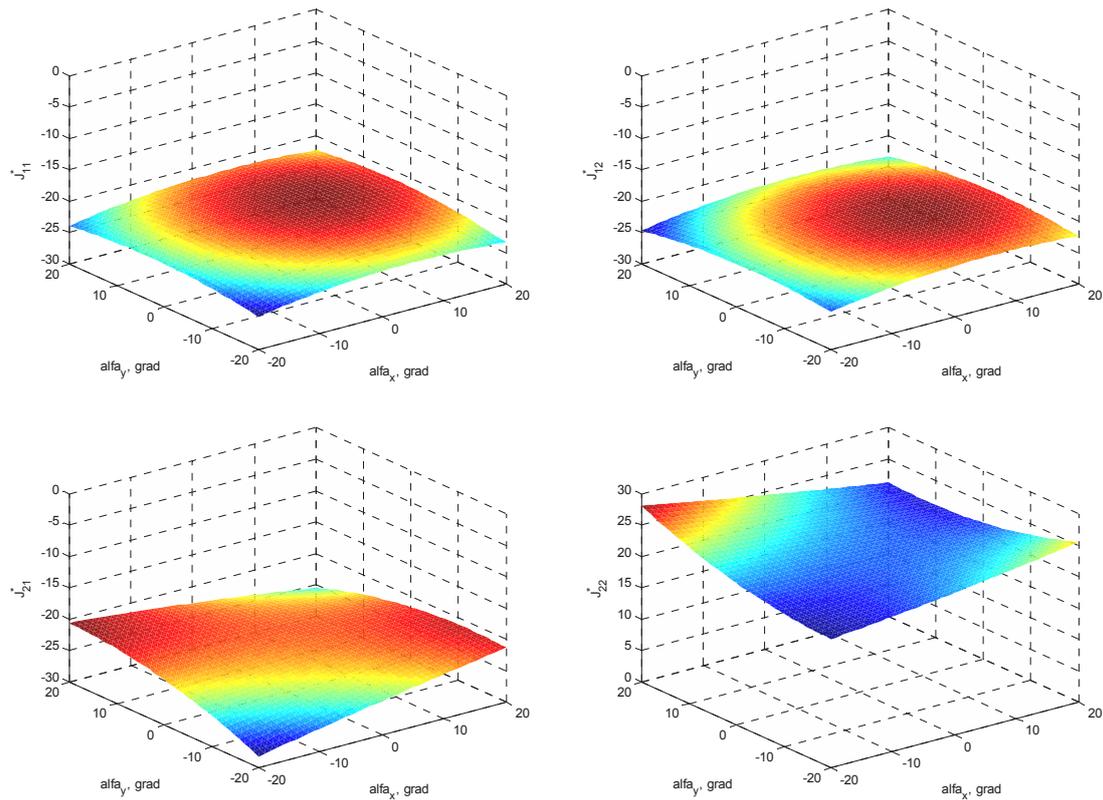


Abbildung 4.10 – Grafische Darstellung des Approximation der Jacobi-Matrix

Die maximale relative Abweichung der Polynomfunktionen von den entsprechenden Tabellen im Bereich der Gelenkwinkel $[-20^\circ, +20^\circ]$ ist 0,41% für J_{11}^* und J_{12}^* , und 0,97% für J_{21}^* und J_{22}^* .

4.3.2 Gelenke mit den positionsgeregelten Antrieben

Alle Gelenke des Roboters ROTTO außer den Sprunggelenken sind mit den positionsgeregelten Antrieben ausgerüstet. Es sind drei Fälle zu unterscheiden: der Antrieb mit dem Planetengetriebe, der die Schulterbalke treibt; 1DOF Gelenke mit den linearen Antrieben in den Knien, im Becken und in den Schultern; 2DOF Gelenke mit linearen Antrieben in der Hüfte und im Kreuzgelenk.

Das Gelenk zwischen dem Rumpf und der Schulterbalke ist in der Abbildung 4.11 illustriert. Alle Soll- und Messwerte in diesem Gelenk sind rotatorisch und die Steuerung des Gelenks ist trivial.

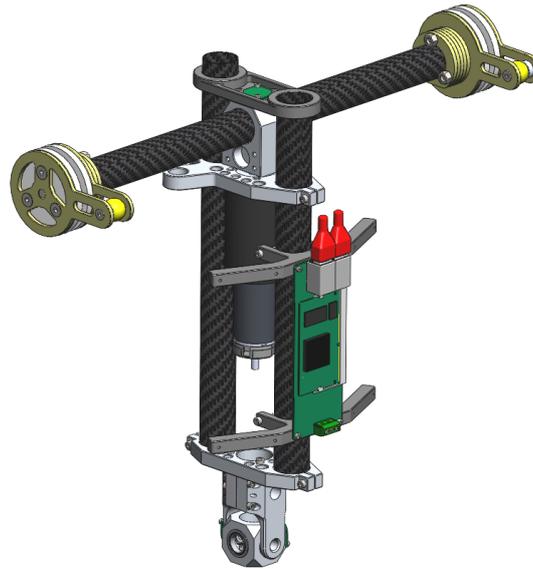


Abbildung 4.11 – Gelenk mit dem Planetengetriebe zwischen dem Rumpf und der Schulterbalke

Die 1DOF Gelenke mit den linearen Antrieben sind in der Abbildung 4.12 veranschaulicht (von links nach rechts: das Knie, die Schulter und das Becken).

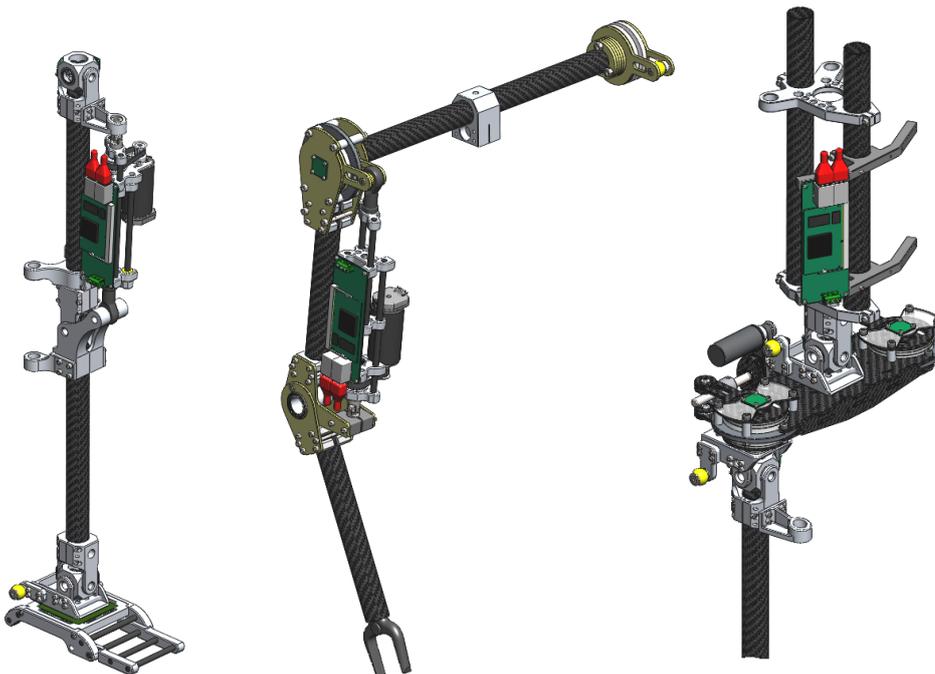


Abbildung 4.12 – 1DOF Gelenke mit den linearen Antrieben

Die folgenden Soll- und Messwerte stehen in diesem Fall zur Verfügung: der lineare Positionswert, die lineare Position und Geschwindigkeit, der Drehwinkel des Gelenks und seine Ableitung. Der erwünschte rotatorische Wert ist der Gelenkwinkelsollwert. Die Transformation zwischen dem Winkelsollwert und dem linearen Positionswert muss gefunden werden:

$$X_{soll} = f(\alpha_{soll}) \quad (4.15)$$

Diese Transformation ist aus den Formeln (3.5), (3.6) und (3.7) bereits bekannt. Alternativ kann das in [14] beschriebene allgemeine Verfahren verwendet werden.

Die 2DOF Gelenke mit den linearen Antrieben sind in der Abbildung 4.13 dargestellt (von links nach rechts: die Hüfte und das Kreuz).

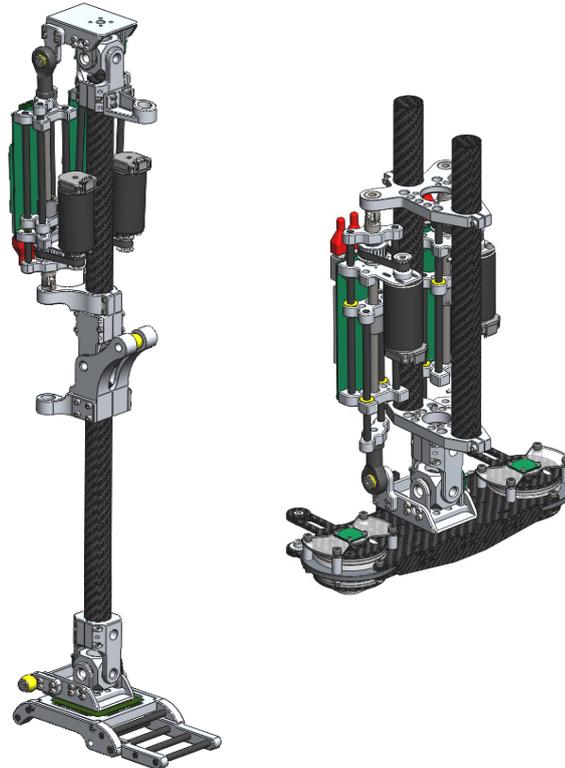


Abbildung 4.13 – 2DOF Gelenke mit den linearen Antrieben

Die folgenden Soll- und Messwerte stehen in diesem Fall zur Verfügung: zwei lineare Positionssollwerte, die linearen Positionen und Geschwindigkeiten, zwei Drehwinkel des Gelenks und ihre Ableitungen. Die erwünschten rotatorischen Werte sind zwei Gelenkwinkelsollwerte. Die Transformation zwischen den Winkelsollwerten und den linearen Positionssollwerten muss gefunden werden:

$$\begin{bmatrix} X_{1soll} \\ X_{2soll} \end{bmatrix}^T = f \left(\begin{bmatrix} \alpha_{xsoll} \\ \alpha_{ysoll} \end{bmatrix}^T \right) \quad (4.16)$$

Diese Transformation ist aus den Formeln (4.11) bereits bekannt und entspricht dem in [14] beschriebenen allgemeinen Verfahren.

4.4 Steuerung des Roboters ROTTO beim Gehen

Das Steuerungssystem des Roboters ROTTO basiert auf dem im Kapitel 3 entwickelten hybriden Steuerungsverfahren, ist aber vielfältiger als die einfache Positionierung des 2DOF Roboters. In diesem Unterkapitel werden zuerst die Grundprinzipien des Steuerungssystems betrachtet, weiter folgt die ausführliche Beschreibung des entwickelten Steueralgorithmus.

4.4.1 Hauptstrategie des Laufalgorithmus

Die Grundprinzipien des Laufalgorithmus können als die Liste von Thesen formuliert werden.

- Die Steuerung des Roboters ROTTO erfolgt in drei senkrechten Ebenen: Frontalebene, Sagittalebene und Transversalebene. Dabei werden drei Steueralgorithmen ausgeführt, jeder in der eigenen Ebene. Die Wechselwirkung der Steueralgorithmen ist unwesentlich.
- Die Bewegung des Roboters in der Frontalebene stellt die freien Schwingungen vor. Dabei tritt der Roboter von einem Fuß auf den anderen. Der unvermeidbare Energieverlust bei den Stößen der Füße mit dem Boden wird mit Hilfe der Drehmomente in den Sprunggelenken kompensiert und die Amplitude der Schwingungen wird mittels des Regelungssystems stabilisiert. Die Schwingungsfrequenz wird durch die eigene Dynamik des Roboters bestimmt.
- Die Bewegungen des Roboters in der Sagittal- und Transversalebene gewährleisten entsprechend die Vorwärtsbewegung und die Änderung der Gehrichtung. Diese Bewegungen werden mittels der positionsgeregelten Antriebe realisiert.
- Die Bewegung des Roboters in der Frontalebene spielt die führende Rolle. Die Bewegungen in der Sagittal- und Transversalebene werden mit der Frontalebene synchronisiert. Zu der Synchronisation dient das System auf Basis eines Kalman-Filters.
- Die Aufgaben und die Funktion des Stand- und Schwungbeins unterscheiden sich. Der Zustand des Beins wird mittels des in dem Fuß integrierten Kraft-/Drehmomentsensors bestimmt.
- Die künstlich eingeführten Abhängigkeiten zwischen den verschiedenen Werten, wie beispielsweise zwischen den gemessenen Winkeln und den Sollpositionen, werden verwendet und in weiterem als Reflexe genannt. Die Einführung von Reflexen erlaubt die Anzahl von Sollwerten zu reduzieren und gleichzeitig die einigen Funktionen, wie z.B. die Verkürzung des Schwungbeins, zu realisieren.
- Das Stehen wird als ein Sonderfall des Gehens mit der Null-Geschwindigkeit und ohne Schwingungen in der Frontalebene betrachtet. Der spezielle Übergang zwischen dem Stehen und dem Gehen ist erforderlich, um die Schwingungen in der Frontalebene anzuregen.

4.4.2 Steuerung in der Frontalebene

Die Bewegung des Roboters in der Frontalebene stellt die freien Schwingungen mit der stabilisierten Amplitude vor. Die schematische Darstellung des Schwingvorgangs ist in der Abbildung 4.14 illustriert.

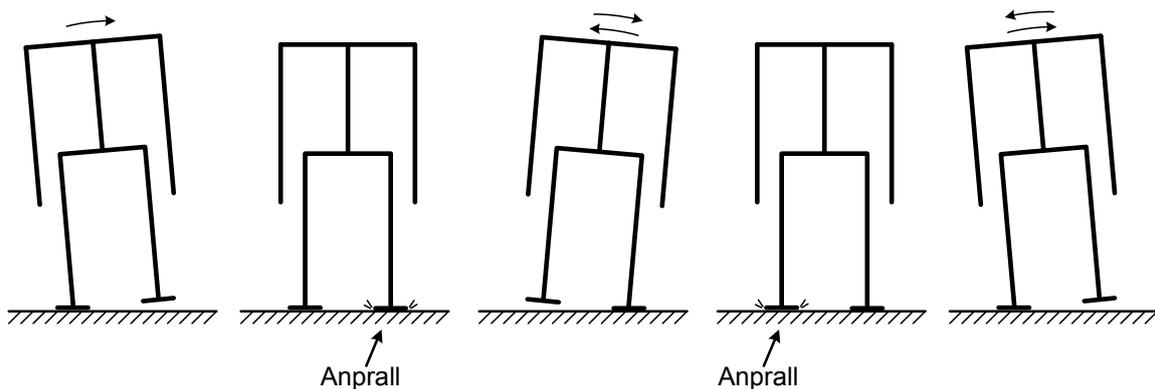


Abbildung 4.14 – Schematische Darstellung des Schwingvorgangs in der Frontalebene

Die wichtigsten Messwerte beim Schwingvorgang sind der Neigungswinkel α_F und die Drehgeschwindigkeit ω_F . Diese werden mittels des auf dem Becken des Roboters ROTTO montierten Inertialsensor gemessen und beziehen sich auf die Position des Beckens relativ zum Vektor der Schwerkraft (siehe Abbildung 4.15).

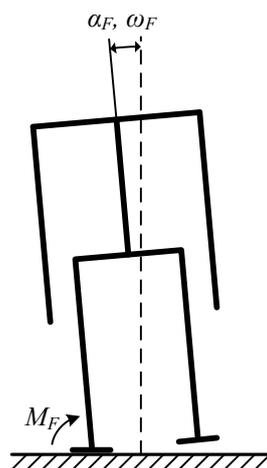


Abbildung 4.15 – Relevante Soll- und Messwerte beim Schwingvorgang

Die Amplitude der Schwingungen wird mit Hilfe der Drehmomenten M_F in den Sprunggelenken stabilisiert. Das Drehmoment in dem Sprunggelenk muss begrenzt werden, um das Kippen des Fußes zu vermeiden.

Die zusätzlichen Funktionen, wie z.B. die Verkürzung des Schwungbeins, die Beibehaltung der vertikalen Lage des Rumpfs und der waagerechten Orientierung des Fußes, werden mittels der Reflexe realisiert (die Reflexe sind auf den Abbildung 4.14 und Abbildung 4.15 nicht dargestellt).

Die vertikalen Komponenten der mit den sechskomponenten Kraft-/Drehmomentsensoren gemessenen Stützkräfte werden benutzt, um festzustellen, welches Bein in einem bestimmten Moment die Funktion des Stützbeines ausführen muss und welches Bein das Schwungbein ist.

4.4.2.1 Stand- und Schwungbein

Das System, das aufgrund der vertikalen Komponenten der gemessenen Stützkräfte das Stützbein bestimmt und die drei entsprechenden Signale erstellt, ist in der Abbildung 4.16 aufgezeigt.

