

# **Kraftsensorlose Manipulator Kraftsteuerung zur Abtastung unbekannter, harter Oberflächen**

**Dissertation**

zur

Erlangung des Doktorgrades (Dr. rer. nat.)

der

Mathematisch-Naturwissenschaftlichen Fakultät

der

Rheinischen Friedrich-Wilhelms-Universität Bonn

vorgelegt von

**Marcus Dapper**

aus

Oberhausen, Rheinland

Bonn, November 2003

Angefertigt mit Genehmigung der Mathematisch-Naturwissenschaftlichen Fakultät der  
Rheinischen Friedrich-Wilhelms-Universität Bonn.

1. Referent: Prof. Dr.-Ing. Rolf Eckmiller

2. Referent: Prof. Dr. Joachim K. Anlauf

Tag der Promotion: 17.12.2003

## Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Neuroinformatik und Robotik der Universität Bonn.

Herrn Prof. Dr.-Ing. R. Eckmiller, der mir die Durchführung dieser Arbeit ermöglicht hat, danke ich herzlich für die sehr gute Betreuung und die großzügige Förderung.

Weiterhin gilt Herrn Prof. Dr. J. Anlauf mein besonderer Dank für das dieser Arbeit entgegengebrachte Interesse und die Übernahme des Koreferats.

Meinen Dank möchte ich allen Kollegen für die kritischen Diskussionen und wertvollen Anregungen aussprechen. Dabei danke ich insbesondere Herrn Dr. Frontzek, Herrn Dipl.-Phys. Fuchs, Herrn Dr. Goerke, Herrn Dr. Hornig, Herrn Dr. Maaß, Herrn Dipl.-Inf. Neumann und Herrn Dr. Zahn für die langjährige Zusammenarbeit und die anregenden Diskussionen im DEMON-Team. Besonderer Dank gilt Herrn Dipl.-Ing. Behnke, der durch seine unermüdliche Administration des Abteilungsnetzwerkes unsere Arbeit am Roboter mit viel Geduld und Ausdauer unterstützt hat sowie Frau Kokisch und Frau Weißkopf, die tatkräftig das Projektmanagement des BMBF-Projektes DEMON unterstützt haben. Weiterhin danke ich allen, die durch Korrekturlesen und wertvolle Hinweise zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Allen Mitarbeitern und Studenten des Lehrstuhls danke ich sehr herzlich für die vielen gemeinsamen glücklichen Stunden an der Uni und in der Freizeit.

Besonderer Dank gilt Anke Dapper für das unermüdliche Korrekturlesen der Arbeit und für die fortwährende Geduld während des Entstehens dieser Arbeit.

Bonn, im November 2003

Marcus Dapper

## **Meinen Eltern gewidmet**

# Inhaltsverzeichnis

<b>Notation</b>	<b>IX</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1 Motivation und Problemstellung	1
<b>2 Stand der Forschung und Ziele der Arbeit</b>	<b>3</b>
2.1 Kraftregelung von Manipulatoren	3
2.1.1 Historische Entwicklung der Kraftregelung	3
2.1.2 Kontaktaufbau zu Objekten	4
2.1.3 "Impedance Control"	5
2.1.4 Hybride Kraft-/Positionsregelung	5
2.1.5 Abtasten unbekannter Oberflächen	5
2.1.6 Adaptive Kraftregelung	6
2.1.7 "Virtual Reality" und Telehaptik	6
2.2 Angrenzende, spezielle Gebiete der Robotik	7
2.2.1 Sensorik	7
2.2.2 Neue Antriebssysteme und Aktuatoren	8
2.2.3 Neue Kinematiken	8
2.2.4 Echtzeitbetriebssysteme	9
2.2.5 Singularitätsrobustheit	9
<b>3 Struktur des sensorlosen Kraft-/Geschwindigkeitsregelsystems</b>	<b>11</b>
3.1 Konzept zur Generierung von Kräften parallel zu den Basisachsen	11
3.1.1 Kraft-/Geschwindigkeitsregelung	11
3.1.2 Gedämpfte Kraft-/Positionsregelung ohne Sensor	14
3.1.3 Positionssteuerung	14
3.1.4 Positionsregelung	18
3.1.5 Kraftsteuerung ohne Sensor	20
3.1.6 Kraftregelung	21
3.1.7 Geschwindigkeitsdämpfung	22

3.2	Konzept zur Generierung beliebig orientierter Kräfte	23
3.2.1	Kraft-/Geschwindigkeitsregelung	24
3.2.2	Gedämpfte Kraft-/Positionsregelung ohne Sensor	25
3.2.3	Positionssteuerung	26
3.2.4	Positionsregelung	28
3.2.5	Kraftsteuerung ohne Sensor	29
3.2.6	Kraftregelung	29
3.2.7	Geschwindigkeitsdämpfung	30
3.2.8	Bestimmung der individuell notwendigen Rotationsmatrix	31
3.2.9	Optimierung der Rotationsoperation	32
3.3	Separation des Sensorsignals in dynamische und statische Kräfte	32
<b>4</b>	<b>Sicherstellung von stabilem Regelkreisverhalten</b>	<b>37</b>
4.1	Kartesische Transformation des Manipulatorsystems	37
4.2	Stabilitätsbetrachtungen des Kraft-/Geschwindigkeitsregelsystems mit Kraftsensor	41
4.2.1	Phase I: Krafterhaltung bei Kontakt und sensorischer Kraft-/Geschwindigkeitsregelung	42
4.2.2	Phase II: Kraftauf- und Abbau während der Kontaktierung mit sensorischer Kraft-/Geschwindigkeitsregelung	48
4.2.3	Phase III: Sensorische Kraft-/Geschwindigkeitsregelung für freie Bewegung	51
4.3	Stabilitätsbetrachtungen des Kraft-/Geschwindigkeitsregelsystems ohne Kraftsensor	54
4.3.1	Phase I: Krafterhaltung bei Kontakt mit Kraft-/Geschwindigkeitsregelung ohne Sensor	55
4.3.2	Phase II: Kraft-/Geschwindigkeitsregelsystem bei Kraftauf- und Abbau ohne Sensor	56
4.3.3	Phase III: Kraft-/Geschwindigkeitsregelsystem für freie Bewegung ohne Sensor	57
<b>5</b>	<b>Modellierung von statischen, nichtlinearen Getriebeeffekten</b>	<b>59</b>
5.1	Problematik der Umschalteffekte in den Gelenkantrieben	59
5.2	Messung der statischen Gelenkdrehmomente für ausgewählte Manipulatorkonfigurationen	61

---

5.3	Neuronale Interpolation der diskretisierten Getriebeeefekte	65
5.4	Modellierung des mechanischen Umschaltverhaltens der Gelenkantriebe	68
<b>6</b>	<b>Simulation des sensorlosen Regelkreises mit Manipulator</b>	<b>72</b>
6.1	Inverses Dynamikmodell des Manipulators	72
6.2	Neuronale Modellierung der Getriebeeefekte und des Gravitationsanteils	74
6.3	Inkrement-Encoder der Gelenkantriebe	74
6.4	Lagrange-Multiplikatoren zur Kontaktobjekt-Modellierung	75
6.5	Infiniit harte Federsysteme zur Kontaktobjekt-Modellierung	77
6.6	Numerische Lösung des nichtlinearen, 12-dimensionalen Differentialgleichungssystems	80
6.7	Visualisierung der Mess- und Simulationsdaten	83
<b>7</b>	<b>Messergebnisse am physikalischen Manipulator</b>	<b>84</b>
7.1	Kreistrajektorie auf glatter Oberfläche	86
7.1.1	Kreistrajektorie auf glatter Oberfläche mit Sensor	86
7.1.2	Kreistrajektorie auf glatter Oberfläche ohne Sensor	89
7.2	Eckige Trajektorie auf glatter Oberfläche	92
7.2.1	Eckige Trajektorie auf glatter Oberfläche mit Sensor	92
7.2.2	Eckige Trajektorie auf glatter Oberfläche ohne Sensor	95
7.3	Unregelmäßig geformte Metalloberfläche	99
7.3.1	Eckige Trajektorie auf unregelmäßiger Oberfläche mit Sensor	100
7.3.2	Eckige Trajektorie auf unregelmäßiger Oberfläche ohne Sensor	103
7.4	Ermittlung der Messdaten	107
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung</b>	<b>108</b>
8.1	Kritische Bewertung der sensorlosen Kraft-/Geschwindigkeitsregelung	108
8.2	Zusammenfassung der Ergebnisse am Roboter	110
8.3	Innovation	111
<b>Anhang</b>		<b>112</b>
A	Ausblick	112
A.1	Handführmodus ohne Kraftsensor	112
B	Kraft-Charakterisierung des Arbeitsraumes	114

---

B.1 Spezifizierung des Kraftfreiheitsgrades durch das Maß der Manipulierbarkeit	114
B.2 Spezifizierung des Kraftfreiheitsgrades durch Hyper-Ellipsoide	115
B.2.1 Manipulierbarkeits-Ellipsen für einen 2-Gelenk-Manipulator	116
B.2.2 Manipulierbarkeits-Hyper-Ellipsoide für einen 6-Gelenk-Manipulator	120
C Singularitätsvermeidung	123
D Systemdaten	126
D.1 Technische Daten des Manutec R2	126
D.2 Reglerparameter	128
D.3 Dynamikmodell des Manutec R2	131
D.4 Kinematikmodell des Manutec R2	135
<b>Literatur</b>	<b>138</b>



## Notation

### *Allgemeine Formelzeichen*

$\det(A)$	Determinante einer quadratischen Matrix $A$
$A^{-1}$	Inverse einer quadratischen, regulären Matrix $A$
$A^T$	Transponierte einer Matrix $A$
$A^{-T}$	inverse Transponierte einer quadratischen, regulären Matrix $A$
$\dot{A}$	zeitliche Ableitung einer Matrix $A$
$\dot{x}$	zeitliche Ableitung eines Skalars oder Vektors $x$
$s$	Laplace-Operator bei Betrachtungen im Frequenzbereich (Skalar)
$I$	quadratische Einheitsmatrix

### *Größen und Parameter der Kraftregelung*

$\theta$	Ist-Winkelvektor der Gelenke (6x1)
$\dot{\theta}$	Ist-Winkelgeschwindigkeitsvektor der Gelenke (6x1)
$\ddot{\theta}$	Ist-Winkelbeschleunigungsvektor der Gelenke (6x1)
$\theta_k$	Ist-Winkelvektor der Gelenke zum Abtastzeitschritt $k$ (6x1)
$\theta_{k-1}$	Ist-Winkelvektor der Gelenke zum Abtastzeitschritt $k-1$ (6x1)
$\theta_{enc}$	Winkerverlauf des simulierten Inkrement-Encoders (6x1)
$\theta_d$	Soll-Winkelvektor der Gelenke (6x1)
$\dot{\theta}_d$	Soll-Winkelgeschwindigkeitsvektor der Gelenke (6x1)
$\ddot{\theta}_d$	Soll-Winkelbeschleunigungsvektor der Gelenke (6x1)
$\theta_{d,0}$	Soll-Winkelvektor der Gelenke zum Startzeitpunkt der Kraft-Regelung (6x1)
$\theta_{d,k}$	Soll-Winkelvektor der Gelenke zum Abtastzeitschritt $k$ (6x1)
$\theta_{d,k-1}$	Soll-Winkelvektor der Gelenke zum Abtastzeitschritt $k-1$ (6x1)
$\tilde{\theta}_{d,k}$	gefilterter Soll-Winkelvektor der Gelenke zum Abtastzeitschritt $k$ (6x1)

$\theta_{T,k}$	Trajektorienabweichung durch Sollwinkelveränderungen der Gelenke zum Abtastzeitschritt k (6x1)
$\theta_{F,k}$	Trajektorienabweichung der Gelenke durch Einfluss der Kraftregelung zum Abtastzeitschritt k (6x1)
$\theta_{d,sep}$	separierter Soll-Winkelvektor der Gelenke (6x1)
$\ddot{\theta}_{d,sep}$	separierter, Soll-Winkelbeschleunigungsvektor der Gelenke (6x1)
$p$	$= [x \quad y \quad z \quad \varphi_x \quad \varphi_y \quad \varphi_z]^T$ kartesischer Ist-Positionsvektor des Endeffektors (6x1) im Basiskoordinatensystem
$p_r$	$= [x_r \quad y_r \quad z_r \quad \varphi_{x,r} \quad \varphi_{y,r} \quad \varphi_{z,r}]^T$ rotierter, kartesischer Ist-Positionsvektor des Endeffektors (6x1) im Basiskoordinatensystem
$\dot{p}$	kartesischer Ist-Geschwindigkeitsvektor des Endeffektors im Basiskoordinatensystem (6x1)
$\dot{p}_{sep}$	separierter, kartesischer Ist-Geschwindigkeitsvektor des Endeffektors im Basiskoordinatensystem (6x1)
$\ddot{p}$	kartesischer Ist-Beschleunigungsvektor des Endeffektors im Basiskoordinatensystem (6x1)
$\ddot{p}_{sep}$	kartesischer, separierter Ist-Beschleunigungsvektor des Endeffektors im Basiskoordinatensystem (6x1)
$\dot{p}_d$	kartesischer Soll-Geschwindigkeitsvektor des Endeffektors im Basiskoordinatensystem (6x1)
$\ddot{p}_d$	kartesischer Soll-Beschleunigungsvektor des Endeffektors im Basiskoordinatensystem (6x1)
$\ddot{p}_{d,sep}$	kartesischer, separierter Soll-Beschleunigungsvektor des Endeffektors im Basiskoordinatensystem (6x1)

$F$	$= [F_x \ F_y \ F_z \ T_x \ T_y \ T_z]^T$
	kartesischer Ist-Kraftvektor am Endeffektor (6x1)
$F_{bes}$	kartesischer Beschleunigungs-Kraftvektor (6x1)
$F_{Sensor}$	kartesischer Sensor-Kraftvektor (6x1)
$F_d$	kartesischer Soll-Kraftvektor (6x1)
$F_{d,sat}$	Ausgangsvektor der Kraftsättigung (6x1)
$u_V$	Eingangsvektor der Kraftsättigung (6x1)
$K_S$	Separationsmatrix der Kraftregelung (6x6)
$K_D$	Dämpfungsmatrix der Kraftregelung (6x6)
$d_i$	Dämpfungsfaktor $i$ der Dämpfungsmatrix ( $i = 1, \dots, 6$ ) (Skalar)
$\tau$	Vektor der gesamten Manipulator-Solldrehmomente (6x1)
$\tau_{S,P}$	Vektor der Manipulator-Solldrehmomente aus Positionssteuerung (6x1)
$\tau_{R,P}$	Vektor der Manipulator-Solldrehmomente aus Positionsregelung (6x1)
$\tau_{S,F}$	Vektor der Manipulator-Solldrehmomente aus Kraftsteuerung (6x1)
$\tau_{R,F}$	Vektor der Manipulator-Solldrehmomente aus Kraftregelung (6x1)
$\tau_{D,V}$	Vektor der Manipulator-Solldrehmomente aus Geschwindigkeits-Dämpfung (6x1)
$\tau_E$	Vektor der durch Kräfte am Endeffektor erzeugten Drehmomente (6x1)
$\tau_d$	Vektor der Manipulator-Solldrehmomente bei Handführmodus (6x1)
$\tau_{d,sat}$	Vektor der gesättigten Manipulator-Solldrehmomente bei Handführmodus (6x1)
$T_{ab}$	Abtastzeit des Echtzeit-Regelsystems (Skalar)
$M(\theta)$	Massenmatrix des Manipulators im Gelenkraum (6x6)
$h(\theta)$	Coriolisvektor des Manipulators im Gelenkraum (6x1)
$g(\theta)$	Gravitationsvektor des Manipulators im Gelenkraum (6x1)
$f_c(\theta)$	Coulomb-Reibungsmomente in den Gelenken (6x1)
$f_v(\theta)$	Viskositäts-Reibungsmomente in den Gelenken (6x1)

$M_x(\theta)$	kartesische Massenmatrix des Manipulators (6x6)
$h_x(\theta)$	kartesischer Coriolisvektor des Manipulators (6x1)
$g_x(\theta)$	kartesischer Gravitationsvektor des Manipulators (6x1)

**Größen des eindimensionalen Ersatzsystems bei Stabilitätsbetrachtung**

$F_{stell}$	Stellkraft (Skalar)
$F_c$	Coulombreibungskraft (Skalar)
$F_{vis}$	Viskositätsreibungskraft (Skalar)
$F_{damp}$	Dämpfungskraft (Skalar)
$c$	virtuelle Federkonstante (Skalar)
$m$	Masse (Skalar)
$x$	Position (Skalar)
$v$	Ist-Geschwindigkeit (Skalar)
$v_d$	Soll-Geschwindigkeit (Skalar)
$K_R$	Proportionalkonstante des Kraftreglers (Skalar)
$T_I$	Integrationszeitkonstante des Kraftreglers (Skalar)
$T_{IV}$	Integrationszeitkonstante des Geschwindigkeitsreglers (Skalar)
$d$	aktiver Dämpfungsfaktor (Skalar)
$d_{vis}$	passiver, viskoser Dämpfungsfaktor (Skalar)
$a_i$	Polynomkoeffizient $i$ ( $i = 0, \dots, 3$ ) des Nenners einer Übertragungsfunktion (Skalar)
$G_{FC,F}$	Störübertragungsfunktion (Skalar)
$G_{Fd,F}$	Übertragungsfunktion von Sollkraft auf Istkraft (Skalar)
$G_{Fdsat,V}$	Übertragungsfunktion von gesättigter Sollkraft auf Istgeschwindigkeit (Skalar)
$G_{Vd,V}$	Übertragungsfunktion von Sollgeschwindigkeit auf Istgeschwindigkeit (Skalar)

**Größen der Getriebesimulation**

$\theta_{i,pos}$	Verlauf von Gelenkwinkel $i$ ( $i = 2,3$ ) in positiver Drehrichtung (Skalar)
$\theta_{i,neg}$	Verlauf von Gelenkwinkel $i$ ( $i = 2,3$ ) in negativer Drehrichtung (Skalar)
$\Delta\theta_i$	Änderung von Gelenkwinkel $i$ ( $i = 2,3$ ) bezüglich des letzten Umschaltpunktes (Skalar)
$\Delta\theta_{i,pos}$	Änderung von Gelenkwinkel $i$ ( $i = 2,3$ ) bis zum Anfang des positiven Hysteresezweiges (Skalar)
$\Delta\theta_{i,neg}$	Änderung von Gelenkwinkel $i$ ( $i = 2,3$ ) bis zum Anfang des negativen Hysteresezweiges (Skalar)
$\Delta\theta_{i,Anstieg}$	Breite des positiven Hysteresezweiges von Gelenkwinkel $i$ ( $i = 2,3$ ) (Skalar)
$\Delta\theta_{i,Abstieg}$	Breite des negativen Hysteresezweiges von Gelenkwinkel $i$ ( $i = 2,3$ ) (Skalar)
$\theta_{i,Wechsel}$	Position des letzten Umschaltpunktes von Gelenkwinkel $i$ ( $i = 2,3$ ) (Skalar)
$\tau_{i,pos}$	Verlauf von statischem Gelenkmoment $i$ ( $i = 2,3$ ) in positiver Drehrichtung (Skalar)
$\tau_{i,neg}$	Verlauf von statischem Gelenkmoment $i$ ( $i = 2,3$ ) in negativer Drehrichtung (Skalar)
$\tau_{i,stat}$	Statisches Gelenkmoment $i$ ( $i = 2,3$ ) (Skalar)

**Größen der Manipulatorsimulation**

$W(\theta)$	Definitionsmatrix eines Kontaktobjektes der Simulation (6x1)
$\lambda$	Lagrange-Multiplikator ( $k \times 1$ ); ( $1 \leq k \leq 6$ )
$J_w(\theta)$	Jakobimatrix eines Kontaktobjektes der Simulation ( $k \times 6$ ); ( $1 \leq k \leq 6$ )
$\chi$	Zustandsvektor des Simulators (12x1)
$D_x$	Dämpfung des simulierten Kontaktobjektes in x-Richtung (Skalar)
$D_y$	Dämpfung des simulierten Kontaktobjektes in y-Richtung (Skalar)
$D_z$	Dämpfung des simulierten Kontaktobjektes in z-Richtung (Skalar)
$C_x$	Federhärte des simulierten Kontaktobjektes in x-Richtung (Skalar)
$C_y$	Federhärte des simulierten Kontaktobjektes in y-Richtung (Skalar)
$C_z$	Federhärte des simulierten Kontaktobjektes in z-Richtung (Skalar)

**Größen der Singularitätsvermeidung**

$w$	Maß der Manipulierbarkeit (Skalar)
$\sigma_i$	Singulärwert $i$ ( $i = 1, \dots, 6$ ) der Jakobimatrix des Manipulators (Skalar)
$\varepsilon_i$	Eigenwert $i$ ( $i = 1, \dots, 6$ ) der Jakobimatrix des Manipulators (Skalar)
$q_i$	Halbachse $i$ ( $i = 1, \dots, 6$ ) des Manipulierbarkeits-Ellipsoiden (Skalar)
$E$	Rotationsmatrix bestehend aus den orthonormierten Eigenvektoren des Manipulierbarkeits-Ellipsoiden (6x6)
$U$	Hilfsmatrix 1 bei Singulärwertzerlegung der Jakobimatrix (6x6)
$V$	Hilfsmatrix 2 bei Singulärwertzerlegung der Jakobimatrix (6x6)
$k_i$	variabler Skalierungsfaktor $i$ ( $i = 1, \dots, 6$ ) der singularitätsrobusten Jakobimatrix (Skalar)
$k_{i,0}$	fester Skalierungsfaktor $i$ ( $i = 1, \dots, 6$ ) der singularitätsrobusten Jakobimatrix (Skalar)
$w_{i,0}$	Aktivierungsgrenze des Manipulierbarkeitsmaßes ( $i = 1, \dots, 6$ ) (Skalar)

**Kinematische Daten des Manipulators**

$l_i$	Länge des Armsegmentes $i$ ( $i = 1, \dots, 6$ ) (Skalar)
$l_{sx,i}$	Schwerpunktposition in x-Richtung des Armsegmentes $i$ ( $i = 1, \dots, 6$ ) (Skalar)
$l_{sz,i}$	Schwerpunktposition in z-Richtung des Armsegmentes $i$ ( $i = 1, \dots, 6$ ) (Skalar)
$I_i$	Trägheitsmoment um den Schwerpunkt des Armsegmentes $i$ ( $i = 1, \dots, 6$ ) (Skalar)
$m_i$	Masse des Armsegmentes $i$ ( $i = 1, \dots, 6$ ) (Skalar)
$s_i$	Sinus von Gelenkwinkel $\theta_i$ ( $i = 1, \dots, 6$ ) (Skalar)
$c_i$	Kosinus von Gelenkwinkel $\theta_i$ ( $i = 1, \dots, 6$ ) (Skalar)
$s_{ij}$	Sinus von Gelenkwinkel $(\theta_i + \theta_j)$ (Skalar)
$c_{ij}$	Kosinus von Gelenkwinkel $(\theta_i + \theta_j)$ (Skalar)
$\Gamma$	Hilfsmatrix 1 des Coriolisvektors (3x9)
$\dot{Q}$	Hilfsmatrix 2 des Coriolisvektors (9x3)
$\dot{q}$	Hilfsvektor des Coriolisvektors (3x1)
$K_i$	Konstante ( $i = 1, \dots, 18$ ) der Dynamikgleichung (Skalar)

---

$\ddot{u}_i$	Übersetzung von Getriebe $i$ ( $i = 1, \dots, 6$ ) (Skalar)
$\mu_{ij}$	Matrizelement der Massenmatrix $M(\theta)$ ( $i = 1, \dots, 6$ ), ( $j = 1, \dots, 6$ ) (Skalar)
$J(\theta)$	Jakobimatrix des Manipulators für aktuellen Gelenkwinkel (6x6)
$J(\theta_i)$	Jakobimatrix des Manipulators für aktuellen Gelenkwinkel zum Abtastschritt $i$ (6x6)
$\dot{J}(\theta)$	zeitliche Ableitung der Jakobimatrix des Manipulators für aktuellen Gelenkwinkel (6x6)
$J(\theta_d)$	Jakobimatrix des Manipulators für Soll-Gelenkwinkel (6x6)
$J(\theta_{d,i})$	Jakobimatrix des Manipulators für Soll-Gelenkwinkel zum Abtastschritt $i$ (6x6)
$R$	Gesamt-Rotationsmatrix (6x6)
$B$	Sub-Rotationsmatrix (3x3) der Vorwärtskinematik
$b_{ij}$	Element der Rotationsmatrix $B$ (Skalar)
$\delta$	$= [\delta_x \quad \delta_y \quad \delta_z]^T$ Translationsvektor der Vorwärtskinematik (3x1)

# Kapitel 1

## Einleitung

### 1.1 Motivation und Problemstellung

Bei vielen industriellen Aufgaben sind Werkstücke in unterschiedlicher Weise mechanisch zu bearbeiten, z.B. beim Abschleifen und Polieren von Glas oder Metall und beim Entgraten von Metall oder Kunststoff. Ein weiterer wichtiger Bereich ist das kontrollierte, kraftgesteuerte Fügen oder Einpressen von Bolzen in entsprechend vorbereitete Bohrungen. Bei vielen dieser Anwendungen war der Einsatz von Manipulatoren zur Automatisierung bisher nicht oder nur mit aufwendigem Spezialwerkzeug möglich, da die zur Zeit verfügbaren Manipulatoren Objekte unbekannter Geometrie nicht zuverlässig kontaktieren oder bearbeiten können. Weiterhin war es notwendig (z.B. beim Punktschweißen von Automobilkarosserien), die Abmessungen der Kontaktflächen auf Millimeterbruchteile genau zu vermessen, um eine zuverlässige Kontaktierung zu erreichen. Abhilfe schafften hier nur federnde, teure Spezialwerkzeuge, die einerseits die hantierbare Nutzlast des Manipulators reduzieren und gleichzeitig unerwünschte parasitäre Eigenschaften in die mechanische Kette einfließen lassen.

Dies lässt sich durch Kraftregelung von Manipulatoren umgehen. In dieser Arbeit wurde ein innovativer Ansatz zur Kraftsteuerung ohne Kraft-/Momentensensor entwickelt, der es erlaubt, auf den mechanisch und elektromagnetisch sehr störanfälligen Kraft-/Momentensensor des Manipulators zu verzichten. Die Krafterzeugung geschieht bei dem hier entwickelten Ansatz ausschließlich über die Drehmomente in den Gelenkantrieben, wobei die Antriebsmomente durch die Proportionalität zwischen Motorströmen und Motormomenten gesteuert werden können. Aufgrund der in den Getrieben auftretenden Reibungseffekte ist der Kraftbereich ungefähr eine Größenordnung höher als bei der sensorischen Variante, was diesen Regelungsansatz für Bereiche prädestiniert, in denen hohe Fügekräfte oder hohe Vorschubkräfte zu erzeugen sind. Weiterhin wird durch Verzicht auf einen Kraft-/Momentensensor eine höhere Sicherheit des Systems gewährleistet, da keine hochsensiblen Sensorkabel direkt am Handgelenk des Manipulators herausgeführt und gegen



schädliche Umwelteinflüsse wie Schweißfunken, elektromagnetische Strahlung durch Schweißlichtbögen oder scharfe Blechkanten von Autokarosserien geschützt werden müssen. Außerdem können die sehr hohen Fügekräfte von Industriemanipulatoren genutzt werden.

## Kapitel 2

### Stand der Forschung und Ziele der Arbeit

In diesem Kapitel wird ein Überblick über die in dieser Arbeit verwendete Literatur gegeben und entsprechende Entwicklungen auf dem Gebiet der Manipulator-Kraftregelung skizziert.

#### 2.1 Kraftregelung von Manipulatoren

##### 2.1.1 Historische Entwicklung der Kraftregelung

Erste signifikante Forschungsergebnisse zur Kraftregelung wurden 1980 von Salisbury [Salisbury 80] publiziert. Dort wird ein Verfahren zur aktiven Steifigkeitsregelung von Manipulatoren beschrieben. Allerdings wird noch kein hybrides Regelsystem verwendet, das Steifigkeit *und* Position gleichzeitig regeln kann, sondern nur *alle* Freiheitsgrade des Manipulators zur Steifigkeitsregelung freigibt. Als mögliches Anwendungsfeld wird dort das kraftgeführte Fügen von Bauteilen im Montagebereich vorgeschlagen. Allerdings ist für dieses Verfahren die genaue Position der Kontaktoberfläche eine notwendige Information. Aufgrund der damals nur wenig leistungsfähigen Rechnersysteme war eine Realisierung der relativ komplexen Regelungsansätze nur auf Großrechnersystemen möglich. In der entsprechenden Publikation wird ein PDP11/45-Rechner als Echtzeit-System erwähnt, der einen Scheinman-Stanford Manipulator steuert. Als Reglertakt werden dort 5,3 Millisekunden erwähnt, während in einem Interpolationstakt von 83 Millisekunden die Werte der Jakobimatrix und der Steifigkeitsmatrix an das unterlagerte Regelsystem geliefert wurden. 1981 wurde eine bis heute bedeutende Entwicklung von Raibert und Craig ([Raibert 81]) präsentiert: das Grundkonzept der hybriden Kraft-/Positionsregelung. Dieses Konzept führt die sogenannte Separationsmatrix ein, die Kraftregler und Positionsregler simultan auf den Manipulator einwirken lässt und die statische Orthogonalität der beiden Regelsysteme

zueinander gewährleistet, damit keine statischen Konflikte untereinander auftreten. Dynamische Konflikte sind hierdurch aber nicht ausgeschlossen. Die zu verwendenden Reglerkonzepte sowohl für Kraft als auch für Position werden dort nur skizziert und als - in irgendeiner Form - realisierbar angenommen, wobei insbesondere auf die Schwierigkeiten der Realisierung eines guten Kraftregelsystems hingewiesen wird. Bei [Craig 89] wird dazu ein kompakter Überblick gegeben. Das in dem gleichen Jahr publizierte Werk [Koivo 89] bietet eine tiefere Darstellung und Weiterentwicklung des hybriden Ansatzes von Raibert und Craig. Insbesondere wird dort ein Regelungskonzept für einen nichtkartesischen Manipulator skizziert, bei dem sowohl Positions- als auch Kraftseparierung ausformuliert sind. Dieser Ansatz funktioniert aber nur, wenn der Manipulator während der Kraftregelung seine Position in der kraftgeregelten Richtung nicht verändert. Andernfalls tritt eine Ungültigkeit der differentiellen, inversen Kinematik im Positionsregelkreis auf. Dies führt zur Beschränkung auf Kontaktumgebungen, die a priori in der Position genau vermessen wurden, was jedoch Aufgaben ausschließt, für die eine Kraftregelung eigentlich prädestiniert ist, z.B. das Abtasten unbekannter Oberflächen oder das Einpressen von Bolzen in Bohrungen. Weitere für die Kraftregelung wichtige Überlegungen und Untersuchungen werden bei [Ciblak 99], [Craig 89], [Ghorbel 97], [Hakala 94], [Harder 97], [Huang 00], [Nakamura 91], [Podder 99], [Prokop 98], [Watwood 96], [Wen 99], [Wit 97] und [Zhu 99\_2] vorgenommen und diskutiert.

### **2.1.2 Kontaktaufbau zu Objekten**

Der Aufbau des mechanischen Kontaktes zwischen Manipulator und Umgebung stellt sich als nicht trivial heraus, da sich bei Kontaktaufbau die regelungstechnische Struktur der Regelstrecke sprunghaft ändert. Deshalb wird dieses Phänomen in zahlreichen Arbeiten detailliert untersucht ([Dam 97], [Dutre 96], [Ferretti 98], [Joukhadar 98], [Marhefka 96], [Mouri 99], [Nenchev 99\_2], [Tornambe 96], [Tornambe 99], [Wu 96], [Yoshida 96], [Seraji 96], [Tarn 96]). In diesem Zusammenhang wird auch die Bewegung von Manipulatoren in Räumen untersucht, die durch Kontaktobjekte eingeschränkt sind [Jiang 97], [Lian 98].

### **2.1.3 "Impedance Control"**

Ein intensiv untersuchtes Gebiet der Kraftregelung von Manipulatoren ist die sogenannte "Impedance Control", die eine im Manipulator oder in der Kontaktumgebung vorhandene Flexibilität nutzt, um positionsbasiert mit Hilfe eines Kraftsensors eine entsprechende Kontaktkraft zur Umgebung zu generieren. Verschiedene Ansätze der Impedance Control wurden bei [Arimoto 98], [Bonitz 96], [Caccavale 99], [Heinrichs 96], [Heinrichs 97], [Heinrichs 99], [Maaß 98], [Mill 96], [Morel 98], [Natale 98], [Natale 00], [Oh 98], [Siciliano 96\_1], [Siciliano 96\_2], [Surdilovic 96] und [Tanaka 96] entwickelt und untersucht.

### **2.1.4 Hybride Kraft-/Positionsregelung**

Eine Verbesserung gegenüber der Impedance Control bietet die sensorbasierte hybride Kraft-/Positionsregelung, die mit zwei voneinander separierten Regelsystemen arbeitet und auch harte unflexible Kontaktoberflächen mit harten Manipulatoren kontaktieren kann. Dieses Verfahren wurde bei [Bobrow 98], [Chiaverini 98], [Dapper 97], [Dapper 98\_1], [Dapper 98\_2], [Dapper 99], [Dunnigan 96], [Gorinevsky 97], [Jenkins 99], [Kosuge 96], [Luo 97], [Nelson 96\_2], [Nelson 96\_2], [O' Brien 98], [Song 96] und [Villani 99] weiterentwickelt und untersucht.

### **2.1.5 Abtasten unbekannter Oberflächen**

Im Rahmen der Kraftregelung von Industrie-Manipulatoren entwickelte sich ein neues Einsatzgebiet für diese Systeme: das Abtasten unbekannter Oberflächen. Oftmals ist es in der Industrie notwendig, unbekannte Oberflächen mit definierter Anpresskraft zu kontaktieren, z.B. beim Polieren, Abschleifen, Entgraten oder Punktschweißen. Diese Aufgaben konnten bis heute nur mit Hilfe spezieller Endeffektoren durchgeführt werden, die z.B. federnde Komponenten enthalten. Diese Spezialentwicklungen sind allerdings sehr kostenintensiv, nehmen viel Platz ein und beanspruchen einen großen Teil der hantierbaren Lastmasse des

Manipulators. Mit Entwicklung der Kraftregelung ist es nun möglich, diese Aufgaben ohne ein Spezialwerkzeug am Endeffektor zu bewerkstelligen, sodass eine erhebliche Kostenersparnis und größere Vielfalt der möglichen Einsatzgebiete von Manipulatoren entstanden ist. In Arbeiten von [Ahrens 98], [Bossert 96], [Dapper 98\_2], [Dapper 99], [Hsoda 98], [Maaß 99\_1], [Maaß 99\_2], [Maaß 01] und [Xiao 00] wurden verschiedene Verfahren dazu entwickelt und untersucht.