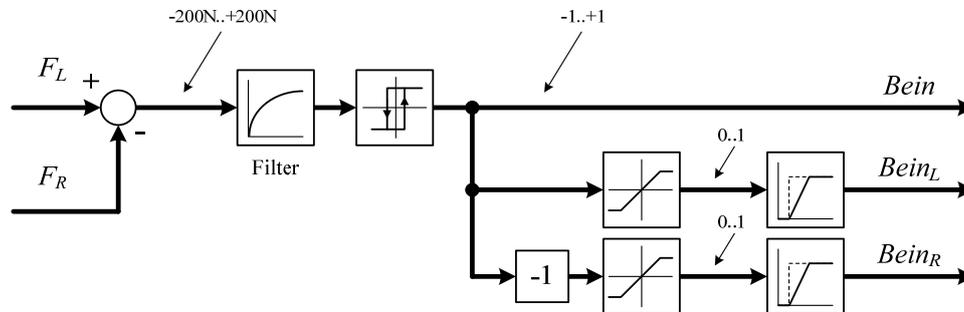


Abbildung 4.16 – Bestimmung des Stützbeines

Die vertikalen Komponenten der Stützkräfte werden subtrahiert und mit einem PT1-Glied gefiltert. Nach der Relay-Funktion mit der Hysteresekurve wird das Signal *Bein* erzeugt. Das Signal *Bein* ist gleich 1, wenn der linke Fuß auf dem Boden steht, und gleich -1, wenn der rechte Fuß auf dem Boden steht. Die Signale *Bein_L* und *Bein_R* werden aus dem Signal *Bein* mit Hilfe des Invertierens, der Begrenzung der Amplitude und der Begrenzung der Anstiegsrate erstellt. Die Begrenzung der Anstiegsrate ist so eingestellt, dass der Anstieg des Signals 0,1 Sekunde dauert und die Abfallzeit gleich 0 ist. Die Signale *Bein_L* und *Bein_R* sind abwechselnd gleich 1, wenn der entsprechende Fuß auf dem Stützfläche steht. Diese Signale werden direkt für das Einschalten der verschiedenen Algorithmen verwendet. Der stufenlose Anstieg sorgt für den stoßfreien Übergang zwischen den Algorithmen. Die Funktion des Systems während des Gehens des realen Roboters ist in der Abbildung 4.17 illustriert.

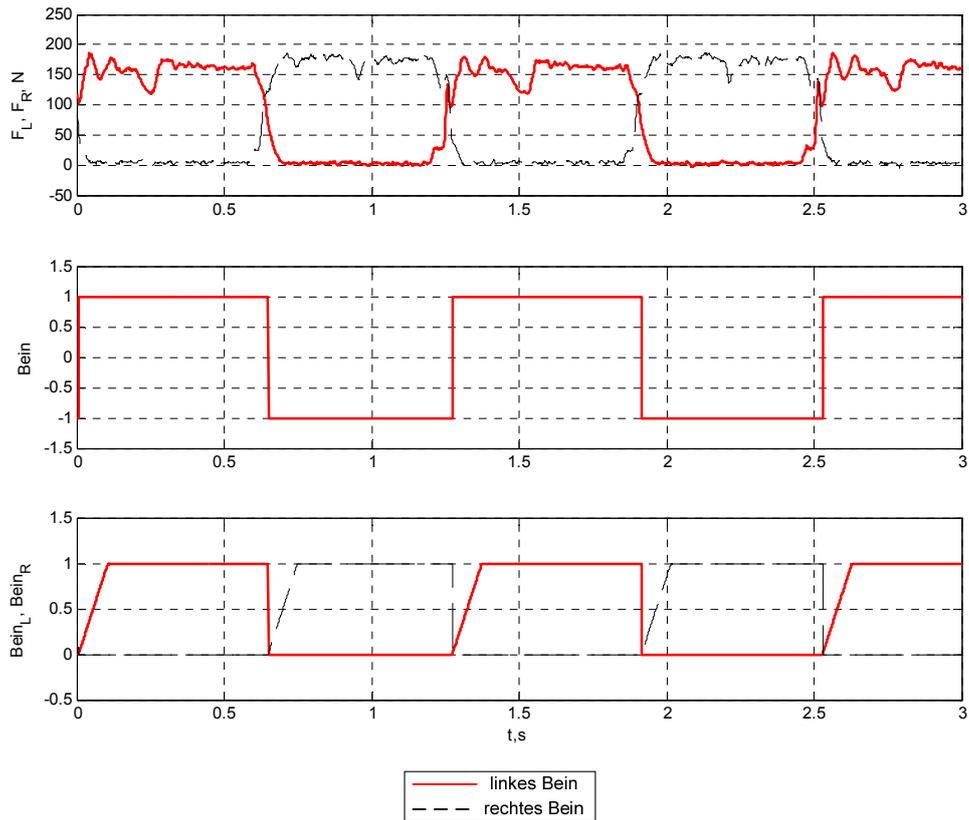


Abbildung 4.17 – Bestimmung des Stützbeines während des Gehens

4.4.2.2 Reflexe in der Frontalebene

Die Reflexe in der Frontalebene sind für die folgenden Funktionen zuständig:

- 1) Beibehaltung der vertikalen Lage des Rumpfs,
- 2) Beibehaltung der waagerechten Orientierung des Fußes vom Schwungbein,
- 3) Verkürzung des Schwungbeins.

Der Roboter mit den aktivierten Reflexen ist in der Abbildung 4.18 dargestellt.

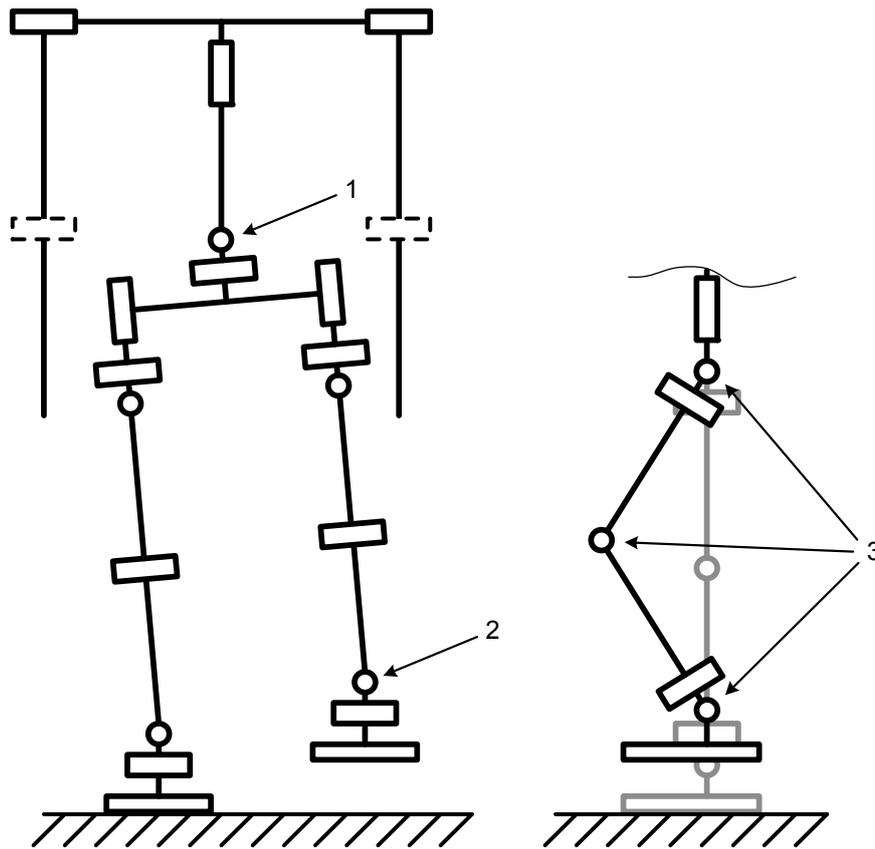


Abbildung 4.18 – Roboter mit den aktivierten Reflexen in der Frontalebene

Die Beibehaltung der vertikalen Lage des Rumpfs wird mittels der Steuerung des Gelenks im Kreuz realisiert (siehe Abbildung 4.18, Position 1). Dabei ist der Sollwert für dieses Gelenk gleich dem Neigungswinkel α_F .

Ebenso wird die Beibehaltung der waagerechten Orientierung des Fußes vom Schwungbein erreicht. Das Sprunggelenk wird während der Schwungphase mit dem PD-Regler positionsgeregelt. Der Sollwert für die Achse des Sprunggelenks (siehe Abbildung 4.18, Position 2) ist gleich dem Neigungswinkel α_F . Die Positionsregelung des Sprunggelenks wird mit Hilfe des Signals $Bein_L$ für den rechten Fuß und $Bein_R$ für den linken Fuß aktiviert. Die Sprunggelenke sind mit den kraftgeregelten Antrieben ausgestattet. Die Koeffizienten des PD-Reglers sind relativ niedrig ausgewählt. Deswegen bleibt der Fuß des Schwungbeins nachgiebig, auch während des darauffolgenden Anstoßes mit dem Boden.

Die Verkürzung des Schwungbeins basiert ebenso auf dem Neigungswinkel α_F . Die Abhängigkeiten der Winkelsollwerte vom α_F für die Hüfte, das Knie und das Sprunggelenk werden in der Abbildung 4.19 veranschaulicht.

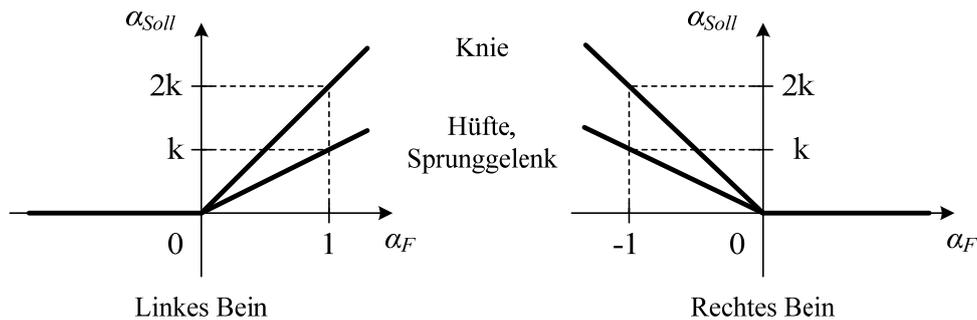


Abbildung 4.19 – Verkürzung des Schwungbeins

Demgemäß, verkürzt sich das Schwungbein die Linie entlang, die mit dem geraden Bein kongruiert (siehe Abbildung 4.20). Die Auswahl des Koeffizienten k ermöglicht den Reflex zu justieren.

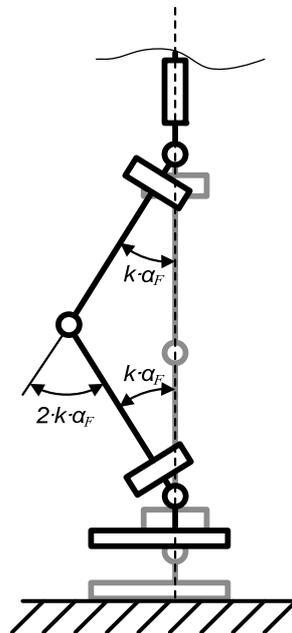


Abbildung 4.20 – Verkürzung des Schwungbeins das gerade Bein entlang

4.4.2.3 Kriterium der Beibehaltung einer Trajektorie im Phasenraum

Um die Amplitude der Schwingungen in der Frontalebene stabilisieren zu können, ist ein Kriterium erforderlich. Dieses Kriterium muss die Änderungen der Amplitude abbilden und aufgrund der Messwerte berechenbar sein.

Eines der einfachsten Kriterien ist der maximale Neigungswinkel, sprich die Amplitude selbst. Die Amplitude ist aber nur zweimal pro Schwingungsperiode oder einmal pro Schritt diskontinuierlich messbar. Das Regelungssystem reagiert in diesem Fall langsam auf die Änderungen im Schwingungsvorgang.

Ein gut passendes Kriterium für ein Schwingungssystem könnte die gesamte mechanische Energie sein. Die Energie ist aufgrund der kontinuierlich gemessenen Werte berechenbar und bildet die Änderungen im Schwingungsvorgang sofort in der beliebigen Phase ab. Die Stabilisierung der Energiemenge im Schwingungssystem heißt die Stabilisierung der Amplitude auch beim Vorhandensein der dissipativen Kräfte. Die gesamte mechanische

Energie ist aber für den Roboter ROTTO als ein Kriterium nicht einsetzbar. Die positionsgeregelten Antriebe, die die Funktion der Reflexe ausführen, stellen die Quellen der nicht-konservativen Kräfte vor und der Energiefluss durch die Antriebe ist schwierig zu berücksichtigen. Deswegen kann der Roboter nicht als ein einfaches mechanisches System mit dissipativen Kräften betrachtet werden.

Ein gutes Verfahren für die Analyse der Schwingungssysteme sind die Trajektorien im Phasenraum. Um die Trajektorien im Phasenraum für die freien Bewegungen des Roboters mit aktivierten Reflexen zu erhalten, wurde ein Modell des Roboters im MATLAB/SimMechanics erstellt. Kinematik des Modells ist in der Abbildung 4.21 verdeutlicht. Die Masseneigenschaften des Modells entsprechen den Parametern des Roboters ROTTO. Das Stützgelenk ist nicht angetrieben, die anderen Gelenke sind positionsgesteuert und führen die Funktionen der Reflexe aus.

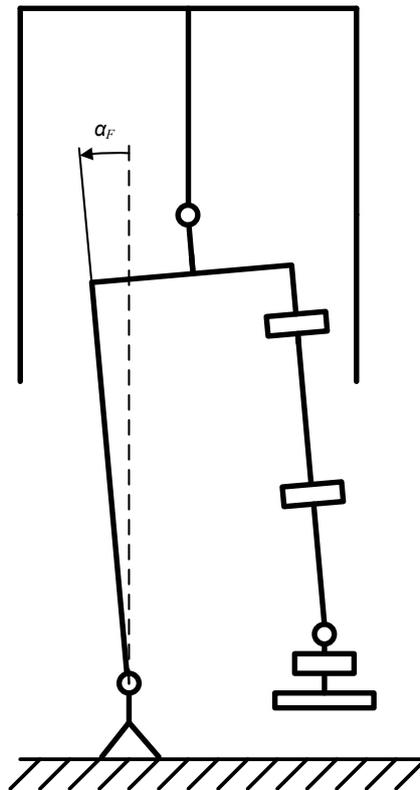


Abbildung 4.21 – Modell des Roboters ROTTO für die Analyse der Trajektorien im Phasenraum

Dieses Modell stimmt mit dem Roboter ROTTO nur für die positiven Neigungswinkel α_F . Die Schar der Trajektorien für die verschiedenen Anfangsbedingungen ist in der Abbildung 4.22 dargestellt.

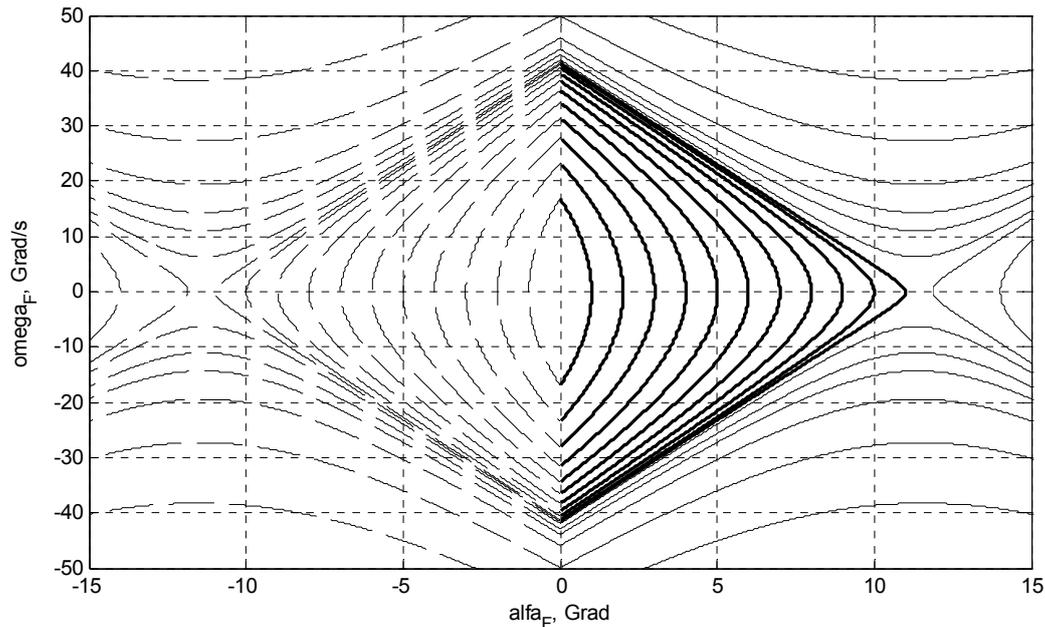


Abbildung 4.22 – Phasentrajektorien für den Schwingungsvorgang in der frontalen Ebene

Die Phasentrajektorien, die mit den gestrichelten Linien abgebildet sind, sind für das Modell bei den freien Bewegungen nicht möglich. Diese Trajektorien sind aber für den Roboter ROTTO gültig. Von besonderem Interesse sind die geschlossenen Phasentrajektorien im Bereich von -10 bis 10 Grad.

Für die geschlossenen Schwingungssysteme ohne nicht-konservative Kräfte nimmt die gesamte mechanische Energie die verschiedenen Werte für die verschiedenen Phasentrajektorien auf und für jede Trajektorie bleibt die Energie während des Schwingungsvorgangs konstant. Für die vom Modell des Roboters ROTTO erhaltenen Phasentrajektorien ist die Erstellung des ähnlichen Kriteriums voraussichtlich möglich. Die Anforderungen für solches Kriterium können wie folgt formuliert werden:

- Das Kriterium muss eine Funktion des Neigungswinkels α_F und der Drehgeschwindigkeit ω_F sein.
- Das Kriterium muss für jeden Punkt der einzelnen Phasentrajektorie möglichst konstant bleiben.
- Die Werte des Kriteriums für die verschiedenen Phasentrajektorien können so ausgewählt werden, dass das Kriterium der gesamten mechanischen Energie ähnlich ist. Die kinetische Energie des Roboters beim $\alpha_F=0$ würde als ein Wert des Kriteriums für die ganze Phasentrajektorie ausgewählt werden.

Das Kriterium wird als Polynomfunktion gesucht:

$$E_{pseudo} = k_1 \cdot \omega_F^3 + k_2 \cdot \omega_F^2 + k_3 \cdot \omega_F + k_4 \cdot \alpha_F^3 + k_5 \cdot \alpha_F^2 + k_6 \cdot \alpha_F \quad (4.17)$$

Die Koeffizienten \vec{k}_i werden mit Hilfe des Optimierungsalgorithmus gefunden, um den oben genannten Anforderungen für zehn geschlossene Phasentrajektorien mit den Amplituden von

1 bis 10 Grad gereicht zu werden. Die Koeffizienten für den Winkel α_F in Radiant und die Drehgeschwindigkeit ω_F in Radiant/s betragen:

$$\vec{k} = [-0.0860 \quad 2.0241 \quad -0.0122 \quad -4.3154 \quad -24.6589 \quad 10.1991];$$

Um die Funktion des Kriteriums zu prüfen und zu illustrieren, wurden zehn Versuche mit dem Modell durchgeführt und damit die Phasentrajektorien, der Zeitverlauf des Neigungswinkels und das Verhalten des Kriteriums erhalten. Die Ergebnisse des Versuchs sind in der Abbildung 4.23 vorgestellt.