### **2.1.6 Adaptive Kraftregelung**

Neuere Verfahren zur sensorbasierten Kraftregelung sind einerseits adaptive Kraftregelungsansätze [Colbaug 98\_1], [Colbaugh 98\_2], [Dowell 97], [Hsu 00], [Pandian 96\_1], [Pandian 96\_2], [Surdilovic 99], [Yuan 97], [Zhu 98], [Zhu 99\_1] und dort speziell neuronale Verfahren [Beerhold 95], [Dapper 97], [Dapper 98\_1], [Jansen 95], [Kiguchi 96], [Kiguchi 98], [Nelles 97\_1], [Nelles 97\_2], [Steck 96], [Zahn 99\_1], [Zeman 97] oder Fuzzy-Ansätze [Shibata 96], die interessante Innovationen für analytisch nur unzureichend beschreibbare Systeme zur Verfügung stellen. Allerdings ist bei diesen Verfahren im Bereich der Roboterregelung die Stabilität oftmals eine kritische Größe. Insbesondere bei Kraftregelung von Manipulatoren existiert nur ein sehr schmales Stabilitätsfenster, weshalb dort adaptive Verfahren eher offline eingesetzt und die Ergebnisse vor dem Einsatz am realen System in der Simulation intensiv getestet werden sollten.

### **2.1.7 "Virtual Reality" und Telehaptik**

Ein zunehmend durch Kraftregelung erweitertes Gebiet ist die "Virtual Reality" (VR), wo rein virtuelle Kontaktobjekte, die beispielsweise als CAD-Daten im Rechner verfügbar sind, mit Hilfe von kraftgeregelten Aktuatoren - zu denen der VR-Benutzer in mechanischem Kontakt steht - für den Benutzer mechanisch fühlbar werden und ein Kraft-Feedback in Form eines mechanischen Widerstandes bieten können ([Burdea 99], [Nahvi 98]). Eine Erweiterung dieses Verfahrens sind die sogenannten "Teleoperations-Systeme", die am anderen Ende der

mechanischen Kette nicht ein virtuelles CAD-Datensystem, sondern einen realen Manipulator mit Kraftregelung besitzen, sodass die Kräfte am Eingabesystem durch den räumlich getrennten Ausgabemanipulator auf das Zielsystem abgebildet werden können. Andererseits können aber auch Kräfte, die von außen einwirken, durch das Eingabesystem wieder auf den Bediener rückgekoppelt werden ([Cha 96], [Dubey 97], [Eusebi 98], [Maekawa 98], [Niemeyer 98]). Das Verfahren der kraftgeregelten Teleoperation kann für verschiedene Anwendungen interessant werden: Eine Anwendung ist das Arbeiten in für Menschen gefährlicher Umgebung, das durch Telemanipulation mit Krafrückkopplung wesentlich empfindlicher und realistischer realisiert werden kann. Insbesondere für die Handhabung empfindlicher Kontaktsysteme ist dies von erheblichem Interesse. Ein weiteres Einsatzgebiet ist die internetbasierte Telemedizin und dort speziell der virtuelle Operationssaal, wo ein erfahrener Chirurg z.B. minimalinvasive Operationen mit Hilfe eines Eingabegeräts über nahezu beliebig lange Distanzen - z.B. via Internet - im Operationssaal mit Krafrückkopplung steuern kann. Einsatzszenarien sind beispielsweise weltweit nur von wenigen Chirurgen beherrschte Operationen, die durch Telemanipulation trotzdem an vielen Orten der Welt ausführbar werden. Weitere wichtige Anwendungsgebiete der Telemanipulation erschließen sich im Bereich der Mikrosystemtechnik ([Arari 99], [Nelson 98]), wo z.B. Rasterkraft-Mikroskope zur krafrückgekoppelten Manipulation einzelner Atomgruppen in Mikrosystemen eingesetzt werden können.

## **2.2 Angrenzende, spezielle Gebiete der Robotik**

### **2.2.1 Sensorik**

Die erfolgreiche Kraftregelung von Manipulatoren war viele Jahre immer mit der Verfügbarkeit entsprechend guter Kraft-/Momentensensoren gekoppelt. Die Entwicklung und Kalibrierung von Kraft-/Momentensensoren wird bei [Chuman 97], [Craig 89], [Kaneko 96] und [Gorinevsky 97] detailliert beschrieben. Verfügbar sind 6-dimensionale bzw. 12-dimensionale Kraft-Momenten-Sensoren der Firmen *Assurance Technologies*, *ATI* (North Carolina) oder *JR3* (Woodland, California). Bei [Fuchs 99] wurde ein ATI-Sensorsystem durch Einsatz einer innovativeren parallelen Sensorelektronik erheblich schneller gemacht.

Kraft-/Momentensensoren sind allerdings teuer und sehr empfindlich gegen mechanische Überlast und elektromagnetische Störungen, die in der Nähe von Manipulatoren z.B. beim Lichtbogenschweißen massiv auftreten. Deshalb wurden Kraft-/Momentensensoren und damit auch die Kraftregelung in der Industrie bis vor kurzer Zeit eher zögerlich eingesetzt.

## 2.2.2 Neue Antriebssysteme und Aktuatoren

Höhere Freiheitsgrade und verbesserte Qualität der Regelung können durch neue Aktuatorssysteme erreicht werden, was bei [Brookfield 98], [Pfeiffer 99], [Tadokoro 99] und [Verstehe 99] skizziert wird. Insbesondere für die Konstruktion von Leichtbaurobotern, Roboterhänden oder Laufmaschinen ist der Einsatz kompakter und gleichzeitig leistungsfähiger Antriebe von großer Bedeutung. Eine höhere Qualität der Regelung kann durch Direktantriebe erreicht werden, die weder Getriebereibung noch Getriebelose aufweisen, was sich bei Kraftregelung als günstig erweisen kann ([Armstrong 99], [Baril 97], [Dapper 99], [Kelly 99], [Kraus 98], [Lynch 99], [Wit 98] und [Zahn 99\_2]).

## 2.2.3 Neue Kinematiken

Untersuchungen zur Kraftregelung haben für die Entwicklung neuer Kinematiken eine nicht unerhebliche Bedeutung. Beispielsweise ist es für die Entwicklung von Eingabegeräten für die Telehaptik sehr wichtig, einen möglichst großen, gut konditionierten, singularitätsarmen Arbeitsraum zu erhalten, um Kräfte in allen Richtungen gleich gut generieren zu können (Kraftisotropie). Bisherige Manipulatorkonstruktionen sind bezüglich dieser Eigenschaften noch nicht immer optimal konstruiert. Zu den neuen Kinematiken zählen einerseits Stewart-Plattformen ([Kim 99], [Schlemmer 99]) sowie der menschlichen Hand ähnliche Greifer ([Jen 96], [Liu 99]) und insbesondere das sehr vielfältige Gebiet der Laufmaschinen mit unterschiedlichen Beinanzahlen und Laufstrategien ([Fujimoto 98], [Fujita 98\_1], [Fujita 98\_2], [Liu 97], [Nelson 99], [Roßmann 99] und [Yamaoto 96]).

## 2.2.4 Echtzeitbetriebssysteme

Voraussetzung für die Implementierung innovativer Kraftregelungsalgorithmen ist ein hinreichend leistungsfähiges Echtzeit-Betriebssystem, das die vielfältigen und umfangreichen mathematischen Operationen in der relativ kurzen Abtastzeit des Regelsystems (kleiner als 1 Millisekunde) bewältigen kann. Günstig ist es, einen Industrie PC als Steuerungsrechner zu verwenden, da bei Erscheinen neuer Prozessor-Generationen ohne großen Programmier-Aufwand auf diese schnelleren Systeme umgeschwenkt werden kann, während z.B. bei Verwendung von Digitalen Signalprozessoren (DSP) die Software angepasst oder komplett neu entwickelt werden muss. Kommerzielle Echtzeitbetriebssysteme wie *VX-Works* oder *QNX* für PC-Systeme waren bis vor kurzer Zeit marktbeherrschend. Allerdings sind diese Betriebssysteme sehr teuer in der Anschaffung. Kostenlos verfügbar sind dagegen Echtzeitbetriebssysteme wie das ca. 1997 erschienene Realtime-Linux. Eine spezielle Abwandlung dieses Echtzeitbetriebssystems wurde bei [Zahn 00] entwickelt und kam in dieser Arbeit auf einem Industrie-PC zur Substitution der Steuerung des Manutec-R2 Manipulators erfolgreich zum Einsatz.

## 2.2.5 Singularitätsrobustheit

Ein Problem nahezu aller Manipulatoren ist das Auftreten von Singularitäten in der differentiellen, inversen Kinematik. Dies bedeutet für die Jakobimatrix des Manipulators einen teilweisen oder vollständigen Verlust der Regularität. Bisher wurde in der Robotik die Strategie verfolgt, Trajektorien von Manipulatoren außerhalb von Singularitäten zu planen, was durch die Offline-Generierung von Trajektorien auch relativ unproblematisch ist. Bei der Kraftregelung von Manipulatoren ergeben sich jedoch nicht vorhersehbare Trajektorienverläufe, da der kraftgeregelter Endeffektor durch äußere Kräfte beliebig in der kraftgeregelter Richtung verschoben werden kann. Die Arbeitsräume der meisten Manipulatoren sind oft sehr dicht mit singulären Konfigurationen durchsetzt, sodass man bei Kraftregelung schnell in deren Nähe gerät. Aus diesem Grund muss die Kraftregelung auch in der Nähe von Singularitäten noch zuverlässig funktionieren. Dies kann durch Regularisierung



der Jakobimatrix des Manipulators erreicht werden. Dazu sind die Polstellen der Singulärwerte der inversen Jakobimatrix durch stetige Ersatzfunktionen zu substituieren, sodass man in der Nähe von Singularitäten ein stetiges Verhalten der differentiellen, inversen Kinematik erhält. In den Singularitäten selbst treten jedoch noch immer Abweichungen von der gewünschten Trajektorie auf, die dann aber nicht mehr zu unendlich hohen Manipulatorbeschleunigungen führen. Sehr umfangreiche Untersuchungen zur Singularitätsrobustheit sind bei [Nakamura 91] zu finden. Die Singularitätsrobustheit stellt bei der Kraftregelung nichtredundanter Manipulatoren eine wichtige Voraussetzung für eine hinreichende Regelgüte dar, was aber erst in den letzten Jahren zunehmend erkannt wurde [Lloyd 98], [Maaß 01], [Nenchev 99\_1].

## Kapitel 3

### Struktur des sensorlosen Kraft-/Geschwindigkeitsregelsystems

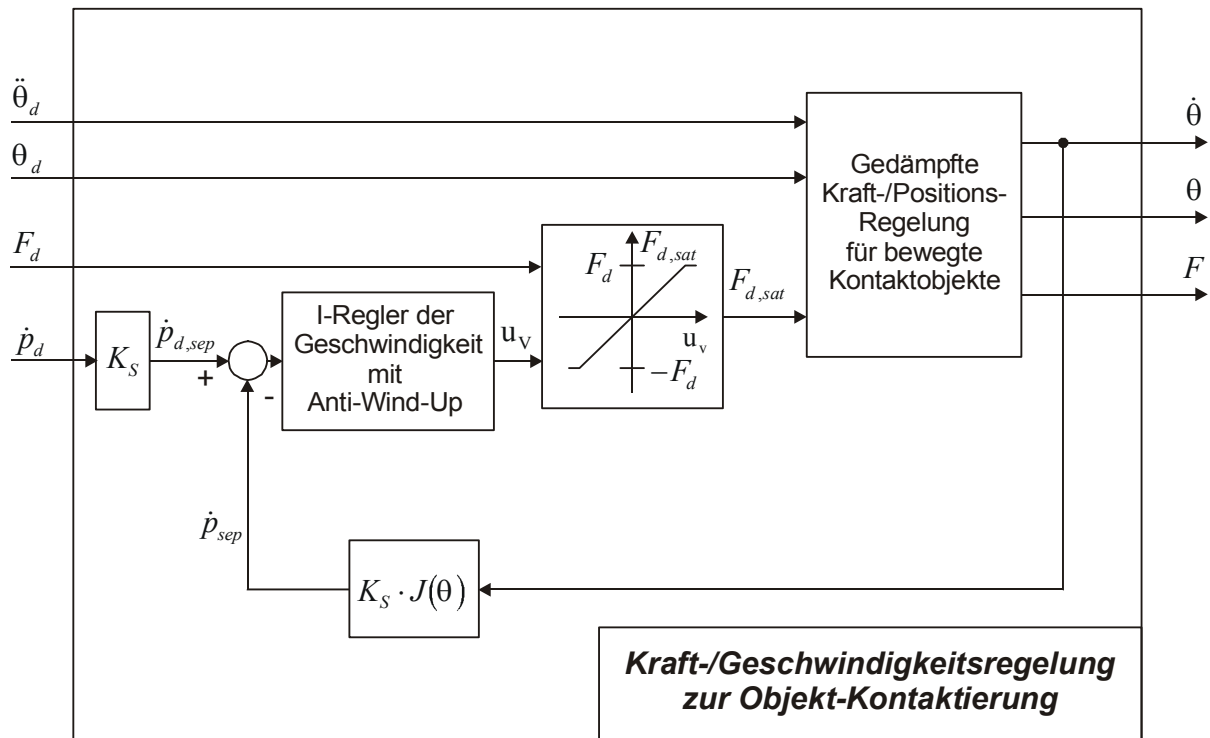
#### 3.1 Konzept zur Generierung von Kräften parallel zu den Basisachsen

Das in dieser Arbeit entwickelte sensorlose, hybride Kraft-/Geschwindigkeitsregelsystem für bewegte Kontaktobjekte wird in den folgenden Abschnitten detailliert dargestellt und erläutert. Hierbei werden die einzelnen Reglermodule hierarchisch von der obersten Ebene beginnend bis zur untersten Reglerebene skizziert und formuliert.

##### 3.1.1 Kraft-/Geschwindigkeitsregelung

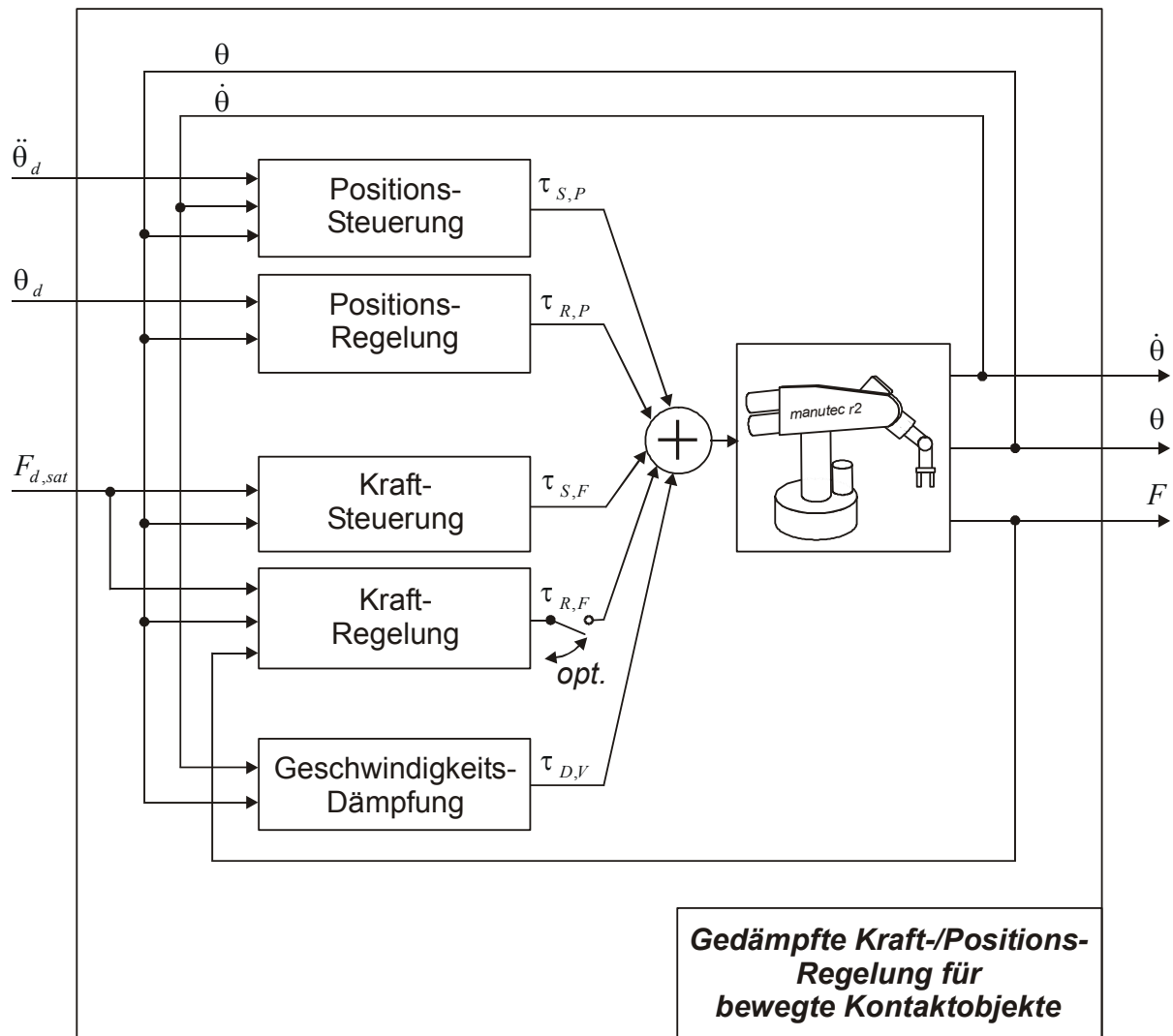
Bild 3.1 zeigt die oberste Ebene des Regelsystems. Das dort verwendete Modul der gedämpften Kraft-/Positionsregelung wird weiter unten detailliert erläutert. In der obersten Regelungsebene wirkt der Geschwindigkeitsregler (Bild 3.1) mit Sättigung, der die Heranfahrgeschwindigkeit des Manipulators an unbekannte Kontaktobjekte kontrolliert. Er ist aktiv, solange der Manipulator keinen Objektkontakt besitzt und wird automatisch wieder aktiv, wenn der Manipulator den Kontakt zu einem Objekt verlieren sollte. Die Deaktivierung des Geschwindigkeitsreglers geschieht über eine Sättigung, deren obere und untere Grenze durch die Sollkraft  $F_d$  spezifiziert ist. Wird ein Objekt kontaktiert, so wird die virtuelle Kraft  $F_{d,sat}$  (Bild 3.1) durch den I-Anteil des Geschwindigkeitsreglers auf ihren Maximalwert, d.h. auf den vom Benutzer vorgegebenen Sollwert der Kraft  $F_d$  erhöht. Falls jedoch kein Kontakt vorliegt, so wird die Kraft  $F_{d,sat}$  nur in Form kurzer Kraftimpulse zur Beschleunigung des Manipulators verwendet und nach erfolgter Einstellung der Sollgeschwindigkeit wieder auf Null reduziert, bzw. auf einen kleinen, konstanten Wert geregelt, der eventuell vorhandene

Reibungskräfte kompensiert und so die Aufrechterhaltung der Sollgeschwindigkeit sicherstellt.



**Bild 3.1:** Struktur des Kraft-/Geschwindigkeitsregelkreises

Der Geschwindigkeitsregler ist unbedingt notwendig, wenn Objekte, deren genaue Position unbekannt ist, kontrolliert kontaktiert werden sollen. Schaltete man statt dessen dauernd eine konstante Sollkraft auf den Kraftregler, so würde der kontaktfreie Manipulator mit dieser virtuellen Kraft gleichmäßig beschleunigt und daher immer schneller unkontrolliert durch den Arbeitsraum bewegt, was schließlich zu einer Kollision führen könnte. Bei den bisher publizierten Ansätzen zur Kraftregelung wurde diese Problematik nicht berücksichtigt und eine Umschaltung von Positions- auf Kraftregelung erst kurz vor der Kontaktoberfläche durchgeführt. Dies setzt jedoch voraus, dass die Oberflächenposition bekannt ist, was aber in der Regel nicht der Fall ist [Ferretti 98]. Außerdem stoßen die bisher publizierten Verfahren an ihre Grenze, falls der Manipulator den Kontakt zur Oberfläche verliert. Bei der in dieser Arbeit entwickelten Kraft-/Geschwindigkeitsregelung mit Sättigung werden diese Nachteile vermieden. Unkontrollierte Kraftsprünge während der Kontaktherstellung werden bei diesem Verfahren vermieden, da hier immer nur ein gleichbleibendes Regelsystem im Einsatz ist und daher keine mit Stellgrößensprüngen verbundene Reglerumschaltung erfolgt.



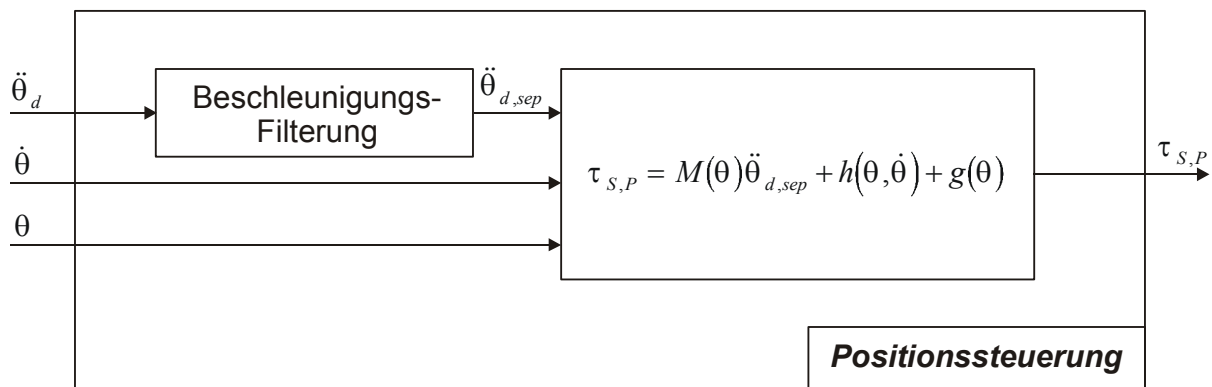
**Bild 3.2:** Struktur der sensorlosen gedämpften Kraft-/Positionsregelung für bewegte Kontaktobjekte mit Option zur sensorischen Kraftregelung

Soll optional mit Kraftsensor eine Kraft am Endeffektor eingestellt werden, so kann der Kraftregler optional zugeschaltet werden. Die Kraft kann aber auch vollkommen ohne Kraftsensor generiert werden. Dies ist eine fundamentale Innovation zu bestehenden Kraftregelkonzepten, bei denen der Kraftregler für die Stabilisierung des Regelsystems unverzichtbar war. Dies ist nun nicht mehr notwendig.

### 3.1.2 Gedämpfte Kraft-/Positionsregelung ohne Sensor

Dem Geschwindigkeitsregler ist der hybride, gedämpfte Kraft-/Positionsregler (Bild 3.2) untergeordnet, der sich in die Teilsysteme Positionssteuerung, Positionsregler, Kraftsteuerung, Kraftregler und Geschwindigkeitsdämpfung gliedert. Diese Komponenten werden in den folgenden Abschnitten beschrieben.

### 3.1.3 Positionssteuerung



**Bild 3.3:** Struktur der Positionssteuerung

Das erste Modul der gedämpften Kraft-/Positionsregelung, die Positionssteuerung, ist in Bild 3.3 dargestellt und besteht im Kern aus dem inversen Dynamikmodell des Manipulatorsystems, das je nach Modellierungstiefe und Betriebsbereich des mechanischen Systems variieren kann. Es besteht aus Massenträgheitsmatrix, Coriolis-/Zentripetalvektor und Gravitationsvektor sowie aus modellierbaren Reibungseffekten. Je nach Betriebsbereich variieren die Einflüsse der verschiedenen Komponenten erheblich. So kann der Coriolis-/ Zentripetalvektor bei langsamen Bewegungen, zu denen auch die Kraftregelung zählt, in guter Näherung vernachlässigt werden. Der Vektor der Gravitation hingegen macht einen beträchtlichen Anteil des insgesamt aufzubringenden Drehmomentes in den Antrieben aus und ist deshalb unbedingt zu berücksichtigen. Die Massenmatrix bewirkt eine nichtlineare Entkopplung der Gelenkwinkelbeschleunigungen und repräsentiert trägheitsbedingte Verkopplungen der Armsegmente. Betrachtet man mechanisch unverkoppelte Antriebssysteme, so degeneriert deren gemeinsame Massenmatrix zu einer reinen

Diagonalmatrix, deren Elemente außerhalb der Hauptdiagonalen zu Null werden. Diese Tendenz ist gleichfalls zu beobachten, wenn verkoppelte Antriebe jeweils eine relativ kleine Masse besitzen oder eine große Getriebe-Übersetzung aufweisen. Die im realen System auftretenden Reibungseffekte sind nur mit unverhältnismäßig hohem Aufwand zu modellieren und von sehr vielen Faktoren wie der Temperatur des Getriebes, Viskosität der Schmierstoffe, Verspannungszuständen in den Getrieben und von Alterungseffekten abhängig. Zudem sind viele Effekte, wie z.B. die auftretende Haftreibung nicht zuverlässig reproduzierbar, da dort sehr komplizierte und schwer modellierbare Vorgänge ablaufen und insbesondere starke Abhängigkeiten von der äußeren mechanischen Belastung einerseits und den applizierten Antriebsmomenten andererseits bestehen. Die Komponenten der Dynamikgleichung sind nicht einfach zu bestimmen und erfordern viele Detaildaten des Manipulators, die zum Teil selbst beim Roboter-Hersteller nur ungenau oder gar nicht bekannt und für den Anwender in der Regel nicht zugänglich sind. Ein weiterer problematischer Aspekt ist die Komplexität des vollständigen Dynamikmodells, die selbst für die heutigen schnellen Industrie-PCs immer noch nicht in Echtzeit beherrschbar ist, weshalb man das vollständige Dynamikmodell noch entsprechend des Einflusses der einzelnen Komponenten zu vereinfachen hat. Dieser Ansatz der Vorsteuerung ist insgesamt sehr aufwendig und konnte sich in der Industrie bisher nicht durchsetzen. Lediglich der Gravitationseinfluss ist relativ gut bestimmbar und kann auch vom Endanwender für den individuellen Manipulator recht gut ermittelt werden. Deshalb wurde in dieser Arbeit versucht, das in der Positionsvorsteuerung zunächst vollständig eingesetzte Dynamikmodell so weit wie möglich zu reduzieren, um ein Verfahren mit möglichst einfacher Vorsteuerung zu erhalten und damit die Hürde für den Einsatz in der Industrie zu minimieren. Wird die vollständige Modellierung des Modells verwendet, ist es notwendig, eine Filterung der Beschleunigung durchzuführen, damit kein Konflikt mit dem simultan aktiven Kraftregelsystem auftritt. Die Beschleunigungsfilterung erfolgt gemäß der Beziehung (3.8) und wird kurz skizziert. Es gilt zunächst allgemein für die kartesische Soll-Geschwindigkeit

$$\dot{p}_d = J(\theta_d) \cdot \dot{\theta}_d \quad , \quad (3.1)$$

mit der Manipulator-Jakobimatrix  $J(\theta_d)$  und den Sollwinkeln  $\theta_d$  und der Sollwinkelgeschwindigkeit  $\dot{\theta}_d$ .

Hieraus ergibt sich durch Differenzieren und Beschränkung auf kleine Geschwindigkeiten ( $\dot{\theta}_d \rightarrow 0$ ) der Zusammenhang

$$\begin{aligned} \ddot{p}_d &= \dot{J}(\theta_d) \cdot \dot{\theta}_d + J(\theta_d) \cdot \ddot{\theta}_d \\ &\approx J(\theta_d) \cdot \ddot{\theta}_d \end{aligned} \quad , \quad (3.2)$$

mit der Sollwinkelbeschleunigung  $\ddot{\theta}_d$  und der kartesischen Soll-Beschleunigung  $\ddot{p}_d$ . Nach Inversion und Linksmultiplikation mit der hier zunächst als regulär angenommenen Jakobimatrix  $J(\theta_d)$  ergibt sich für die Sollwinkelbeschleunigung

$$\ddot{\theta}_d = J^{-1}(\theta_d) \cdot [\ddot{p}_d - \dot{J}(\theta_d) \cdot \dot{\theta}_d] \quad (3.3)$$

oder mit der Näherung ( $\dot{\theta}_d \rightarrow 0$ ) für kleine Winkelgeschwindigkeiten

$$\ddot{\theta}_d \approx J^{-1}(\theta_d) \cdot \ddot{p}_d \quad . \quad (3.4)$$

Für die separierte Sollwinkelbeschleunigung ergibt sich analog zu (3.4) allgemein

$$\ddot{\theta}_{d,sep} \approx J^{-1}(\theta_d^{\sim}) \cdot \ddot{p}_{d,sep} \quad , \quad (3.5)$$

wobei die iterative Bestimmung von  $\theta_d^{\sim}$  bei der Sollwinkelfilterung im Rahmen der Positionsregelung detailliert beschrieben wird und  $\ddot{p}_{d,sep}$  die kartesische separierte Beschleunigung repräsentiert. Einsetzen der Beziehung

$$\ddot{p}_{d,sep} = (I - K_S) \cdot \ddot{p}_d \quad (3.6)$$

mit der Einheitsmatrix  $I$  und der Separationsmatrix  $K_S$  in (3.5) liefert dann den Zusammenhang

$$\ddot{\theta}_{d,sep} \approx J^{-1}(\theta_d^{\sim}) \cdot (I - K_S) \cdot \ddot{p}_d \quad , \quad (3.7)$$

der sich mit (3.2) schließlich auf die Form

$$\ddot{\theta}_{d,sep} \underset{\dot{\theta} \rightarrow 0}{\approx} J^{-1}(\theta_d^{\sim}) \cdot (I - K_S) \cdot J(\theta_d) \cdot \ddot{\theta}_d \quad (3.8)$$

bringen lässt. Die (6x6)-Separationsmatrix  $K_S$  hat die Struktur einer Einheitsmatrix, deren Diagonalelemente teilweise zu Null gesetzt wurden, je nachdem welcher der kartesischen Freiheitsgrade  $x, y, z, \varphi_x, \varphi_y$  oder  $\varphi_z$  kraftgeregelt werden soll. Beispielsweise würde eine Separationsmatrix

$$K_S = \begin{bmatrix} 0 & & & & & \\ & 0 & & & & \\ & & 1 & & & \\ & & & 0 & & \\ & \underline{0} & & & 0 & \\ & & & & & 0 \end{bmatrix} \quad (3.9)$$

nur eine Kraftregelung in der kartesischen z-Richtung aktivieren oder die Matrix

$$K_S = \begin{bmatrix} 1 & & & & & \\ & 0 & & & & \\ & & 0 & & & \\ & & & 0 & & \\ & \underline{0} & & & 0 & \\ & & & & & 0 \end{bmatrix} \quad (3.10)$$

nur die Kraftregelung in x-Richtung zulassen, während die restlichen fünf kartesischen Freiheitsgrade positionsgeregelt werden. Es können je nach Anwendungsfall auch mehrere oder alle kartesischen Freiheitsgrade kraftgeregelt werden.

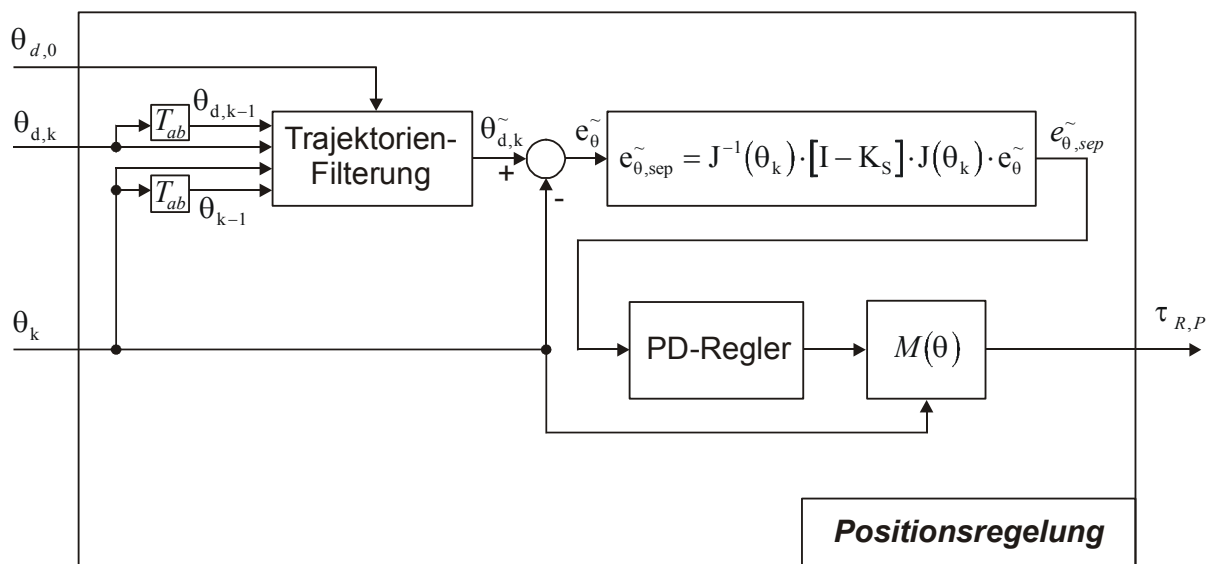


So schaltet die Matrix

$$K_S = \begin{bmatrix} 0 & & & & \\ & 0 & & \underline{0} & \\ & & 1 & & \\ & & & 1 & \\ \underline{0} & & & & 1 \\ & & & & & 0 \end{bmatrix} \quad (3.11)$$

die Kraftregelung in z-Richtung ein und erlaubt eine Drehmomentenregelung um die Achsen x und y. Die inverse Jakobimatrix  $J^{-1}(\theta_{d,sep})$  muss unbedingt singularitätsrobust gestaltet werden, damit die hier verwendete differentielle, inverse Kinematik keine gefährlichen Pole mehr enthält. Der dazu verwendete Ansatz der singularitätsrobusten, inversen Jakobimatrix nach [Nakamura 91] wird im Anhang beschrieben.

### 3.1.4 Positionsregelung



**Bild 3.4:** Struktur der Positionsregelung

Die Positionsregelung hat eine Struktur gemäß Bild 3.4. Die dort dargestellte Trajektorienfilterung zur Bestimmung der modifizierten Winkeltrajektorie  $\theta_{d,k}^{\sim}$  aus  $\theta_{d,k}$ ,  $\theta_{d,0}$  und  $\theta_k$  wird im Folgenden hergeleitet. Der Index  $k$  kennzeichnet hierbei jeweils den entsprechenden Winkelvektor zum Abtastzeitpunkt  $k \cdot T_{ab}$  der digitalen Regelung mit der Abtastzeit  $T_{ab}$  (1 Millisekunde). Der modifizierte Sollwinkel  $\theta_{d,i}^{\sim}$  setzt sich aus verschiedenen Komponenten gemäß

$$\theta_{d,k}^{\sim} = \theta_{d,0} + \theta_{T,k} + \theta_{F,k} \quad (3.12)$$

zusammen. Hierbei ist  $\theta_{d,0}$  der Startwert der Sollwinkeltrajektorie mit

$$\theta_{d,0} \equiv \theta_d(k=0) \quad , \quad (3.13)$$

der zu Beginn des Regelungsvorganges gespeichert wird. Weiterhin beschreibt  $\theta_{T,k}$  die Trajektorienabweichung durch Sollwinkelveränderungen, die in den positionsgeregelten kartesischen Richtungen aufgetreten sind und für den Positionsregler sichtbar sein sollen.

$$\theta_{T,k} = \theta_{T,k-1} + J^{-1}(\theta_k) \cdot (I - K_S) \cdot J(\theta_{d,k}) \cdot (\theta_{d,k} - \theta_{d,k-1}) \quad (3.14)$$

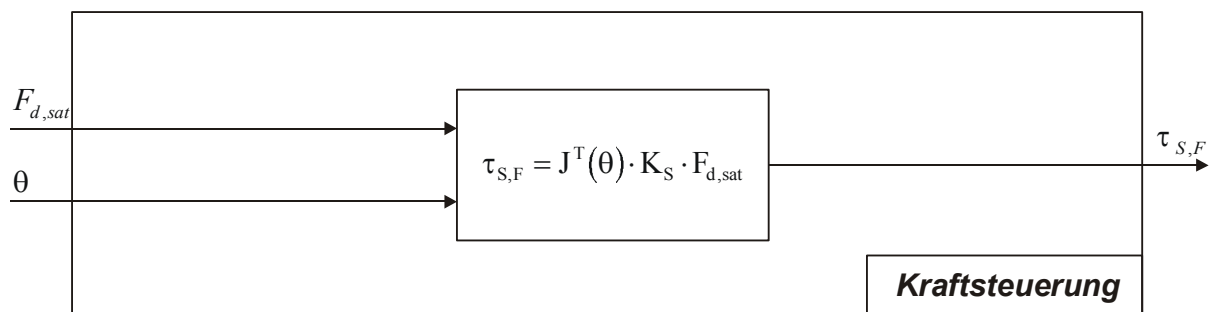
Durch das in (3.14) verwendete Gegenstück  $(I - K_S)$  zur Separationsmatrix  $K_S$  in (3.14) werden nur die positionsgeregelten, kartesischen Freiheitsgrade berücksichtigt, während Sollwinkeländerungen  $(\theta_{d,k} - \theta_{d,k-1})$  in Richtung kraftgeregelter Freiheitsgrade ignoriert werden.  $\theta_{F,k}$  berücksichtigt Änderungen  $(\theta_k - \theta_{k-1})$  der Istposition, hervorgerufen durch Kraftregelung in der entsprechenden Richtung. Diese Änderungen der Istposition müssen vom Positionsregler ignoriert werden, damit die differentielle, inverse Kinematik im Positionsregler nicht gestört wird und sind deshalb auf die Solltrajektorie als Offset aufzuaddieren.

$$\theta_{F,k} = \theta_{F,k-1} + J^{-1}(\theta_k) \cdot K_S \cdot J(\theta_k) \cdot (\theta_k - \theta_{k-1}) \quad (3.15)$$

In diesem Algorithmus werden die Abtastwerte der Sollwinkeltrajektorie und der aktuellen Winkeltrajektorie zum Zeitpunkt  $k \cdot T_{ab}$  und  $(k-1) \cdot T_{ab}$  für die Filterung berücksichtigt. Anzumerken ist, dass in (3.14) die Jakobimatrix der Sollwinkeltrajektorie  $\theta_{d,k}$  benutzt wird, um von der Sollwinkeländerung in das kartesische Basiskoordiantensystem zu wechseln, während in der übrigen Filterung die Jakobimatrix der aktuellen Gelenkwinkel  $\theta_k$  zu verwenden ist.

### 3.1.5 Kraftsteuerung ohne Sensor

Die Struktur der Kraftsteuerung ist in Bild 3.5 dargestellt. Die transponierte Jakobimatrix  $J(\theta)$  des Manipulators leistet eine Abbildung der Sollkräfte vom kartesischen Raum in die Antriebsdrehmomente des Gelenkraums. Die Sollkräfte  $F_d$  werden in diesem Fall mit der Separationsmatrix  $K_S$  multipliziert, um die nicht aktivierten Kraftfreiheitsgrade auszublenden.

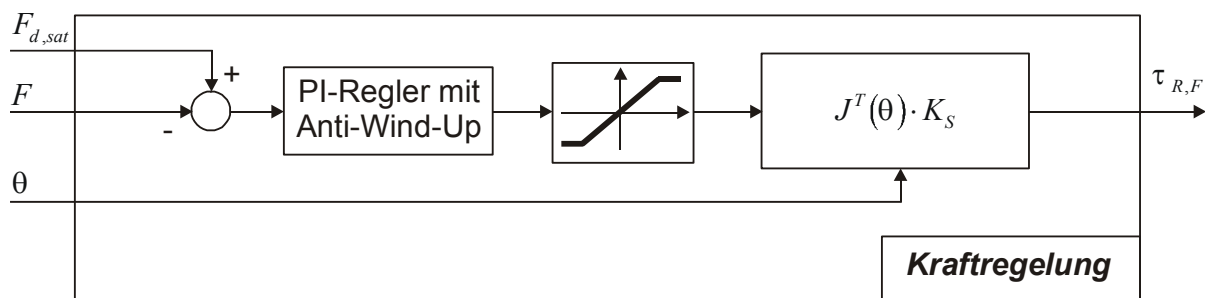


**Bild 3.5:** Struktur der Kraftsteuerung

Die Kraftsteuerung funktioniert ohne Kraftsensor und basiert lediglich auf der Proportionalität von Antriebsströmen und Antriebsmomenten.

### 3.1.6 Kraftregelung

Falls ein Kraftsensor am Endeffektor des Manipulators vorhanden ist, kann dessen Ausgangssignal zur Nachregelung der durch die Kraftsteuerung eingestellten Kräfte genutzt werden (Bild 3.6). Dies geschieht im optional einschaltbaren Kraftregelzweig, wo zwischen gemessenem, kartesischen Kraftsignal und aktueller Kraft am Endeffektor die Regelabweichung gebildet und einem PI-Regler zugeführt wird. Bei Realisierung des I-Anteils im Kraftregler ist es wichtig, eine "Anti-Wind-Up"-Struktur zu implementieren, die ein grenzenloses Anwachsen des integrierenden I-Anteils verhindert, da der PI-Regler bei bleibenden Regelabweichungen sonst unwirksam wird und nicht mehr korrekt arbeitet. Die Grenze des "Anti-Wind-Up" wurde in dieser Arbeit auf die Sollkraft  $F_d$  eingestellt und ist entsprechend den auftretenden Kraftregelabweichungen zu optimieren.

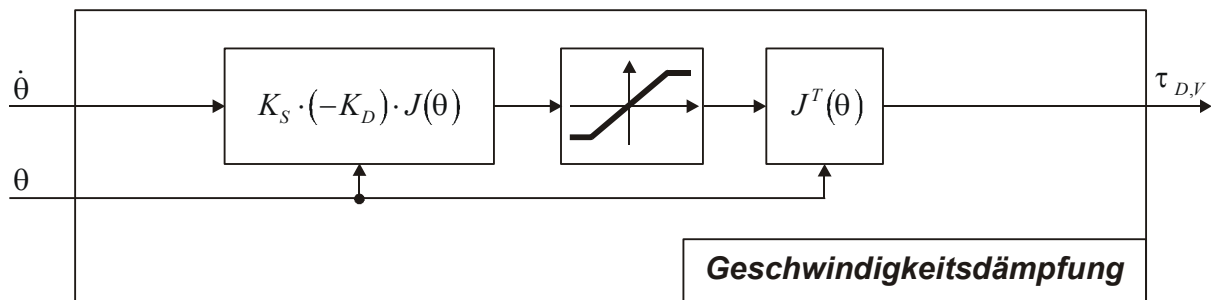


**Bild 3.6:** Struktur der optional aktivierbaren Kraftregelung

Die Stellgröße des PI-basierten Reglers durchläuft eine Sättigung zur Stellgrößenbegrenzung, da der Kraftregler nur die Abweichungen zwischen modellbasierter Kraftvorsteuerung und realem System auszugleichen hat. Hier macht sich der Ansatz der sensorlosen Kraftvorsteuerung sehr vorteilhaft bemerkbar, da die Sättigung auf einen relativ kleinen Wert von ca. 40 N begrenzt werden kann. Sollte nun das Kraftsensorkabel durch äußere Effekte abreißen, so kann der Kraftregler niemals eine größere Kraft als 40 N auf den Endeffektor schalten, sodass weder Roboter noch Werkstück zerstört werden. Dies ist ein fundamentaler Unterschied zur positionsbasierten Kraftregelung, wo in Folge eines Sensorkabelabrisses oder eines Kabelbruches sofort erhebliche Kräfte am Endeffektor eingestellt würden, die Manipulator und Werkstück schwer beschädigen könnten.

### 3.1.7 Geschwindigkeitsdämpfung

Ein weiterer, sehr wirksamer und wichtiger Faktor zur Stabilisierung des Regelsystems ist die Geschwindigkeitsdämpfung (Bild 3.7).



**Bild 3.7:** Struktur der Geschwindigkeitsdämpfung

Dieses Modul wirkt wie eine künstlich erzeugte Viskosität in den Gelenken und dämpft Vibrationen beliebig stark ab. Je größer die Komponenten  $d_i$  der Dämpfungsmatrix

$$K_D = \begin{bmatrix} d_1 & & & & & \\ & d_2 & & & & \\ & & d_3 & & & \\ & & & d_4 & & \\ & & & & d_5 & \\ & & & & & d_6 \end{bmatrix} \quad (3.16)$$

gewählt werden, desto "zäher" fühlt sich die Bewegung des Manipulators an, wenn man ihn kraftgesteuert per Hand bewegt. Wählt man  $d_i$  zu klein, so neigt der Manipulator zu Instabilitäten. Ein wichtiger Aspekt in diesem Zusammenhang ist die Bestimmung der aktuellen Winkelgeschwindigkeiten  $\dot{\theta}$ , die nicht direkt messbar sind, sondern anhand der Werte der Inkrementdrehgeber bestimmt werden müssen. Hier ist aus Stabilitätsgründen eine Geschwindigkeitsbestimmung mit geringer Phasenverschiebung wichtig.

Die besten Ergebnisse hat eine numerische Differentiation

$$\dot{\theta}_k = \frac{(\theta_k - \theta_{k-1})}{T_{ab}} \quad (3.17)$$

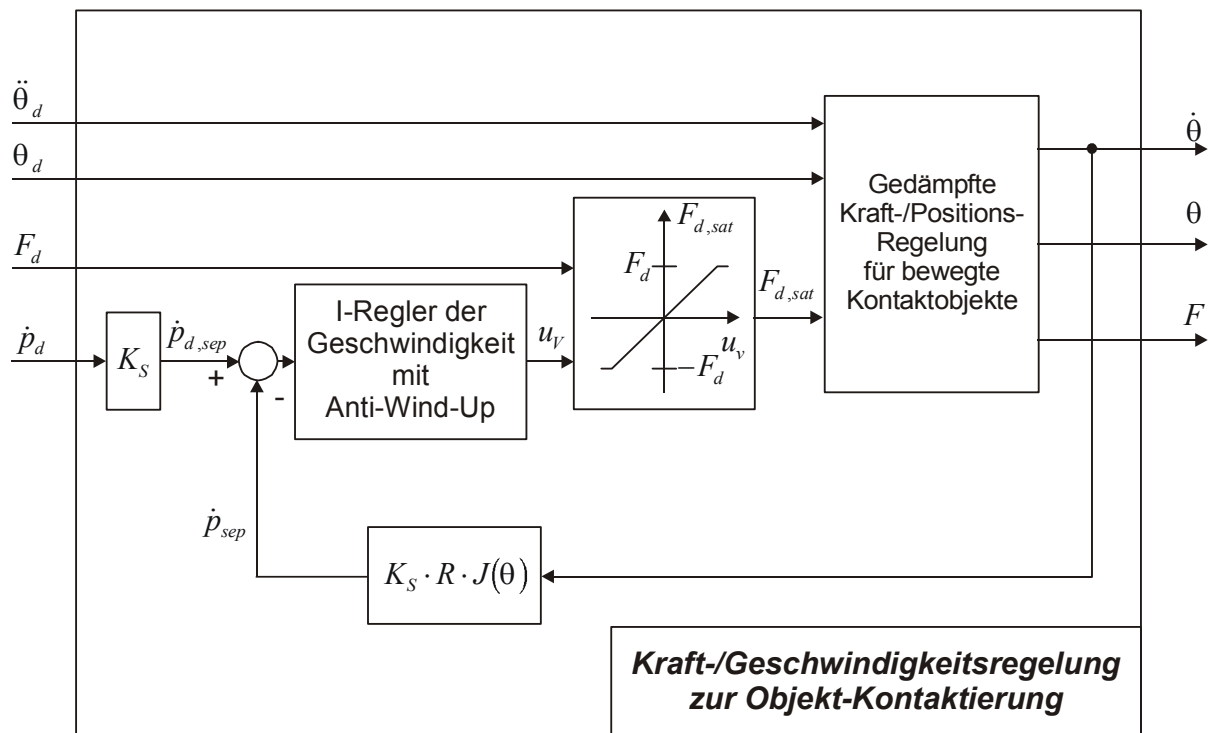
geliefert, die maximal 90 Grad Phasenverschiebung generiert. Parasitär generiertes Rauschen im Geschwindigkeitssignal wird durch ein schwaches Tiefpassfilter und durch den Tiefpasscharakter der Regelstrecke wirksam unterdrückt. Filteralgorithmen höherer Ordnung führen zu großen Phasenverschiebungen im Geschwindigkeitssignal und erzeugen instabiles Verhalten. In der Simulation ist die sorgfältige Nachbildung des Rauschens im Geschwindigkeitssignal unbedingt notwendig, um die Reglerparameter realitätsnah einzustellen. Das Geschwindigkeitsrauschen entsteht hauptsächlich durch den diskretisierten Charakter der - durch Inkrementdrehgeber generierten - Positionssignale. Dieser diskretisierte Charakter der Positionssignale wird in der weiter unten beschriebenen Simulationsumgebung modelliert.

### 3.2 Konzept zur Generierung beliebig orientierter Kräfte

Im realen Einsatz ist es oft notwendig, die Kraft in beliebiger Richtung zu orientieren. Diese Rotation im dreidimensionalen Raum lässt sich mit einer orthogonalen Rotationsmatrix beschreiben. Eine Rotation des Kraft-Koordinatensystems ist prinzipiell mit jeder dreidimensionalen Rotationsmatrix möglich, weshalb im Folgenden dieser allgemeine Fall dargestellt wird.

### 3.2.1 Kraft-/Geschwindigkeitsregelung

Als oberste Stufe des Regelsystems wird in Bild 3.8 analog zu Bild 3.1 ein Geschwindigkeitsregelkreis verwendet, der bei der Bestimmung der kartesischen Geschwindigkeit einen Unterschied aufweist: Das kartesische Koordinatensystem wird mit der Rotationsmatrix  $R$  transformiert, bevor die Separation in kraftgeregelter und positionsgeregelter Freiheitsgrade mit Hilfe der Separationsmatrix  $K_S$  stattfindet.



**Bild 3.8:** Struktur der Geschwindigkeitsregelung mit drehbarem Kraftkoordinatensystem

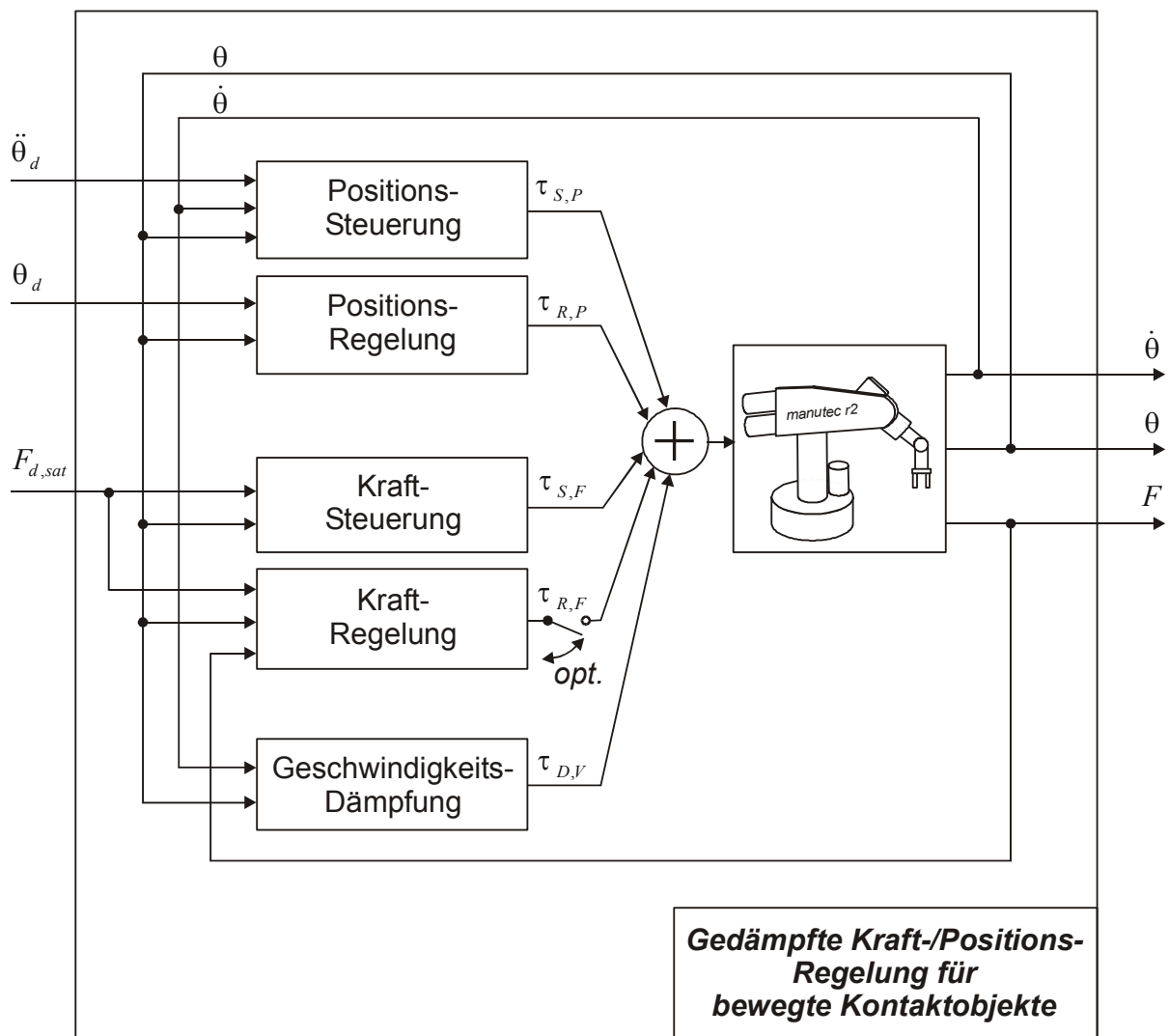
Die orthogonale Rotationsmatrix  $R$  ist entsprechend dem Anwendungsfall frei wählbar. Hierbei kann die Eigenschaft

$$R^{-1} \equiv R^T \quad (3.18)$$

einer jeden Rotationsmatrix vorteilhaft genutzt werden. Durch diese Vereinfachung lässt sich im Echtzeitregelsystem die Rechenzeit stark optimieren, da die Invertierung von  $R$  durch einfache Umordnung der Matrixelemente zu erreichen ist. Das kartesische Koordinatensystem ist nun nicht mehr mit dem Basiskoordinatensystem des Manipulators identisch, d.h. alle

kartesischen Komponenten, die vorgegeben werden - wie z.B. die Sollgeschwindigkeit  $\dot{p}_d$  des Endeffektors oder die Sollkräfte  $F_d$  - sind im mit  $R$  rotierten Koordinatensystem definiert.

### 3.2.2 Gedämpfte Kraft-/Positionsregelung ohne Sensor

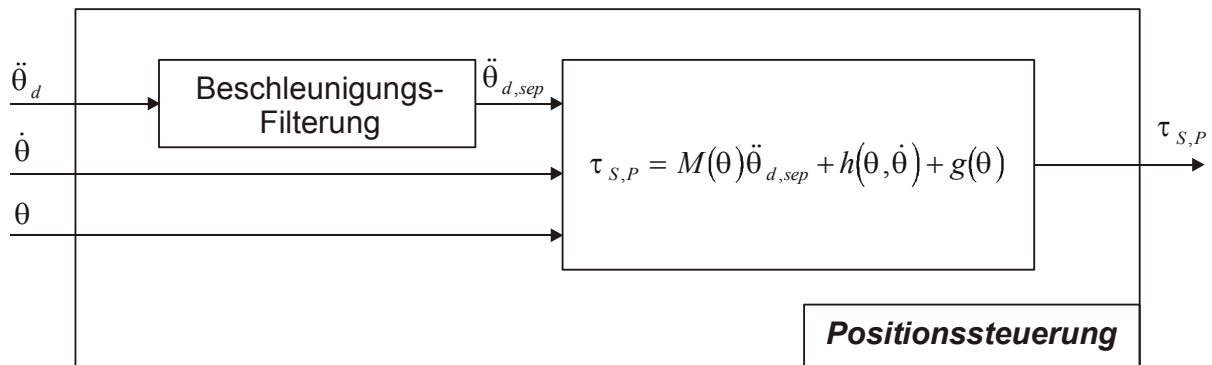


**Bild 3.9:** Struktur der gedämpften sensorfreien Kraft-/Positionsregelung mit drehbarem Kraftkoordinatensystem für bewegte Kontaktobjekte mit zusätzlicher sensorischer Option



Dem Geschwindigkeitsregelsystem ist das gedämpfte Kraft-/Positionsregelsystem untergeordnet (Bild 3.9), das auch rotierte kartesische Komponenten besitzt. Dort werden die Module Positionssteuerung, Positionsregelung, Kraftsteuerung, Kraftregelung und Geschwindigkeitsdämpfung eingesetzt, die aber verschieden zu den Modulen aus Bild 3.2 sind. Soll mit Kraft-/Momentensensor gearbeitet werden, so kann der Kraftregler optional zugeschaltet werden. In den folgenden Abschnitten werden die einzelnen Module des Regelsystems dargestellt

### 3.2.3 Positionssteuerung



**Bild 3.10:** Struktur der Positionssteuerung mit drehbarem Kraftkoordinatensystem

Das Modul "Positionssteuerung" ist in Bild 3.10 dargestellt. Die darin verwendete Beschleunigungsfilterung von  $\ddot{\theta}_d$  zu  $\ddot{\theta}_{d,sep}$  wird im Folgenden skizziert. Ausgehend von der rotierten kartesischen Geschwindigkeit

$$\dot{p}_d = R \cdot J(\theta_d) \cdot \dot{\theta}_d \quad (3.19)$$

ergibt sich durch einmaliges Differenzieren die Beziehung

$$\ddot{p}_d = R \cdot \dot{J}(\theta_d) \cdot \dot{\theta}_d + R \cdot J(\theta_d) \cdot \ddot{\theta}_d \quad , \quad (3.20)$$

die für kleine Sollwinkelgeschwindigkeiten ( $\dot{\theta}_d \rightarrow 0$ ) zu der Form

$$\ddot{p}_d \approx R \cdot J(\theta_d) \cdot \ddot{\theta}_d \quad (3.21)$$

degeneriert. Analog gilt dann für die separierte kartesische Beschleunigung der Zusammenhang

$$\ddot{p}_{d,sep} \approx R \cdot J(\theta_d^{\sim}) \cdot \ddot{\theta}_{d,sep} \quad (3.22)$$

Die Bestimmung von  $\theta_d^{\sim}$  wird im Rahmen der Positionsregelung beschrieben. Beidseitiges Linksmultiplizieren von (3.22) mit  $(R \cdot J(\theta_d^{\sim}))^{-1}$  liefert dann die separierte Sollwinkelbeschleunigung

$$\ddot{\theta}_{d,sep} \approx J^{-1}(\theta_d^{\sim}) \cdot R^T \cdot \ddot{p}_{d,sep} \quad (3.23)$$

Setzt man nun allgemein für die separierte kartesische Winkelbeschleunigung  $\ddot{p}_{d,sep}$  die Beziehung

$$\ddot{p}_{d,sep} \approx (I - K_S) \cdot \ddot{p}_d \quad (3.24)$$

ein, so ergibt sich das Zwischenergebnis

$$\ddot{\theta}_{d,sep} = J^{-1}(\theta_d^{\sim}) \cdot R^T \cdot (I - K_S) \cdot \ddot{p}_d \quad (3.25)$$

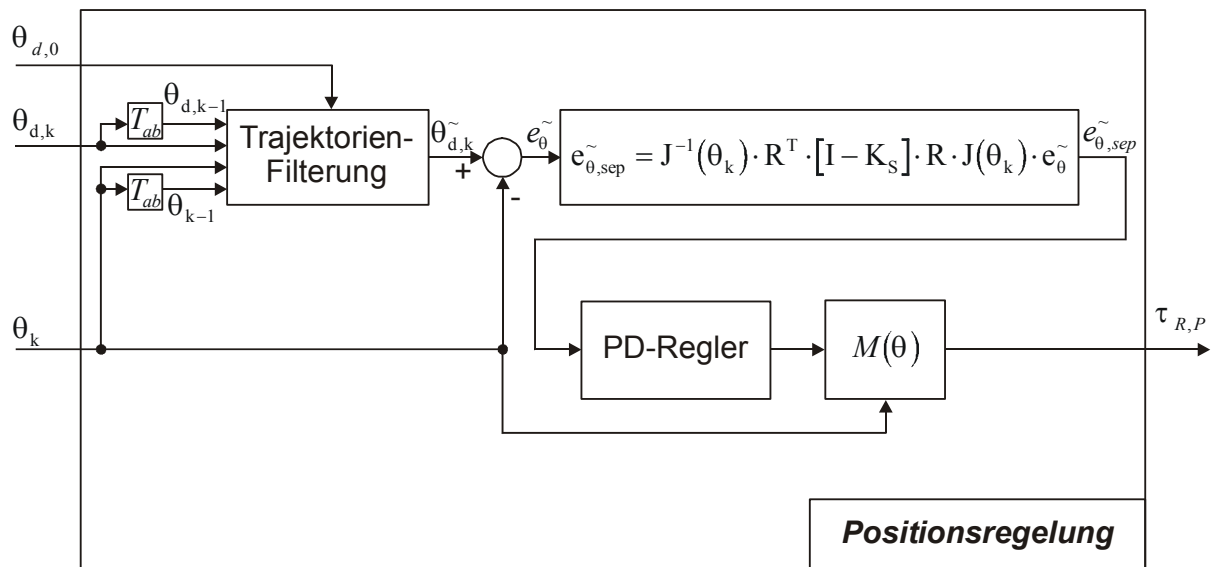
Substitution von  $\ddot{p}_d$  durch (3.21) liefert dann das Endergebnis

$$\ddot{\theta}_{d,sep} \underset{\dot{\theta}_d \rightarrow 0}{\approx} J^{-1}(\theta_d^{\sim}) \cdot R^T \cdot (I - K_S) \cdot R \cdot J(\theta_d) \cdot \ddot{\theta}_d \quad (3.26)$$

das in der Beschleunigungsfilterung zu verwenden ist.

### 3.2.4 Positionsregelung

Das Modul der Positionsregelung mit drehbarem Koordinatensystem ist in Bild 3.11 dargestellt.



**Bild 3.11:** Struktur der Positionsregelung mit drehbarem Kraftkoordinatensystem

Die dort verwendete Trajektorienfilterung arbeitet in der folgenden Form: Die modifizierte Sollwinkeltrajektorie  $\theta_{d,k}^{\sim}$  zum Abtastschritt  $k$  ergibt sich als die Summe

$$\theta_{d,k}^{\sim} = \theta_{d,0} + \theta_{T,k} + \theta_{F,k} \quad (3.27)$$

mit der Sollwinkelkonfiguration

$$\theta_{d,0} \equiv \theta_d(k=0) \quad (3.28)$$

zum Startzeitpunkt der Regelung ( d.h. zum Abtastschritt  $k=0$ ), dem Trajektorienoffset

$$\theta_{T,k} = \theta_{T,k-1} + J^{-1}(\theta_k) \cdot R^T \cdot (I - K_s) \cdot R \cdot J(\theta_{d,k}) \cdot (\theta_{d,k} - \theta_{d,k-1}) \quad (3.29)$$

bedingt durch Sollwinkeländerungen

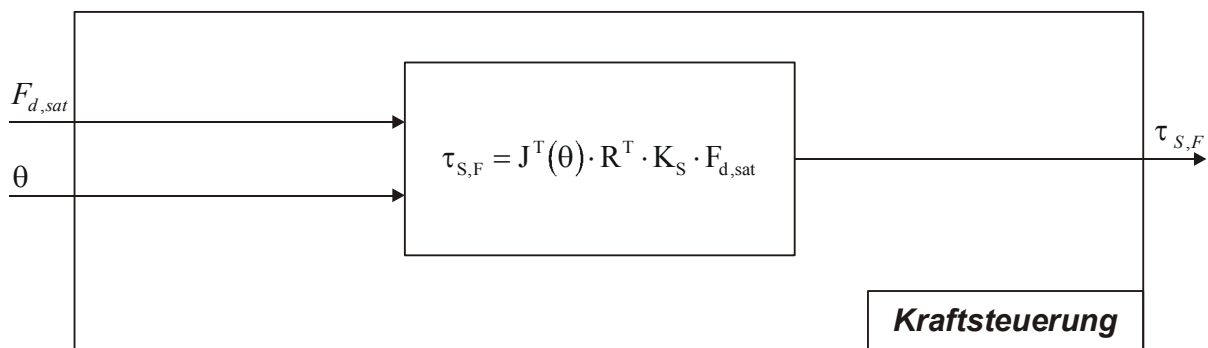
und dem Trajektorienoffset

$$\theta_{F,k} = \theta_{F,k-1} + J^{-1}(\theta_k) \cdot R^T \cdot K_S \cdot R \cdot J(\theta_k) \cdot (\theta_k - \theta_{k-1}) \quad (3.30)$$

durch kraftreglerbedingte Istpositions-Abweichungen. Durch die um einen Abtastschritt verzögernden Glieder  $T_{ab}$  in Bild 3.11 werden hierbei die Vektoren  $\theta_{k-1}$  und  $\theta_{d,k-1}$  bestimmt. Der mit (3.27) vollständig bestimmbare, modifizierte Sollwinkel  $\theta_{d,k}^{\sim}$  kann im Positionsregler in (Bild 3.11) verwendet werden.

### 3.2.5 Kraftsteuerung ohne Sensor

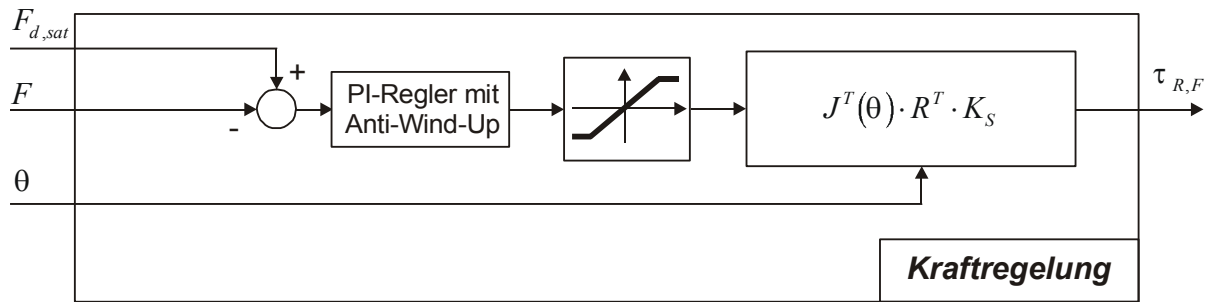
In Bild 3.12 ist die Kraftsteuerung für drehbare Koordinatensysteme dargestellt. Dort wird die transponierte Rotationsmatrix mit der Separationsmatrix von links multipliziert.



**Bild 3.12:** Struktur der Kraftsteuerung mit drehbarem Kraftkoordinatensystem

### 3.2.6 Kraftregelung

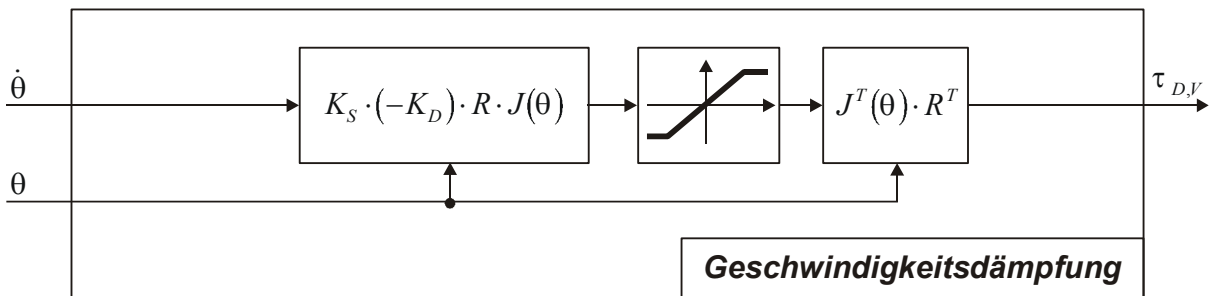
Die optional aktivierbare Kraftregelung (Bild 3.13) enthält die gleiche Modifizierung, wie die Kraftsteuerung (Bild 3.12).



**Bild 3.13:** Struktur der Kraftregelung mit drehbarem Kraftkoordinatensystem

### 3.2.7 Geschwindigkeitsdämpfung

Die Geschwindigkeitsdämpfung erfolgt im kartesischen Raum, weshalb in diesem Modul (Bild 3.14) beim Übergang von Gelenkebene zu kartesischer Ebene mit der Rotationsmatrix  $R$  zu multiplizieren ist und für die Rücktransformation in die Gelenkebene die transponierte Rotationsmatrix  $R^T$  genutzt wird, die mit der inversen Rotationsmatrix  $R^{-1}$  identisch ist.



**Bild 3.14:** Struktur der Geschwindigkeitsdämpfung mit drehbarem Kraftkoordinatensystem

Die Geschwindigkeitsdämpfung lässt sich alternativ auch direkt auf Gelenkwinkel Ebene realisieren, sodass die Jakobimatrix aus der Dämpfung herausfällt und diese in Singularitäten nicht mehr unwirksam wird. Dann wird der Stabilitätsnachweis für das System etwas komplizierter, da zwei Komponenten in der kartesischen Ebene arbeiten (Kraft- und Positionsregelung) und die Geschwindigkeitsdämpfung in der Gelenkebene wirkt. Verwendet man jedoch die singularitätsrobuste Jakobimatrix auch für die Vorwärtstransformationen, so wird das Verhalten des Roboters bei beiden Ansätzen nahezu identisch.