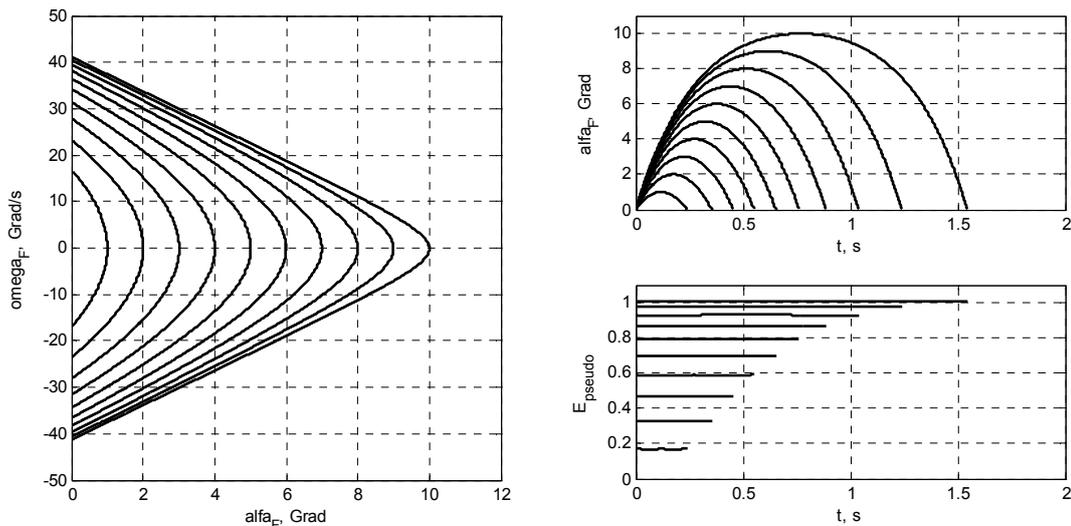


Abbildung 4.23 – Verhalten des Kriteriums bei verschiedenen Amplituden

In der Abbildung 4.23 ist zu sehen, dass das gefundene Kriterium fast konstant während des Schwingvorgangs bleibt und die verschiedenen Werte für die Trajektorien mit verschiedenen Amplituden aufnimmt.

Es sei betont, dass die Dauer der Halbperiode von der Amplitude der Neigung stark abhängig ist. Die Auswahl der Amplitude bestimmt auch die Dauer des Schrittes, die der Dauer der Halbperiode gleich ist.

4.4.2.4 Regelung des Schwingungsvorgangs

Ein Schwingungssystem mit einem Aktor sei vorhanden. Die Abgabeleistung des Aktors könne beliebig geändert werden. Das Schwingungssystem wirkt in diesem Fall als ein Energiespeicher und der Aktor wirkt als ein Element, das die Energiemenge beeinflusst. Die Regelung der Energiemenge im System kann wie in der Abbildung 4.24 gezeigt realisiert werden.

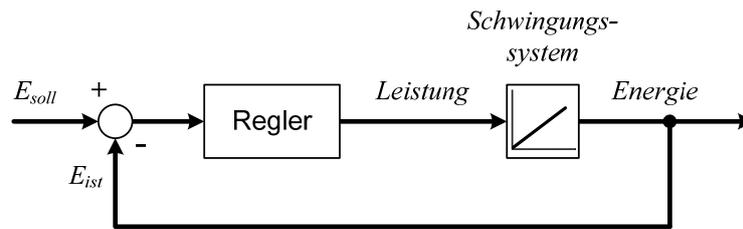


Abbildung 4.24 – Regelung der Energiemenge im Schwingungssystem

Ebenso kann die Stabilisierung der Amplitude von den Schwingungsbewegungen des Roboters ROTTO umgesetzt werden. Die gesamte Regelungsstruktur ist in der Abbildung 4.25 illustriert.

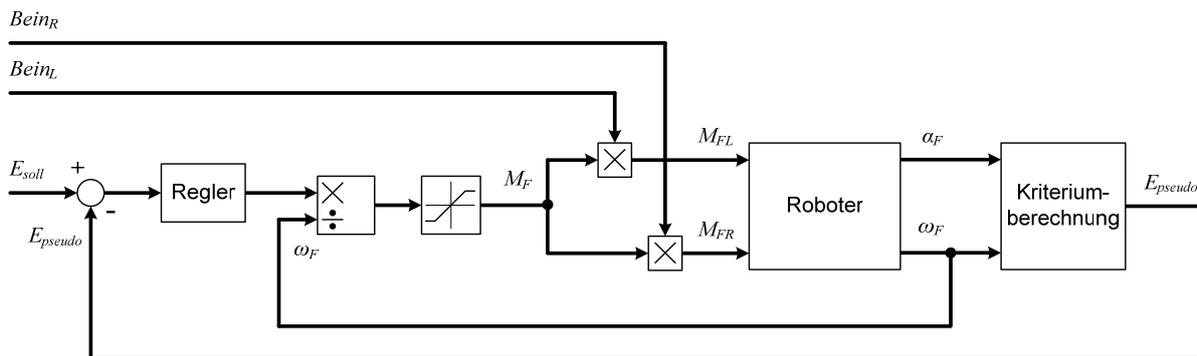


Abbildung 4.25 – Regelungssystem für die Stabilisierung der Amplitude

Der Sollwert für das in dem Unterkapitel 4.4.2.3 gefundene Kriterium wird mit dem aktuellen Wert des Kriteriums verglichen. Der einfache P-Regler erzeugt einen Sollwert für die Abgabeleistung des Aktors. Als Aktoren dienen die kraftgeregelten Antriebe der Sprunggelenke. Um den Drehmomentsollwert für die Antriebe zu erhalten, wird der Sollwert für die Abgabeleistung durch die aktuelle Drehgeschwindigkeit dividiert. Um das Kippen der Füße zu vermeiden, wird der Drehmomentsollwert begrenzt. Mit Hilfe der Signalen $Bein_L$ und $Bein_R$ wird die Auswahl des angetriebenen Fußes realisiert. Demgemäß beeinflussen die Drehmomente in den Sprunggelenken die Schwingungsbewegung des Roboters so, dass das Kriterium möglichst gleich dem Sollwert bleibt. Dabei wird die Stabilisierung der Amplitude und der Periodendauer der Schwingungsbewegung erreicht.

Es sei betont, dass die Drehmomente in den Sprunggelenken wegen des Kippens des Fußes stark begrenzt sind und die direkte Regelung des Neigungswinkels unmöglich ist. Die Stabilisierung der Amplitude der freien Schwingungen in der Frontalebene braucht im Gegenteil die relativ niedrigen Drehmomente, um die unvermeidbaren Verluste der Energie zu kompensieren und die Bewegung zu korrigieren.

4.4.3 Steuerung in der Sagittalebene

Die Bewegung des Roboters in der Sagittalebene stellt die Schrittzyklen vor, die mit der Schwingungsbewegung in der Frontalebene synchronisiert werden.

Die wichtigsten Mess- und Sollwerte in der Sagittalebene sind: der Neigungswinkel des Beckens α_S relativ zum Vektor der Schwerkraft, die Sollwinkel α_L und α_R für die Beine und das Drehmoment M_S im Sprunggelenk des Stützbeines (siehe Abbildung 4.26). Der

Neigungswinkel des Beckens α_S wird mittels des auf dem Becken des Roboters ROTTO montierten Inertialsensor gemessen.

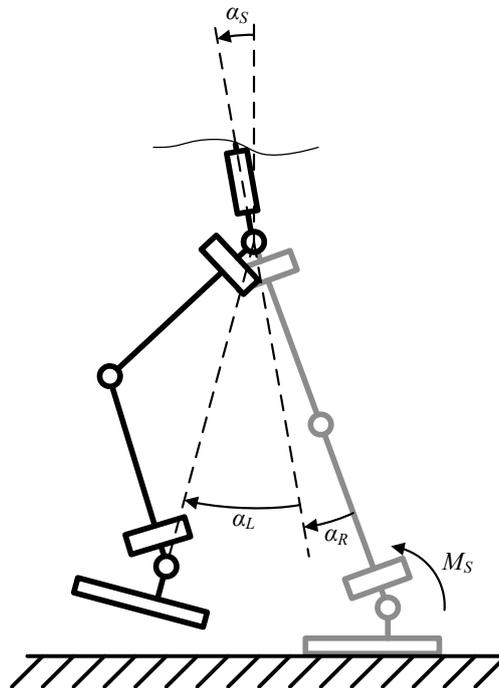


Abbildung 4.26 – Relevante Soll- und Messwerte in der Sagittalebene

Der Neigungswinkel des Beckens α_S wird direkt mit Hilfe des Drehmoments M_S geregelt. Das Zusammenspiel der Regelung des Neigungswinkels und der mittels der Sollwinkel α_L und α_R realisierten Schrittzyklen führt zu der Fortbewegung des Roboters (siehe Unterkapitel 4.4.3.4).

Die Beibehaltung der vertikalen Lage des Rumpfs unabhängig von dem Neigungswinkel des Beckens wird mittels des Reflexes realisiert.

4.4.3.1 Reflexe in der Sagittalebene

Der Roboter mit dem aktivierten Reflex ist in der Abbildung 4.27 dargestellt.

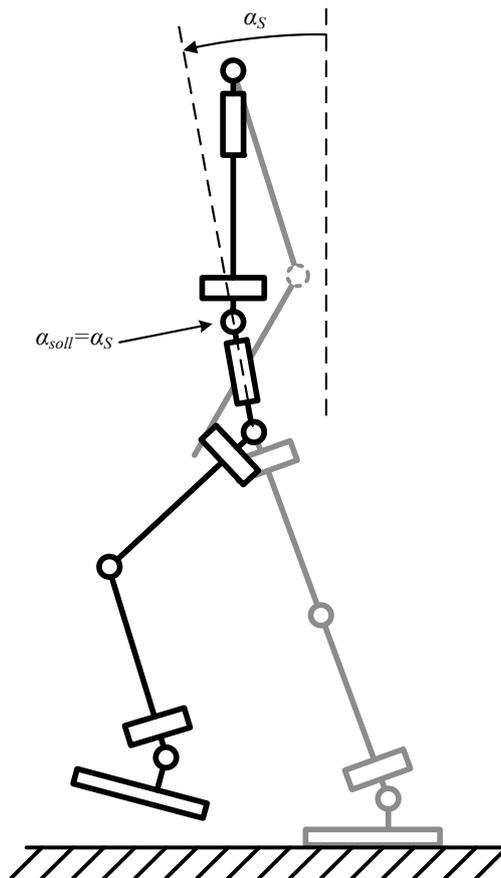


Abbildung 4.27 – Roboter mit dem aktivierten Reflex in der Sagittalebene

Die Beibehaltung der vertikalen Lage des Rumpfs ist mittels der Steuerung des Gelenks im Kreuz realisiert. Dabei ist der Sollwert für dieses Gelenk gleich dem Neigungswinkel α_S .

4.4.3.2 Regelung des Neigungswinkels des Beckens

Der Neigungswinkel α_S wird direkt mit Hilfe des Drehmoments M_S geregelt. Das Regelungssystem ist in der Abbildung 4.28 vorgestellt.

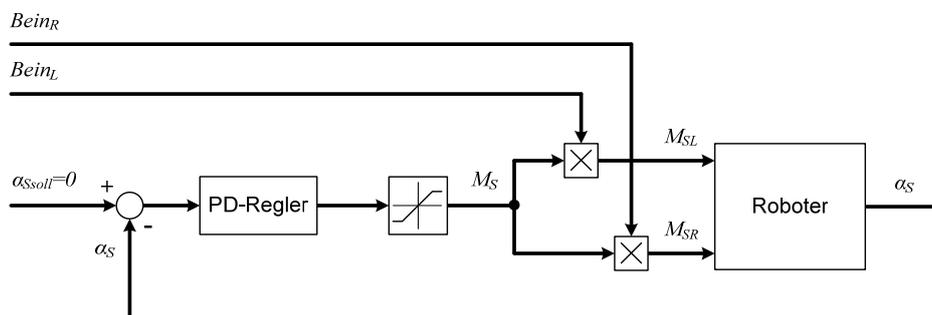


Abbildung 4.28 – Regelung des Neigungswinkels des Beckens

Der Sollwert für den Neigungswinkel des Beckens in der Sagittalebene ist immer gleich 0. Um das Kippen der Füße zu vermeiden, wird der Drehmomentsollwert begrenzt. Mit Hilfe der Signalen $Bein_L$ und $Bein_R$ wird die Auswahl des angetriebenen Fußes realisiert. Demgemäß bleibt das Becken des Roboters immer parallel zum Vektor der Schwerkraft unabhängig von der Neigung der Stützoberfläche. Das Verhalten des Beckens ist ähnlich dem

Rumpf des vereinfachten Roboterbeins beim hybriden Steuerungsverfahren (siehe Unterkapitel 3.5.2).

4.4.3.3 Synchronisation mit der Schwingbewegung in der Frontalebene

Das System, das die Synchronisation mit der Schwingbewegung in der Frontalebene gewährleistet, basiert auf dem Kalman-Filter und benutzt den Neigungswinkel in der Frontalebene α_F als Eingangsgröße. Das innere Modell des Kalman-Filters stellt ein Schwingungssystem mit einer kreisförmigen Phasentrajektorie vor. Die Eigenfrequenz des inneren Modells entspricht der Frequenz der Roboterschwingungen in der Frontalebene. Der Kalman-Filter ist so abgestimmt, dass der Ausgang des Filters unabhängig von der Form der Roboterschwingungen sinusförmig bleibt, aber die Phase des Ausgangssignals genau mit den Roboterschwingungen übereinstimmt. Der Ausgang des Kalman-Filters und seine Ableitung bilden eine glatte kreisförmige Phasentrajektorie. Der Radiusvektor der Phasentrajektorie führt den gleichmäßigen Lauf aus. Die Winkel, die der Radiusvektor mit den Koordinatenachsen bildet, können dann als die Synchronisationssignale für die Bildung der Schrittzyklen verwendet werden. Das ganze Verfahren ist in der Abbildung 4.29 illustriert.

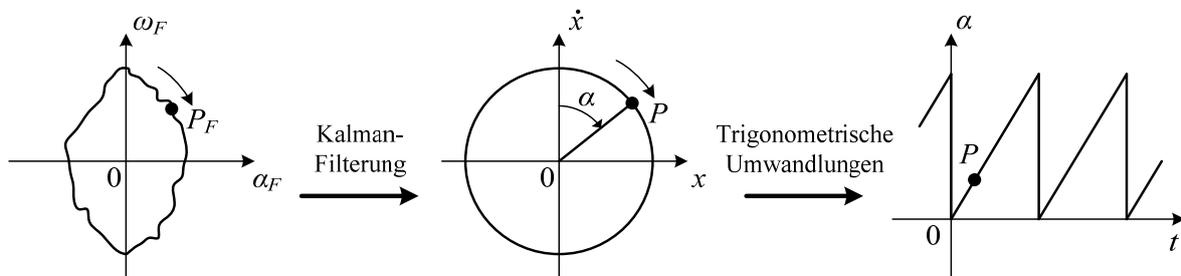


Abbildung 4.29 – Synchronisation mit der Schwingbewegung in der Frontalebene

Das innere Modell für das Kalman-Filter besteht aus zwei Integratoren mit negativer Rückkopplung, siehe Abbildung 4.30.

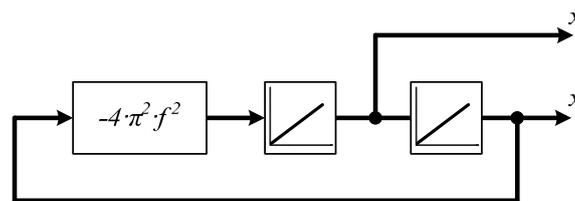


Abbildung 4.30 – Inneres Modell für den Kalman-Filter

Der Koeffizient f ermöglicht die Einstellung der Eigenfrequenz des Modells und muss mit der Frequenz der Schwingungen in der Frontalebene übereinstimmen. Die Darstellung des Modells im Zustandsraum ist trivial:

$$A = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -4 \cdot \pi^2 \cdot f^2 & 0 \end{bmatrix}; \quad B = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix};$$

$$C = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix}; \quad D = 0. \quad (4.18)$$

Die Darstellung des inneren Modells (4.18) wird mittels des First-order hold (FOH) Verfahren mit Hilfe von MATLAB digitalisiert und in dem zeitdiskreten Kalman-Filter verwendet. Die Bearbeitung des Ausgangs des Kalman-Filters ist in der Abbildung 4.31 veranschaulicht.

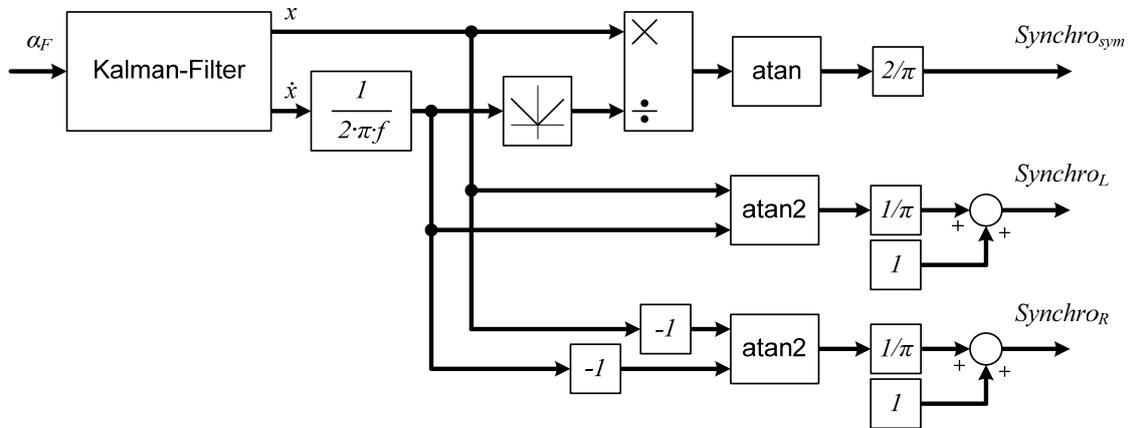


Abbildung 4.31 – Bearbeitung des Ausgangs des Kalman-Filters

Der Ausgang \dot{x} ist skaliert, weil die Signale x und \dot{x} die gleiche Amplitude haben müssen. Es werden zwei Signale mittels der trigonometrischen Umwandlungen erzeugt, siehe Abbildung 4.32.

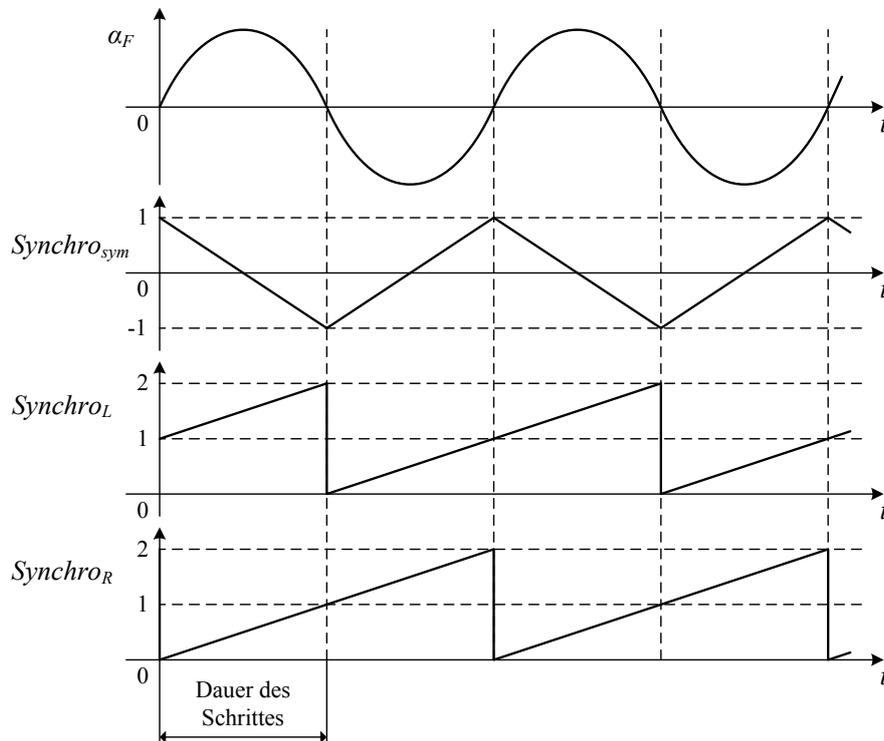


Abbildung 4.32 – Signale für die Synchronisation mit den Schwingungen in der Frontalebene

Das Signal $Synchrono_{sym}$ ändert sich linear von -1 bis 1 während der Stützphase des linken Beins und von 1 bis -1 während der Stützphase des rechten Beins. Dieses Signal dient zur Erzeugung der Bewegungen in der Transversalebene (siehe Unterkapitel 4.4.4). Das Signal $Synchrono_L$ ändert sich linear von 0 bis 1 während der Stützphase des linken Beins und von 1 bis 2 während der Schwungphase. Das Signal $Synchrono_R$ ist ähnlich dem $Synchrono_L$ aber für das

rechte Bein. Die Übergänge, die mit den vertikalen gestrichelten Linien abgebildet sind, fallen immer mit den Übergängen des Signals α_F durch Null zusammen, unabhängig von den kleinen Änderungen der Schwingungsfrequenz und Störungen. Die Signale $Synchro_L$ und $Synchro_R$ dienen zur Bildung der Schrittzyklen in der Sagittalebene.

4.4.3.4 Bildung der Schrittzyklen

Die Hauptidee der Schrittzyklen ist aus dem Bereich der mehrbeinigen Schreitroboter bekannt [16]. Die Schrittzyklen sind die Bewegungstrajektorien der Beine im Koordinatensystem des Rumpfs, die die gewünschte Bewegung des Roboters im Weltkoordinatensystem gewährleisten. Die Bewegung des Beines besteht aus folgenden Phasen (für die Fortbewegung):

- Stützphase. Der Fuß bewegt sich rückwärts relativ zum Rumpf und steht unbeweglich am Boden. Die Bewegung des Fußes bestimmt die Bewegung des Roboters nach vorne im Weltkoordinatensystem.
- Abheben. Der Fuß bewegt sich rückwärts bezüglich des Rumpfs, wie bei der Stützphase, wird abgehoben und verliert den Kontakt mit der Stützoberfläche. Die horizontale Bewegung des Fußes relativ zum Rumpf entspricht der Bewegung des Roboters im Weltkoordinatensystem, die das Abheben ohne das Abrutschen gewährleistet.
- Schwungphase. Der Fuß ist abgehoben, beschleunigt sich nach vorne, schiebt sich nach vorne und beschleunigt sich rückwärts. Die Rückwärtsbeschleunigung bereitet das Bein für die nächste Phase vor.
- Berührung. Der Fuß landet sich auf dem Boden. Die horizontale Bewegung des Fußes relativ zum Rumpf entspricht der Bewegung des Roboters im Weltkoordinatensystem, die die Berührung ohne das Abrutschen gewährleistet.

Bezüglich des Roboters ROTTO passieren die Abhebung und die Landung der Füße mittels der Schwingungen in der Frontalebene und der Reflexe. Um die Fortbewegung zu realisieren, reicht es nur die Sollwinkel α_L und α_R zu steuern. In Abbildung 4.33 werden die Trajektorien der Füße im Weltkoordinatensystem (links) und bezüglich des Rumpfs (rechts) aufgezeigt.

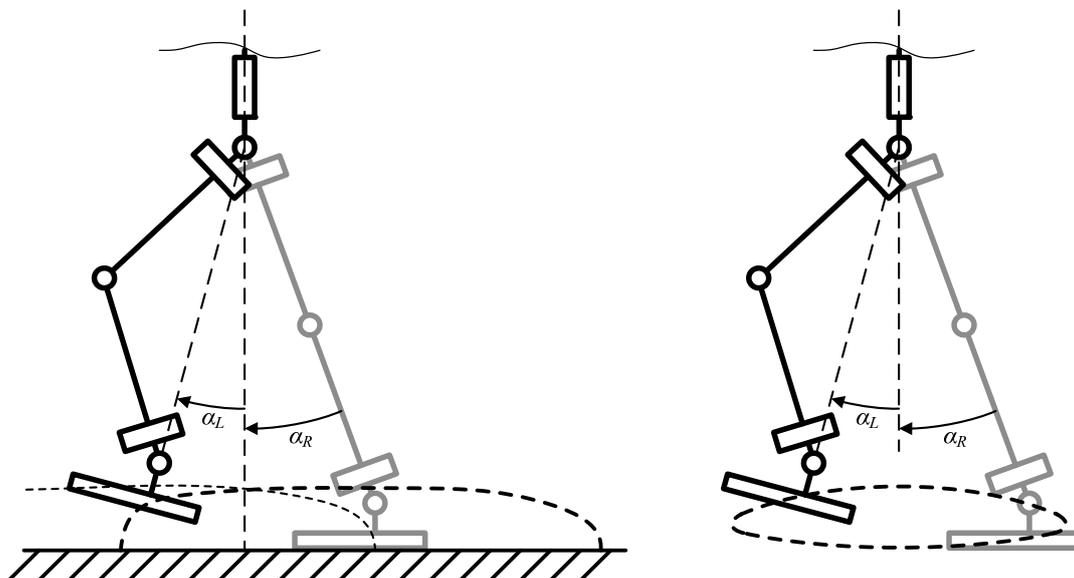


Abbildung 4.33 – Trajektorien der Füße während des Gehens

Es wurde die Trajektorie für die Winkel α_L und α_R erstellt, die die oben genannten Phasen realisiert. Die Trajektorie stellt die Kombination aus zwei Funktionen vor: der linearen Funktion im Bereich des Argumentes von 0 bis 1 und der trigonometrischen Funktion im Bereich von 1 bis 2. Als Argument der Funktion dienen die Signale $Synchro_L$ und $Synchro_R$.

$$\alpha = \begin{cases} 1 - 2 \cdot Synchro, & \forall Synchro \in [0 \ 1), \\ b_1 \cdot \sin(b_2 \cdot Synchro^3 + b_3 \cdot Synchro^2 + b_4 \cdot Synchro + b_5), & \forall Synchro \in [1 \ 2). \end{cases} \quad (4.19)$$

Die Koeffizienten \vec{b} sind ausgewählt, um die glatte Funktion zu erhalten, die in Abbildung 4.34 veranschaulicht ist.

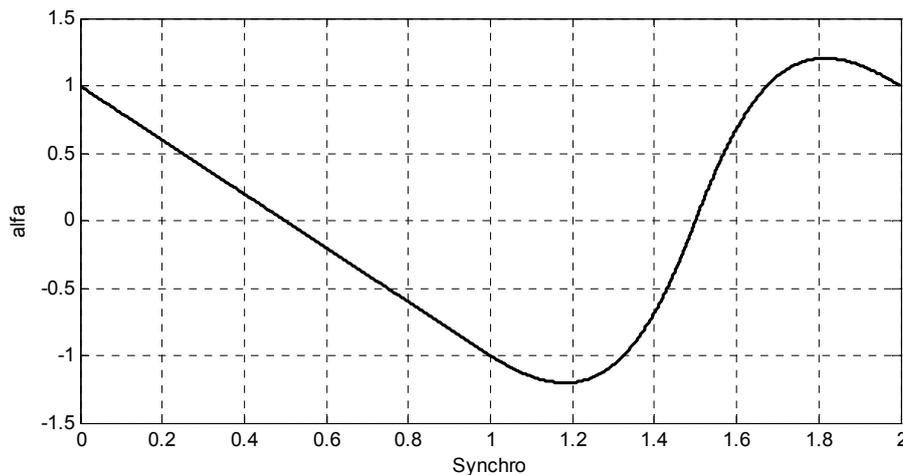


Abbildung 4.34 – Funktion $\alpha=f(Synchro)$

Die Bildung der Schrittzyklen für das linke Bein ist in der Abbildung 4.35 illustriert.

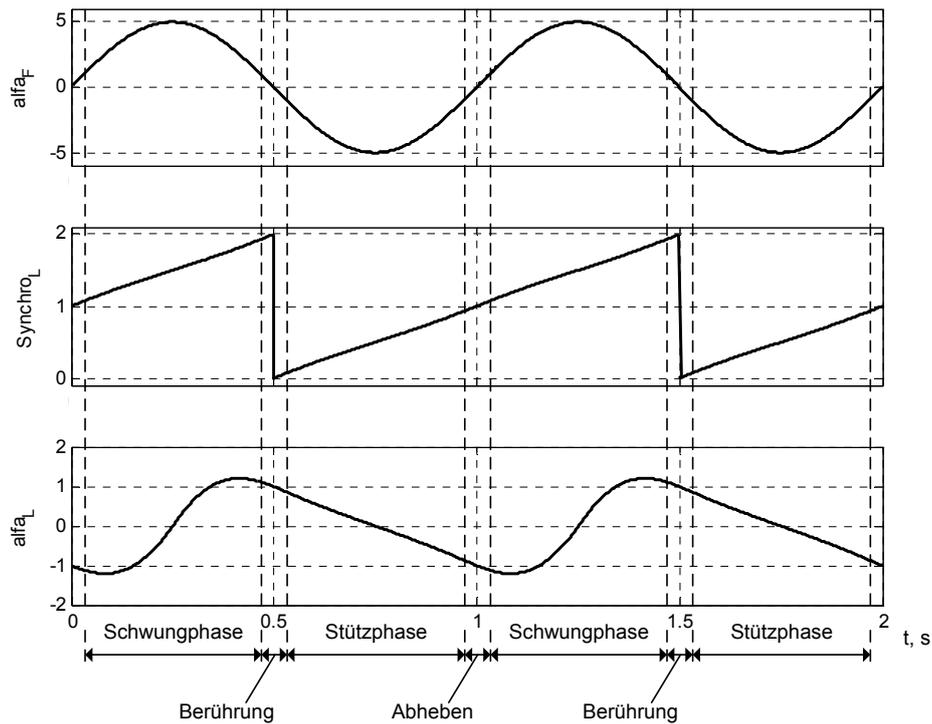


Abbildung 4.35 – Bildung der Schrittzyklen in der Sagittalebene

Ebenso erfolgt die Bildung der Schrittzyklen für das rechte Bein, aber mit der Phasenverschiebung, die einen Schritt beträgt. Da die Schrittzyklen anhand der Signale $Synchro_L$ und $Synchro_R$ erzeugt werden, werden diese immer mit den Roboterschwingungen in der Frontalebene synchronisiert.

Um die Geschwindigkeit der Fortbewegung zu steuern, müssen die Schrittzyklen skaliert werden. Dabei ändert sich die Schrittlänge. Bei der konstanten Frequenz der Roboterschwingungen, das heißt bei der konstanten Dauer des Schrittes, bestimmt die Schrittlänge die Geschwindigkeit des Gehens. Die Steuerung der Schrittlänge ist in der Abbildung 4.36 dargestellt.

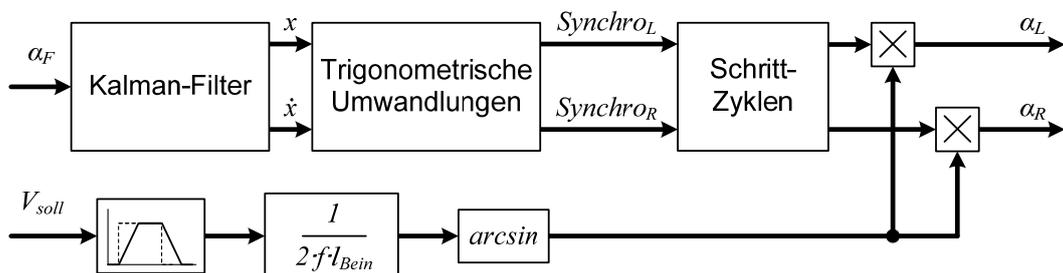


Abbildung 4.36 – Steuerung der Schrittlänge

Dabei bezeichnet V_{soll} die gewünschte Geschwindigkeit des Gehens, f ist die Frequenz der Roboterschwingungen in der Frontalebene und l_{Bein} ist die Länge des Beines. Die positiven Werte des V_{soll} führen zur Fortbewegung des Roboters und die negativen dienen zum Rückwärtsgehen. Die Anstiegsrate des V_{soll} ist begrenzt, um die gleichmäßige Beschleunigung zu gewährleisten.

4.4.4 Richtungsänderung

Um die Richtung des Gehens zu ändern, wird der Roboter in der Transversalebene gesteuert. Dazu dienen die vertikalen Achsen der Hüftgelenke (siehe Abbildung 4.37).

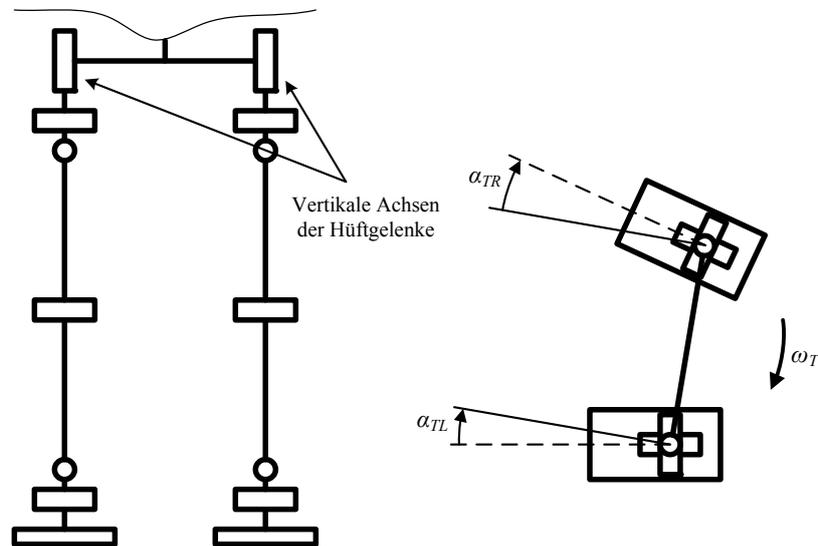


Abbildung 4.37 – Relevante Sollwerte in der Transversalebene

Die Trajektorien für die vertikalen Achsen sind ähnlich den Schrittzyklen für die Sagittalebene, basieren aber auf dem Signal $Synchro_{sym}$ und auf der Funktion:

$$\alpha_T = \begin{cases} -1, & \forall Synchro \in [-1 \quad -0.8), \\ \sin\left(1.25 \cdot \frac{\pi}{2} \cdot Synchro\right), & \forall Synchro \in [-0.8 \quad 0.8), \\ 1, & \forall Synchro \in [0.8 \quad 1) \end{cases} \quad (4.20)$$

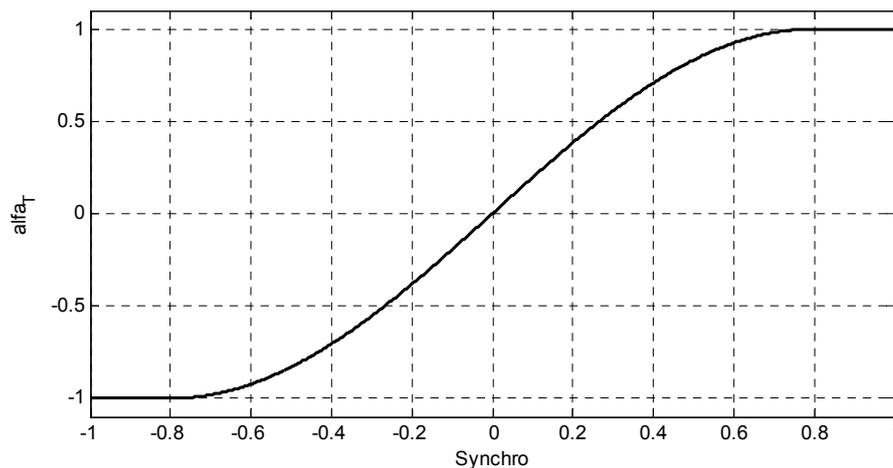


Abbildung 4.38 – Funktion $\alpha_T = f(Synchro)$

Die Erstellung der Bewegungen des linken Beins in der Transversalebene ist in der Abbildung 4.39 illustriert.