### 3.2.8 Bestimmung der individuell notwendigen Rotationsmatrix

Da es für den Anwender schwierig ist, für die gewünschte, aktuelle Krafrichtung eine individuelle Rotationsmatrix zu definieren, wurde hier ein Ansatz entwickelt, der die Rotationsmatrix der Vorwärtskinematik nutzt. Diese kann leicht durch Anfahren des Manipulators in die gewünschte Orientierung und damit aus den dann messbaren Winkeln ermittelt werden. Für die Vorwärtskinematik eines Manipulators gilt folgende Struktur:

$$VK(\underline{\theta}) = \begin{bmatrix} B & \delta \\ \underline{0}_{(1 \times 3)} & 1 \end{bmatrix} \equiv \begin{bmatrix} b_{11} & b_{12} & b_{13} & \delta_x \\ b_{21} & b_{22} & b_{23} & \delta_y \\ b_{31} & b_{32} & b_{33} & \delta_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.31)$$

Hierbei gibt  $B$  die Rotation des Werkzeugkoordinatensystems gegenüber dem Basiskoordinatensystem an, während  $\delta$  die entsprechende Translation beschreibt. Eine Multiplikation von  $B$  mit einem Vektor im Basiskoordinatensystem überführt diesen in das Werkzeugkoordinatensystem. Da  $B$  eine Drehmatrix ist, besitzt  $B$  auch die Eigenschaft der Orthogonalität, weshalb eine Invertierung von  $B$  immer durch einfaches Transponieren

$$B^{-1} \equiv B^T \quad (3.32)$$

erfolgen kann, was für die Rechenzeit des Echtzeitsystems eine beträchtliche Zeitoptimierung bedeutet. Aus der Matrix  $B$  wird die 6-dimensionale Drehmatrix

$$R = \begin{bmatrix} B & \underline{0}_{(3 \times 3)} \\ \underline{0}_{(3 \times 3)} & B \end{bmatrix} \quad (3.33)$$

zusammengesetzt, die für die Transformation des 6-dimensionalen Kraft-/Momentenvektors benutzt wird.

### 3.2.9 Optimierungen der Rotationsoperationen

Es gilt für die Inverse von R die Beziehung

$$R^{-1} = \begin{bmatrix} B^{-1} & \underline{0} \\ \underline{0} & B^{-1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} B^T & \underline{0} \\ \underline{0} & B^T \end{bmatrix} \equiv R^T \quad (3.34)$$

Für die Multiplikation der diagonal strukturierten Rotationsmatrix R mit voll besetzten beliebigen Matrizen N wurde hier eine Optimierung entwickelt, welche die Rechenzeit auf die Hälfte reduziert. Diese wird einerseits für die Transformation in das rotierte Separationskoordinatensystem

$$R \cdot N \equiv \begin{bmatrix} B & 0 \\ 0 & B \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} N_{11} & N_{12} \\ N_{21} & N_{22} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} B \cdot N_{11} & B \cdot N_{12} \\ B \cdot N_{21} & B \cdot N_{22} \end{bmatrix} \quad (3.35)$$

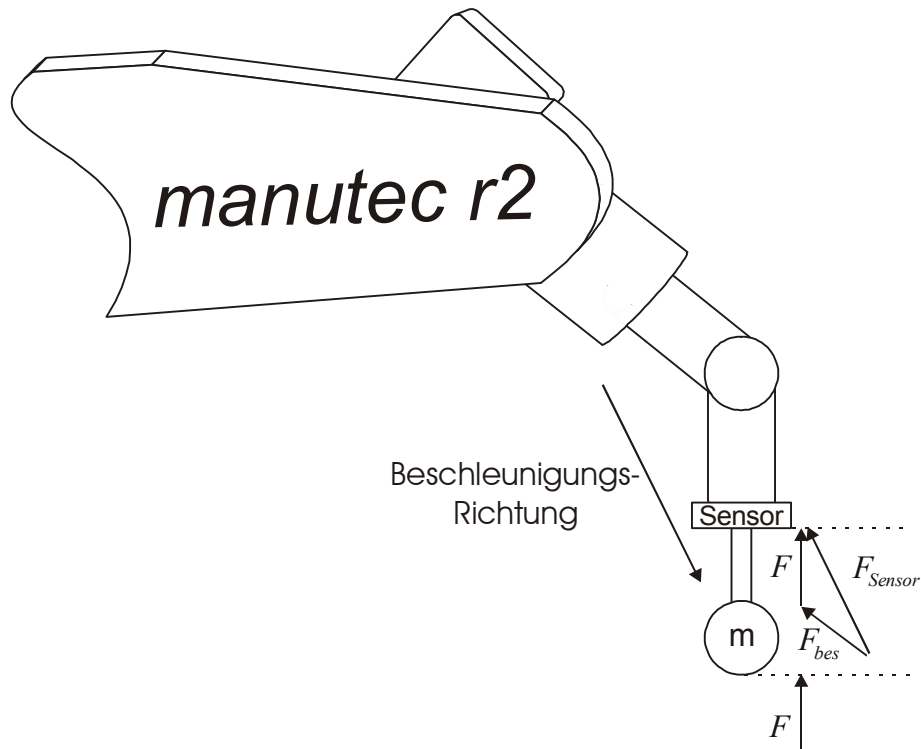
als auch für die Rücktransformation

$$N \cdot R^T \equiv \begin{bmatrix} N_{11} & N_{12} \\ N_{21} & N_{22} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} B^T & 0 \\ 0 & B^T \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} N_{11} \cdot B^T & N_{12} \cdot B^T \\ N_{21} \cdot B^T & N_{22} \cdot B^T \end{bmatrix} \quad (3.36)$$

vom rotierten Separationskoordinatensystem in das Basiskoordinatensystem benutzt.

## 3.3 Separation des Sensorsignals in dynamische und statische Kräfte

Bei Verwendung eines Kraftsensors kann eine Filterung der Sensorsignale notwendig werden, falls eine größere Lastmasse montiert ist. Diese stört die Kraftmessung, wenn sich der Manipulator mit hohen Beschleunigungen bewegt. Der Sensor registriert dann eine zusätzliche Beschleunigungskraft  $F_{bes}$ , die auf das Kontaktobjekt aber gar nicht einwirkt. In Bild 3.15 ist dieser Sachverhalt skizziert.



**Bild 3.15:** Kontaktkraft  $F$  und Beschleunigungskraft  $F_{bes}$  am Sensor.

Für die Kraftmessung am Sensor gilt die Beziehung

$$F_{Sensor} = F + F_{bes} \quad (3.37)$$

mit der im Sensor messbaren Kraft  $F_{Sensor}$ , der am Endeffektor tatsächlich erzeugten Kraft  $F$  und der durch Beschleunigung des Endeffektors (mit der Masse  $m$ ) hervorgerufenen Kraft  $F_{bes}$ . Hierzu zählen auch Kräfte, die durch die Erdbeschleunigung der Endeffektormasse hervorgerufen werden. Im Handel sind mittlerweile Kraft-/Momentensensoren mit sechsdimensionalen, kartesischen Beschleunigungssensoren verfügbar (JR3, Woodland, California), um diese störenden Beschleunigungskräfte  $F_{bes}$  zu kompensieren. Diese Systeme sind jedoch einerseits ein zusätzlicher Kostenfaktor und andererseits ein ausfallgefährdetes Zusatzsystem, das die mittlere Verfügbarkeit des Gesamtsystems reduziert. Es ist aber möglich, die auftretenden Beschleunigungskräfte mit einem hinreichend schnellen, nichtlinearen Echtzeit-Beobachter sensorlos zu ermitteln, was im Folgenden dargestellt wird.



Für die Beschleunigungskräfte der Lastmasse am Kraftsensor gilt der Zusammenhang

$$\begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} m & 0 & 0 \\ 0 & m & 0 \\ 0 & 0 & m \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{y} \\ \ddot{z} \end{bmatrix}, \quad (3.38)$$

während für die Beschleunigungsmomente die Beziehung

$$\begin{bmatrix} T_x \\ T_y \\ T_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \gamma_x & 0 & 0 \\ 0 & \gamma_y & 0 \\ 0 & 0 & \gamma_z \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \ddot{\varphi}_x \\ \ddot{\varphi}_y \\ \ddot{\varphi}_z \end{bmatrix} \quad (3.39)$$

gilt, mit den Trägheitsmomenten  $\gamma_x$ ,  $\gamma_y$  und  $\gamma_z$  des Endeffektors um die einzelnen Achsen des Sensorkoordinatensystems. Zur Bestimmung der kartesischen Winkelbeschleunigungen geht man von der Definition der kartesischen Winkelgeschwindigkeit im Basiskoordinatensystem

$$\dot{p} = J(\theta) \cdot \dot{\theta} \quad (3.40)$$

aus, die durch Differenzieren in die Form

$$\ddot{p} = \dot{J}(\theta) \cdot \dot{\theta} + J(\theta) \cdot \ddot{\theta} \quad (3.41)$$

übergeht. Aus der inversen Dynamikgleichung des Manipulators gilt für die Gelenkmomente

$$\tau = M(\theta) \cdot \ddot{\theta} + h(\theta, \dot{\theta}) + g(\theta) \quad (3.42)$$

und durch Umformen nach der Gelenkwinkelbeschleunigung  $\ddot{\theta}$  folgt dann

$$\ddot{\theta} = M^{-1}(\theta) \cdot [\tau - h(\theta, \dot{\theta}) - g(\theta)] \quad (3.43)$$

Einsetzen dieser Beziehung in (3.41) liefert dann den Zusammenhang

$$\ddot{p} = \dot{J}(\theta) \cdot \dot{\theta} + J(\theta) \cdot M^{-1}(\theta) \cdot [\tau - h(\theta, \dot{\theta}) - g(\theta)] \quad (3.44)$$

für die kartesischen Beschleunigungen des Endeffektors im Basiskoordinatensystem. Arbeitet man mit einem zum Basiskoordinatensystem rotierten Endeffektor-Koordinatensystem, so müssen die im Basiskoordinatensystem definierten Winkelbeschleunigungen noch mit der transponierten Rotationsmatrix  $R^T(\theta)$  - die ja der Inversen von  $R(\theta)$  entspricht - in das Endeffektor-Koordinatensystem transformiert werden, sodass sich für die Winkelbeschleunigungen im Endeffektor-Koordinatensystem schließlich die Beziehung

$$\ddot{p}_{tcp} = R^T(\theta) \cdot [J(\theta) \cdot \dot{\theta} + J(\theta) \cdot M^{-1}(\theta) \cdot [\tau - h(\theta, \dot{\theta}) - g(\theta)]] \quad (3.45)$$

ergibt. Für die Kontaktkraft  $F$  gilt dann schließlich

$$F = F_{Sensor} - \begin{bmatrix} m & & & & & \\ & m & & & & 0 \\ & & m & & & \\ & & & \gamma_x & & \\ 0 & & & & \gamma_y & \\ & & & & & \gamma_z \end{bmatrix} \cdot \ddot{p}_{tcp} \quad (3.46)$$

$F$  ist damit über (3.45) und (3.46) definiert. Die Berechnung der zeitlichen Ableitung  $\dot{J}(\theta)$  der Jakobimatrix kann je nach Manipulator sehr zeitaufwendig sein, da es sich hierbei um einen recht umfangreichen Ausdruck handelt. Bei [Neumann 00] wurde die Substitution

$$\dot{J}(\theta) \approx \frac{1}{T_{ab}} [J(\theta_{k-1}) - J(\theta_k)] \quad (3.47)$$

vorgeschlagen, wo aus zwei zeitlich aufeinander folgenden Jakobimatrizen die Ableitung nach der Zeit durch Bildung des Differenzenquotienten bestimmt wird. Die Bestimmung der Winkelgeschwindigkeit sollte wieder nach dem in Gl. (3.17) vorgeschlagenen Verfahren durchgeführt werden. Bewegt sich der Manipulator nur mit geringen Winkelgeschwindigkeiten, so ist fast ausschließlich die Gravitationskraft wirksam, die sich

aus der Differenz  $\tau - g(\theta)$  in Gl. (3.45) ergibt, während  $\dot{J}(\theta) \cdot \dot{\theta}$  und  $h(\theta, \dot{\theta})$  fast verschwinden, sodass dann die recheneffizientere Näherung

$$\ddot{p}_{\text{tcp}} = R^T(\theta) \cdot J(\theta) \cdot M^{-1}(\theta) \cdot [\tau - g(\theta)] \quad (3.48)$$

eingesetzt werden kann.

## Kapitel 4

### Sicherstellung von stabilem Regelkreisverhalten

Das hybride Kraft-/Geschwindigkeitsregelsystem stellt ein sehr komplexes Regelsystem dar. Für jeden der sechs kartesischen Freiheitsgrade sind jeweils ein Kraftregler und ein Geschwindigkeitsregler stabil einzustellen. Parallel dazu sind noch sechs Positionsregler für die Gelenke des Manipulators einzustellen. Dies ergibt insgesamt 18 einzelne Regler mit insgesamt 36 einzustellenden Parametern, die alle aufeinander abzustimmen sind, damit das Gesamtsystem noch stabil bleibt. Noch nicht eingerechnet ist die Kompensation von nichtlinearen Effekten, die bei dieser Betrachtung zunächst als gegeben angenommen wird. Abweichungen bei der nichtlinearen Kompensation werden im Folgenden in Form von Störungen berücksichtigt. Um nun die Vielzahl der einzustellenden Reglerparameter zu ordnen, wird zunächst eine Transformation des nichtlinearen Manipulatorsystems vom Gelenkraum in den kartesischen Raum vorgenommen. Für die sechs kartesischen Teilsysteme wird dann jeweils eine separate Stabilitätsbetrachtung durchgeführt. Ziel dieses Stabilitätsnachweises ist es, Einstellregeln für die einzelnen Reglerparameter zu erhalten, um neben der Stabilität auch den Stabilitätsgrad beeinflussen zu können.

#### 4.1 Kartesische Transformation des Manipulatorsystems

Ziel der kartesischen Transformation des Manipulatorsystems ist es, die inverse Dynamikgleichung des Manipulators vom Gelenkraum in den kartesischen Basiskoordinatenraum zu überführen. Dazu geht man zunächst von der inversen Dynamikgleichung im Gelenkraum aus

$$\tau = M(\theta) \ddot{\theta} + h(\theta, \dot{\theta}) + g(\theta) \quad (4.1)$$

mit der Massenträgheitsmatrix  $M$ , dem Coriolis-/Zentrifugalvektor  $h$  und dem Gravitationsvektor  $g$  sowie dem Drehmomentenvektor  $\tau$ . Zu dieser Gleichung postuliert man das kartesische Gegenstück

$$F = M_x(\theta) \ddot{p} + h_x(\theta, \dot{\theta}) + g_x(\theta) \quad (4.2)$$

mit dem Vektor der kartesischen Kräfte

$$F = \begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \\ T_x \\ T_y \\ T_z \end{bmatrix} \quad (4.3)$$

und bestimmt die einzelnen Komponenten. Dazu multipliziert man Gl.(4.1) zunächst von links mit der inversen, transponierten Jakobimatrix des Manipulators und erhält

$$J^{-T}(\theta) \tau = J^{-T}(\theta) M(\theta) \ddot{\theta} + J^{-T}(\theta) h(\theta, \dot{\theta}) + J^{-T}(\theta) g(\theta) \quad (4.4)$$

Durch Berücksichtigung des Prinzips der virtuellen Arbeit gilt für den Vektor der kartesischen Kräfte

$$F = J^{-T}(\theta) \tau \quad (4.5)$$

woraus man mit (4.4)

$$F = J^{-T}(\theta) M(\theta) \ddot{\theta} + J^{-T}(\theta) h(\theta, \dot{\theta}) + J^{-T}(\theta) g(\theta) \quad (4.6)$$

erhält.

Weiterhin gilt aus der Definition der Jakobimatrix des Manipulators der Zusammenhang

$$\dot{p} = J(\theta) \dot{\theta} \quad , \quad (4.7)$$

der durch Differentiation nach der Zeit die Beziehung

$$\begin{aligned} \ddot{p} &= \dot{J}(\theta) \dot{\theta} + J(\theta) \ddot{\theta} \\ \Leftrightarrow \ddot{\theta} &= J^{-1}(\theta) \ddot{p} - J^{-1}(\theta) \dot{J}(\theta) \dot{\theta} \end{aligned} \quad (4.8)$$

liefert und in Gl. (4.6) eingesetzt die Form

$$F = J^{-T}(\theta) M(\theta) J^{-1}(\theta) \ddot{p} - J^{-T}(\theta) M(\theta) J^{-1}(\theta) \dot{J}(\theta) \dot{\theta} + J^{-T}(\theta) h(\theta, \dot{\theta}) + J^{-T}(\theta) g(\theta) \quad (4.9)$$

ergibt. Durch Koeffizientenvergleich mit (4.2) erhält man dann die Komponenten der kartesischen Manipulator-Dynamikgleichung

$$M_x(\theta) = J^{-T}(\theta) M(\theta) J^{-1}(\theta) \quad , \quad (4.10)$$

$$h_x(\theta, \dot{\theta}) = J^{-T}(\theta) [h(\theta, \dot{\theta}) - M(\theta) J^{-1}(\theta) \dot{J}(\theta) \dot{\theta}] \quad , \quad (4.11)$$

$$g_x(\theta) = J^{-T}(\theta) g(\theta) \quad , \quad (4.12)$$

was für die nachfolgenden Betrachtungen interessant ist. So lassen sich die sechs kartesischen Achsen unter bestimmten Bedingungen, die im Folgenden erläutert werden, als separate eindimensionale Systeme behandeln. Insbesondere der Ausdruck für die kartesische Massenträgheit

$$M_x(\theta) = J^{-T}(\theta) M(\theta) J^{-1}(\theta) \quad (4.13)$$

lässt sich nun auch unter Berücksichtigung des Singularitätsgrades untersuchen, da die inverse Jakobimatrix nun in der Massenträgheit auftaucht.

Es ist erkennbar, dass die für die kartesischen Stellsignale sichtbare, kartesische Masse im Bereich von Singularitäten unendlich groß wird, was auch durch das dort auf Null absinkende Maß der Manipulierbarkeit ("**M**ea**s**ure **O**f **M**anipulability" (**MOM**))

$$MOM = \det[J(\theta)] \quad (4.14)$$

bestätigt wird. Aus der im folgenden Teilkapitel durchgeführten Betrachtung für eindimensionale Kraft-/Geschwindigkeitsregelsysteme wird erkennbar werden, dass die Stabilität bei anwachsender Masse reduziert wird, weshalb man mit entsprechenden Kompensationsmaßnahmen (Abhängigkeit der aktiven Dämpfung von der kartesischen Masse; singularitätsrobuste Jakobi-Inverse in der Kraftregelung und in der kartesischen Transformation) gegensteuern muss.

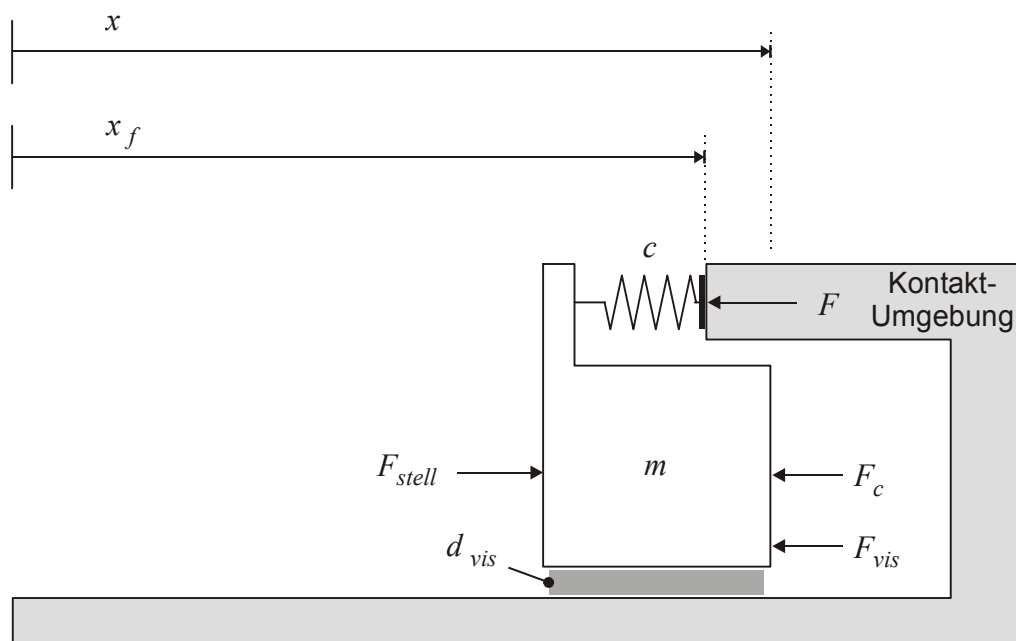
Zur Vereinfachung der Betrachtung lässt sich in erster Näherung annehmen, dass die Beschleunigungen des Endeffektors z.B bei Kraftregelung in z-Richtung auch hauptsächlich in z-Richtung erfolgen, was zulässig ist, solange der Manipulator in den anderen Richtungen nur langsam beschleunigt wird. Die resultierenden Abweichungen werden in Form von Störungen beim Reglerentwurf berücksichtigt und kompensiert. Durch diese Annahme vereinfacht sich die kartesische Massenmatrix  $M_x$  zu einer Diagonalstruktur, deren Diagonalelemente dann jeweils der Masse  $m$  des im folgenden Kapitel betrachteten Teilsystems entsprechen. Weiterhin ist es zulässig, den geschwindigkeitsabhängigen Coriolis-/Zentrifugalanteil zu vernachlässigen, da die Kraftregelung nur mit kleinen Winkel-Geschwindigkeiten arbeitet. Der Gravitationsanteil hingegen muss so gut wie möglich kompensiert werden, da er einen statischen Charakter hat und auch bei der Geschwindigkeit Null vollständig wirksam ist. Für die folgenden Betrachtungen wird eine vollständige Kompensation des Gravitationsanteils vorausgesetzt, sodass dieser in den folgenden Gleichungen nicht mehr auftaucht. In Kapitel 5 werden geeignete Maßnahmen zur Kompensation des Gravitationsanteils vorgestellt.

## 4.2 Stabilitätsbetrachtungen des Kraft-/Geschwindigkeits-Regelsystems mit Kraftsensor

Um das Übertragungsverhalten und insbesondere die Stabilität des Kraftregelsystems zu untersuchen, ist es sinnvoll, verschiedene Übertragungsfunktionen des Regelsystems zu formulieren. Es lassen sich drei Phasen unterscheiden:

- Phase I:** Krafterhaltung bei Kontakt
- Phase II:** Kraftaufbau und Kraftabbau während der Kontaktierung
- Phase III:** Freie Bewegung

Da das System in sechs getrennte kartesische Einzelsysteme separiert und für den jeweiligen Arbeitspunkt linearisiert werden kann, ist es möglich, für jedes Einzelsystem Stabilitätsbetrachtungen durchzuführen. Hierzu werden für jeden kartesischen Freiheitsgrad jeweils eindimensionale Ersatzsysteme betrachtet, die einerseits den Fall mit Objektkontakt und andererseits den Fall ohne Objektkontakt repräsentieren.

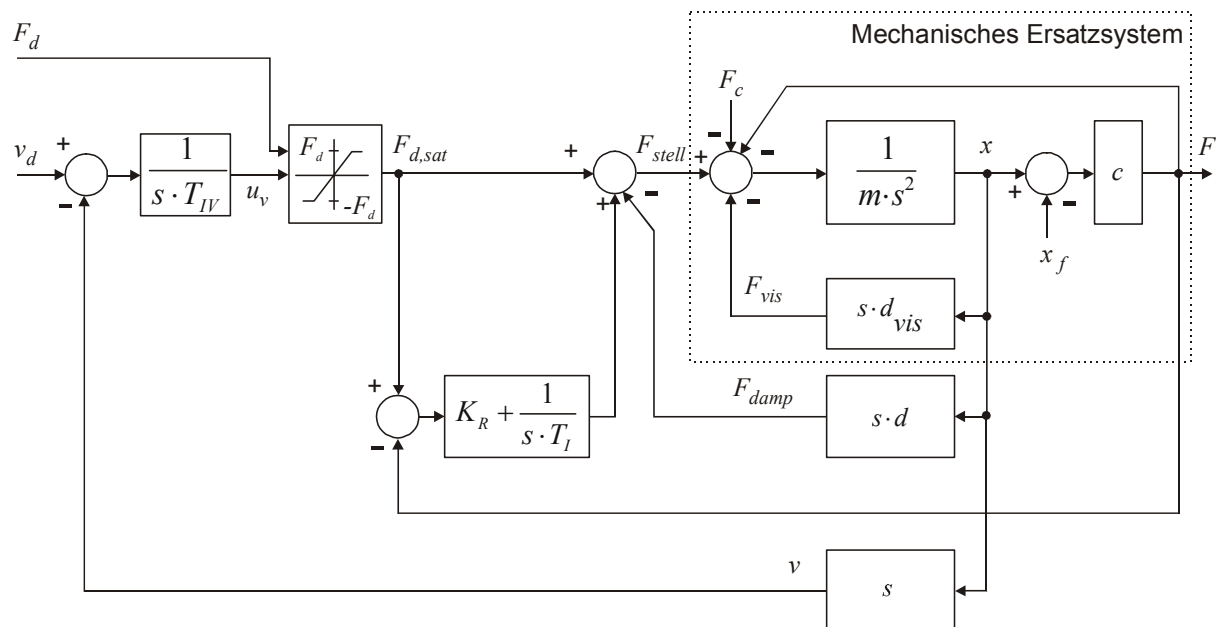


**Bild 4.1:** Mechanisches Ersatzsystem für einen der 6 kartesischen Freiheitsgrade mit Objektkontakt



Für Objektkontakt ergibt sich das mechanische Ersatzsystem in Bild 4.1. Es besteht aus einer Masse, die über eine unendlich harte Feder mit der Umgebung in Kontakt tritt. Auf diese Masse wirken Rückstellkräfte  $F$ , Coulombreibung  $F_C$ , Viskositätsreibung  $F_{vis}$  und Stellkräfte  $F_{Stell}$  des Reglers ein. Das in dieser Arbeit entwickelte Kraft-/Geschwindigkeits-Regelsystem ergibt sich für den eindimensionalen Fall gemäß Bild 4.2, wo auch das mechanische Ersatzsystem in Form seiner Übertragungsparameter enthalten ist.

*Bei den in diesem Kapitel nun folgenden Größen handelt es sich - anders als in den übrigen Kapiteln - um Skalare.*

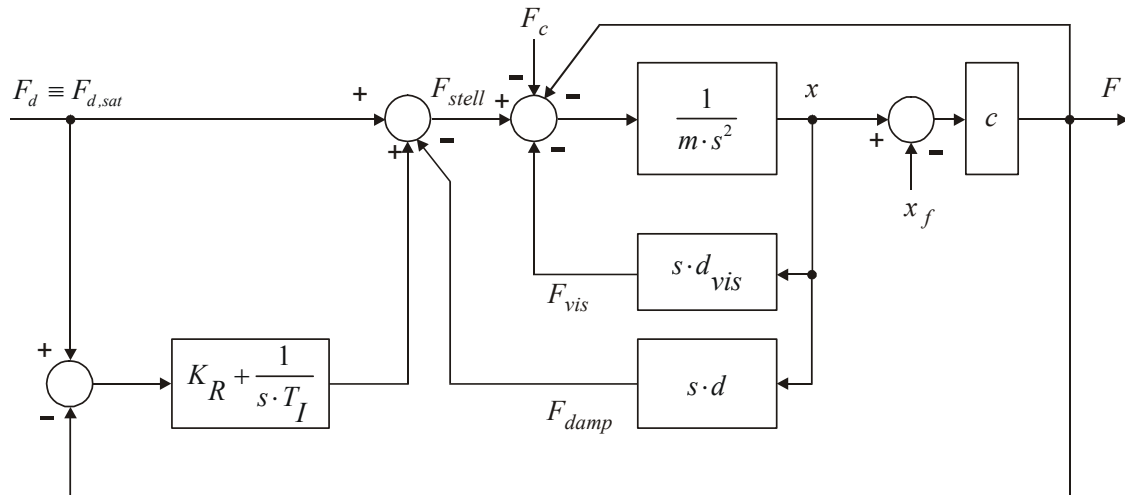


**Bild 4.2:** Gesamtes Kraft-/Geschwindigkeitsregelsystem für eine kartesische Achse

### 4.2.1 Phase I: Krafterhaltung bei Kontakt und sensorischer Kraft-/Geschwindigkeitsregelung

Für die Realisierung des Kraftreglers wird ein PI-Regler verwendet, zu dem die aktive Dämpfung  $d$  parallel geschaltet ist, die auch während der Bewegungsphasen ohne Kontakt zu der Umgebung ( $F = 0$ ) mit gleicher Intensität aktiv bleibt, während der PI-Regler in freien

Bewegungsphasen nur sporadisch zu Beschleunigungs- und Bremszwecken im Rahmen der Kraft-/Geschwindigkeitsregelung durch eine geschwindigkeitsabhängige Sättigungskurve aktiviert wird, die die Führungsgröße  $F_{d,sat}$  bei Erreichen der Sollgeschwindigkeit nahezu auf Null reduziert und damit den Kraftregler quasi deaktiviert.



**Bild 4.3:** Kraft-/Geschwindigkeitsregelsystem für Objektkontakt reduziert sich, da bei Kontakt wegen ( $F_{d,sat} \equiv F_d$ ) die konstante Sollkraft  $F_d$  am Eingang des Kraftreglers anliegt.

Falls Kontakt zu einem Objekt hergestellt wurde, ist der Geschwindigkeitsregler im gesättigten Zustand und es liegt nur eine konstante Sollkraft ( $F_{d,sat} \equiv F_d$ ) am Eingang des Kraftreglers an. Es ergibt sich für diese Situation aus Bild 4.2 der vereinfachte Regelkreis gemäß Bild 4.3. Das Regelsystem setzt sich aus zwei Teilübertragungssystemen zusammen,

$$F = G_{F_c,F}(\mathbf{s}) \cdot F_c + G_{F_d,F}(\mathbf{s}) \cdot F_d \quad (4.15)$$

wobei  $G_{F_c,F}(\mathbf{s})$  die Störübertragungsfunktion der Aktorebene - z.B. der Coulombreibung - darstellt. An dieser Stelle wird die Herleitung der Führungsübertragungsfunktion  $G_{F_d,F}(\mathbf{s})$  untersucht und dazu  $F_c$  auf Null gesetzt. Es lässt sich zeigen, dass identische Stabilitätsbedingungen auch für  $G_{F_c,F}(\mathbf{s})$  gelten. Aus Platzgründen wurde jedoch auf die Herleitung von  $G_{F_c,F}(\mathbf{s})$  verzichtet.

Die Übertragungsfunktion von der Sollkraft  $F_d$  am Eingang des Kraftreglers zur Istkraft  $F$  am Ausgang der Regelstrecke definiert sich zu

$$G_{F_d, F}(s) = \frac{F}{F_d}. \quad (4.16)$$

Aus Gründen der Übersichtlichkeit der Darstellung wird im Folgenden die Kennzeichnung der Abhängigkeit von der komplexen Frequenz ( $s$ ) weggelassen. Falls mit Systemgrößen im Zeitbereich gearbeitet wird, so ist dies im Folgenden explizit als Abhängigkeit von  $t$  gekennzeichnet. Die Position des virtuellen Federendes  $x_f$  ist - falls Kontakt besteht - konstant und wird hier als Nullpunkt des Systems festgelegt, sodass sich die Kraftgleichung

$$F = c(x - x_f) \Big|_{x_f=0}, \quad (4.17)$$

zu

$$x = \frac{F}{c} \quad (4.18)$$

reduziert. Aus Bild 4.3 ergibt sich die Gleichung des geschlossenen Regelsystems

$$x = \frac{1}{ms^2} \left[ F_d + \left( K_R + \frac{1}{sT_I} \right) \cdot (F_d - F) - s d x - s d_{vis} x - F - F_C \right] \Big|_{F_C = 0}. \quad (4.19)$$

Zur Herleitung der Führungsübertragungsfunktion  $G_{F_d, F}(s)$  ist  $F_C$  zu Null zu setzen. Es ergibt sich dann die Form

$$x = \frac{1}{ms^2} \left[ F_d + \left( K_R + \frac{1}{sT_I} \right) \cdot (F_d - F) - s x \cdot (d + d_{vis}) - F \right]. \quad (4.20)$$

Die Auslenkung  $x$  kann durch Gl. (4.18) substituiert werden, sodass sich

$$\frac{F}{c} = \frac{1}{ms^2} \left[ F_d + \left( K_R + \frac{1}{sT_I} \right) \cdot F_d - \left( K_R + \frac{1}{sT_I} \right) \cdot F - s \frac{F}{c} (d + d_{vis}) - F \right] \quad (4.21)$$

ergibt. Umordnen der Terme liefert den Ausdruck

$$\frac{ms^2}{c} F = F_d + \left( K_R + \frac{1}{sT_I} \right) \cdot F_d - \left( K_R + \frac{1}{sT_I} \right) \cdot F - s \frac{F}{c} (d + d_{vis}) - F \quad , \quad (4.22)$$

der nach  $F$  und  $F_d$  getrennt wird

$$\frac{ms^2}{c} F + \left( K_R + \frac{1}{sT_I} \right) \cdot F + s \frac{F}{c} (d + d_{vis}) + F = F_d + \left( K_R + \frac{1}{sT_I} \right) \cdot F_d \quad , \quad (4.23)$$

sodass man nach weiteren Umformungen

$$\left[ \frac{ms^2}{c} + K_R + \frac{1}{sT_I} + s \frac{(d + d_{vis})}{c} + 1 \right] \cdot F = \left[ 1 + K_R + \frac{1}{sT_I} \right] \cdot F_d \quad (4.24)$$

die Übertragungsfunktion

$$\frac{F}{F_d} = \frac{1 + K_R + \frac{1}{sT_I}}{\frac{ms^2}{c} + K_R + s \frac{(d + d_{vis})}{c} + \frac{1}{sT_I} + 1} \cdot \frac{s \cdot c}{m} \quad (4.25)$$

erhält, die dann in die normierte Darstellung

$$G_{F_d, F} = \frac{F}{F_d} = \frac{\frac{c(1 + K_R)}{m} \cdot s + \frac{c}{mT_I}}{s^3 + \frac{1}{m}(d + d_{vis}) \cdot s^2 + \frac{c(1 + K_R)}{m} \cdot s + \frac{c}{mT_I}} \quad (4.26)$$

überführt wird. Nun kann eine Stabilitätsbetrachtung nach Hurwitz durchgeführt werden, um die Nennerpole der Übertragungsfunktion auf Platzierung in der linken s-Halbebene zu überprüfen, was ein notwendiges und hinreichendes Kriterium für asymptotische Stabilität darstellt. Für die Koeffizienten des Nennerpolynoms des hier untersuchten Systems dritter Ordnung gelten nach Hurwitz ([Unbehauen 92]) die notwendigen und hinreichenden Bedingungen für asymptotische Stabilität, die alle erfüllt sein müssen:

$$\begin{aligned}
 a_3 &> 0 \\
 a_2 &> 0 \\
 a_1 &> 0 \\
 a_0 &> 0 \\
 a_1 a_2 - a_0 a_3 &> 0
 \end{aligned}
 \tag{4.27a-e}$$

Für die hier untersuchte Übertragungsfunktion (4.26) ergeben sich dann die folgenden Bedingungen

$$a_3 = 1 > 0 \tag{4.28}$$

$$a_2 = \frac{1}{m} (d + d_{vis}) > 0 \tag{4.29}$$

$$a_1 = \frac{c(1 + K_R)}{m} > 0 \tag{4.30}$$

$$a_0 = \frac{c}{mT_I} > 0 \tag{4.31}$$

$$a_1 a_2 - a_0 a_3 > 0 \tag{4.32}$$

$$\Rightarrow \frac{c(1 + K_R)}{m^2} (d + d_{vis}) - \frac{c}{mT_I} > 0$$

Die Betrachtung von Gl. (4.28-4.32) lässt deutlich werden, dass die aktive Dämpfung  $d$  oder die strukturell im System vorhandene Viskositätsdämpfung  $d_{\text{vis}}$  von Null verschieden sein müssen, damit das System stabil ist. Die aktive Dämpfung  $d$  wird bei der späteren Realisierung immer von Null verschieden gewählt, sodass auch bei strukturell ungedämpften Systemen ( $d_{\text{vis}} = 0$ ) der hier betrachtete dazu parallel einwirkender PI-Regler für die Stabilität hinreichend ist. Ein wichtiger Punkt bei der Betrachtung der Stabilität ist die Masse  $m$  des verwendeten Systems. Später wird hier die entsprechende kartesische Masse des Manipulators in der jeweils kraftgeregelten Richtung eingesetzt, welche aber von der Konfiguration des Manipulators abhängt. Insbesondere ist dann das Maß der Manipulierbarkeit [Nakamura 91] von großer Bedeutung, das sich in der Nähe von Singularitäten stark reduziert, da dort die kartesische Massenträgheit des Manipulators unendlich groß wird. Für unendlich große Massen nimmt der Stabilitätsgrad nach Gl. (4.29-4.33) stark ab, sodass mit einer gleichzeitigen Reduktion der Integrationszeit  $T_I$  des Kraftreglers gegengesteuert werden muss. Die Integrationszeit des Kraftreglers muss sich nach Gl (4.31) also an der Masse  $m$  orientieren. Durch Erhöhen der aktiven Dämpfungskonstante  $d$  kann man gleichfalls den Stabilitätsgrad des Regelsystems vergrößern. Dabei ist aber ein Kompromiss zwischen Regelgüte und Stabilitätsgrad notwendig, da durch hohe Dämpfung  $d$  die Beweglichkeit des Manipulators in der kraftgeregelten Richtung relativ "zäh" wird. Weiterhin ist zu beachten, dass es bei zu starker aktiver Dämpfung  $d$  durch die zeitdiskrete Realisierung der Regelung zu Vibrationen kommen kann, da zwischen zwei Abtastschritten dann zu große, jeweils in verschiedene Richtungen gerichtete Dämpfungsmomente generiert werden. Dort wird dann die Grenze der quasikontinuierlichen Beschreibung erreicht.