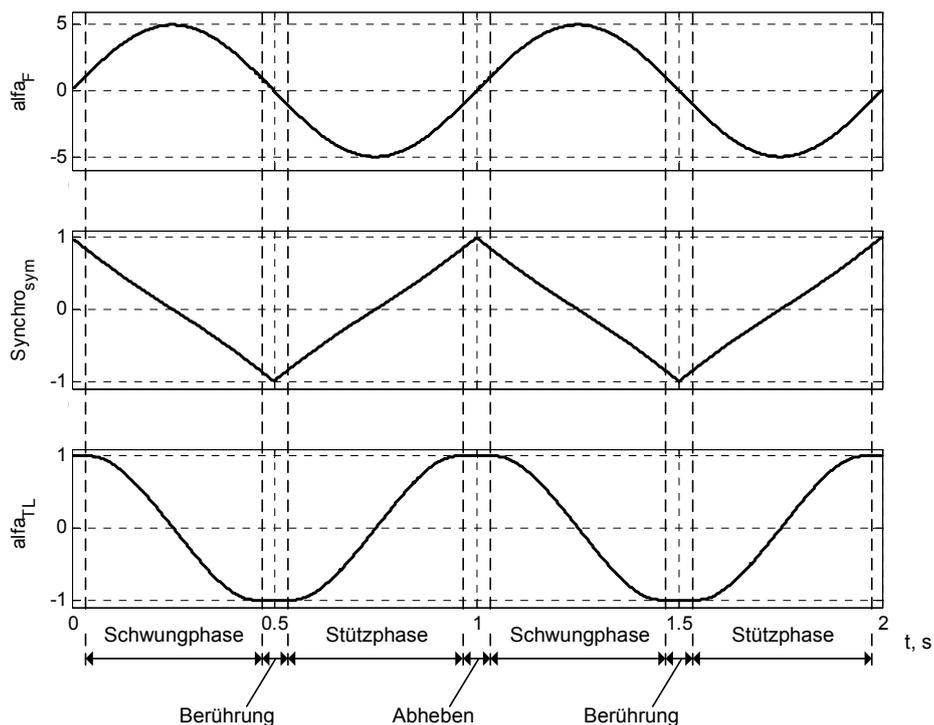


Abbildung 4.39 – Bildung der Schrittzyklen in der Transversalebene

Ebenso erfolgt die Bildung der Schrittzyklen für das rechte Bein, das Signal α_{TL} wird dabei invertiert. Die Amplitude der Signale α_{TL} und α_{TR} ist gesteuert, um die gewünschte durchschnittliche Drehgeschwindigkeit ω_T zu erreichen, siehe Abbildung 4.40.

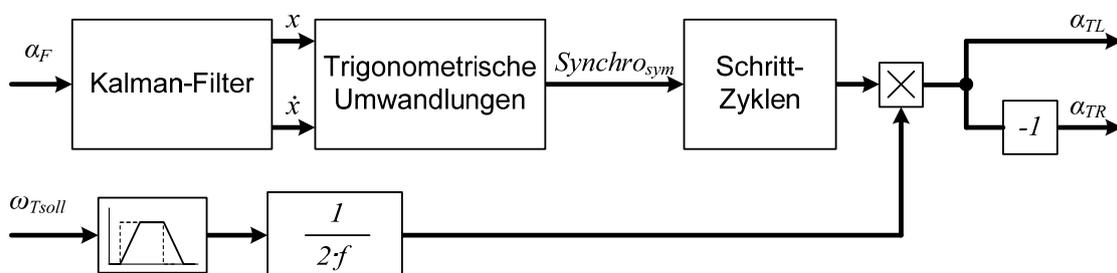


Abbildung 4.40 – Steuerung der Drehgeschwindigkeit in der Transversalebene

Der Sollwert ω_{Tsoll} für die gewünschte durchschnittliche Drehgeschwindigkeit kann mit dem Sollwert V_{soll} für die gewünschte Geschwindigkeit des Gehens beliebig kombiniert werden.

4.5 Steuerung des Roboters ROTTO beim Stehen

Stehen wird als Sonderfall des Gehens betrachtet. Alle Reflexe in der Frontalebene und die Regelung der Schwingungen werden deaktiviert, die Sollwerte V_{soll} und ω_{Tsoll} sind gleich Null. Der Reflex der Beibehaltung der vertikalen Lage des Rumpfs in der Sagittalebene und die Regelung des Neigungswinkels des Beckens bleiben aktiviert. Der Sollwert für das Drehmoment M_S wird unter den Füßen gleich verteilt. Das ganze Verhalten des Roboters ROTTO beim Stehen ist ähnlich dem vereinfachten Roboterbeins beim hybriden Steuerungsverfahren (siehe Unterkapitel 3.5.2).

4.6 Übergang zwischen dem Stehen und dem Gehen

Der Übergang vom Stehen zum Gehen basiert auf den vorprogrammierten Trajektorien für die Hüftgelenke. Die ausgeführte seitliche Bewegung des Roboters während des Startvorgangs regt die Schwingungen in der Frontalebene an (siehe Abbildung 4.41).

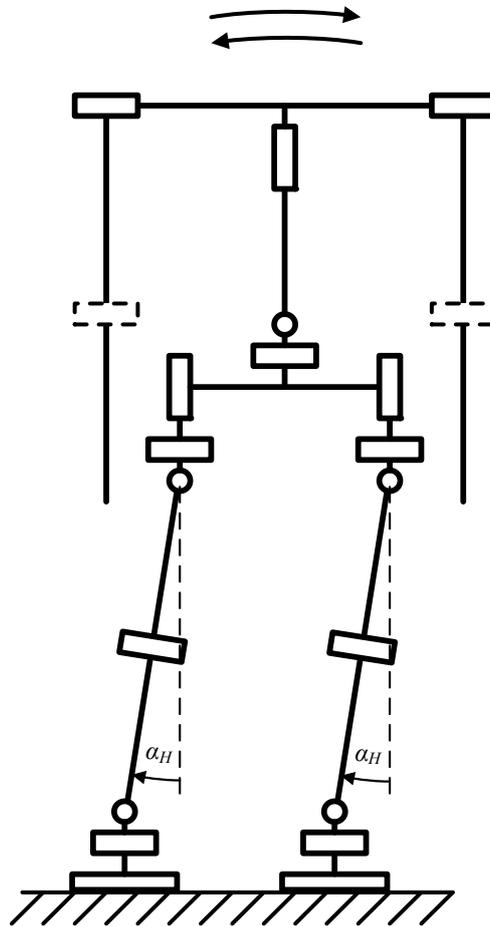


Abbildung 4.41 – Startvorgang für die Anregung der Schwingungen

Die Trajektorien für die Hüftgelenke werden in der Abbildung 4.42 aufgezeigt.

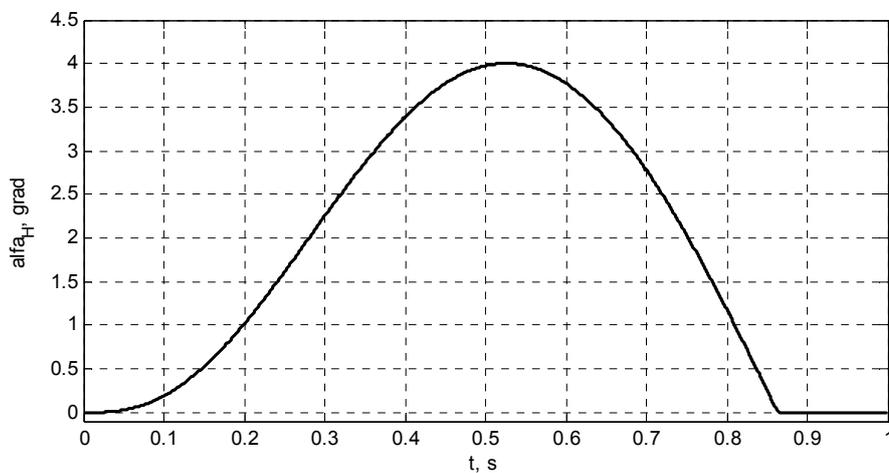


Abbildung 4.42 – Trajektorien für die Hüftgelenke beim Startvorgang

Der Roboter fängt den Startvorgang mit der vertikalen Position an, neigt sich gleichmäßig und beschleunigt sich zurück in der Anfangsposition. Nach dem Startvorgang nimmt der Roboter wieder die vertikale Lage ein, hat aber die bestimmte horizontale Geschwindigkeit. Das sind die genügenden Anfangsbedingungen, um die Schwingungen in der Frontalebene anzuregen. Sofort nach dem Startvorgang werden die Stabilisierung der Schwingungsamplitude und alle Reflexe aktiviert.

Der Übergang vom Gehen zum Stehen erfordert keinen speziellen Vorgang. Wenn die Regelung der Schwingungen und die Reflexe in der Frontalebene deaktiviert sind, klingen die Schwingungen schnell ab und der Roboter kann Stehen.

4.7 Praktische Versuche mit dem Roboter ROTTO

Die Funktionsweise der entwickelten Robotersteuerung ist anhand der zahlreichen Versuche geprüft. Der Roboter ROTTO während der Durchführung der Versuche ist in Abbildung 4.43 aufgezeigt.

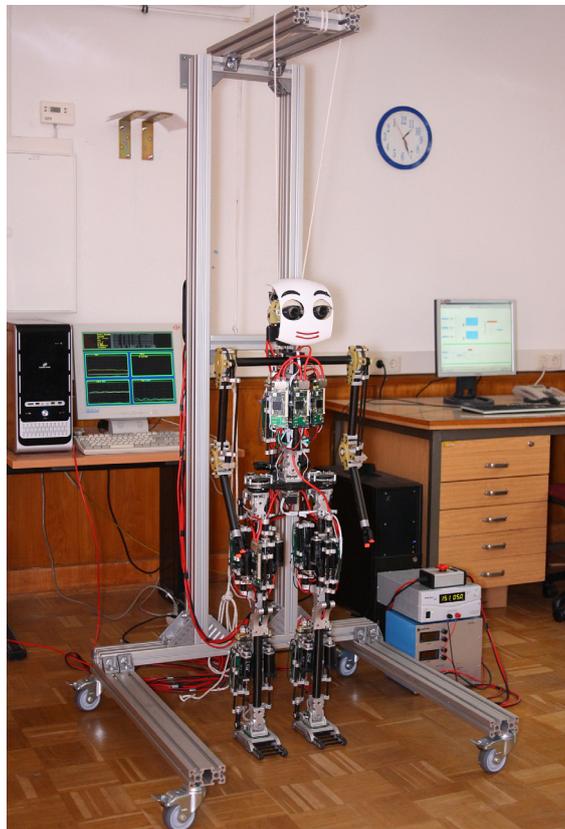


Abbildung 4.43 – Roboter ROTTO während der Durchführung des Versuchs

Auf dem Bild sind der Roboter, die Netzteile, zwei Rechner und die Hubeinrichtung zu sehen. Ein Rechner (links auf dem Bild) verfügt über ein Echtzeitbetriebssystem xPC Target von Mathworks und ist für die Ausführung des gesamten Steuerungssystems, außer den Stromregelkreisen der Motoren, zuständig. Der andere Rechner dient zur Entwicklung und Vorbereitung des Steuerungssystems im MATLAB. Die Hubeinrichtung wird zum Transportieren des Roboters innerhalb des Labors verwendet und gewährleistet die Sicherung während des Gehens.

Es wurden die folgenden Versuche durchgeführt, die die Funktionsweise der vier Meilensteine des Steuerungsalgorithmus nachweisen und erläutern: Reflexe, Stabilisierung

der Amplitude der Roboterschwingungen, Synchronisation mit den Schwingungen und Bildung der Schrittzyklen. Abschließend wird die Übersicht des gesamten Laufverhaltens des Roboters ROTTO anhand der aufgenommenen Signale angeführt.

4.7.1 Wirkung der Reflexe

Um die Funktion der Reflexe zu illustrieren, wurden zwei Versuche durchgeführt. Die Versuche stellen das Gehen auf einer Stelle mit und ohne Reflexe in der Frontalebene vor. Die Bildserien mit dem Zeitabstand von 0,35 s wurden aus dem aufgenommenen Video entnommen. Die Schwingungsbewegungen des Roboters ohne Reflexe werden in Abbildung 4.44 dargestellt.

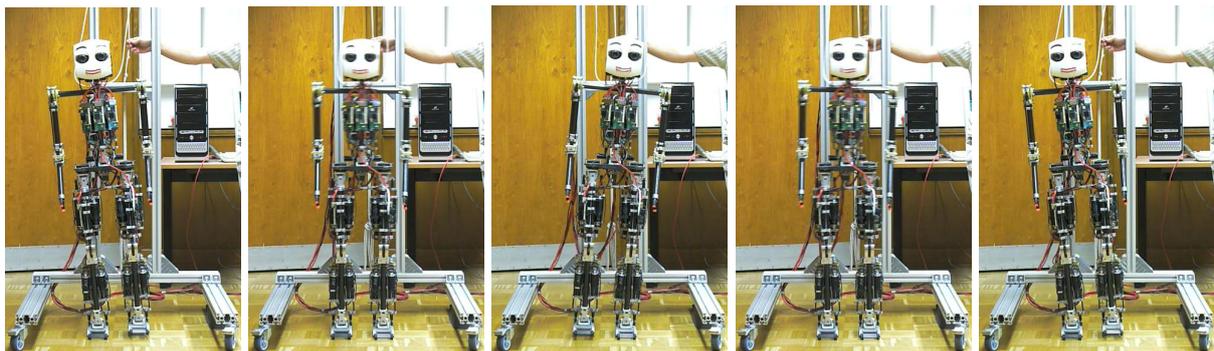


Abbildung 4.44 – Gehen auf einer Stelle ohne Reflexe in der Frontalebene

Das Gehen auf einer Stelle mit Reflexen wird in Abbildung 4.45 präsentiert.

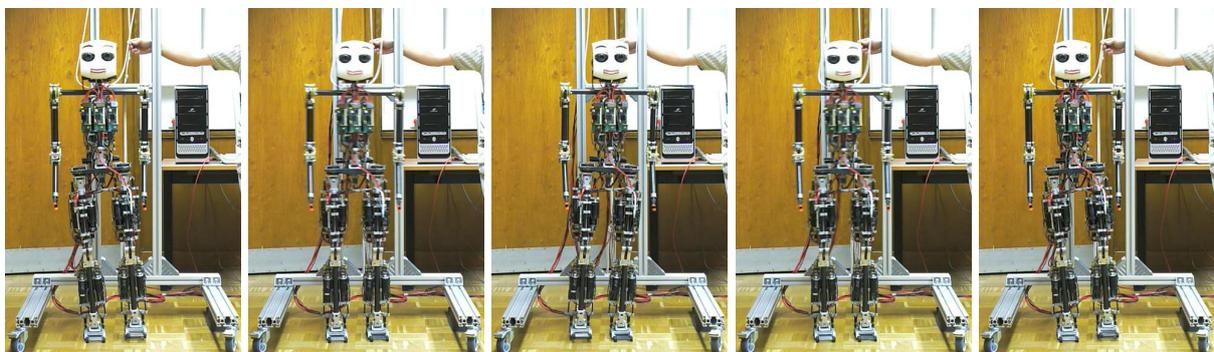


Abbildung 4.45 – Gehen auf einer Stelle mit Reflexen in der Frontalebene

Es kann folgendes zusammengefasst werden:

- Die künstlich eingeführten Reflexe schaffen die vorgesehenen Funktionen, trotz der begrenzten Dynamik der Antriebe.
- Die Regelung, die die Stabilisierung der Schwingungen ausübt, erweist sich robust und funktioniert unabhängig von dem Vorhandensein der Reflexe.

4.7.2 Stabilisierung der Amplitude der Roboterschwingungen

Um die Stabilisierung der Amplitude zu illustrieren und nachzuweisen, dass die Amplitude der Schwingungen beeinflusst werden kann, wurden der Neigungswinkel α_F , die Drehgeschwindigkeit ω_F und der Wert des Kriteriums E_{pseudo} während des Gehens auf einer Stelle aufgenommen. Der Startvorgang ohne die darauffolgende Stabilisierung des Schwingungsvorgangs ist in der Abbildung 4.46 dargestellt.

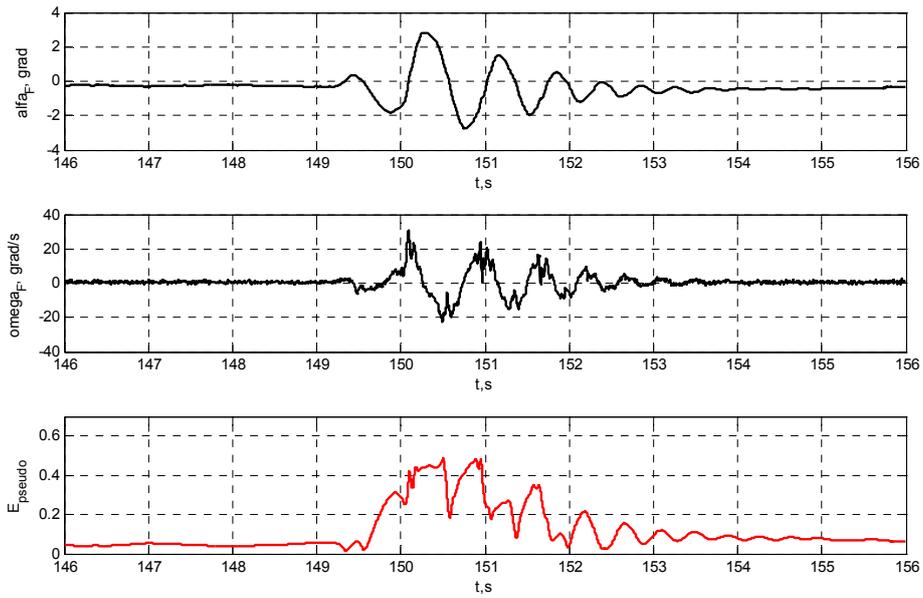


Abbildung 4.46 – Startvorgang ohne die darauffolgende Stabilisierung der Schwingungsamplitude

Die Zeitachse enthält die Zeiten seit dem Anfang des Versuchs. Die Phasentrajektorie ist in Abbildung 4.47 aufgezeigt.

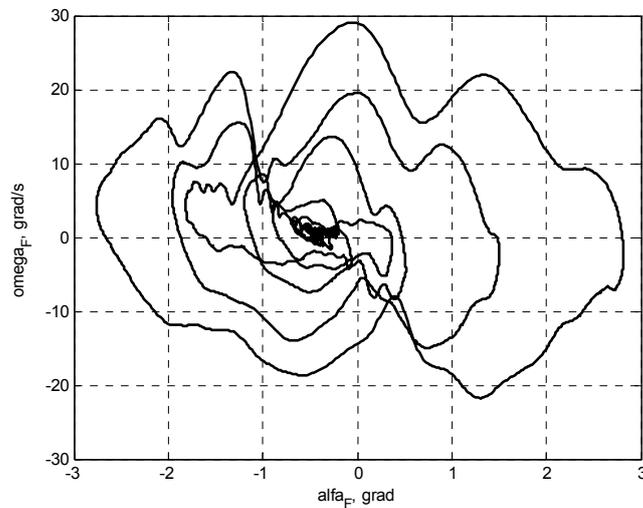


Abbildung 4.47 – Phasentrajektorie ohne die Stabilisierung der Schwingungsamplitude

Der Startvorgang und die Stabilisierung des Schwingungsvorgangs sind in der Abbildung 4.48 vorgestellt.

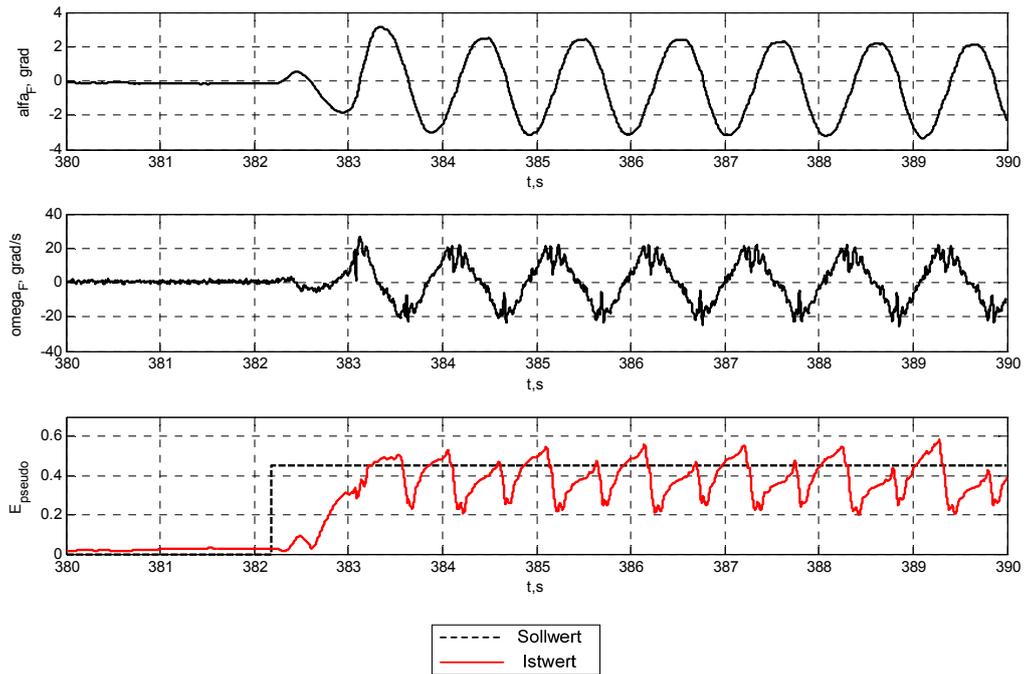


Abbildung 4.48 – Startvorgang und Stabilisierung des Schwingungsvorgangs

Die Phasentrajektorie ist ersichtlich aus Abbildung 4.49.

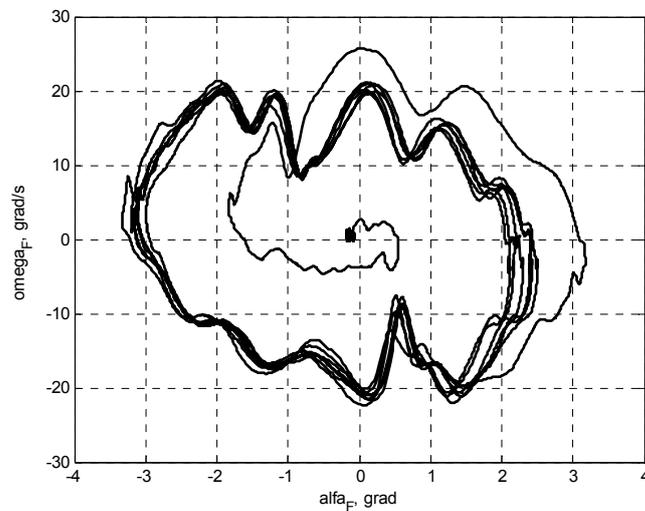


Abbildung 4.49 – Phasentrajektorie für den Startvorgang und die Stabilisierung des Schwingungsvorgangs

Der Sollwert für das Kriterium E_{pseudo} kann während des Gehens geändert werden. Dies führt zu der entsprechenden Änderung der Schwingungsamplitude und der Schrittdauer (siehe Abbildung 4.50).

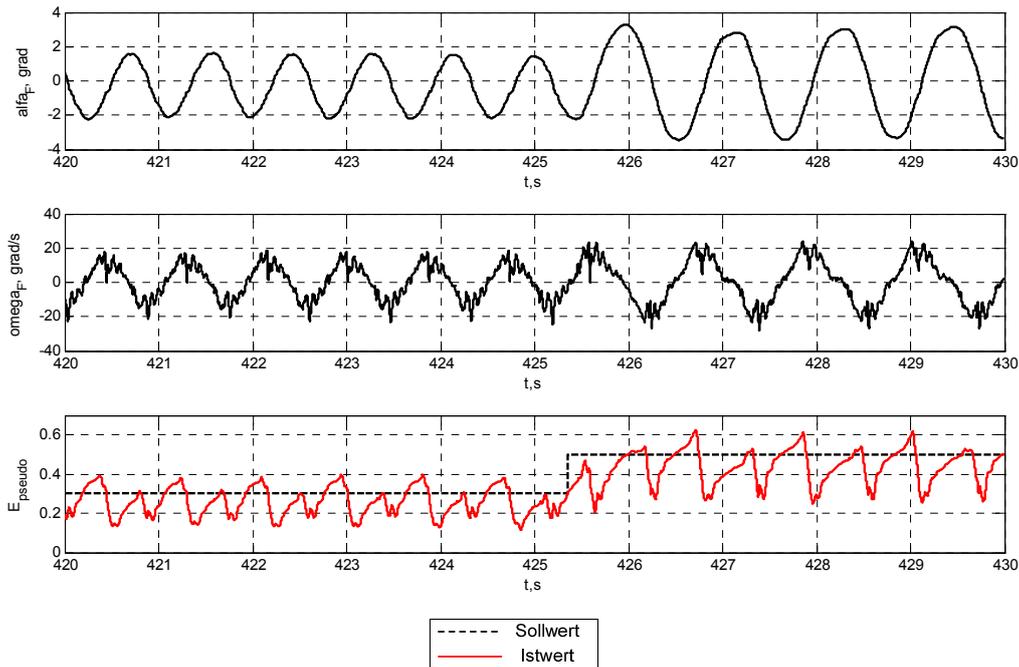


Abbildung 4.50 – Änderung der Schwingungsamplitude

Die Phasentrajektorie für diesen Fall ist in der Abbildung 4.51 dargestellt.

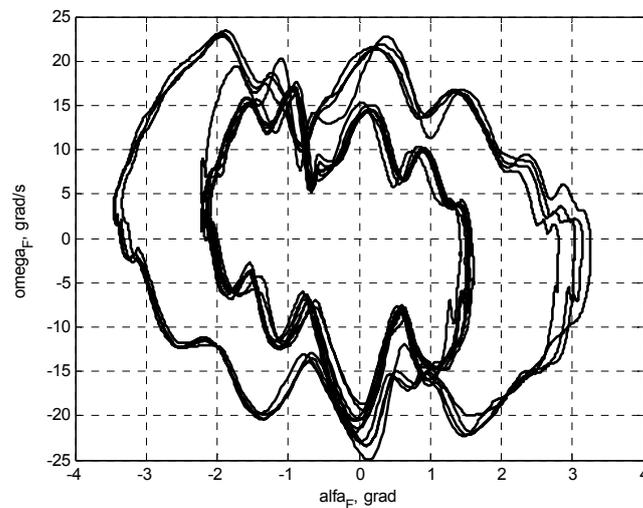


Abbildung 4.51 – Phasentrajektorie für die Änderung der Schwingungsamplitude

Es kann folgendes zusammengefasst werden:

- Die Regelung des Kriteriums E_{pseudo} ist in der Lage die Amplitude zu stabilisieren und zu beeinflussen.
- Die gemessene Drehgeschwindigkeit ω_F enthält Störungen, die vermutlich durch die unberücksichtigten dynamischen Eigenschaften der Roboterkonstruktion (Lüftspalte und Elastizitäten) verursacht werden. Dabei ist die Phasentrajektorie stark verzerrt.

- Die Energieverluste bei den Stößen der Füße mit dem Boden sind ziemlich hoch. Das Kriterium E_{pseudo} kann bis 50% seines Wertes am Ende des jedes Schrittes verlieren. Dies spielt auch die bestimmte Rolle in der Verzerrung der Phasentrajektorie.
- Die Schwingungen sind nicht immer symmetrisch. Das hängt von der Neigung des Bodens ab.

4.7.3 Synchronisation mit den Roboterschwingungen

Um die Erzeugung der Synchronisationssignale zu illustrieren, wurden der Neigungswinkel α_F , die Drehgeschwindigkeit ω_F , die Ausgänge des Kalman-Filters x und \dot{x} und alle Synchronisationssignale während des Gehens aufgenommen. Der Neigungswinkel und die Drehgeschwindigkeit, sowie die Werte nach der Kalman-Filterung sind in der Abbildung 4.52 illustriert.

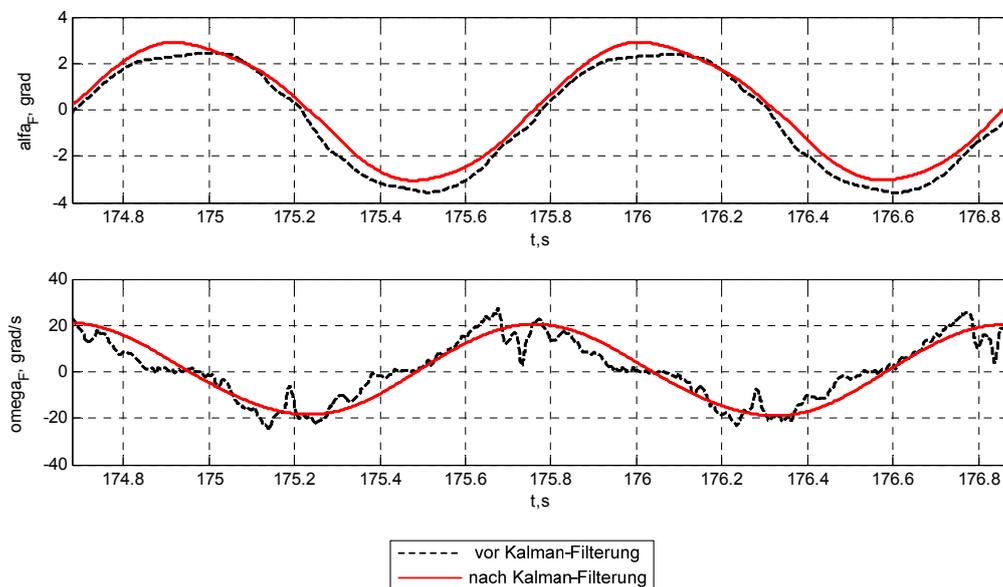


Abbildung 4.52 – Roboterschwingungen vor und nach der Kalman-Filterung

Die Phasentrajektorien für diese Zeitspanne sind in der Abbildung 4.53 aufgezeigt (vgl. Abbildung 4.29).

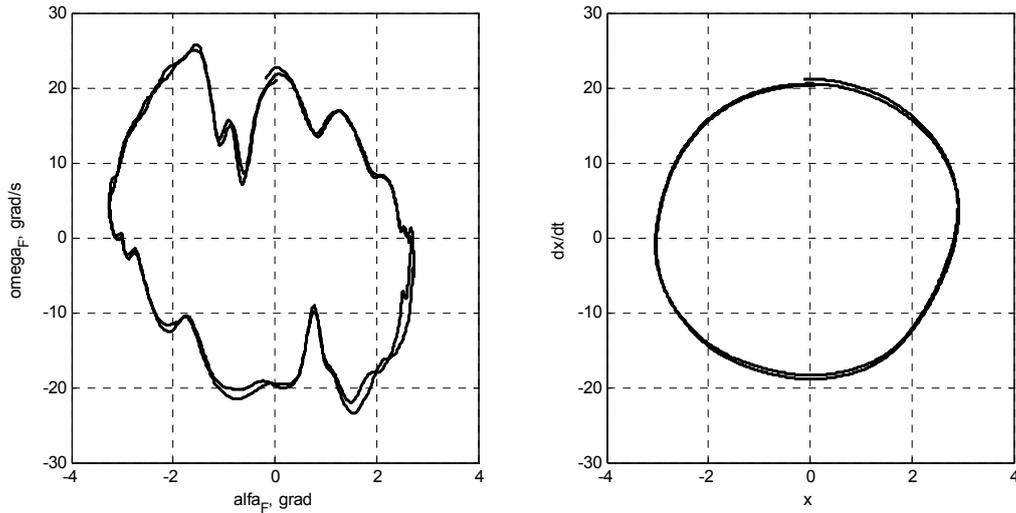


Abbildung 4.53 – Phasentrajektorien vor und nach der Kalman-Filterung

Die erzeugten Synchronisationssignale sind zusammen mit dem tatsächlichen Neigungswinkel in der Abbildung 4.54 veranschaulicht (vgl. Abbildung 4.32).

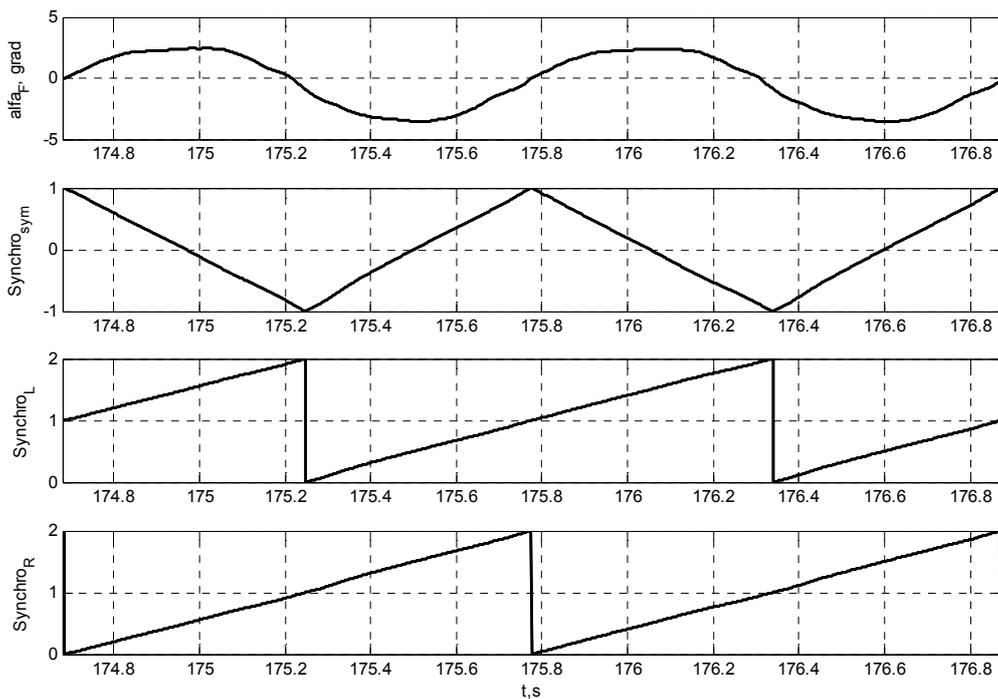


Abbildung 4.54 – Signale für die Synchronisation mit den Schwingungen in der Frontalebene

Das System auf Basis des Kalman-Filters gewährleistet die robuste und genaue Synchronisation mit den Roboterschwingungen in der Frontalebene.

4.7.4 Bildung der Schrittzyklen

Um die Bildung der Schrittzyklen zu illustrieren, wurden der Neigungswinkel α_F , die vertikalen Komponenten der Stützkkräfte F_L und F_R und die erzeugten Winkelsollwerte für die Beine während des Gehens aufgenommen. Die Stützkkräfte erlauben die genaue Ermittlung

des Aufhebens und der Berührung der Füße mit dem Boden und damit die Erkennung der Einzelstützphase und der Doppelstützphase. Die Bildung der Schrittzyklen für die Fortbewegung des Roboters ist in der Abbildung 4.55 dargestellt.