## 4.2.2 Phase II: Kraftauf- und Abbau während der Kontaktierung mit sensorischer Kraft-/Geschwindigkeitsregelung

In dieser Phase ist der in Bild 4.2 dargestellte Regelkreis vollständig aktiv. Für die Auslegung des Geschwindigkeitsreglers ist die Sollgeschwindigkeits/Geschwindigkeits-Übertragungsfunktion

$$G_{v_d,v} = \frac{v}{v_d} \quad (4.33)$$

wichtig. Zur Herleitung dieser Funktion bestimmt man zunächst die Sollkraft-/Geschwindigkeitsübertragungsfunktion

$$G_{F_{dsat},v} = \frac{v}{F_{dsat}}, \quad (4.34)$$

die von Gl. (4.26) ausgehend ermittelt werden kann. Substituieren von  $F$  durch (4.17) und  $F_d$  durch  $F_{d,sat}$  ergibt dann

$$\frac{c \cdot x}{F_{dsat}} \bigg| \frac{s}{c} = \frac{\frac{c}{m}(1+K_R) \cdot s + \frac{c}{mT_I}}{s^3 + \frac{1}{m}(d+d_{vis}) \cdot s^2 + \frac{c(1+K_R)}{m} \cdot s + \frac{c}{mT_I}} \bigg| \frac{s}{c} \quad (4.35)$$

und nach weiterer Umformung

$$\frac{s \cdot x}{F_{dsat}} = \frac{\frac{1}{m}(1+K_R) \cdot s^2 + \frac{1}{mT_I} \cdot s}{s^3 + \frac{1}{m}(d+d_{vis}) \cdot s^2 + \frac{c(1+K_R)}{m} \cdot s + \frac{c}{mT_I}} \bigg| \overset{!}{v=s \cdot x}, \quad (4.36)$$

wo Substituieren von  $s \cdot x$  durch  $v$  dann die Sollkraft-/Geschwindigkeits-Übertragungsfunktion

$$G_{F_{dsat},V} = \frac{v}{F_{d,sat}} = \frac{\frac{1}{m}(1+K_R) \cdot s^2 + \frac{1}{mT_I} \cdot s}{s^3 + \frac{1}{m}(d+d_{vis}) \cdot s^2 + \frac{c(1+K_R)}{m} \cdot s + \frac{c}{mT_I}} \quad (4.37)$$

liefert. Geht man davon aus, dass sich der Geschwindigkeitsregler noch nicht in der Sättigung befindet, sodass

$$F_{dsat} \equiv u_V \quad (4.38)$$

gilt, was in der Kontaktierungsphase, bzw. beim Entfernen des Kontaktobjektes der Fall ist, so lässt sich die gesuchte Übertragungsfunktion  $G_{Vd,V}(s)$  berechnen und auf Stabilität untersuchen, um den Parameter des Geschwindigkeitsreglers optimal einstellen zu können. Es wird zur Herleitung von  $G_{Vd,V}(s)$  aus Bild 4.2 zunächst die Beschreibung

$$F_{dsat} = \frac{1}{sT_{IV}} \cdot (v_d - v) \quad (4.39)$$

des Geschwindigkeitsreglers angesetzt. Aus (4.34) erhält man den Zusammenhang

$$F_{dsat} = \frac{v}{G_{F_{dsat},V}} \quad , \quad (4.40)$$

der sich in Gl. (4.39) einsetzen lässt und die Form

$$\frac{v}{G_{F_{dsat},V}} = \frac{1}{sT_{IV}} \cdot (v_d - v) \quad (4.41)$$

liefert. Durch Umformen erhält man

$$\left( \frac{sT_{IV}}{G_{F_{dsat},V}} + 1 \right) \cdot v = v_d \quad , \quad (4.42)$$



sodass sich

$$\frac{v}{v_d} = \frac{G_{Fdsat,V}}{sT_{IV} + G_{Fdsat,V}} \quad (4.43)$$

ergibt. Hier lässt sich dann die zuvor in Gl. (4.37) bestimmte Übertragungsfunktion  $G_{Fdsat,V}$  einsetzen und ergibt die Darstellung

$$\frac{v}{v_d} = \frac{\frac{1}{m}(1+K_R) \cdot s^2 + \frac{1}{mT_I} \cdot s}{\left(s^3 + \frac{1}{m}(d+d_{vis}) \cdot s^2 + \frac{c(1+K_R)}{m} \cdot s + \frac{c}{mT_I}\right) \cdot sT_{IV} + \frac{1}{m}(1+K_R) \cdot s^2 + \frac{1}{mT_I} \cdot s}, \quad (4.44)$$

die sich über

$$\frac{v}{v_d} = \frac{\frac{1}{T_{IV}m}(1+K_R) \cdot s + \frac{1}{mT_{IV}T_I}}{s^3 + \frac{1}{m}(d+d_{vis}) \cdot s^2 + \left(\frac{c(1+K_R)}{m} + \frac{1}{mT_{IV}}(1+K_R)\right) \cdot s + \frac{c}{mT_I} + \frac{1}{mT_{IV}T_I}} \quad (4.45)$$

in die gesuchte normierte Form

$$G_{Vd,V} = \frac{v}{v_d} = \frac{\frac{1}{T_{IV}m}(1+K_R) \cdot s + \frac{1}{mT_{IV}T_I}}{s^3 + \frac{1}{m}(d+d_{vis}) \cdot s^2 + \frac{(1+K_R)(cT_{IV}+1)}{m \cdot T_{IV}} \cdot s + \left(\frac{cT_{IV}+1}{mT_{IV}T_I}\right)} \quad (4.46)$$

überführen lässt.

Für diese Übertragungsfunktion lassen sich analog zu (4.27) Stabilitätsbedingungen nach Hurwitz angeben:

$$a_3 = 1 > 0 \quad (4.47)$$

$$a_2 = \frac{1}{m}(d + d_{vis}) > 0 \quad (4.48)$$

$$a_1 = \frac{(1 + K_R)(cT_{IV} + 1)}{m \cdot T_{IV}} > 0 \quad (4.49)$$

$$a_0 = \frac{cT_{IV} + 1}{mT_{IV}T_I} > 0 \quad (4.50)$$

$$a_1 a_2 - a_0 a_3 > 0 \quad (4.51)$$

$$\Rightarrow \frac{(1 + K_R)(cT_{IV} + 1)}{m^2 \cdot T_{IV}}(d + d_{vis}) - \frac{(cT_{IV} + 1)}{mT_{IV}T_I} > 0$$

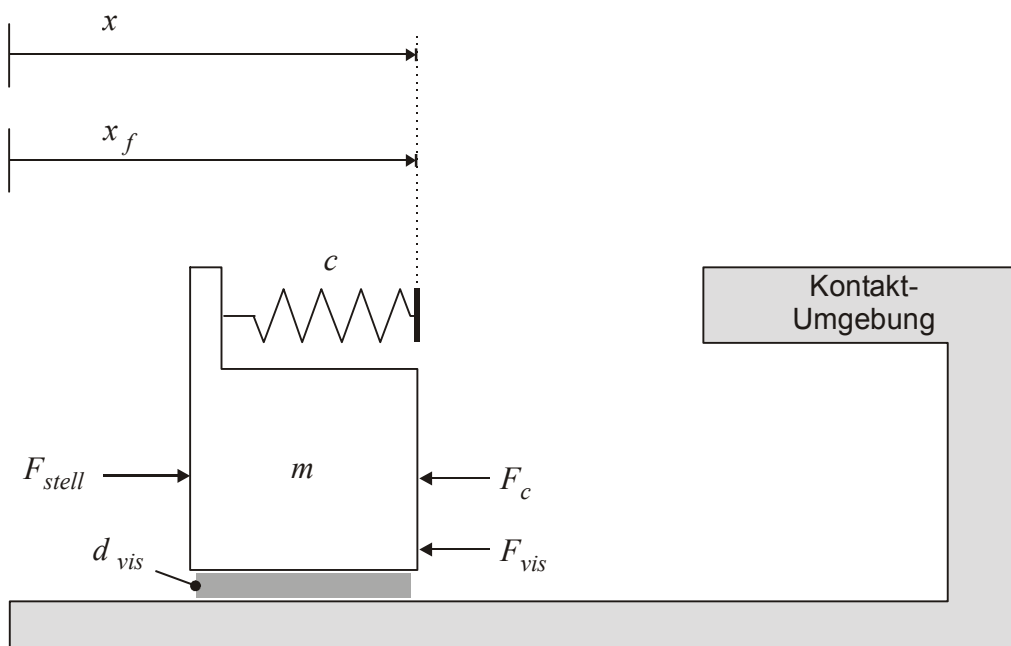
Aus diesen fünf Bedingungen ist das entsprechende Kriterium für Stabilität abzuleiten, dass  $T_I$  und  $m$  nicht zu groß werden dürfen. Interessanterweise herrscht auch dann Stabilität, wenn die Federkonstante  $c$  zu Null wird. Dies entspricht der Situation, dass kein Kontakt zum Objekt besteht.

### 4.2.3 Phase III: Kontaktfreie Bewegung mit sensorischer Kraft-/Geschwindigkeitsregelung

Für den Fall, dass kein Kontakt zur Umgebung besteht, wird die virtuelle Federkonstante  $c$ , die den Objektkontakt repräsentiert, zu Null reduziert und damit die am Endeffektor einwirkende Kraft  $F$  zu Null. Es ergibt sich aus Bild 4.2 das modifizierte Bild 4.5. Die Sollkraft-/Istkraft Übertragungsfunktion  $G_{Fd,F}$  existiert dann nicht mehr, da keine Kraft  $F$  am Endeffektor erzeugt werden kann. Gleichfalls ist es jedoch trotzdem notwendig, dass das Regelsystem mit aktivem Kraftregler immer noch stabil bleibt. Dafür sorgt der übergeordnete

Geschwindigkeitsregler, der die Sollkraft  $F_{d,sat}$  auf Null reduziert, sobald die Sollgeschwindigkeit erreicht ist. Auf das reduzierte Kraftregelsystem wirken dann hauptsächlich impulsförmige Führungsgrößen  $F_{d,sat}$  ein. Die entsprechende Übertragungsfunktion ergibt sich aus Gleichung (4.46) mit der virtuellen Federkonstanten  $c$  zu Null gesetzt in der Form

$$\frac{v}{v_d} = \frac{\frac{1}{T_{IV}m}(1+K_R) \cdot s + \frac{1}{mT_{IV}T_I}}{s^3 + \frac{1}{m}(d+d_{vis}) \cdot s^2 + \frac{(1+K_R)}{m \cdot T_{IV}} \cdot s + \frac{1}{mT_{IV}T_I}} \quad (4.52)$$



**Bild 4.4:** Mechanisches Ersatzsystem für einen der 6 kartesischen Freiheitsgrade ohne Objektkontakt

Stabilität gilt hier mit den Kriterien

$$a_3 = 1 \stackrel{!}{>} 0 \quad (4.53)$$

$$a_2 = \frac{1}{m}(d + d_{vis}) \stackrel{!}{>} 0 \quad (4.54)$$

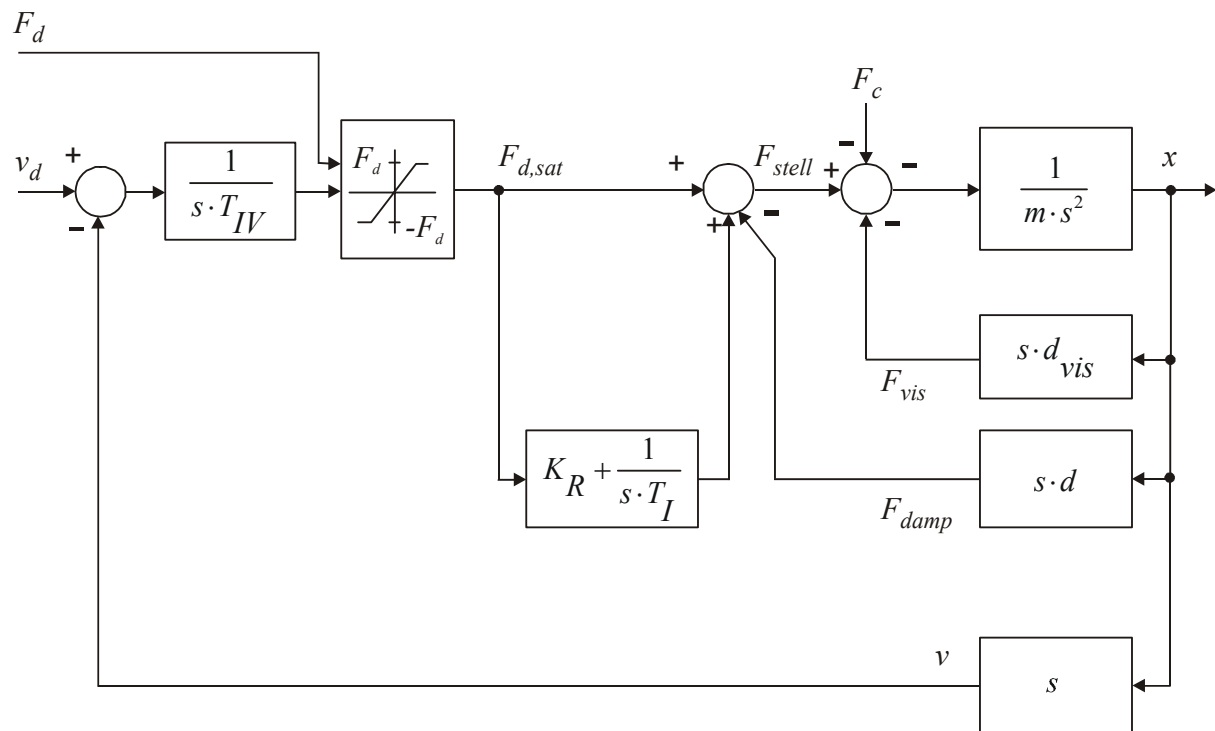
$$a_1 = \frac{(1 + K_R)}{m \cdot T_{IV}} \stackrel{!}{>} 0 \quad (4.55)$$

$$a_0 = \frac{1}{mT_{IV}T_I} \stackrel{!}{>} 0 \quad (4.56)$$

$$a_1 a_2 - a_0 a_3 \stackrel{!}{>} 0 \quad (4.57)$$

$$\Rightarrow \frac{(1 + K_R)}{m^2 \cdot T_{IV}} (d + d_{vis}) - \frac{1}{m T_{IV} T_I} \stackrel{!}{>} 0$$

Das heißt, falls der Kontakt zum Objekt nicht vorhanden ist oder das Kontaktobjekt entfernt wird, bleibt der Regelkreis stabil. Zu beachten ist, dass sich für diese Form des Regelsystems der Stabilitätsgrad gemäß der Reduktion der virtuellen Federkonstanten  $c$  etwas verringert, weshalb die Reglerparameter für diesen Fall hinreichend stabil eingestellt werden müssen. Die Stabilität für den kontaktierten Fall ist dann mit eingeschlossen.



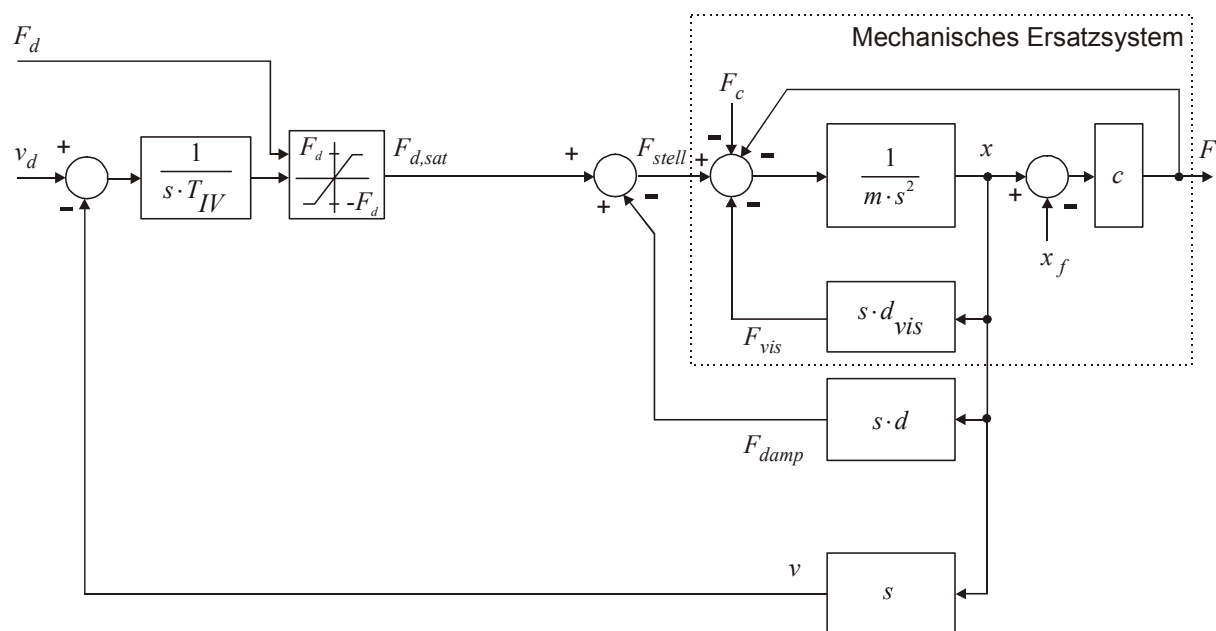
**Bild 4.5:** Geschwindigkeitsregelkreis ohne Kontakt zum Objekt

### 4.3 Stabilitätsbetrachtungen des Kraft-/Geschwindigkeits-Regelsystems ohne Kraftsensor

Ein sehr interessanter Fall ergibt sich, wenn der Kraftregler abgeschaltet wird. Dann lässt sich die Kraft bei dem in dieser Arbeit entwickelten Ansatz vollständig ohne Kraftsensor am Endeffektor einstellen. Dieser Fall bedeutet für industrielle Anwendungen eine beträchtliche Kostenersparnis (ca. 10.000 Euro), da nun auf jegliche Form von Kraft-/Momentensensor verzichtet werden kann. Außerdem ist der Sensor in den meisten Fällen das schwächste System in der mechanischen Kette des Manipulators, was den Bereich der zulässigen Endeffektorkraft stark einschränkt. Ohne Kraft-/Momentensensor lässt sich daher der volle Kraft-Arbeitsbereich (insbesondere die hohe Fügekraft) des Manipulators nutzen. Das sensorlose Gesamtsystem ist in Bild 4.6 dargestellt. Hier lassen sich drei Phasen der Kraft-/Geschwindigkeitsregelung unterscheiden:

- Phase I:** Krafterhaltung bei Kontakt ohne Sensor
- Phase II:** Kraftauf- und Abbau ohne Sensor
- Phase III:** Freie Bewegung ohne Sensor

Diese werden im Folgenden näher untersucht.



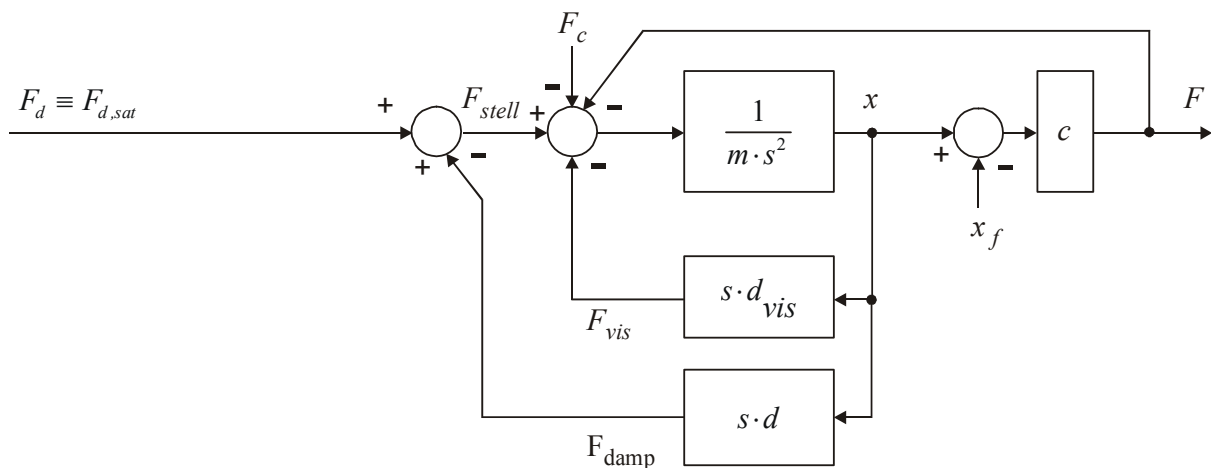
**Bild 4.6:** Gesamtes, sensorfreies Kraft-/Geschwindigkeitsregelsystem für eine kartesische Achse

### 4.3.1 Phase I: Krafterhaltung bei Kontakt mit Kraft-/Geschwindigkeitsregelung ohne Sensor

Der Regler wird abgeschaltet ( $K_R = 0, T_I \rightarrow \infty$ ), sodass es sich bei der Krafterzeugung nur noch um eine reine Steuerung handelt. Weiterhin wird wie beim sensorbasierten Fall angenommen, dass der Geschwindigkeitsregler bereits in der Sättigung ist und daher für die Kraft  $F_{d,sat}$

$$F_{d,sat} \equiv F_d \quad (4.58)$$

gilt. Der Referenzpunkt  $x_f$  der virtuellen Feder wird wieder als Nullpunkt definiert. Das Regelssystem vereinfacht sich dann in der in Bild 4.7 dargestellten Weise.



**Bild 4.7:** Sensorfreies Kraft-/Geschwindigkeitsregelsystem bei Objektkontakt

Es ergibt sich mit (4.26) unter der Bedingung, dass der Kraftregler deaktiviert ist ( $K_R = 0, T_I \rightarrow \infty$ ), die Kraft-Übertragungsfunktion

$$G_{F_d, F} = \frac{F}{F_d} = \frac{\frac{c}{m}}{s^2 + \frac{1}{m}(d + d_{vis}) \cdot s + \frac{c}{m}} \quad (4.59)$$

Die asymptotische Stabilität des Systems ist nach Hurwitz ([Unbehauen 92]) gewährleistet, falls die Nennerkoeffizienten größer Null sind

$$\begin{aligned} a_2 &> 0 \\ a_1 &> 0 \\ a_0 &> 0 \end{aligned} \quad (4.60a-c)$$

Es ergeben sich daraus die Stabilitätsbedingungen

$$a_2 = 1 > 0 \quad (4.61)$$

$$a_1 = \frac{1}{m}(d + d_{vis}) > 0 \quad (4.62)$$

$$a_0 = \frac{c}{m} > 0 \quad (4.63)$$

Daraus folgt, dass die Summe der Dämpfungen  $(d+d_{vis})$  größer Null sein muss. Das heißt, der grenzstabile Schwingfall des Systems kann auftreten, wenn die Dämpfung des Systems zu klein gewählt wird. Grenzstabilität kann auch ausgelöst werden, wenn die Masse  $m$  zu groß wird, was beispielsweise in der Nähe einer Singularität der Fall ist, wenn keine SR-Inverse in der Regelung verwendet wird. Hier ist die Überlegung angebracht, ob die kartesische Masse  $m$  des Manipulators in die Auswahl der Reglerparameter einfließen sollte, was zu einer gleichbleibenden Regelgüte führen kann. Dabei ist die kartesische Masse des jeweiligen Freiheitsgrades zu verwenden, die intrinsisch die inverse Jakobimatrix des Manipulators enthält.

### 4.3.2 Phase II: Kraft-/Geschwindigkeitsregelsystem bei Kraftauf- und Abbau ohne Sensor

In der Phase des Kraftauf- und Abbaus ist der Geschwindigkeitsregler noch nicht in der Sättigung, sodass er Einfluss auf die Kraft  $F_{d,sat}$  nehmen kann, um die Geschwindigkeit des Endeffektors zu regeln.

Es ergibt sich für diese Phase das schon in Bild 4.6 dargestellte Regelsystem. Aus Gleichung (4.46) ergibt sich mit deaktiviertem Kraftregler ( $K_R = 0, T_I \rightarrow \infty$ ) die Übertragungsfunktion der Sollgeschwindigkeit auf die Istgeschwindigkeit

$$G_{v_d,v} = \frac{v}{v_d} = \frac{\frac{1}{T_{IV}m}}{s^2 + \frac{1}{m}(d + d_{vis}) \cdot s + \frac{(cT_{IV} + 1)}{m \cdot T_{IV}}} \quad (4.64)$$

Die Stabilitätsbedingungen ergeben sich hier wieder zu

$$a_2 = 1 \stackrel{!}{>} 0 \quad (4.65)$$

$$a_1 = \frac{1}{m}(d + d_{vis}) \stackrel{!}{>} 0 \quad (4.66)$$

$$a_0 = \frac{(cT_{IV} + 1)}{m \cdot T_{IV}} \stackrel{!}{>} 0 \quad (4.67)$$

### 4.3.3 Phase III: Kraft-/Geschwindigkeitsregelsystem für freie Bewegung ohne Sensor

Für freie Bewegungen lässt sich wieder die Sollgeschwindigkeits-/Geschwindigkeits-Übertragungsfunktion  $G_{v_d,v}$  bestimmen. Es ergibt sich zunächst Bild 4.8, das dann mit ( $K_R = 0, T_I \rightarrow \infty$ ) aus (4.52) die Sollgeschwindigkeits-/Geschwindigkeits-Übertragungsfunktion

$$G_{v_d,v} = \frac{v}{v_d} = \frac{\frac{1}{T_{IV}m}}{s^2 + \frac{1}{m}(d + d_{vis}) \cdot s + \frac{1}{m \cdot T_{IV}}} \quad (4.68)$$

liefert.



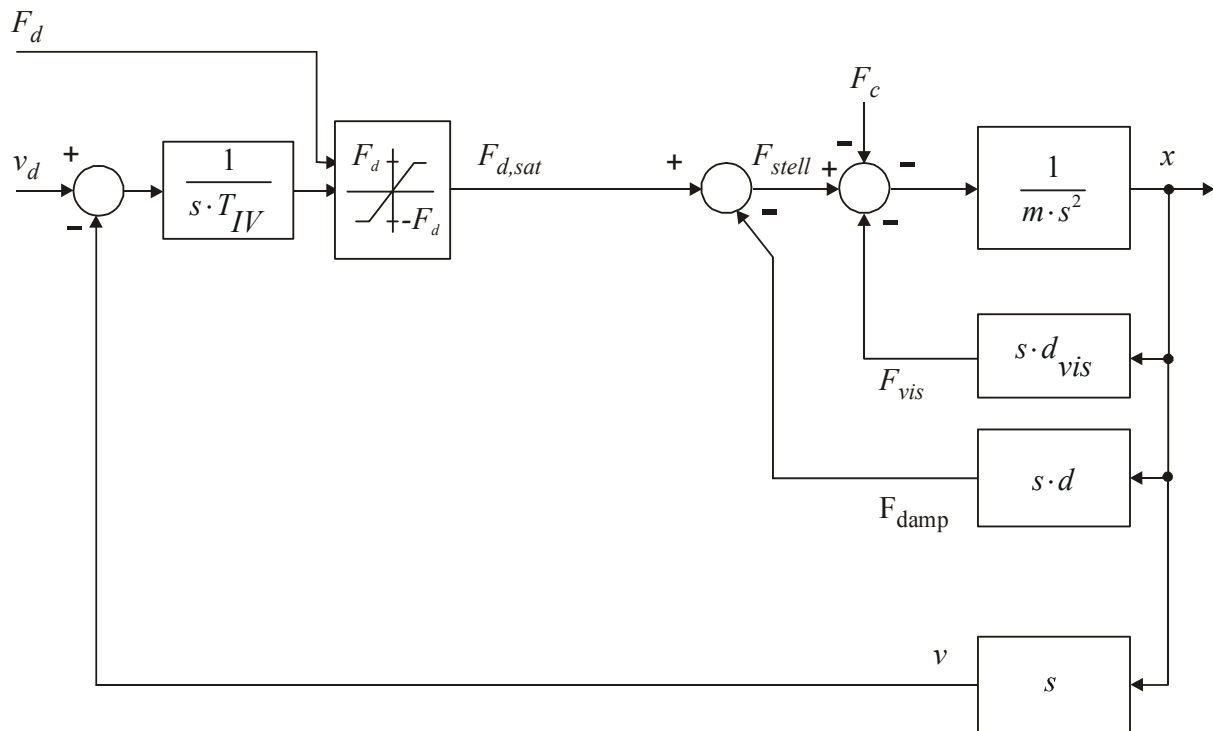
Für die Übertragungsfunktion  $G_{v_d,v}(s)$  gelten die Stabilitätsbedingungen:

$$a_2 = 1 \stackrel{!}{>} 0 \quad (4.69)$$

$$a_1 = \frac{1}{m} (d + d_{vis}) \stackrel{!}{>} 0 \quad (4.70)$$

$$a_0 = \frac{1}{m \cdot T_{IV}} \stackrel{!}{>} 0 \quad (4.71)$$

Es ist erkennbar, dass der Stabilitätsgrad in (4.71) durch Reduktion der virtuellen Federkonstante  $c$  zu Null entsprechend vermindert wird, weshalb der Regler für diesen Fall hinreichend stabil auszulegen ist.



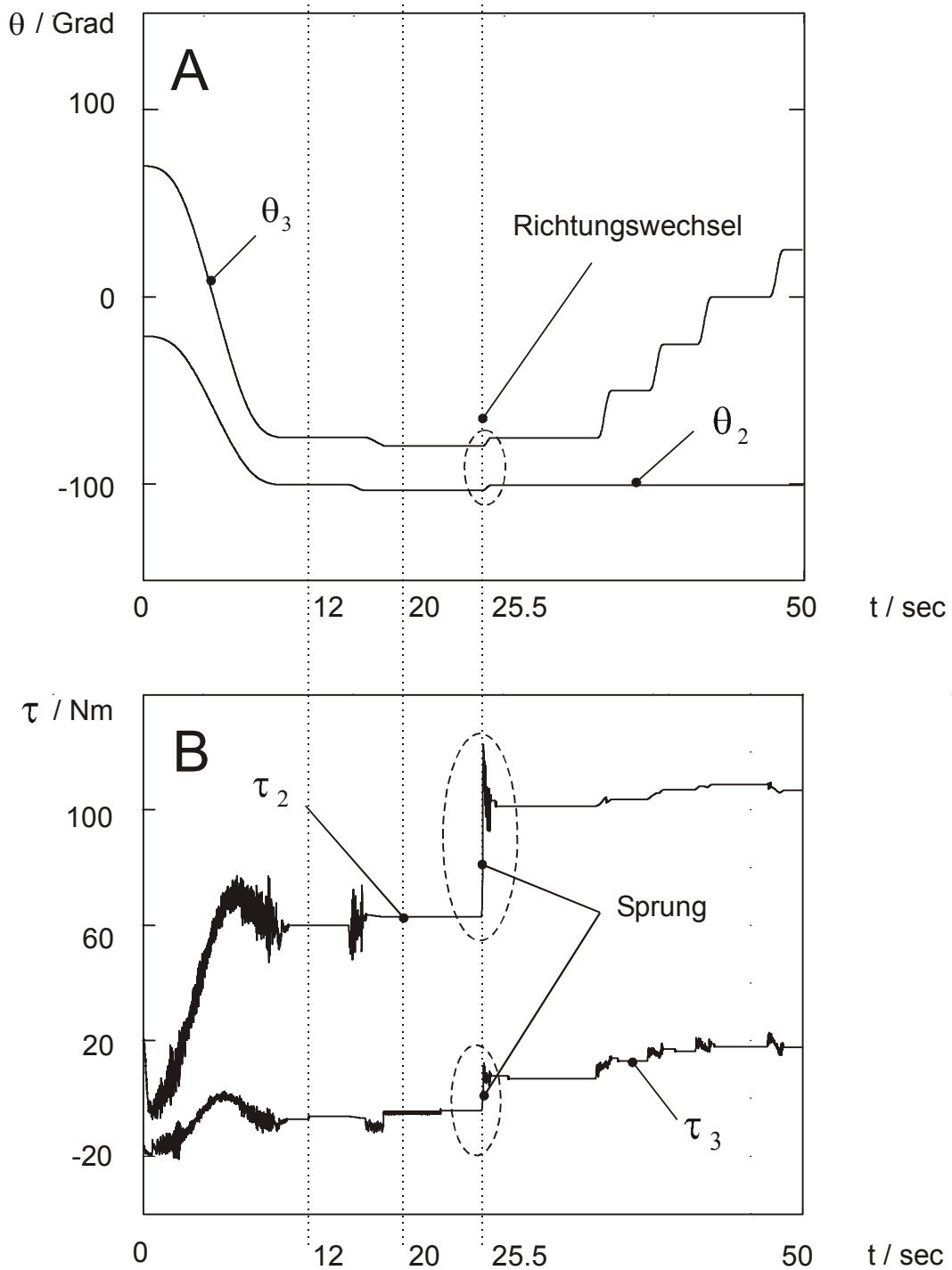
**Bild 4.8:** Sensorfreies Kraft-/Geschwindigkeitsregelsystem für freie Bewegung

## Kapitel 5

### Modellierung von statischen, nichtlinearen Getriebeeffekten

#### 5.1 Problematik der Umschalteffekte in den Gelenkantrieben

Für eine realistische Modellierung der Simulation ist es notwendig, die signifikanten Eigenschaften des realen Systems zu berücksichtigen. Ein markanter Effekt wird durch Getriebeverspannungen verursacht, die relativ hohe statische Sprünge in den Motordrehmomenten bewirken, sobald die Drehrichtung gewechselt wird. Diese Sprünge bleiben - im Gegensatz zu den geschwindigkeitsabhängigen Reibungsanteilen - auch bestehen, wenn der Manipulator zum Stillstand kommt. In Bild 5.1 ist ein typischer Fall dargestellt. Dort sind die Winkel- und Drehmomentenverläufe von Achse 2 und 3 über der Zeit aufgetragen. Zum Zeitpunkt ( $t = 12 \text{ sec}$ ) ist der Manipulator in Ruhe, wird dann um ca. 3 Grad in negativer Richtung bewegt und wieder angehalten ( $t = 20 \text{ sec}$ ), ohne dass sich die Drehmomente von Achse 2 oder Achse 3 wesentlich verändern. Wird die Drehrichtung der Gelenke jedoch - durch Zurückfahren von Achse 2 und 3 um ca. 3 Grad in positiver Drehrichtung - invertiert, so tritt kurz nach Beginn dieses Richtungswechsels ( $t = 25,5 \text{ sec}$ , gestrichelte senkrechte Linie) ein beachtlicher Sprung in den Antriebsdrehomenten auf, der auch nach Stillstand der einzelnen Achsen bestehen bleibt und auch beim Weiterdrehen in positiver Drehrichtung nicht verschwindet. Die dort dargestellten Sprünge weisen eine Größe von 40 Nm für Achse 2 und 10 Nm für Achse 3 auf und sind wesentlich größer als Haft-, Coulomb- oder Viskositätsreibungseffekte. Die Sprünge treten durch Verspannungen und anschließendes Losbrechen in Folge von Drehrichtungsänderungen in den einzelnen Antrieben auf. Die Verspannungen sind abhängig von dem von außen einwirkenden Drehmoment, das durch Gravitationskräfte, Trägheitskräfte oder Kräfte am Endeffektor verändert wird. Insbesondere die Gravitationskraft ist bei langsamen Bewegungen oder nahezu statischen Konfigurationen - wie bei Kraftregelung typisch - signifikant.



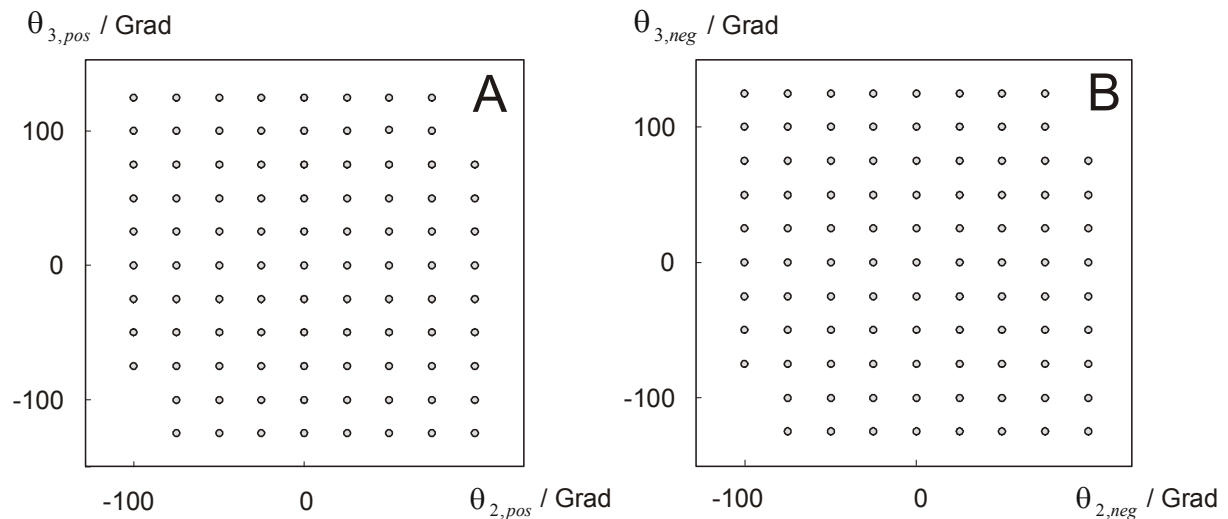
**Bild 5.1:** A: Winkelverläufe von Achse 2 und Achse 3 über der Zeit mit Richtungswechsel (bei  $t = 25,5$  sec).

B: Zu A korrespondierende Drehmomentenverläufe von Achse 2 und Achse 3 für Bewegung und statischen Fall. Bei Drehrichtungswechsel eines Gelenks ( $t = 25,5$  sec) tritt in diesem ein Drehmomentensprung auf, der auch im statischen Zustand erhalten bleibt.

Den Drehmomentensprüngen ist im statischen Fall noch das Gravitationsdrehmoment der einzelnen Antriebe überlagert. Die Drehmomentensprünge und das Gravitationsdrehmoment wurden in dieser Arbeit zusammengefasst und gemeinsam in neuronale RBF-Netze eintrainiert. Da die Getriebe-Effekte vom von außen einwirkenden Drehmoment abhängen - insbesondere von dem relativ großen Gravitationsmoment - sind diese für jede Manipulatorkonfiguration verschieden groß. Insbesondere in Achse 2 und 3 treten sehr große Getriebeeffekte auf. In den übrigen Achsen können die Verspannungs-Effekte in guter Näherung gegenüber den anderen Reibungseffekten vernachlässigt werden, da dort aufgrund der relativ geringen Masse der übrigen Armsegmente (Achse 4,5 und 6) oder aufgrund der speziellen Kinematik-Konfiguration (Gelenkachse 1 immer parallel zum Gravitationskraftvektor) nur sehr geringe Gravitationsdrehmomente einwirken. Die von außen auf den Endeffektor einwirkenden Kräfte können gegenüber den viel größeren Gravitationseffekten der Achse 2 und 3 in erster Näherung vernachlässigt werden, sodass eine Abhängigkeit der statischen Getriebe-Effekte von den aktuellen Gravitationsdrehmomenten als hinreichend angesetzt werden kann.

## **5.2 Messung der statischen Gelenkdrehmomente für ausgewählte Manipulatorkonfigurationen**

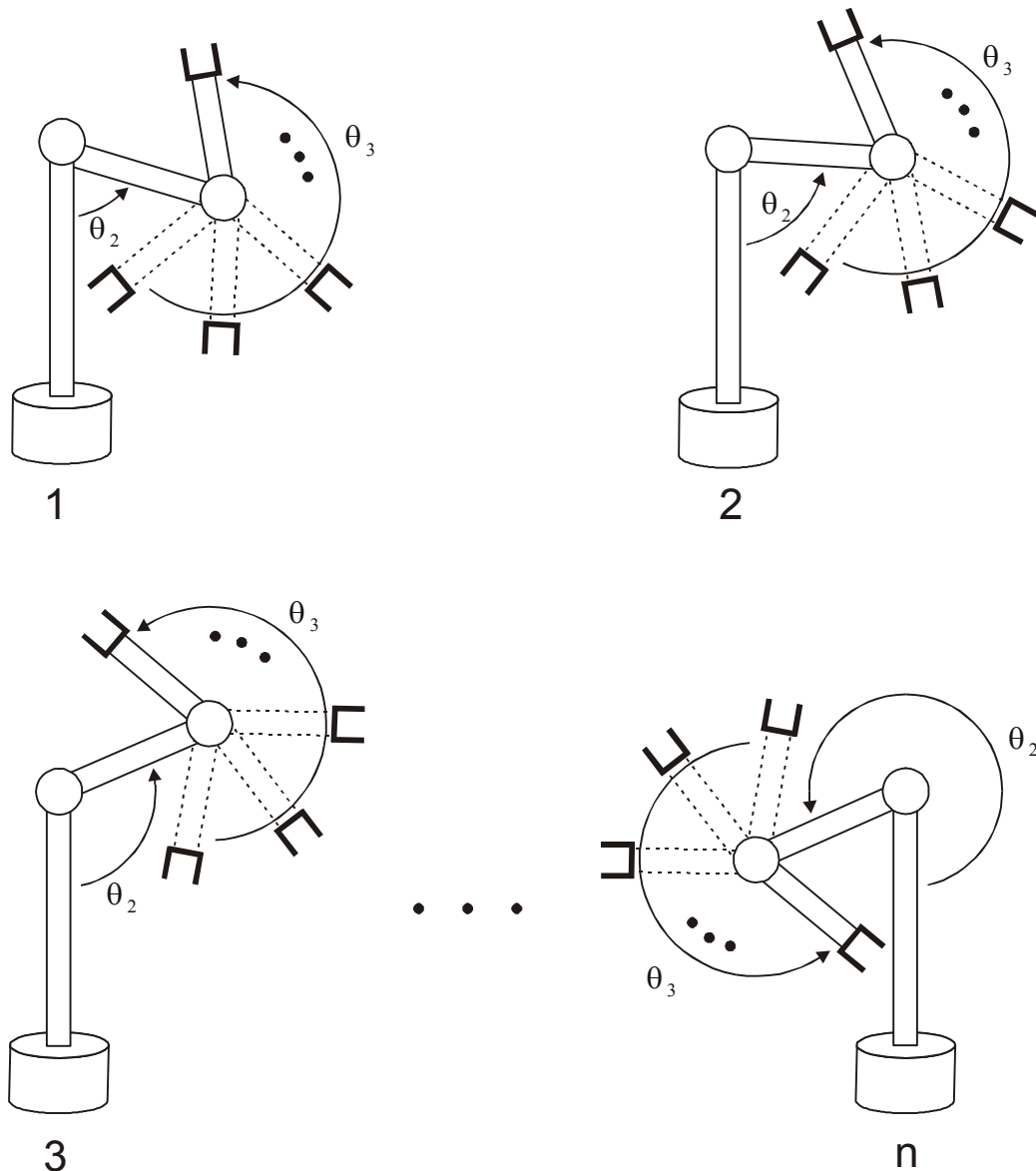
Zur Messung der statischen Drehmomente für die einzelnen Manipulatorkonfigurationen und für verschiedene Drehrichtungen (positiv und negativ) werden nacheinander alle möglichen Gelenkkonfigurationen von Achse 2 und 3 in 25 Grad-Schritten aus jeweils positiver und negativer Richtung angefahren. Die Achsen werden in der jeweiligen Konfiguration angehalten und die sich daraus ergebenden statischen Drehmomente der entsprechenden Achsen - die aus den notwendigen Stellsignalen der Gelenk-Antriebsregler über einen proportionalen Zusammenhang bestimmt werden können - abgespeichert.



**Bild 5.2:** *A: Konfigurationen der Gelenke, in denen die statischen Drehmomente für die positive Drehrichtung gemessen werden.*

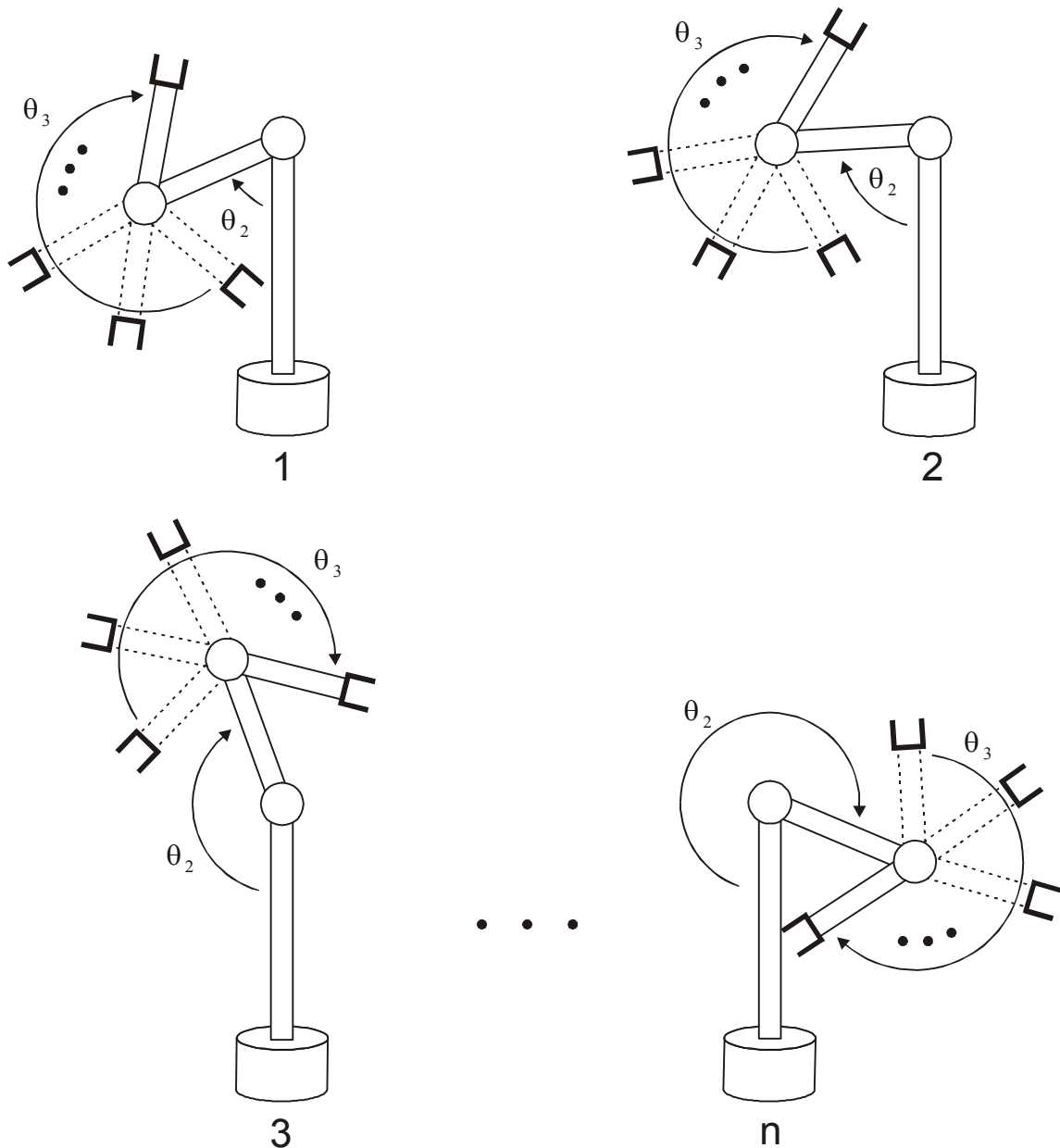
*B: Konfigurationen der Gelenke, in denen die statischen Drehmomente für die negative Drehrichtung gemessen werden.*

In Bild 5.2 sind die Winkelkonfigurationen von Achse 2 und Achse 3 gegeneinander aufgetragen, in denen das statische Antriebsdrehmoment sowohl für positive als auch für negative Drehrichtung gemessen wird. Das Vorgehen bei der Aufnahme der Messwerte für die positive Drehrichtung ist in Bild 5.3 dargestellt. Dazu wird zunächst Achse 2 in positiver Richtung auf den gewünschten Winkel gefahren und dort gestoppt (Konfiguration 1 in Bild 5.3). Dann wird Achse 3 in positiver Richtung in 25-Grad Schritten verfahren und angehalten. Anschließend werden für Achse 2 und 3 die aufgewendeten Motordrehmomente gemessen und in den Trainingsdatensatz eingefügt.



**Bild 5.3:** Schrittweises Abfahren der Kombinationen von Achse 2 und Achse 3 in positiver Gelenkdrehrichtung.

Nachdem Achse 3 den gesamten erlaubten Arbeitsbereich in 25-Grad Schritten durchrastert hat, wird Achse 2 wieder um 25 Grad in positiver Richtung verfahren (Konfiguration 2 in Bild 5.3) und der Arbeitsraum von Achse 3 wieder in 25-Grad-Schritten abgerastert. Die im Ruhezustand jeweils erhaltenen Gelenkmomente von Achse 2 und 3 werden dann in den Trainingsdatensatz aufgenommen bis Achse 2 und 3 alle erlaubten Raster-Positionen gemäß Bild 5.2 abgefahren haben (Konfiguration n in Bild 5.3). Der entsprechende Messvorgang für die negative Drehrichtung von Achse 2 und 3 ist in Bild 5.4 dargestellt.



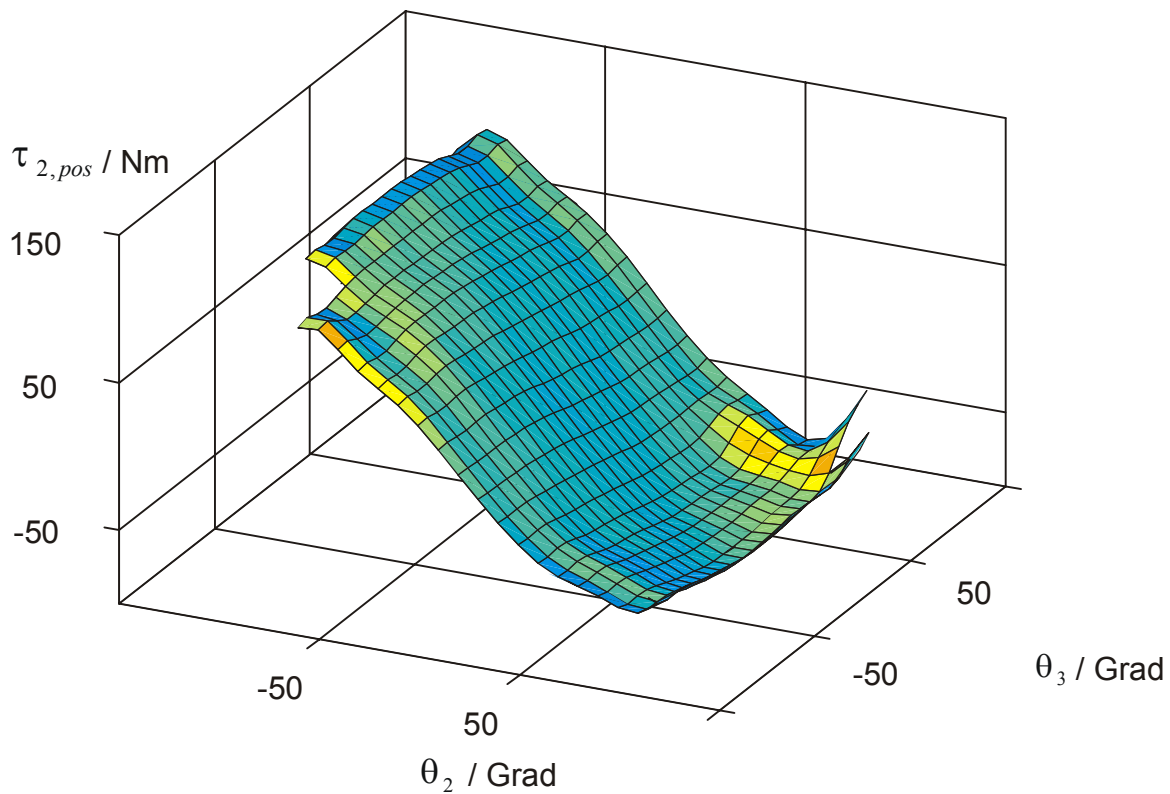
**Bild 5.4:** Schrittweises Abfahren der Kombinationen von Achse 2 und Achse 3 in negativer Winkelrichtung

Als Resultat kann man für Achse 2 zwei räumlich diskretisierte Drehmoment-Datenflächen für positive als auch für negative Drehrichtungen extrahieren. Analog erhält man auch für Achse 3 zwei räumlich diskretisierte Drehmoment-Datenflächen für positive und negative Drehrichtung.

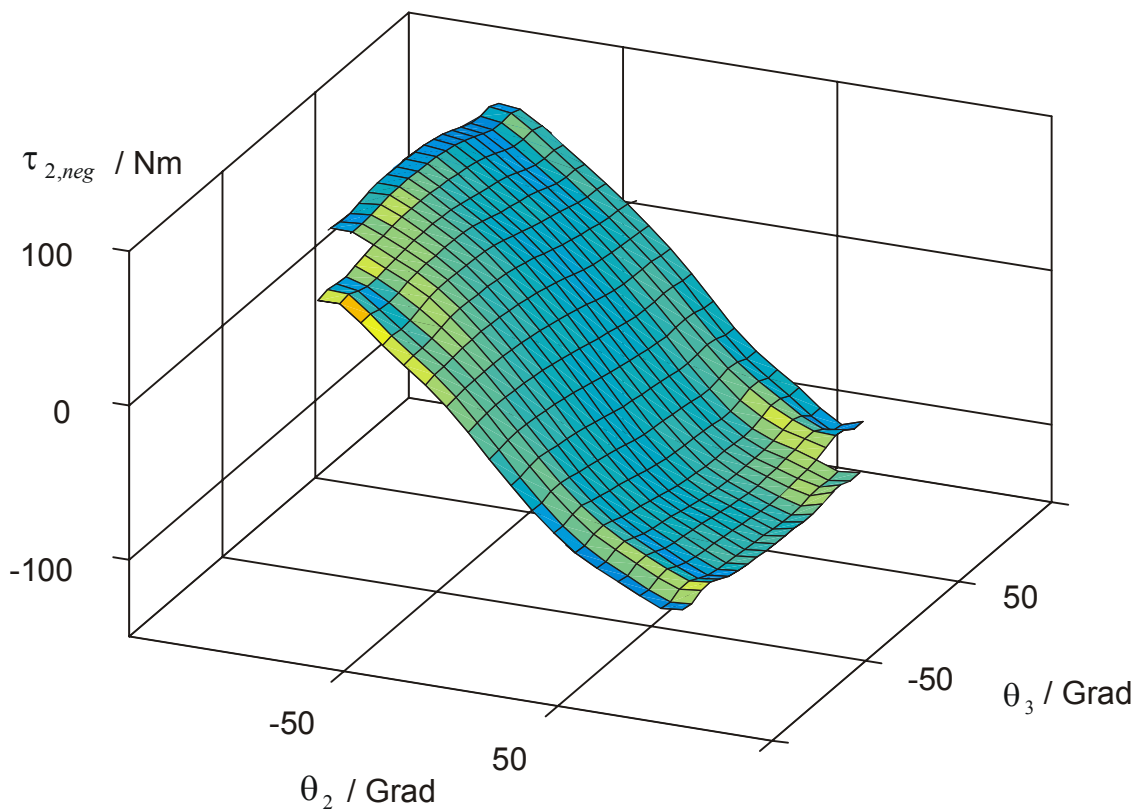
### 5.3 Neuronale Interpolation der diskretisierten Getriebeeffekte

Die gemessenen Drehmoment-Datenflächen werden in 4 neuronale RBF-Netze eintrainiert, um die räumlich diskretisierten Stützstellen zu einer kontinuierlichen Fläche zu interpolieren. Dies ist zulässig, da sich die statischen Drehmomente, zu denen auch die Gravitationseffekte zählen, nur mit einer sehr niederfrequenten sinoiden Abhängigkeit vom jeweiligen Gelenkwinkel ändern und durch Stützstellen im Abstand von 25 Grad hinreichend gut abgetastet werden können ([Beerhold 95]). Als Netzarchitektur wurden in dieser Arbeit RBF-Netze gewählt, da man bei diesem Netztyp anhand der Neuronenzahl und -Position den Konfigurationsraum mit guter Sicherheit abdecken kann, was bei MLP-Netzen nicht direkt gewährleistet ist. Leider besteht bei RBF-Netzen andererseits das bekannte Problem, dass mit der Anzahl der Netz-Eingänge der Rechenaufwand zur Auswertung des Netzes exponentiell anwächst. Bei dem hier zweidimensionalen Approximationsproblem hält sich dieser Effekt in erträglichen Grenzen. Die Trainingsdaten müssen sehr sorgfältig aus den einzelnen Messungen extrahiert werden, damit keine Ausreißer das Netz unnötig verfälschen. Insbesondere ist bei der Auswahl der Trainingsdaten darauf zu achten, dass sich die jeweiligen Antriebe im gewünschten Umklappzustand befinden. Das Training der RBF-Netze durch die gemessenen Datensätze wurde mit Hilfe eines Gradientenverfahrens durchgeführt und war nach ca. 10 Trainingsschritten hinreichend genau. Aus den unter MATLAB trainierten Netzen und den daraus resultierenden Neuronengewichten wurde eine entsprechende C++ Headerdatei generiert, die im Manipulator-Simulationssystem verwendet wurde.



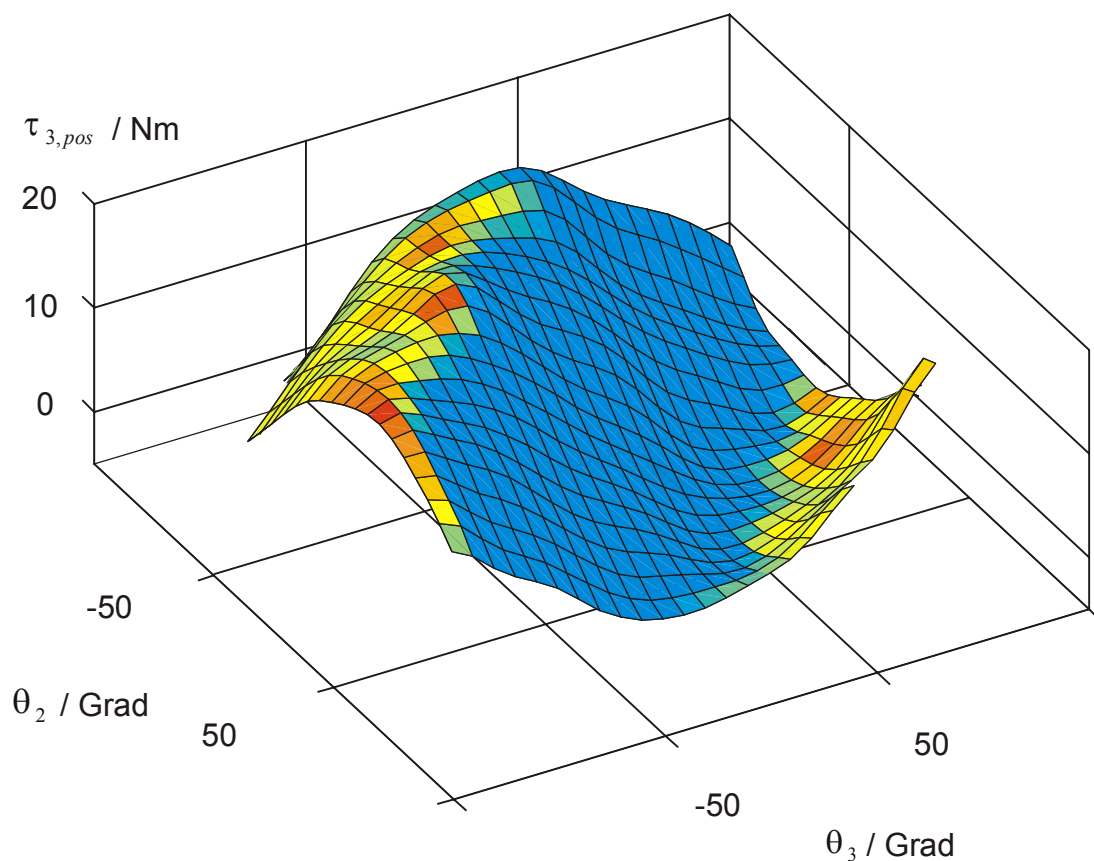


**Bild 5.5:** Neuronale Interpolation des statischen Drehmoments  $\tau_{2, pos}$  für Achse 2 und positive Drehrichtung in Abhängigkeit von  $\theta_2$  und  $\theta_3$ .

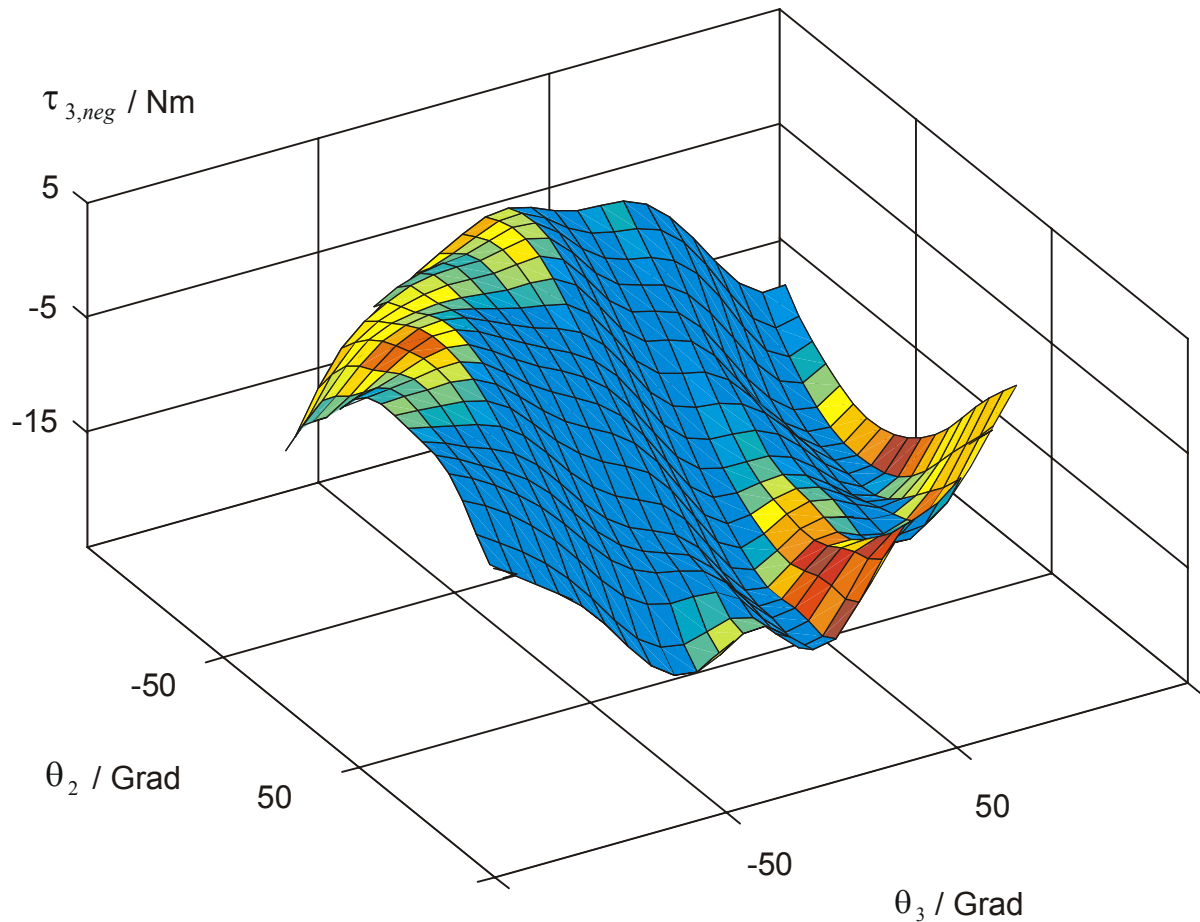


**Bild 5.6:** Neuronale Interpolation des statischen Drehmoments  $\tau_{2, neg}$  für Achse 2 und negative Drehrichtung in Abhängigkeit von  $\theta_2$  und  $\theta_3$ .

In Bild 5.5 ist die neuronal interpolierte Drehmomentenfläche für positive Drehrichtung von Achse 2 dargestellt, während in Bild 5.6 die interpolierte Drehmomentenfläche für negative Drehrichtung von Achse 2 zu sehen ist. Der Vergleich der beiden Darstellungen lässt erhebliche Unterschiede bezüglich des Drehmomentenbetrages von Achse 2 erkennen (bis zu 60 Nm). Diese Sprunghöhe ist auch in Bild 5.1.B erkennbar und besteht in dieser Größenordnung für einen großen Teil des Gelenkraumes. Signifikant ausgeprägt ist auch die sinoide Struktur der Drehmomentenflächen durch die einwirkenden Gravitationsdrehmomente, die in diesen Messdaten implizit enthalten sind, sodass die analytische Gravitationskompensation implizit substituiert wird. In den Bildern 5.7 und 5.8 ist der korrespondierende Sachverhalt für das Antriebsdrehmoment von Achse 3 dargestellt.