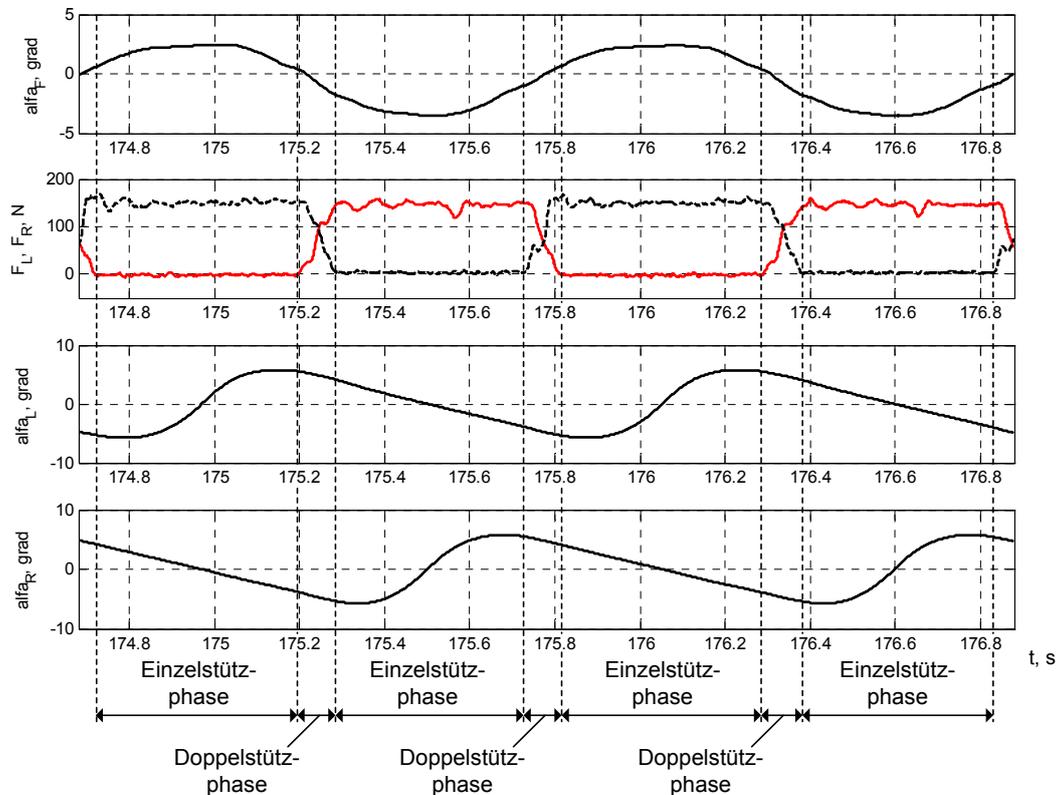


Abbildung 4.55 – Bildung der Schrittzyklen für die Fortbewegung des Roboters

Die Bildung der Schrittzyklen für die Änderung der Gehrichtung ist in der Abbildung 4.56 aufgezeigt.

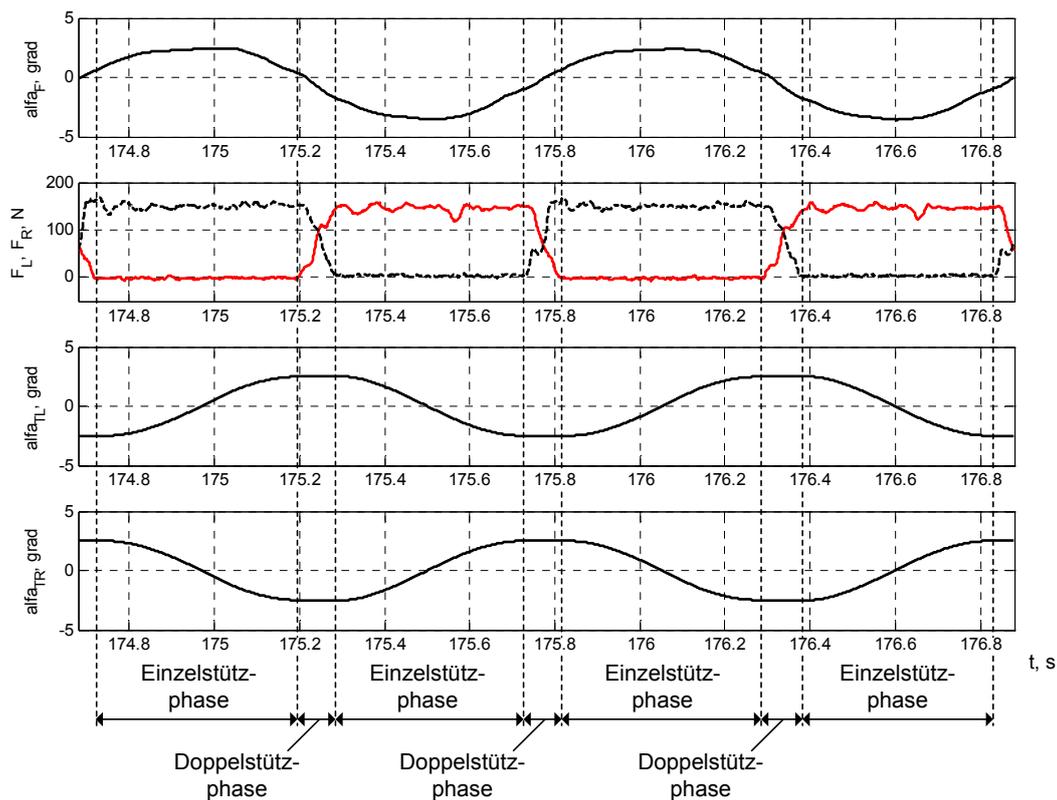


Abbildung 4.56 – Bildung der Schrittzyklen für die Richtungsänderung

Es kann folgendes zusammengefasst werden:

- Obwohl die Steuerungsalgorithmen unter der Voraussetzung des Fehlens der Doppelstützphase entwickelt wurden, bildet die Doppelstützphase einen geringen Teil der Schrittdauer.
- Die vorgeschlagenen Schrittzyklen sind tolerant zu der langen Doppelstützphase, da sie das Abrutschen während der Doppelstützphase ausschließen.

4.7.5 Übersicht über das gesamte Laufverhalten

Um die Übersicht über das Laufverhalten zu geben, werden alle relevanten Signale auf einem Schaubild zusammengebracht. Das Beschleunigungsverfahren für die Fortbewegung des Roboters ist in der Abbildung 4.57 vorgestellt.

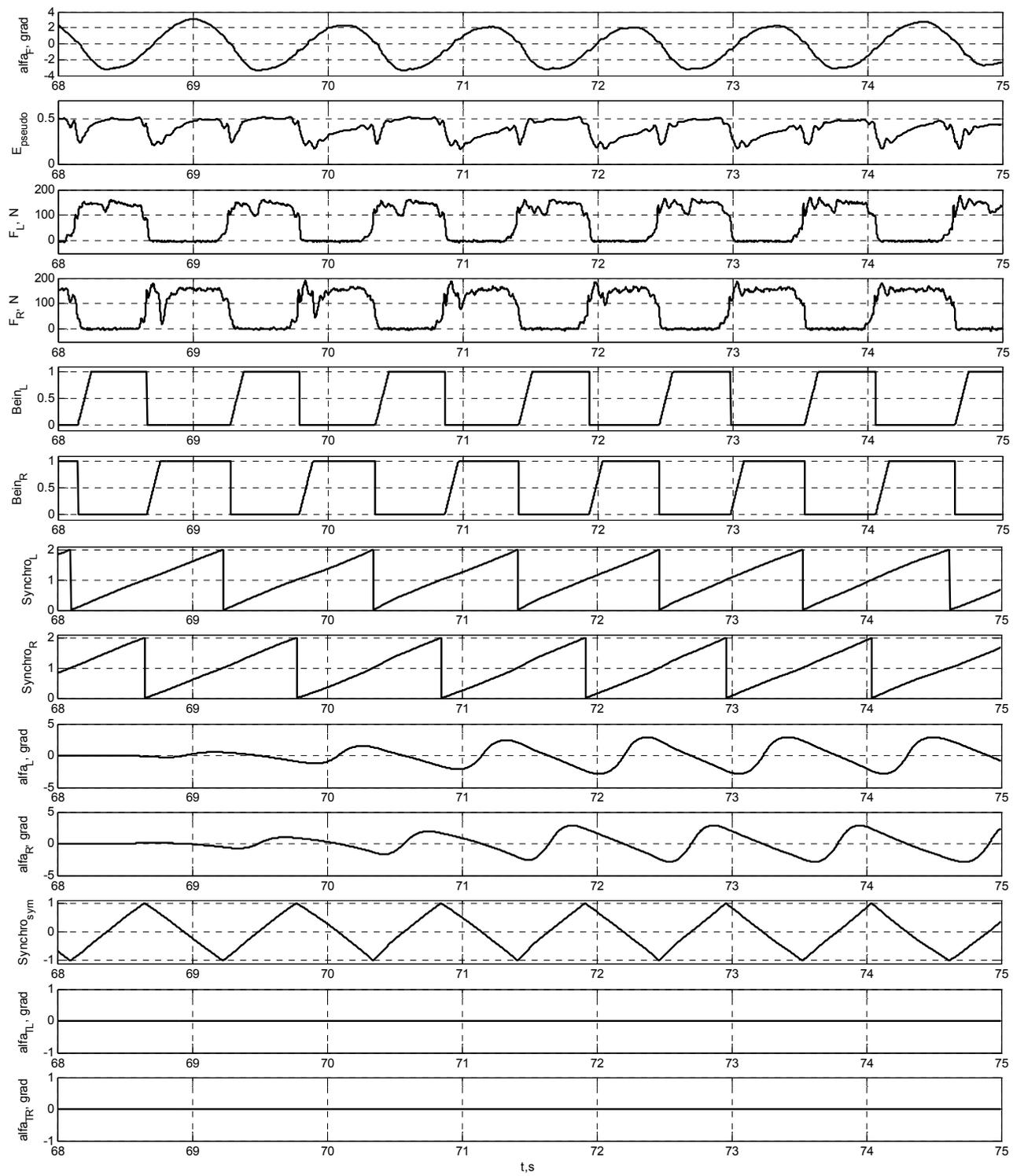


Abbildung 4.57 – Beschleunigung während der Fortbewegung

Der Verlauf der Signale bei der Richtungsänderung während des Gehens ist ersichtlich aus Abbildung 4.58.

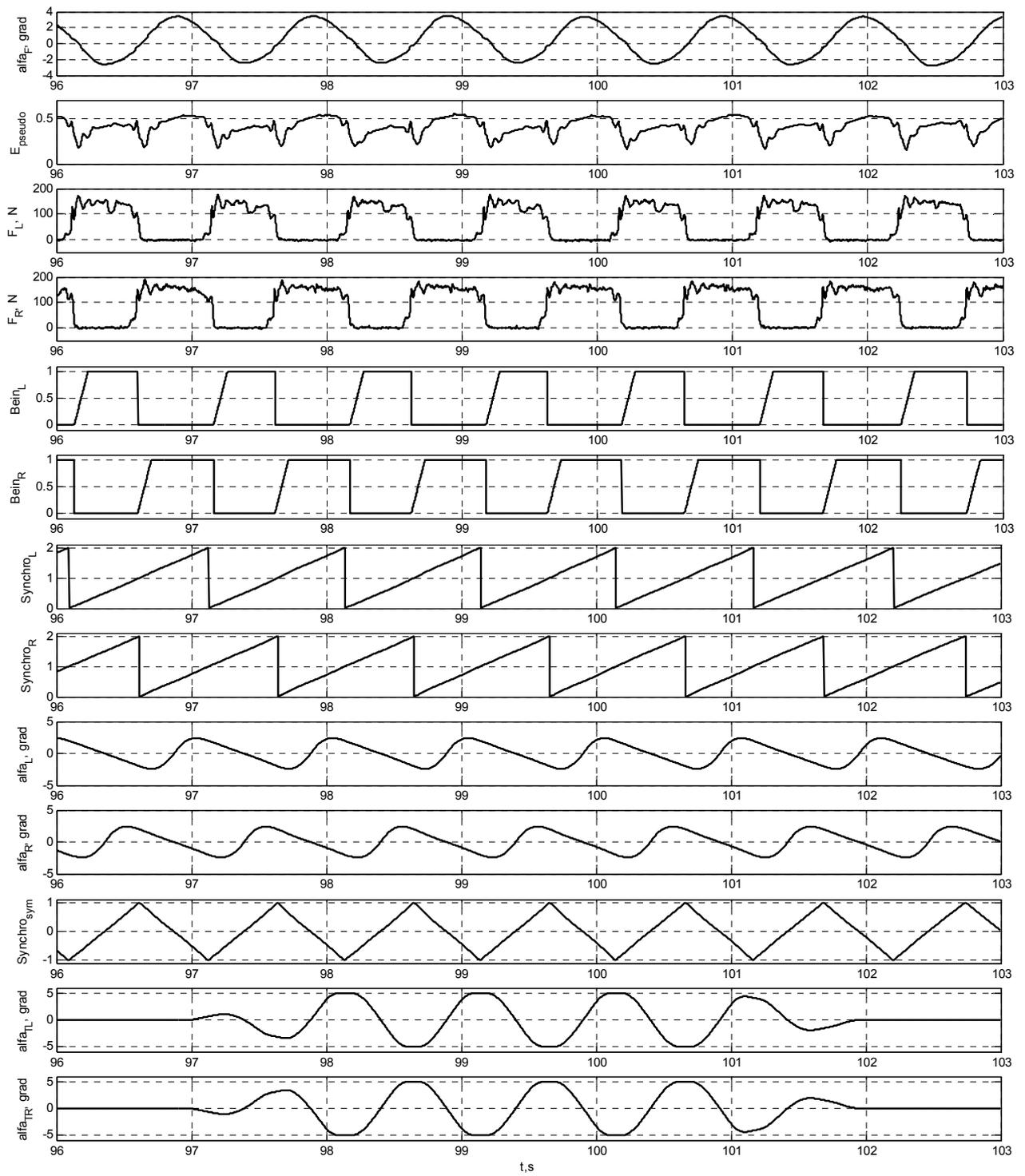


Abbildung 4.58 – Richtungsänderung während des Gehens

5 ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit dem Einsatz eines elastischen Sensor-Aktor-Systems für einen zweibeinigen Schreitroboter und der Entwicklung von Laufalgorithmen für humanoide Roboter.

Die Arbeit gibt einen umfangreichen Überblick über bestehende Ansätze zur Konstruktion und Steuerung von zweibeinigen Laufmaschinen. Der heutige Stand der Technik zeigt eindeutig, dass konventionelle Konzeptionen positionsgeregelter mechanisch steifer Gelenke mit Kraftsensoren an ihre Grenzen gestoßen sind und eine Tendenz zum Einsatz von kraftgeregelten Antriebe mit elastischen Elementen (SEA) zu beobachten ist. Durch den Einsatz von SEA entsteht die Möglichkeit, prinzipiell neue Laufalgorithmen zu entwickeln, die die freien Bewegungen der einzelnen Glieder nutzen und gegenüber Änderungen der Umgebung und äußeren Einwirkungen unempfindlich sind.

Es wurde ein mathematisches Modell eines SEA entwickelt. Aufgrund einer Analyse des Zusammenwirkens des SEA mit unterschiedlichen Oberflächen wurde ein Kriterium für die Auswahl der Steifigkeit des elastischen Elements vorgeschlagen. Als experimentelle Basis für die Entwicklung der kraftgeregelten SEA wurden die positionsgeregelten Antriebe des anthropomorphen Roboters ROTTO genutzt. Die mechanische Konstruktion des Antriebs wurde durch den Einbau eines speziell für diesen Zweck entwickelten Kraftsensors modifiziert. Der Kraftsensor verfügt über ein elastisches Element mit einer relativ niedrigen Steifigkeit und ein Deformationsmessungssystem. Die mehrteilige Konstruktion dieses Kraftsensors erlaubt den einfachen Austausch des elastischen Elements sowie die Anpassung des Deformationsmessungssystems. Es wurden zwei Kraftregler mit unterschiedlichem statischen Verhalten entwickelt. Die Funktionsweise und die für das Gehen relevanten Eigenschaften des kraftgeregelten Antriebs wurden anhand zahlreicher Versuche auf einem Versuchsstand nachgewiesen. Die eingesetzten Kraftregler weisen ein unterschiedliches Verhalten auf. Der Einsatz eines PID-Reglers führt beim Auftreten von Stößen (z.B. Zusammenstoß zweier Körper) zu Stabilitätsproblemen. Der Antrieb mit PD-Regler bleibt dagegen unter beliebigen Bedingungen stabil. Eine Anpassung der Reglerparameter an unterschiedliche Stützoberflächen ist dabei nicht erforderlich. Der kraftgeregelte Antrieb ist nachgiebig und blockiert die freien Bewegungen des Mechanismus nicht.

Der Einsatz von kraftgeregelten Antrieben auf dem Schreitroboter erfordert die Entwicklung von Steuerungsalgorithmen, die auch in der Lage, sind die Vorteile der SEA zu nutzen. Um die Entwicklung der Steuerungsalgorithmen möglichst optimal und praxisnah zu gestalten, wurde ein vereinfachtes Roboterbein mit zwei Freiheitsgraden in der Ebene (2DOF-Roboter) gebaut. Es wurden zwei Algorithmen für das Stehen entwickelt und auf dem 2DOF-Roboter getestet. Der erste Algorithmus basiert auf dem im MIT entwickelten Verfahren der virtuellen Aktuatoren, das die Verwendung von kraftgeregelten Antrieben in jedem Gelenk des Roboters erfordert. Die kraftgeregelten Antriebe sind allerdings vorwiegend für die Kontaktaufgaben erforderlich. Deswegen besteht keine Notwendigkeit, diese Antriebe für alle Roboterachsen einzusetzen. Für die Steuerung des Roboters, der über positions- und kraftgeregelte Antriebe verfügt, wurde ein zweiter Algorithmus (hybrides Verfahren) entwickelt. Die experimentellen Untersuchungen beider Algorithmen zeigen das gleiche Verhalten beim Stehen auf verschiedenen Stützoberflächen unter unterschiedlichen äußeren Bedingungen und Einwirkungen. Aus diesem Grunde wurde das hybride Steuerungsverfahren als Basis für die Entwicklung der Laufalgorithmen des zweibeinigen Roboters ROTTO ausgewählt.