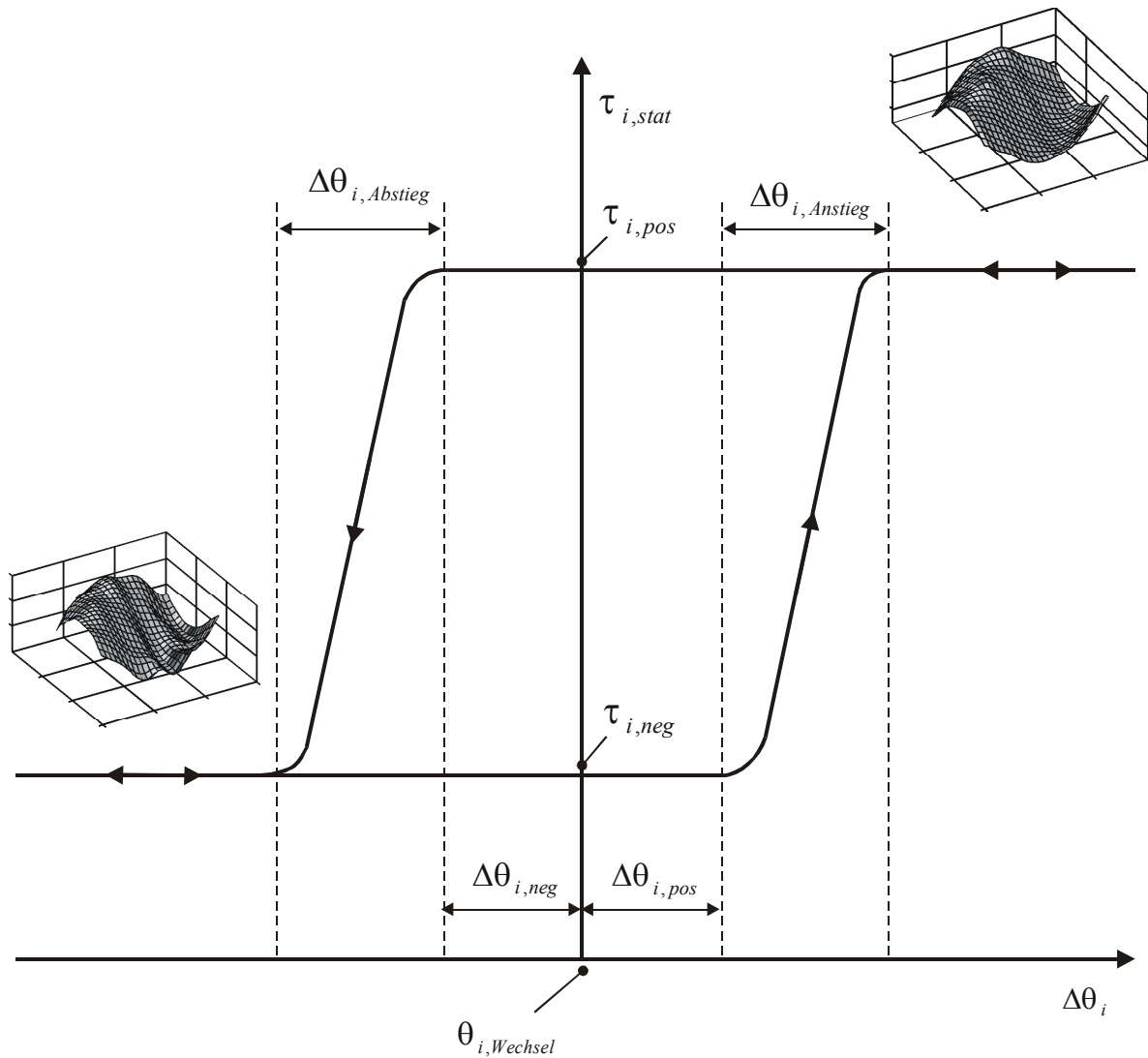
**Bild 5.7:** Neuronale Interpolation des statischen Drehmoments  $\tau_{3,pos}$  für Achse 3 und positive Drehrichtung in Abhängigkeit von  $\theta_2$  und  $\theta_3$ .



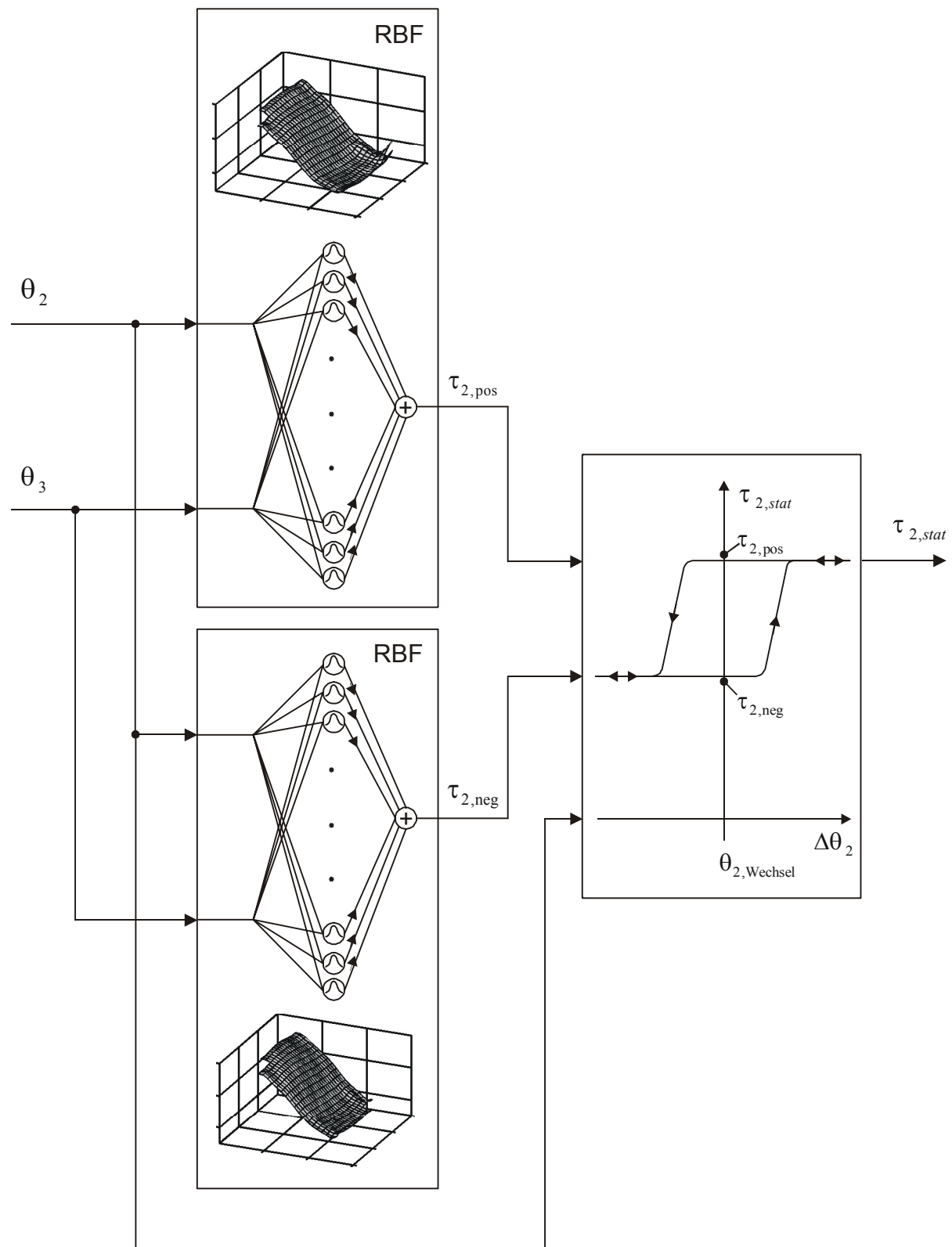
**Bild 5.8:** Neuronale Interpolation des statischen Drehmoments  $\tau_{3,neg}$  für Achse 3 und negative Drehrichtung in Abhängigkeit von  $\theta_2$  und  $\theta_3$ .

## 5.4 Modellierung des mechanischen Umschaltverhaltens der Gelenkantriebe

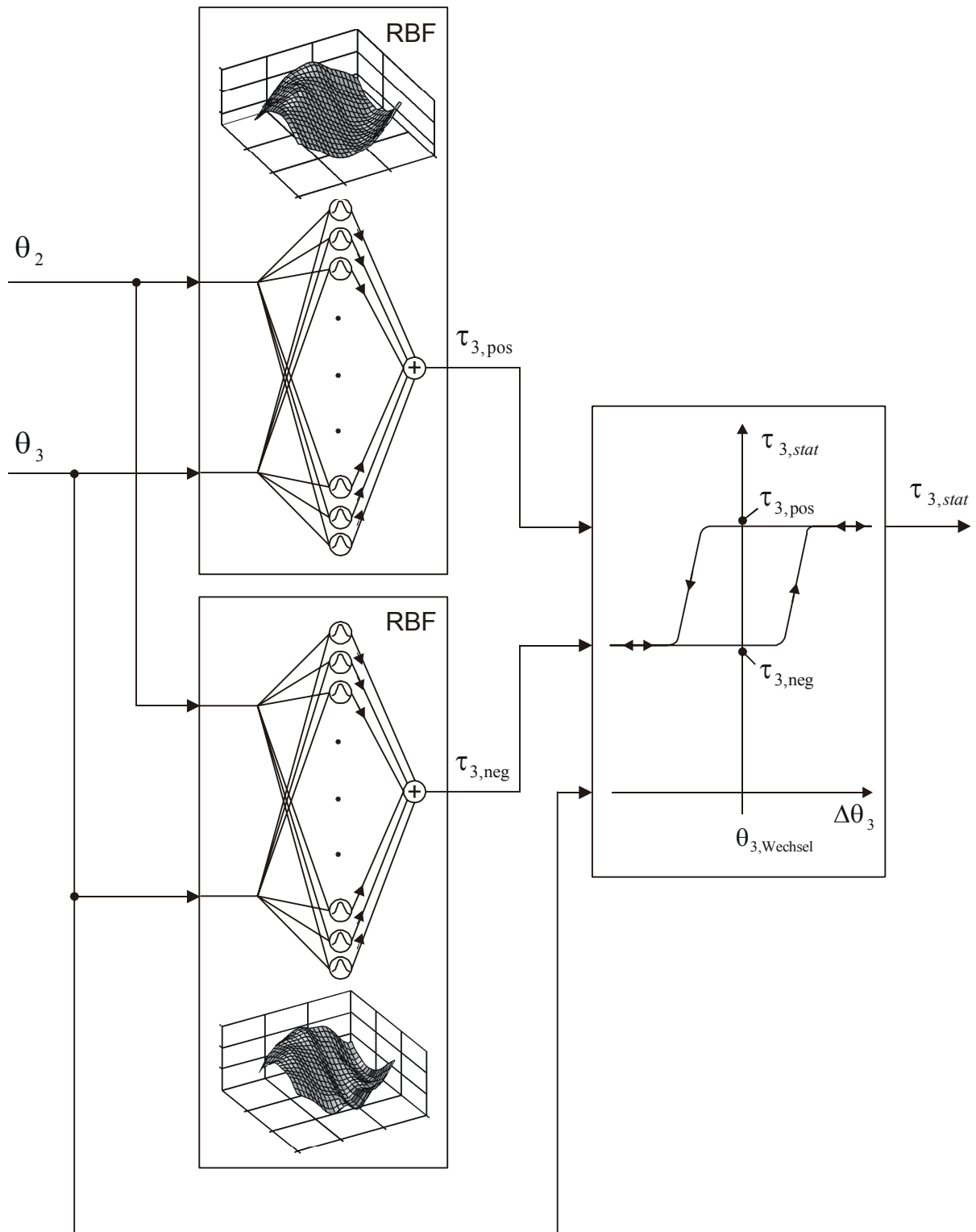
Neben der Modellierung der jeweiligen statischen Gelenkdrehmomente für die entsprechenden Drehrichtungen in Form von neuronalen Netzen ist es notwendig, eine entsprechende Umschaltstrategie für Drehrichtungsänderungen zu implementieren. Dies wird durch eine Hysterese (Bild 5.9) realisiert, die in guter Näherung dem realen Verhalten der Antriebe entspricht. In Bild 5.10 ist für Antriebsachse 2 die gesamte Umschaltstruktur dargestellt, während Bild 5.11 den Sachverhalt für Achse 3 präsentiert.



**Bild 5.9:** Detaillierte Struktur der Umschalt-Hysterese zwischen den neuronalen Netzen für positive und negative Drehrichtung.  $\theta_{i,Wechsel}$  kennzeichnet den Winkelwert, bei dem Gelenk  $i$  die Drehrichtung wechselt und wird bei jedem Drehrichtungswechsel aktualisiert.  $\Delta\theta_i$  - bei jedem Drehrichtungswechsel auf Null gesetzt - gibt an, wie weit sich das betrachtete Gelenk  $i$  schon von  $\theta_{i,Wechsel}$  fortbewegt hat. Beim Wechsel von negativer zu positiver Drehrichtung wird - dem unteren Hysteresezweig folgend - nach einer relativ kleinen Winkeländerung  $\Delta\theta_{i,pos}$  von dem für negative Richtung benutzten RBF-Netz auf das RBF-Netz der positiven Gelenk-Drehrichtung umgeschwenkt. Diese Umschaltung ist nach Fortbewegung um  $\Delta\theta_{i,Anstieg}$  abgeschlossen und rastet dann im oberen Hysteresezweig ein. Für negative Drehrichtungsänderung gilt der analoge Zusammenhang.



**Bild 5.10:** Gesamte Umschaltstruktur mit neuronalen Netzen für das statische Gelenkantriebsmoment  $\tau_{2,stat}$  in Achse 2 in Abhängigkeit von  $\Delta\theta_2$  und den aktuellen Gelenkwinkelstellungen  $\theta_2$  und  $\theta_3$ .



**Bild 5.11:** Gesamte Umschaltstruktur mit neuronalen Netzen für das statische Gelenkantriebsmoment  $\tau_{3,stat}$  in Achse 3 in Abhängigkeit von  $\Delta\theta_3$  und den aktuellen Gelenkwinkelstellungen  $\theta_2$  und  $\theta_3$ .

## Kapitel 6

### Simulation des sensorlosen Regelkreises mit Manipulator

Um eine sinnvolle Reglereinstellung für das reale Robotersystem zu ermitteln, ist es notwendig, eine Voreinstellung der Regler in der Simulation durchzuführen. Hierfür sprechen zwei Gründe: Einerseits ist der Betrieb des Kraftregelsystems mit vorher nicht simulierten Reglerparametern mit einem großen Risiko für die Roboteranlage verbunden, da nur ein sehr schmales Stabilitätsfenster besteht. Andererseits ist es an der realen Anlage aus Echtzeitgründen nicht möglich, den kompletten Satz an interessierenden Zustandsgrößen herauszuführen, weil enorme Datenmengen anfallen, die nicht im Rahmen des kurzen Echtzeittaktes auf ein Speichermedium übertragen werden können. In der Simulation ist das hingegen unproblematisch. Außerdem können in der Simulation beliebig viele Zustandsgrößen herausgeführt und sehr anschaulich visualisiert sowie Zustände des Systems dargestellt werden, die an der realen Anlage gar nicht oder nur schwer messbar sind.

#### 6.1 Inverses Dynamikmodell des Manipulators

Zur Entwicklung der Simulationsumgebung des Manipulators ist zunächst dessen inverses Dynamikmodell zu bestimmen.

$$\tau = M(\theta)\ddot{\theta} + h(\theta, \dot{\theta}) + g(\theta) \quad (6.1)$$

Es besteht einerseits aus Massenträgheitsmatrix  $M(\theta)$ , Coriolis-/Zentrifugalvektor  $h(\theta, \dot{\theta})$  und Gravitationsvektor  $g(\theta)$ .

Die Komponenten dieses Dynamikmodells können über einen Energieansatz nach Lagrange bestimmt werden, bei dem die Differenz

$$L(\theta, \dot{\theta}, t) = W_{kin} - W_{pot} \quad (6.2)$$

aus potentieller und kinetischer Energie des Manipulators genutzt wird. Die Energiedifferenz  $L(\theta, \dot{\theta}, t)$  geht in die Lagrange-Gleichung

$$\frac{\partial}{\partial t} \left( \frac{\partial}{\partial \dot{\theta}} L(\theta, \dot{\theta}, t) \right) - \frac{\partial}{\partial \theta} L(\theta, \dot{\theta}, t) = \tau \quad (6.3)$$

ein, die die gleiche Struktur wie die Gleichung der inversen Dynamik (6.1) besitzt. Die Lagrange-Gleichung kann durch Koeffizientenvergleich auf eine Struktur gemäß der ausmultiplizierten Form der inversen Dynamikgleichung 6.1 gebracht werden. Terme, die beispielsweise die Winkelbeschleunigung  $\ddot{\theta}$  enthalten, gehören zur Massenmatrix  $M(\theta)$ , wobei die Symmetrieeigenschaft von  $M(\theta)$  zur Trennung der einzelnen Matrixelemente zu nutzen ist. Nachdem  $M(\theta)$  bestimmt wurde, können die Elemente des Coriolisvektors  $h(\theta, \dot{\theta})$ , die ja die Winkelgeschwindigkeit  $\dot{\theta}$  enthalten müssen, extrahiert werden. Die übrigen Elemente, die dann ausschließlich von  $\theta$  abhängen, gehören zum Gravitationsvektor  $g(\theta)$ . Die Bestimmung der Energiedifferenz  $L(\theta, \dot{\theta}, t)$  stellt hierbei einen erheblichen Rechenaufwand dar, der für einen Sechs-Gelenk-Manipulator nur noch mit symbolischen mathematischen Hilfswerkzeugen wie *Mathematica* oder *Maple* zu bewältigen ist. Das Gleiche gilt für die Bestimmung der Lagrange-Gleichung (6.3). In dieser Arbeit konnte auf das bei [Beerhold 95] verwendete Dynamikmodell des Manipulators *Manutec R2* zurückgegriffen werden, das eine Reduktion enthält, die den Rechenaufwand der Simulation minimiert. In das inverse Dynamikmodell sind noch weitere Komponenten einzubeziehen, die sich aus realen Messungen am Robotersystem ableiten lassen. Dies sind z.B. Viskositätsreibung  $f_v(\dot{\theta})$  und Coulombreibung  $f_c(\theta, \dot{\theta})$ . Bei Kontakt des Endeffektors mit der Umgebung sind zusätzliche Drehmomente  $J^T(\theta) \cdot F$  durch Krafteinwirkung zu berücksichtigen.



Die inverse Dynamikgleichung erweitert sich dann zur in der Simulation verwendeten Form

$$\tau = M(\theta)\ddot{\theta} + h(\theta, \dot{\theta}) + g(\theta) + f_c(\theta, \dot{\theta}) + f_v(\dot{\theta}) + J^T(\theta) \cdot F(\theta, t) \quad . \quad (6.4)$$

## 6.2 Neuronale Modellierung der Getriebeeffekte und des Gravitationsanteils

Der Gravitationsanteil wird in der Simulation zusammen mit den statischen Getriebeeffekten durch ein neuronales Netzsystem approximiert, da die Gelenke des Manipulators ein mit Hysterese behaftetes, schaltendes Verhalten aufweisen. Die Hysterese ist besonders bei Gelenk-Antrieb 2 und 3 zu beobachten, da diese in fast jeder Konfiguration durch äußere Gravitationsmomente stark belastet sind. Dies führt zu Verspannungen in den Antrieben, sodass je nach Drehrichtung und äußerem Gravitationsdrehmoment hohe Offsets (bis zu 60 Nm) im statischen Drehmoment auftreten, die aber nicht mit der Coulomreibung zu verwechseln sind. Da das Gravitationsdrehmoment gleichfalls statischen Charakter besitzt, werden diese Verspannungsanteile dem Gravitationsmoment zugeschlagen und gleichzeitig mit diesem am Roboter für verschiedene Gelenkkonfigurationen gemessen, was in Kapitel 5 detailliert beschrieben wurde.

## 6.3 Inkrement-Encoder der Gelenkantriebe

Ein wichtiger Effekt (Rauschen des Winkelgeschwindigkeitssignals) wird in der Realität durch die diskretisierten Winkelsignale - die von den Inkrement-Encodern der einzelnen Gelenkantriebe geliefert werden - erzeugt, weshalb diese Diskretisierung auch in der Simulation hinreichend gut nachzubilden ist.

Dieser Effekt wurde durch ein Rundungsverfahren

$$\theta_{enc} = \begin{bmatrix} \text{round}\left(\frac{\theta_1}{\text{solution}_1}\right) \cdot \text{solution}_1 \\ \vdots \\ \text{round}\left(\frac{\theta_6}{\text{solution}_6}\right) \cdot \text{solution}_6 \end{bmatrix} \quad (6.5)$$

modelliert, das mit der Winkelauflösung  $\text{solution}_i$  ( $i = 1, \dots, 6$ ) der Inkrement-Encoder einen stufenförmigen Verlauf realisiert. Dieser ist für die differentielle Bestimmung der Winkelgeschwindigkeit der einzelnen Gelenke im Reglermodul von sehr großer Bedeutung, da durch diese Diskretisierung der Winkelsignale - verbunden mit der nachfolgenden numerischen Differentiation - ein nicht unbeträchtliches virtuelles Rauschen im Winkelgeschwindigkeitssignal generiert wird, gegen das der Roboterregler hinreichend robust auszulegen ist.

## 6.4 Lagrange-Multiplikatoren zur Kontakt-Objekt-Modellierung

Der Manipulator kontaktiert in der Realität harte, metallische Gegenstände, die in der Simulation realistisch zu modellieren sind. Die Simulation dieses - idealerweise - vollkommen elastischen, harten Metall-/Metall-Kontaktes lässt sich in verschiedener Weise realisieren. Ein bei [Koivo 89] beschriebener Ansatz besteht darin, die Geometrie der Kontaktobjekte in der Manipulatorgleichung mit Hilfe von Lagrange-Multiplikatoren abzubilden, was kurz skizziert wird. Die Kontaktobjekte werden bei diesem Ansatz in einer Matrix  $W$  als Geschwindigkeitsbedingung

$$W \cdot \dot{p} = 0 \quad (6.6)$$

definiert. Es gilt

$$\dot{p} = J(\theta) \cdot \dot{\theta} \quad (6.7)$$

Einsetzen von (6.7) in (6.6) liefert dann

$$\begin{aligned} W \cdot J(\theta) \cdot \dot{\theta} &= 0 \\ \Leftrightarrow J_w(\theta) \cdot \dot{\theta} &= 0 \end{aligned} \quad (6.8)$$

mit der Objekt-Jakobimatrix  $J_w(\theta)$ . Differentiation nach der Zeit liefert

$$\dot{J}_w(\theta) \cdot \dot{\theta} + J_w(\theta) \cdot \ddot{\theta} = 0 \quad (6.9)$$

Weiterhin gilt für die Dynamikgleichung des mechanisch eingeschränkten Systems

$$M(\theta)\ddot{\theta} + h(\theta, \dot{\theta}) + g(\theta) + f_c(\theta, \dot{\theta}) + f_v(\dot{\theta}) + J_w^T(\theta) \cdot \lambda = \tau \quad (6.10)$$

mit dem Lagrange-Multiplikator  $\lambda$ , der noch zu bestimmen ist, um die auf den Endeffektor dann wirkenden Kräfte zu erhalten. Zur Bestimmung von  $\lambda$  wird (6.10) zunächst nach der Winkelbeschleunigung

$$\ddot{\theta} = M^{-1}(\theta) [\tau - h(\theta, \dot{\theta}) - g(\theta) - f_c(\theta, \dot{\theta}) - f_v(\dot{\theta}) - J_w^T(\theta) \cdot \lambda] \quad (6.11)$$

aufgelöst und in (6.9) eingesetzt, sodass man die Beziehung

$$J_w(\theta) \cdot \dot{\theta} + J_w(\theta) \cdot M^{-1}(\theta) [\tau - h(\theta, \dot{\theta}) - g(\theta) - f_c(\theta, \dot{\theta}) - f_v(\dot{\theta}) - J_w^T(\theta) \cdot \lambda] \stackrel{!}{=} 0 \quad (6.12)$$

erhält. Gleichung (6.12) kann dann nach  $\lambda$  aufgelöst werden, sodass man den gesuchten Lagrange-Multiplikator in der Form

$$\begin{aligned} \lambda &= [J_w(\theta) \cdot M^{-1}(\theta) \cdot J_w^T(\theta)]^{-1} \cdot \\ &\quad \cdot \{ J_w(\theta) \cdot \dot{\theta} + J_w(\theta) \cdot M^{-1}(\theta) [\tau - h(\theta, \dot{\theta}) - g(\theta) - f_c(\theta, \dot{\theta}) - f_v(\dot{\theta})] \} \quad (6.13) \end{aligned}$$

erhält.

Mit der Gleichung (6.13) und dem Hilfsausdruck

$$J_w(\theta) = [\dot{W} \cdot J(\theta) + W \cdot \dot{J}(\theta)] \quad (6.14)$$

kann  $\lambda$  nun bestimmt werden und damit auch die gesuchte Kontaktkraft

$$F = W^T \cdot \lambda \quad (6.15)$$

am Endeffektor. Die Bestimmung der Matrix  $W$ , die die Modellierung der Kontaktumgebung enthält, ist nicht trivial und wird z.B. bei [Koivo 89] für ein einfaches mechanische System beschrieben. Problematisch ist, dass  $J_w(\theta)$  singulär werden kann, was bei der Invertierung in Gleichung (6.13) zu numerischen Problemen führen kann. Weiterhin beansprucht dieses Verfahren aufgrund der zahlreichen Invertierungen viel Rechenaufwand und erhöht dadurch die Simulationszeit.

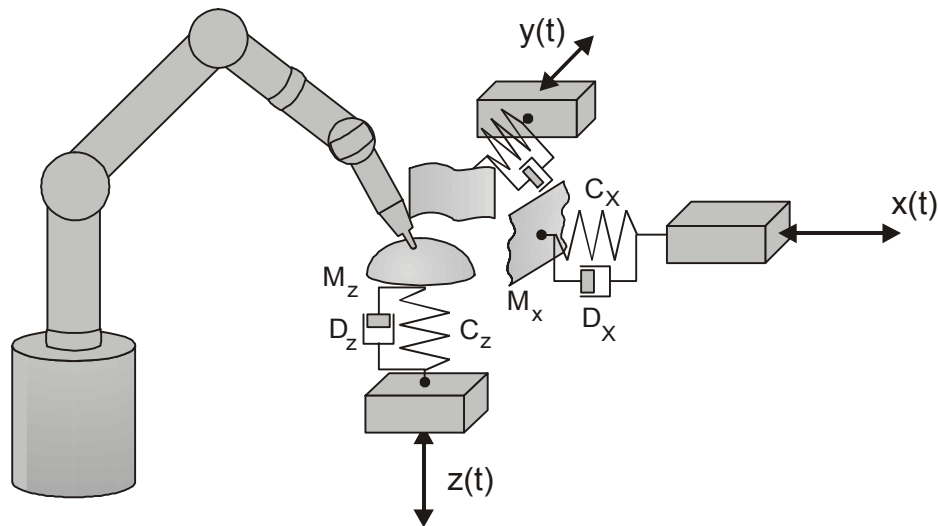
## 6.5 Infinit harte Federsysteme zur Kontakt-Objekt-Modellierung

Aus diesen Gründen wurde in dieser Arbeit ein anderer, schnellerer Ansatz gewählt, der eine anschaulichere Definition der Kontaktobjekte ermöglicht und vollständig ohne Invertierungen auskommt, was die Simulation erheblich beschleunigt. Dieser Ansatz generiert die auf den Endeffektor einwirkenden Kräfte über ein infinit hartes Federsystem das - in Abhängigkeit von der Winkelkonfiguration des Manipulators - eine kartesische Kraft am Endeffektor liefert. Für die generierten Kräfte gilt dann der Zusammenhang

$$F_x = C_x \cdot (x - x_0) + D_x \cdot \dot{x} \quad (6.16)$$

$$F_y = C_y \cdot (y - y_0) + D_y \cdot \dot{y} \quad (6.17)$$

$$F_z = C_z \cdot (z - z_0) + D_z \cdot \dot{z} \quad (6.18)$$



**Bild 6.1:** Generierung der simulierten Kraft durch unendlich harte Federn

Für den in der Realität meistens auftretenden harten Metall-/Metall-Kontakt verändern sich die Dämpfungen aufgrund der nahezu idealen Elastizität zu

$$D_x = D_y = D_z = 0 \quad (6.19)$$

und die Federkonstanten nehmen im Idealfall einen infinit hohen Wert an. In der Simulation wird eine Federkonstante des Kontaktmaterials von

$$C_x = C_y = C_z = 2.0 \cdot 10^6 \text{ N/m} \quad (6.20)$$

angesetzt, was ungefähr der Elastizität des realen Roboters Manutec r2 entspricht. Die Funktion zur Definition dieses Federmodells ist in der Simulationsumgebung für den Benutzer frei zugänglich und liefert die entsprechende Rückstellkraft am Endeffektor in Abhängigkeit davon, wie weit dieser in das Kontaktobjekt eingedrungen ist. Hierzu ist lediglich die Position des Endeffektors mit Hilfe der Vorwärtskinematik auszurechnen und zu überprüfen, ob und wie tief sich diese Position in einem Kontaktobjekt befindet. Mit diesem Ansatz können verschiedenste Objektgeometrien (Kugeln, gewellte Flächen, etc.) modelliert werden. Zusätzlich können die modellierten Hindernisse zeitlich bewegt werden, wodurch zum Beispiel das Anheben oder Schwenken eines Tisches simuliert werden kann. Dazu ist keine Invertierung der Jakobimatrix notwendig, sodass keine problematischen Singularitätseffekte bei der Kraftgenerierung auftreten.

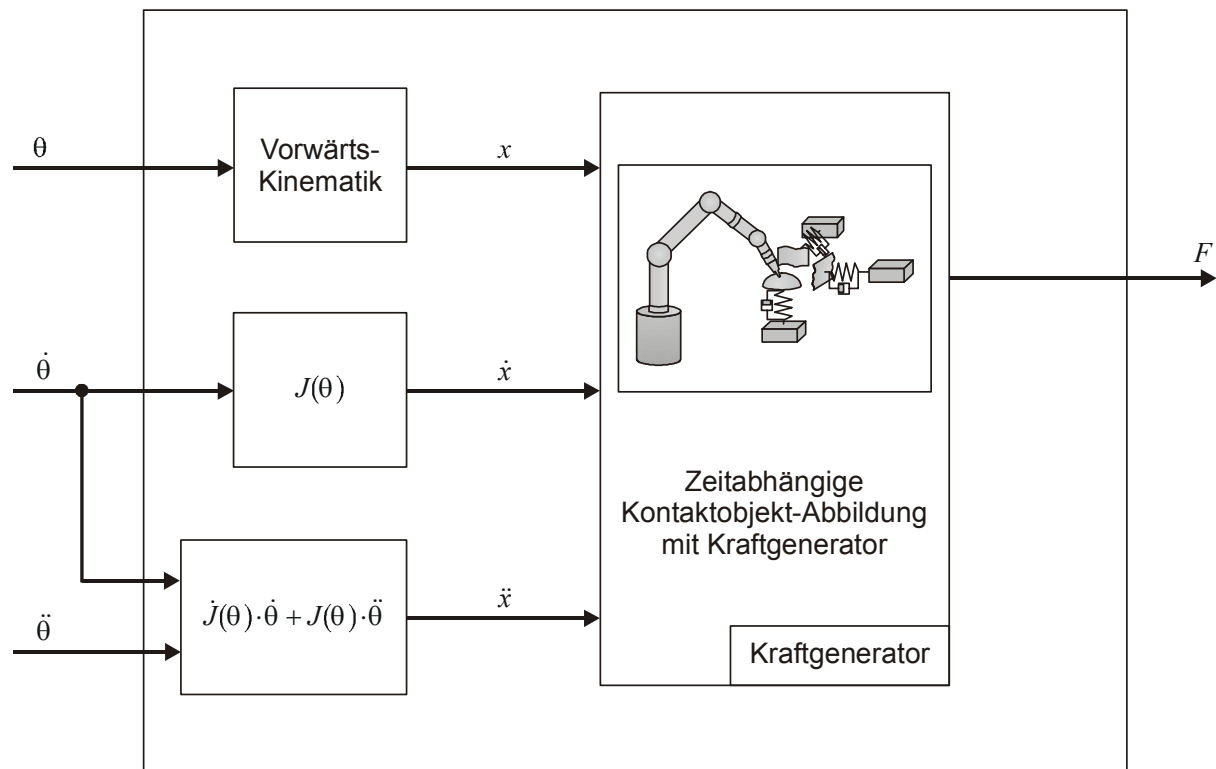
Es ergibt sich dann ein Ist-Kraftvektor der Form

$$F(\theta, t) = [F_x \quad F_y \quad F_z \quad T_x \quad T_y \quad T_z] \quad , \quad (6.21)$$

der mit der Beziehung

$$\tau_E = J^T(\theta) \cdot F(\theta, t) \quad (6.22)$$

in Gelenkwinkelmomente abgebildet und im nächsten Simulationsschritt in der Dynamikgleichung ausgewertet wird. In Bild 6.2 ist das resultierende Kraftgeneratorsystem dargestellt.



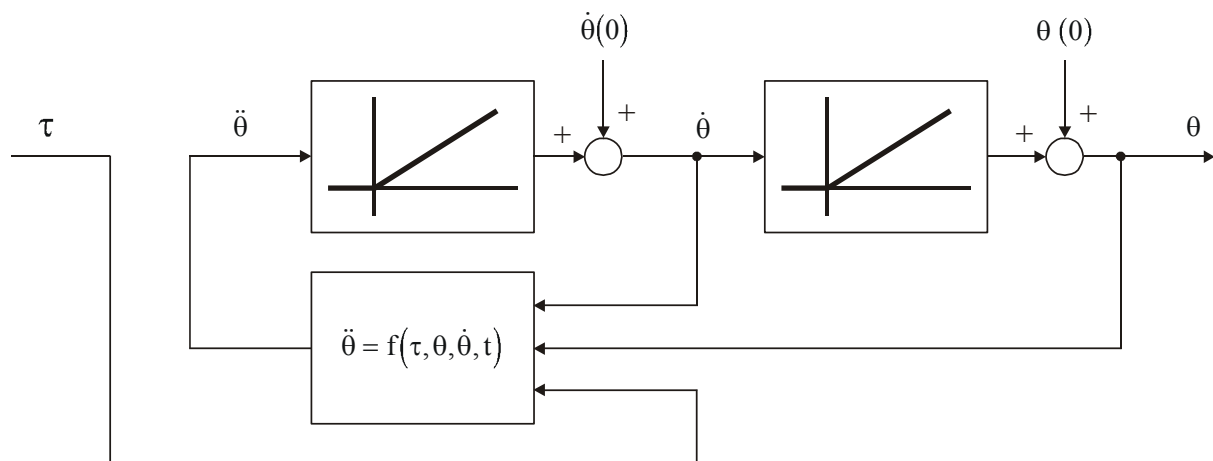
**Bild 6.2:** Kraftgenerator im Simulationssystem

## 6.6 Numerische Lösung des nichtlinearen, 12-dimensionalen Differentialgleichungssystems

Die Dynamikgleichung des Systems wird für die Simulation zunächst nach der höchsten Ableitung aufgelöst:

$$\begin{aligned}\ddot{\theta} &= M^{-1}(\theta) \cdot (\tau - h(\theta, \dot{\theta}) - g(\theta) - f_c(\theta, \dot{\theta}) - f_v(\dot{\theta}) - J^T(\theta) \cdot F(\theta, t)) \\ &= f(\tau, \theta, \dot{\theta}, t)\end{aligned}\quad (6.23)$$

Das resultierende, nichtlineare Differentialgleichungssystem  $f(\tau, \theta, \dot{\theta}, t)$  kann dann durch ein doppeltes Integrationsverfahren gelöst werden (Bild 6.3).