Zum Nachweis der Zweckmäßigkeit des hybriden Steuerungsverfahrens wurden lediglich die Sprunggelenke des Roboters ROTTO mit den kraftgeregelten Antrieben ausgerüstet. Die anderen Gelenke sind mit positionsgeregelten Antrieben ausgestattet. Diese Anordnung der Antriebe erlaubt entweder die freie Bewegungen des Roboters relativ zur Stützoberfläche oder die direkte Steuerung der Position des Roboters mit Hilfe der Drehmomente in den Sprunggelenken. Beide Möglichkeiten wurden in dem entwickelten Laufalgorithmus eingesetzt. Die Steuerung des Roboters ROTTO erfolgt in drei senkrechten Ebenen: Frontalebene, Sagittalebene und Transversalebene. Die Bewegung des Roboters in der Frontalebene stellt freie Schwingungen mit stabilisierter Amplitude dar. Die Bewegungen des Roboters in der Sagittalebene gewährleisten die Vorwärtsbewegung des Roboters und basieren auf Schrittzyklen und der Regelung der Position mit Hilfe der Drehmomente in den Sprunggelenken. Die Schrittzyklen in der Transversalebene erlauben die Änderung der Gehrichtung. Der Steuerungsalgorithmus erfordert weder die Berechnung der komplizierten inversen Kinematik noch die der inversen Dynamik des Roboters. Es wurde ein dynamisches Gehen mit einer Geschwindigkeit von 0,4 km/h erreicht. Die Dauer eines Schritts liegt im Bereich von 0,5 – 0,7 Sekunden.

Der Einsatz der kraftgeregelten Antriebe auf dem Roboter ROTTO hat die Entwicklung eines einfachen Laufalgorithmus ermöglicht, der das dynamische Gehen realisiert und keine intensive Rechenleistung benötigt. Hierbei werden die freien Bewegungen des Roboters genutzt. Der Gehvorgang ist unempfindlich gegenüber Änderungen der elastischen Eigenschaften der Stützoberfläche. Das Stützbein bleibt sowohl während des Gehens als auch beim Stehen gerade ausgestreckt. Diese Eigenschaft macht den Gehvorgang des Roboters menschenähnlich.

Obwohl der Gang des Roboters dynamische Eigenschaften besitzt, wurde eine mit dem Menschen vergleichbare Laufgeschwindigkeit nicht erreicht. Die Ursache besteht darin, dass die dynamischen Momente des Roboters bei der Bildung der Schrittzyklen in der Sagittalebene Werte annehmen, die auf Grund der Drehmomentbegrenzung in den Sprunggelenken durch den Roboter nicht mehr realisiert werden können. Die Erweiterung des Laufalgorithmus durch Einbeziehung der freien Bewegungen des Roboters sowohl in der Frontal- als auch in der Sagittalebene würde die Reduktion dieser Momente und damit eine Erhöhung der Laufgeschwindigkeit ermöglichen. Diese Vorgehensweise setzt jedoch den Einsatz von kraftgeregelten Antriebe auch in den anderen Gelenken der Beine voraus. Darüber hinaus können auch die Bewegungen der Schulter, des Körpers und der Arme zur Stabilisierung und Optimierung des Laufvorgangs genutzt werden.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass der Einsatz kraftgeregelter Antriebe, die gute dynamische Eigenschaften, Nachgiebigkeit und Robustheit gegenüber Änderungen der Umgebungseigenschaften besitzen, die Entwicklung einfacher und effektiver Laufalgorithmen für zweibeinige Schreitroboter ermöglichen. Es ist zu erwarten, dass die konsequente Durchsetzung des Konzepts der kraftgeregelten Antriebe für den Bewegungsapparat humanoider Roboter die Entwicklung von Lauf- und Bewegungsalgorithmen ermöglicht, die im hohen Maße dem menschlichen Laufmuster entsprechen.

LITERATURVERZEICHNIS

- [1] Jerry Pratt, Ben Krupp, Chris Morse: Series elastic actuators for high fidelity force control. *Industrial Robot Journal*, 2002, Vol. 29, No. 3, pp. 234-241.
- [2] Pratt, Williamson, Dilworth, Pratt, Ulland, Wright: Stiffness Isn't Everything. *Proceedings of ISER '95*, Stanford CA, 1995.
- [3] Matthew M. Williamson: *Series Elastic Actuators*. Massachusetts Institute of Technology, 1995.
- [4] David W. Robinson, Jerry E. Pratt, Daniel J. Paluska, Gill A. Pratt: Series Elastic Actuator Development for a Biomimetic Walking Robot. *IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics*, Sept. 19-22, 1999. Atlanta, GA.
- [5] Jerry E. Pratt, Benjamin T. Krupp: Series Elastic Actuators for Legged Robots. *Proceedings of the 2004 SPIE*.
- [6] D.W. Robinson: *Design and Analysis of Series Elasticity in Closed-loop Actuator Force Control*. Ph.D. Thesis, Massachusetts Institute of Technology, 2000.
- [7] D.W. Robinson, G.A. Pratt: Force Controllable Hydro-Elastic Actuator. *IEEE Conference on Robotics and Automation*, 2000.
- [8] Gill A. Pratt, Pace Willisson, Clive Bolton, Andreas Hofman: Late Motor Processing in Low-Impedance Robots: Impedance Control of Series-Elastic Actuators. 2004.
- [9] J.F. Veneman, R. Ekkelenkamp, R. Kruidhof, F.C.T. van der Helm, H. van der Kooij: A Series Elastic- and Bowden-Cable-Based Actuation System for Use as Torque Actuator in Exoskeleton-Type Robots. *Biomechanical Engineering*, BMTI, University of Twente, *The International Journal of Robotics Research* Vol. 25, No. 3, March 2006, pp. 261-28.
- [10] Gordon Wyeth and Geoff Walker: Assessing the Safety of a Velocity Sourced Series Elastic Actuator Using the Head Injury Criterion. *School of Information Technology and Electrical Engineering University of Queensland*.
- [11] Gordon Wyeth: *Control Issues for Velocity Sourced Series Elastic Actuators*. *School of Information Technology and Electrical Engineering University of Queensland*.
- [12] Bill Bigge, Inman R. Harvey: *Programmable Springs: Developing Compliant Actuators for Autonomous Robots*. *Centre for Computational Neuroscience and Robotics University of Sussex*.
- [13] Bram Vanderborght: *Dynamic stabilisation of the biped Lucy powered by actuators with controllable stiffness*. *Vrije Universiteit Brussel* 2007.
- [14] Yuriy Zavgorodniy: *Konstruktion und Steuerung von Schreitrobotern mit ballistischem Laufverhalten*. *Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik*, 2008.

- [15] Artem Rudskyy: Design- und Steuerungsaspekte humanoider Roboter. Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik, 2011.
- [16] U. Schmucker, A. Schneider, V. Rusin, Y. Zavgorodniy: Control signals generation for limbs and body of walking robots. Int. Conf. on Climbing and Walking Robots, CLAWAR'02, Paris, France, pp. 495-500, 2002.
- [17] <http://world.honda.com/ASIMO/history/>
- [18] Honda Motor Co., Ltd.: The New ASIMO – Major Features Summary. 2007
- [19] Honda Motor Co., Ltd.: ASIMO Technical Information. September 2007.
- [20] K. Hirai, M. Hirose, Y. Haikawa, T. Takenaka: The Development of Honda Humanoid Robot, IEEE Int. Conference on Robotics and Automation, 1998.
- [21] Kazuo Hirai: The Honda humanoid robot: development and future perspective. Industrial Robot: An International Journal Volume 26, Number 4, 1999, pp. 260-266.
- [22] Toru Takenaka: The control system for the Honda humanoid robot. Published by Oxford University Press on behalf of the British Geriatrics Society, 2006.
- [23] Kazuhito Yokoi, Fumio Kanehiro, Kenji Kaneko, Shuuji Kajita, Kiyoshi Fujiwara, Hirohisa Hirukawa: Experimental Study of Humanoid Robot HRP-1S. The International Journal of Robotics Research Vol. 23, No. 4–5, April–May 2004, pp. 351-362.
- [24] Kenji KANEKO, Fumio KANEHIRO, Shuuji KAJITA, Hirohisa HIRUKAWA, Toshikazu KAWASAKI, Masaru HIRATA, Kazuhiko AKACHI, Takakatsu ISOZUMI: Humanoid Robot HRP-2. Proceedings of the 2004 IEEE International Conference on Robotics & Automation, New Orleans, April 2004.
- [25] Noriyuki Kanehira, Toshikazu Kawasaki, Shigehiko Ohta, Takakatsu Isozumi, Tadahiro Kawada, Fumio Kanehiro, Shuuji Kajita, Kenji Kaneko: Design and Experiments of Advanced Leg Module (HRP-2L) for Humanoid Robot (HRP-2) Development. Proceedings of the 2002 IEEE/RSJ Intl. Conference on Intelligent Robots and Systems EPFL, Lausanne, Switzerland, October 2002.
- [26] Björn Verrelst, Olivier Stasse, Kazuhito Yokoi, Bram Vanderborght: Dynamically Stepping Over Obstacles by the Humanoid Robot HRP-2. 2006 6th IEEE-RAS International Conference on Humanoid Robots.
- [27] Olivier Stasse, Björn Verrelst, Pierre-Brice Wieber, Bram Vanderborght, Paul Evrard, Abderrahmane Kheddar, Kazuhito Yokoi: Modular Architecture for Humanoid Walking Pattern Prototyping and Experiments. 2008.
- [28] K.Loeffler: Dynamik und Regelung einer Zweibeinigen Laufmaschine. Technische Universität München, 2006.
- [29] M.Gienger: Entwurf und Realisierung einer Zweibeinigen Laufmaschine. Technische Universität München, 2005.

- [30] H. Ulbrich, T. Buschmann, S. Lohmeier: Development of the Humanoid Robot LOLA. Applied Mechanics and Materials Vols. 5-6 (2006) pp 529-540.
- [31] Thomas Buschmann, Sebastian Lohmeier, Heinz Ulbrich: Entwurf und Regelung des Humanoiden Laufroboters Lola. Oldenbourg Wissenschaftsverlag, 2010.
- [32] Sebastian Lohmeier, Thomas Buschmann, Heinz Ulbrich, Friedrich Pfeiffer: Humanoid Robot LOLA – Research Platform for High-SpeedWalking. Springer Science+Business Media B.V. 2009.
- [33] Heinz Ulbrich, Thomas Buschmann, Valerio Favot, Sebastian Lohmeier, Markus Schwienbacher: Humanoid Robot LOLA. French German-Workshop Humanoid & Legged Robots, Paris, 2011.
- [34] Heinz Ulbrich: LOLA- Entwicklung und Realisierung zweibeiniger Roboter inspiriert nach dem menschlichen Vorbild. 3. Mobilitätsforum – Autonome Mobilität, Seefeld, 2008.
- [35] Marc H. Raibert, H. Benjamin Brown, Jr. Michael Chepponis, Jeff Koechling, Jessica K. Hocigins, Diane Dustman, W. Kevin Brennan, David S. Barrett, Clay M. Thompson, John Daniell Hebert, Woojin Lee, Lance Borvansky: Dynamically Stable Legged Locomotion. MIT Artificial Intelligence Laboratory, 1989.
- [36] Robert R. Playter: Passive Dynamics in the Control of Gymnastic Maneuvers. Massachusetts Institute of Technology, 1993.
- [37] Clay M. Thompson, Marc H. Raibert: Passive Dynamic Running. Massachusetts Institute of Technology, Cambridge.
- [38] V. B. Larin: A 3D model of one-legged hopping machine. International Applied Mechanics, Vol. 40, No. 5, 2004.
- [39] Marc Raibert, Robert Playter, Robert Ringrose, Dave Bailey, Karl Leeser: Dynamic Legged Locomotion in Robots and Animals. MIT Artificial Intelligence Laboratory, 1995.
- [40] P. Gregorio, M. Ahmadi, M. Buehler: Experiments with an Electrically Actuated Planar Hopping Robot. McGill University, 1994.
- [41] M. Ahmadi, M. Buehler: A Control Strategy for Stable Passive Running. Proc. IEEE Conf. Intelligent Systems and Robots, p. 152-157, Pittsburgh, PA, Aug, 1995.
- [42] M. Ahmadi, M. Buehler: The ARL Monopod II Running Robot: Control and Energetics. IEEE Int. Conf. Robotics and Automation (ICRA), Detroit, MI, May 1999.
- [43] Jerry E. Pratt: Virtual Model Control of a Biped Walking Robot. Massachusetts Institute of Technology, 1995.
- [44] Jerry Pratt, Gill Pratt: Intuitive Control of a Planar Bipedal Walking Robot. Proceedings of the 1998 International Conference on Robotics and Automation (ICRA '98), Belgium.

- [45] Jerry Pratt, Gill Pratt: Exploiting Natural Dynamics in the Control of a Planar Bipedal Walking Robot. Proceedings of the Thirty-Sixth Annual Allerton Conference on Communication, Control, and Computing, Monticello, Illinois, September 1998.
- [46] Jerry Pratt, Gill Pratt: Exploiting Natural Dynamics in the Control of a 3D Bipedal Walking Simulation. International Conference on Climbing and Walking Robots (CLAWAR99), Portsmouth, UK, September 1999.
- [47] Jerry E. Pratt: Exploiting Inherent Robustness and Natural Dynamics in the Control of Bipedal Walking Robots. Massachusetts Institute of Technology, 2000.
- [48] Jerry Pratt, Ben Krupp: Design of a bipedal walking robot. Proceedings of the 2008 SPIE.
- [49] John Rebula, Fabian Canas, Jerry Pratt, Ambarish Goswami: Learning Capture Points for Humanoid Push Recovery. Proceedings of the 2007 IEEE-RAS International Conference on Humanoid Robots, November 29-December 1, 2006, Pittsburgh, Pennsylvania.
- [50] Marc Raibert, Kevin Blankespoor, Gabriel Nelson, Rob Playter, the BigDog Team: BigDog, the Rough-Terrain Quadruped Robot. Boston Dynamics, 2008.
- [51] M. Buehler, R. Playter, M. Raibert: Robots Step Outside. Int. Symp. Adaptive Motion of Animals and Machines (AMAM), Ilmenau, Germany, Sept 2005.
- [52] Boston Dynamics: BigDog Overview. 2008.
- [53] Alin Albu-Schäffer: Regelung von Robotern mit elastischen Gelenken am Beispiel der DLR-Leichtbauarme. Technische Universität München, 2002.
- [54] Christian Ott, Christoph Baumgärtner, Johannes Mayr, Matthias Fuchs, Robert Burger, Dongheui Lee, Oliver Eiberger, Alin Albu-Schäffer, Markus Grebenstein, and Gerd Hirzinger: Development of a Biped Robot with Torque Controlled Joints. 2010 IEEE-RAS International Conference on Humanoid Robots Nashville, TN, USA.
- [55] G. Hirzinger, J. Butterfafl, M. Fischer, M. Grebenstein, M. Hiihnle, H. Liu, I. Schaefer, N. Sporer: A Mechatronics Approach to the design of light-weight arms and multifingered hands. Proceedings of the 2000 IEEE International Conference on Robotics & Automation San Francisco, CA. April 2000.
- [56] B. Schäfer, B. Rebele, M. Schedl, M. Görner, A. Wedler, R. Krenn, A. Seeni, G. Hirzinger: Light-Weight Mechatronics and Sensorics for Robotic Exploration: a DLR Perspective. i-SAIRAS 2008 - 9th International Symposium on Artificial Intelligence, Robotics and Automation in Space, Los Angeles, CA, USA, 25-29 Feb 2008.
- [57] George T. Fallis: Walking toy. United States Patent Office, 1888.
- [58] Tad McGeer: Passive walking with knees. Proceedings, 1990 IEEE International Conference on Robotics and Automation.
- [59] Tad McGeer: Passive Dynamic Biped Catalogue, 1991. Vancouver, B.C., Canada.

- [60] Steven H. Collins, Martijn Wisse, Andy Ruina: A Three-Dimensional Passive-Dynamic Walking Robot with Two Legs and Knees. *The International Journal of Robotics Research* Vol. 20, No. 7, July 2001, pp. 607-615.
- [61] M. Wisse, J. van Frankenhuyzen: Design and Construction of MIKE; a 2D autonomous biped based on passive dynamic walking. In “Adaptive Motion of Animals and Machines”, edited by H. Kimura and K. Tsuchiya, 2006, Springer-Verlag, Tokyo.
- [62] J.G.Daniël Karssen: Design and construction of the Cornell Ranger, a world record distance walking robot. Internship at Cornell University, 2007.
- [63] http://ruina.tam.cornell.edu/research/topics/locomotion_and_robotics/ranger/Ranger2011/index.html. Cornell Ranger, 2011; 4-legged bipedal robot.
- [64] Steve Collins, Andy Ruina, Russ Tedrake, Martijn Wisse: Efficient bipedal robots based on passive-dynamic walkers. 2004.
- [65] Steven Hartley Collins, Andy Ruina: A Bipedal Walking Robot with Efficient and Human-Like Gait. *Proceedings of the 2005 IEEE International Conference on Robotics and Automation*.
- [66] Delft Biorobotics Lab - Biped robots – Flame: <http://www.3me.tudelft.nl/en/about-the-faculty/departments/biomechanical-engineering/research/dbl-delft-biorobotics-lab/biped-robots/flame/>.
- [67] Daan Hobbelen, Tomas de Boer and Martijn Wisse: System overview of bipedal robots Flame and TULip: tailor-made for Limit Cycle Walking. 2008 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems Acropolis Convention Center Nice, France, Sept, 22-26, 2008.
- [68] Windel M. Bouwman, Gijs van Oort, Edwin C. Dertien, Jan F. Broenink, Raffaella Carloni: Dynamic walking stability of the TULip robot by means of the extrapolated center of mass. *Mechatronics 2010*, June 28 - 30, Swiss Federal Institute of Technology ETH, Zurich Switzerland.
- [69] www.mathworks.com

ANHANG A. Parameter des linearen Antriebs des Roboters ROTTO

$c_M = 6,85e-3 \text{ N} \cdot \text{m}/\text{A}$ – Drehmomentkonstante

$J_M = 2e-6 \text{ kg}/\text{m}^2$ – Trägheitsmoment

$k_G = \frac{1,25e-3}{2 \cdot \pi} \text{ m}/\text{rad}$ – Übersetzung des Getriebes

$c_F = 137e+3 \text{ N}/\text{m}$ – Federkonstante des Kraftsensors

$T_S = 0,001 \text{ s}$ – Abtastzeit des Regelungssystems