**Bild 6.3:** Struktur des gekoppelten DGL-Systems des Manipulators mit Integratoren

Um die Simulation in einem einzigen Integrationsschritt zu realisieren, wird eine Transformation in den Zustandsraum vorgenommen mit den einzelnen Zustandsvektoren

$$\begin{aligned}\chi_1 &= \theta \\ \chi_2 &= \dot{\theta}\end{aligned}\quad (6.24)$$

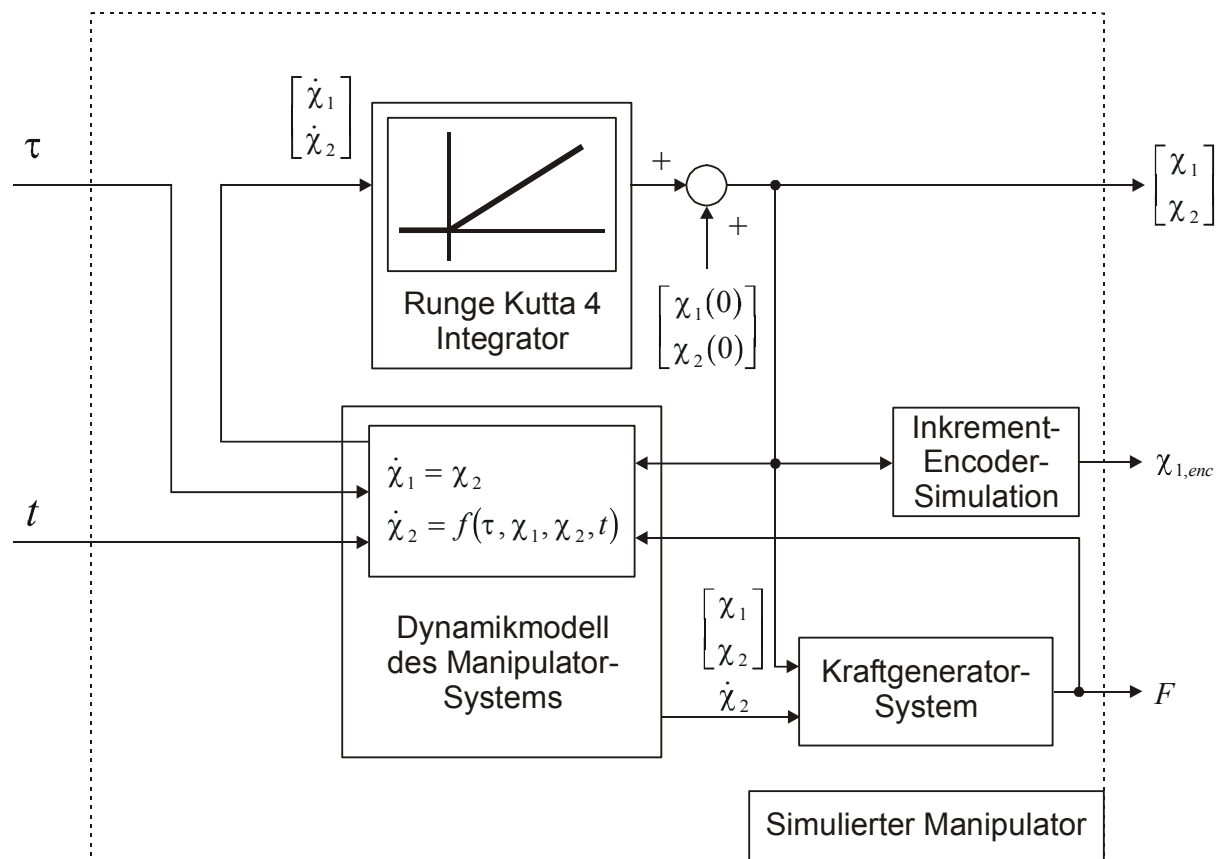
Diese ergeben zusammengefasst den 12-dimensionalen Zustandsvektor

$$\chi = \begin{bmatrix} \chi_1 \\ \chi_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \theta \\ \dot{\theta} \end{bmatrix} \quad (6.25)$$

Für die zeitliche Ableitung des Zustandsvektors gilt dann die nichtlineare Zustandsraumdarstellung

$$\dot{\chi} = \begin{bmatrix} \dot{\chi}_1 \\ \dot{\chi}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \chi_2 \\ M^{-1}(\chi_1) \cdot (\tau - h(\chi_1, \chi_2) - g(\chi_1) - f_c(\chi_1, \chi_2) - f_v(\chi_2) - J^T(\chi_1) \cdot F(\chi_1, t)) \end{bmatrix} \quad (6.26)$$

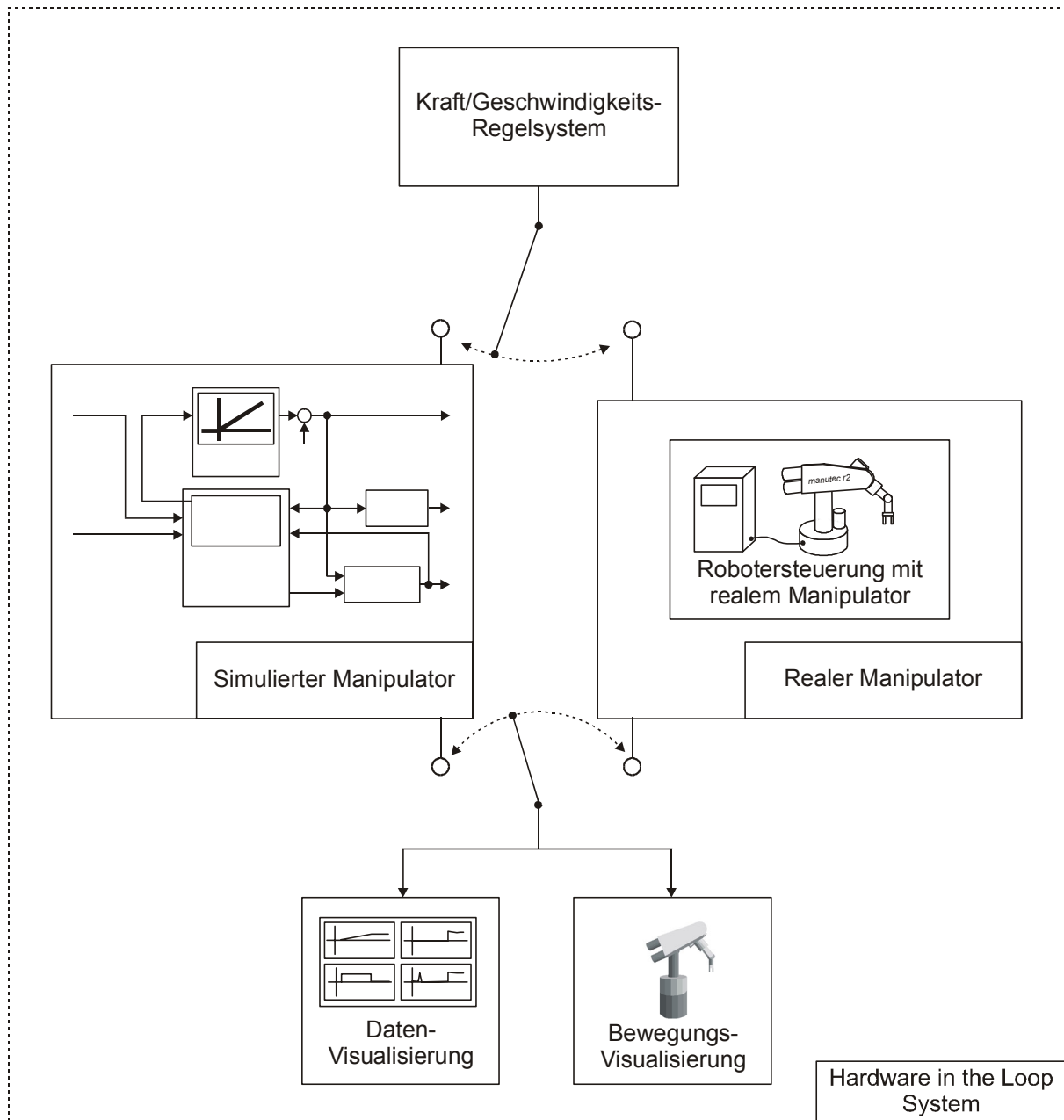
Daraus lässt sich die entsprechende Simulationsstruktur des Manipulators mit einem 12-dimensionalen Integrator realisieren, die in Bild 6.4 dargestellt ist und in das gesamte Simulationssystem eingebunden wird.



**Bild 6.4:** Simulationsstruktur des Manipulatorsystems in Zustandsraumdarstellung



Die Kombination aus Simulationssystem und realem Regelsystem ist in Bild 6.6 dargestellt.

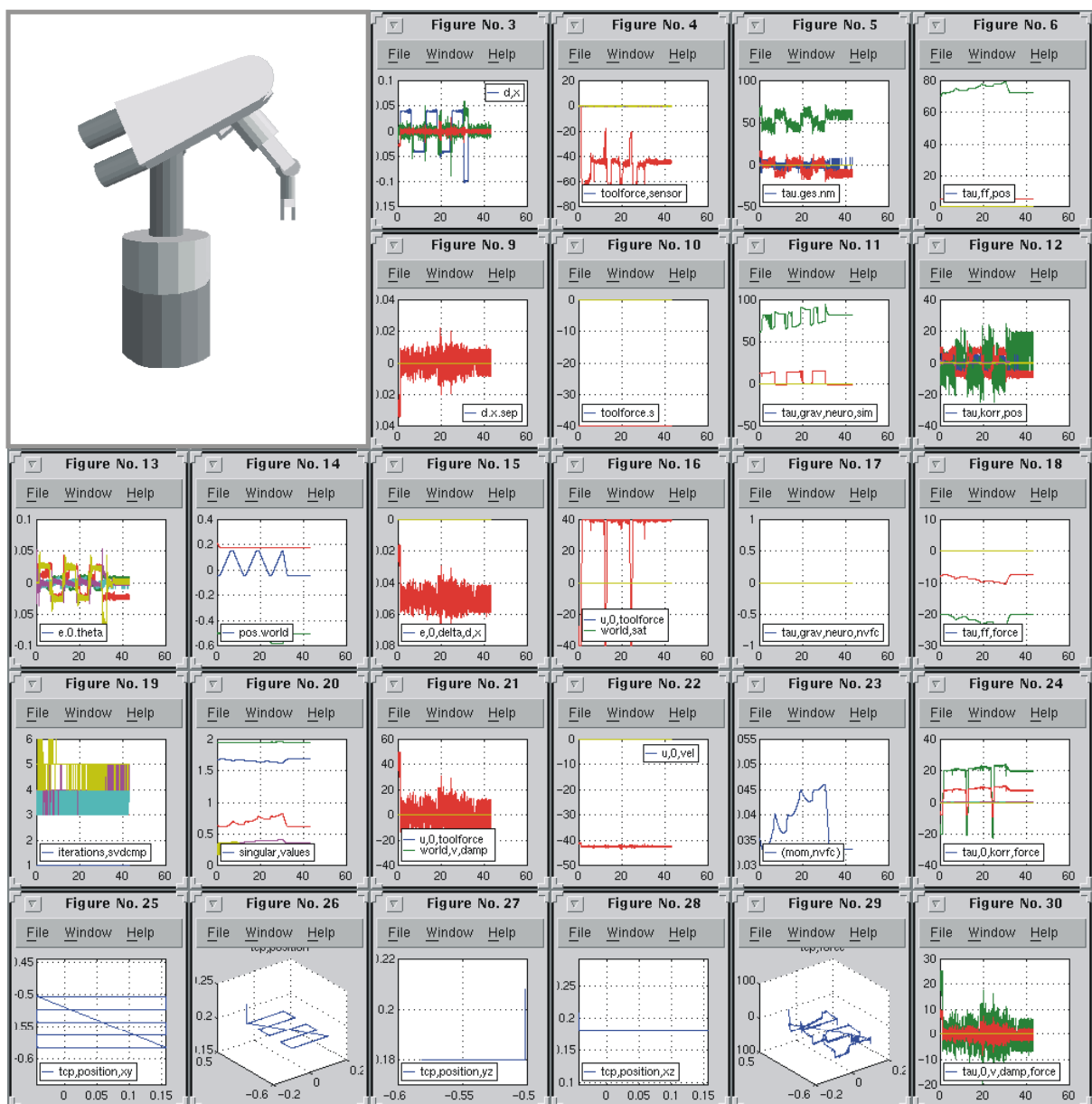


**Bild 6.5:** Simulationsumgebung und reales Robotersystem

Das Reglermodul kann von der Simulationsumgebung direkt auf das Echtzeitsystem kopiert und dort als Modul mit der realen Robotersteuerung gestartet werden.

## 6.6 Visualisierung der Mess- und Simulationsdaten

Zur Visualisierung können beliebig viele Datenfenster in einem in dieser Arbeit entwickelten Visualisierungsmodul definiert und verändert werden. Hierbei werden die Vorzüge der auf MATLAB aufsetzenden Umgebung genutzt, um rotierbare 3D-Grafiken oder Zoom-Funktionen zu implementieren. Es können sowohl Mess- als auch Simulationsdaten in der gleichen Darstellungsweise mit Animation visualisiert werden.

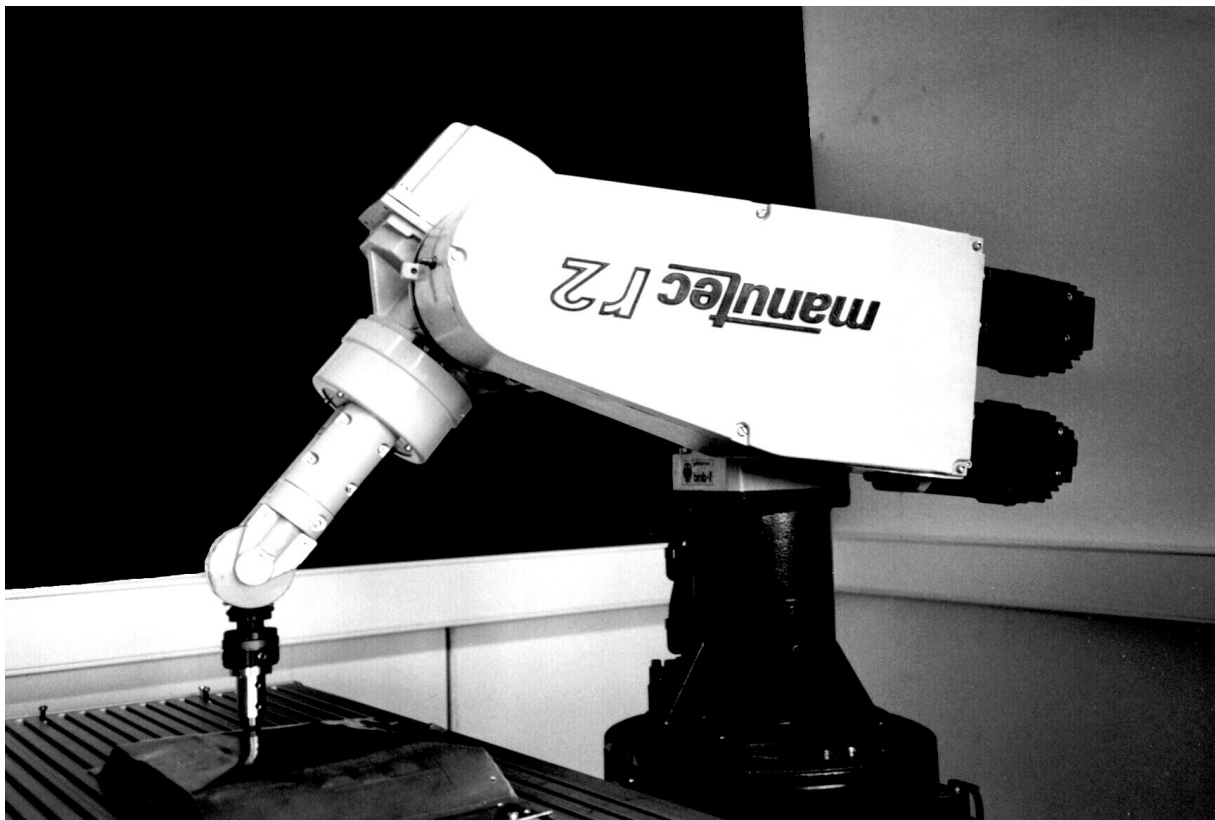


**Bild 6.6:** Beispiel der Visualisierung der gemessenen oder simulierten Systemdaten des Manipulators

## Kapitel 7

### Messergebnisse am physikalischen Manipulator

In diesem Kapitel folgen Messreihen zu unterschiedlichen Testsystemen. Das für die Praxis wohl relevanteste Testsystem ist in Bild 7.1 dargestellt. Es besteht aus einer unbekanntem, unregelmäßig geformten Metalloberfläche. Auf diese Oberfläche werden - zuvor in der Ebene vorgegebene Trajektorien - durch sensorlose Kraftregelung automatisch projiziert. Der Manipulator tastet dabei die Oberfläche kraftgeregelt ohne Kraft-/Momentensensor ab und hält permanent Kontakt bzw. stellt den Kontakt zu der Oberfläche wieder her, falls das Blech durch schnelles Absenken des Metalltisches vom Manipulator entfernt wird.



*Bild 7.1: Unregelmäßig geformte, unbekannte Metalloberfläche als Kontaktumgebung für die sensorlose Kraft-/Geschwindigkeitsregelung.*

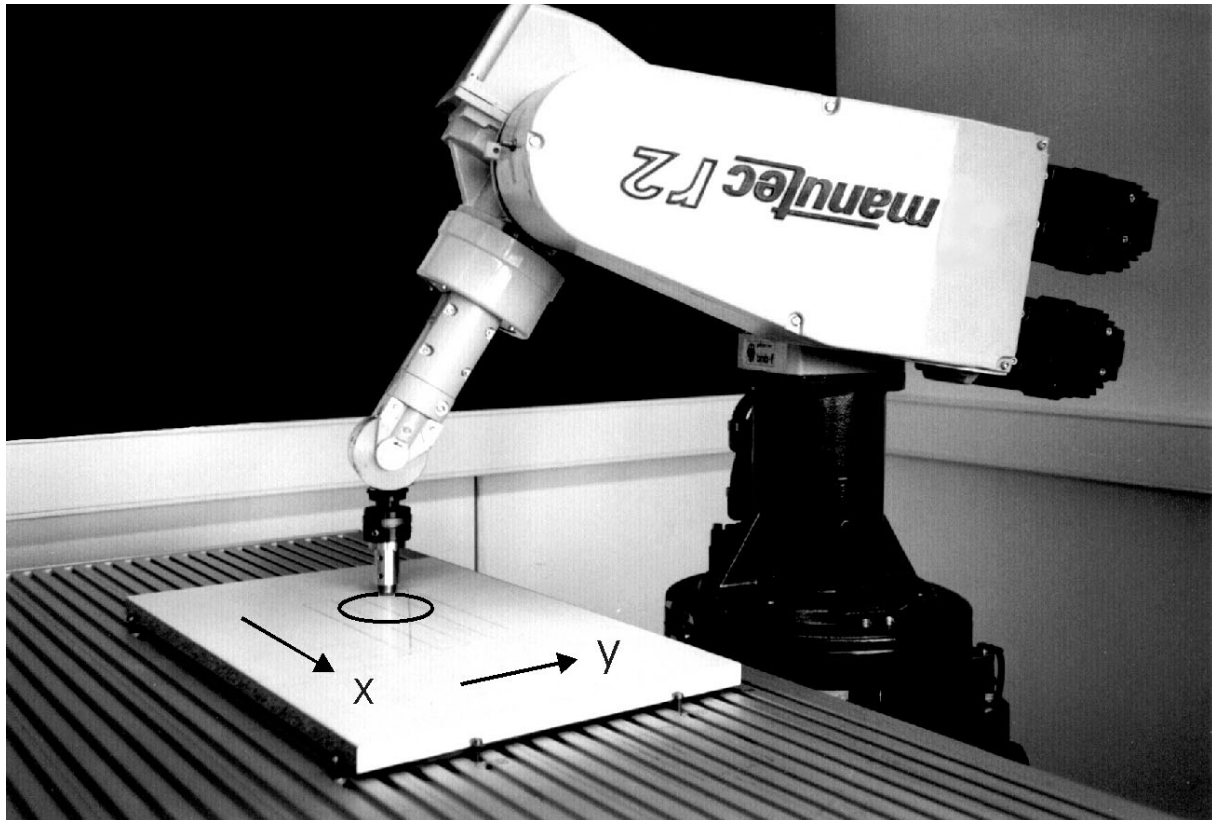
Die Kontaktkraft zur Oberfläche wird sensorlos durch die Motorströme und dazu proportionale Drehmomente in den Gelenkantrieben erzeugt und dadurch der Kontakt zur Oberfläche gehalten. Man erhält so eine höhere mechanische und elektromagnetische Robustheit des Manipulatorsystems, da der gegen elektromagnetische Störungen und mechanische Stöße hochsensible Kraft-/Momentensensor entfällt. Dies ist insbesondere für den Manipulatoreinsatz in elektromagnetisch belasteter Umgebung hochinteressant, wie zum Beispiel beim Lichtbogen- oder Punktschweißen in der Automobilfertigung, wo das permanente Zünden der Schweißlichtbögen extrem starke und breitbandige elektromagnetische Stör-Impulse direkt am Endeffektor freisetzt. Zudem könnte auch das dort herausgeführte hochempfindliche Sensor-Messkabel (siehe Bild 7.31) schnell durch Schweißfunken zerstört oder durch hervorstehende Metallteile abgerissen werden, sodass sich die Verfügbarkeit des Gesamtsystems stark reduzieren würde. Diese gravierenden Nachteile werden bei dem in dieser Arbeit verwendeten, kraftsensorfreien Kontaktverfahren vollständig vermieden. Insbesondere für das Schweißen oder Polieren der Blech-Karosserie eines Automobils, die große Toleranzen von einigen Millimetern aufweisen kann und mathematisch nur mit viel Aufwand zu beschreiben ist, stellt die sensorfreie Kraftsteuerung zur Kontakterhaltung während des Schweißvorganges eine attraktive Option dar, die es ermöglicht, auf kosten- und wartungsintensive Spezialwerkzeuge zur federnden Kontaktaufnahme zu verzichten. Der Manipulator erhält von der Steuerung eine Positions-Trajektorie in der xy-Ebene, während die Position in der z-Richtung nicht vorgegeben sondern durch das Kontaktobjekt und die Kraftregelung automatisch ermittelt wird.

In diesem Kapitel wird die in dieser Arbeit entwickelte Kraft-/Geschwindigkeitsregelung aus unterschiedlichen Blickwinkeln beleuchtet und mit der hier gleichfalls entwickelten sensorischen Variante der Kraft-/Geschwindigkeitsregelung verglichen. Hierbei wurden Trajektorien unterschiedlicher Charakteristik (Kreis, Mäander) auf unterschiedlichen Kontaktoberflächen untersucht, um die diversen Effekte anschaulich darstellen zu können.

## 7.1 Kreistrajektorie auf glatter Oberfläche

In diesem Beispiel wird zunächst ein Kreis als Positionstrajektorie in der xy-Ebene vorgegeben. Bei dieser Positionstrajektorie sind keinerlei Ecken vorhanden, sodass die

Positionsregler keine starken Beschleunigungen verursachen, die die Kraftregelung stören könnten. Außerdem wird hier eine glatte Oberfläche kontaktiert, sodass auch keinerlei Querkräfte auftreten. So kann man recht gut das eigentliche Verhalten der Kraftregelung untersuchen.



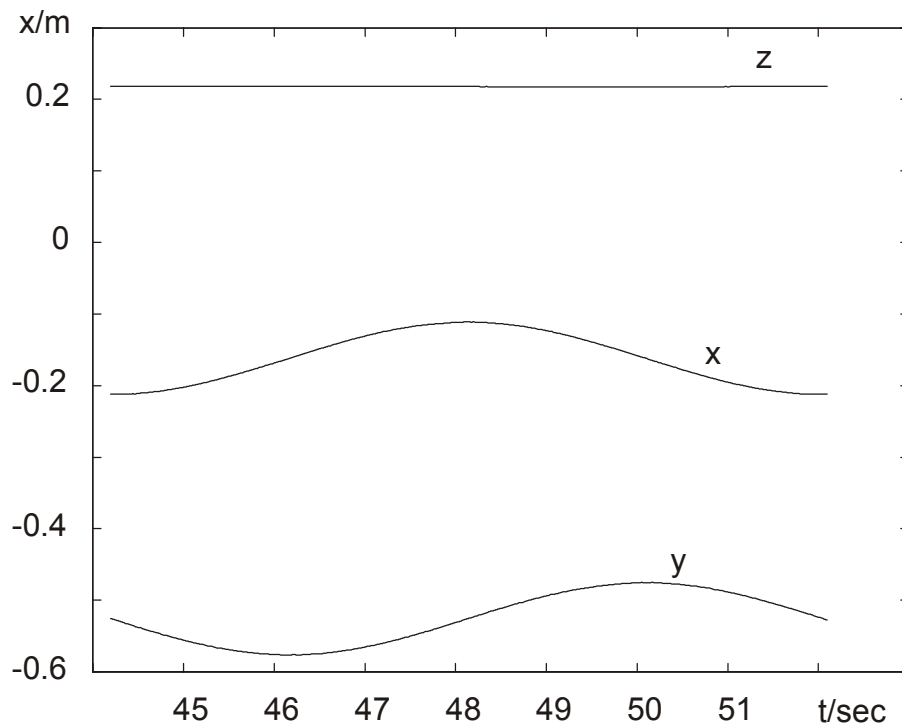
*Bild 7.2: Testsystem und Skizze der Kreistrajektorie, die mit Kraft-/Geschwindigkeitsregelung auf die ebene Oberfläche projiziert wurde.*

In den folgenden Abschnitten werden Messergebnisse sowohl für den *sensorischen* Fall als auch für den *sensorlosen* Fall der Kraft-/Geschwindigkeitsregelung diskutiert, um Vor- und Nachteile der jeweiligen Verfahren gegeneinander abzuwägen.

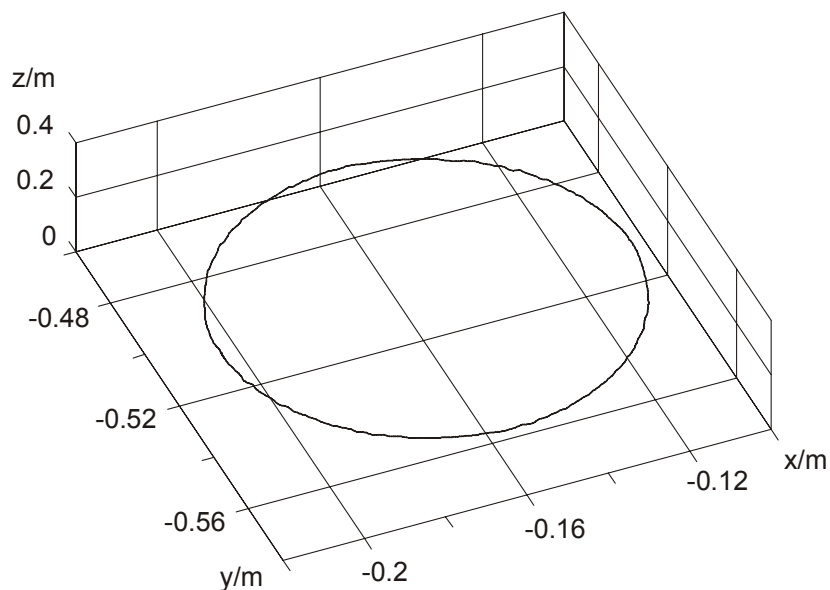
### **7.1.1 Kreis-Trajektorie auf glatter Oberfläche mit Sensor**

In Bild 7.3 sind zunächst für den sensorischen Fall die Positionstrajektorien in  $x$ -,  $y$ - und  $z$ -Richtung über der Zeit aufgetragen. Es ist erkennbar, dass der Kontakt zu der Oberfläche gehalten wird, d.h.  $z$  bleibt konstant, während  $x$  und  $y$  entsprechend einer Kreisbahn

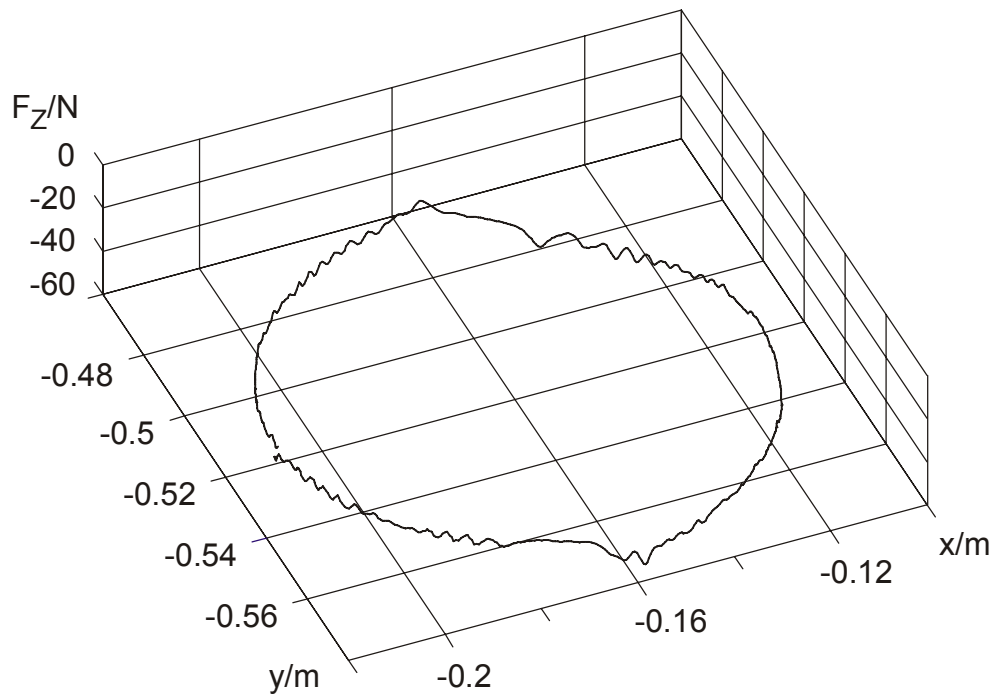
sinusförmig variiert werden. In Bild 7.4 ist die Positionstrajektorie in dreidimensionaler Form im Arbeitsraum dargestellt.



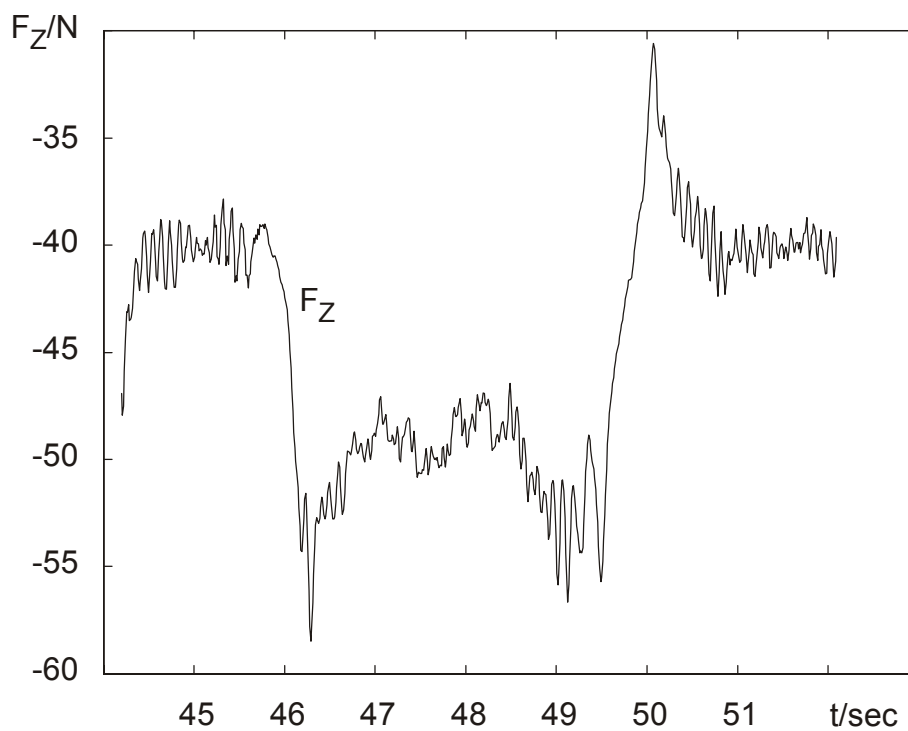
**Bild 7.3:** Zeitliche Positionstrajektorie des Endeffektors in  $x$ -,  $y$ - und  $z$ -Richtung bei sensorischer Variante. In der  $xy$ -Ebene ergibt sich ein Kreis während in der  $z$ -Richtung die Position per Kraft-/Geschwindigkeitsregelung der jeweiligen Oberfläche angepasst wird.



**Bild 7.4:** Räumliche 3D-Positionstrajektorie des Endeffektors im Arbeitsraum bei sensorischer Variante



**Bild 7.5:** Räumliche Krafttrajektorie in z-Richtung über der xy-Position des Endeffektors bei sensorischer Variante



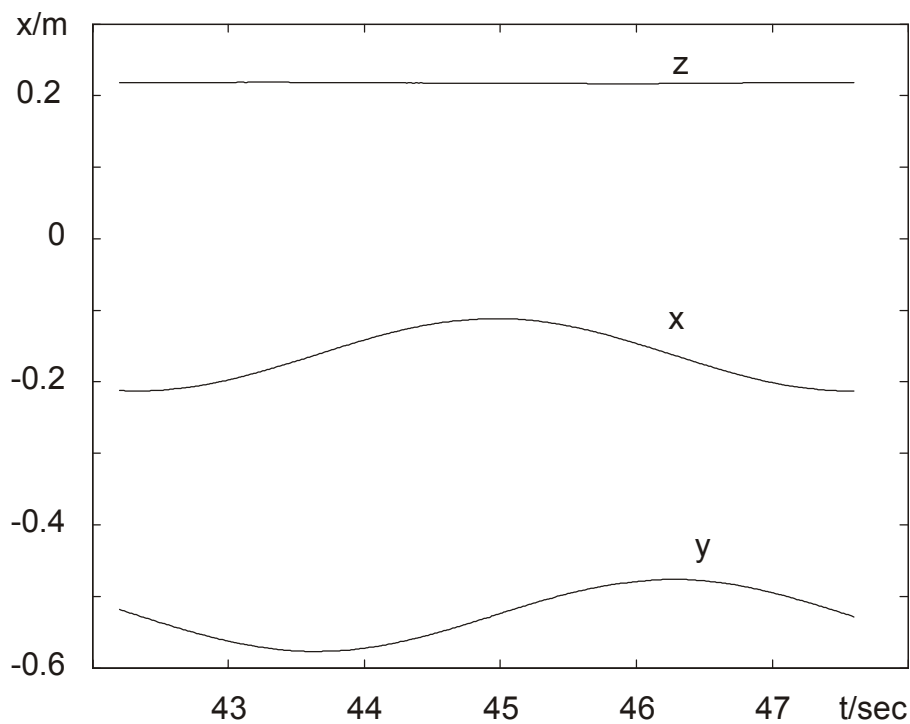
**Bild 7.6:** Zeitliche Krafttrajektorie ( $F_d = -40$  N) des Endeffektors in z-Richtung bei sensorischer Variante

In Bild 7.5 ist die z-Kraft über der xy-Position dargestellt. Bei der z-Kraft tritt an zwei markanten Stellen eine Stufe im Kraftverlauf auf, die durch Getriebeeffekte in Achse 2 und Achse 3 hervorgerufen wird. Der Getriebeeffekt wirkt in Form einer kontinuierlich anhaltenden Störung und verursacht eine entsprechende Regelabweichung in der Kraft, was in Bild 7.6 in der Krafttrajektorie etwas anschaulicher dargestellt ist. Sobald der Endeffektor jedoch zur Ruhe kommt, wird die Kraft wieder recht exakt auf den Sollwert von - 40N nachgeregelt.

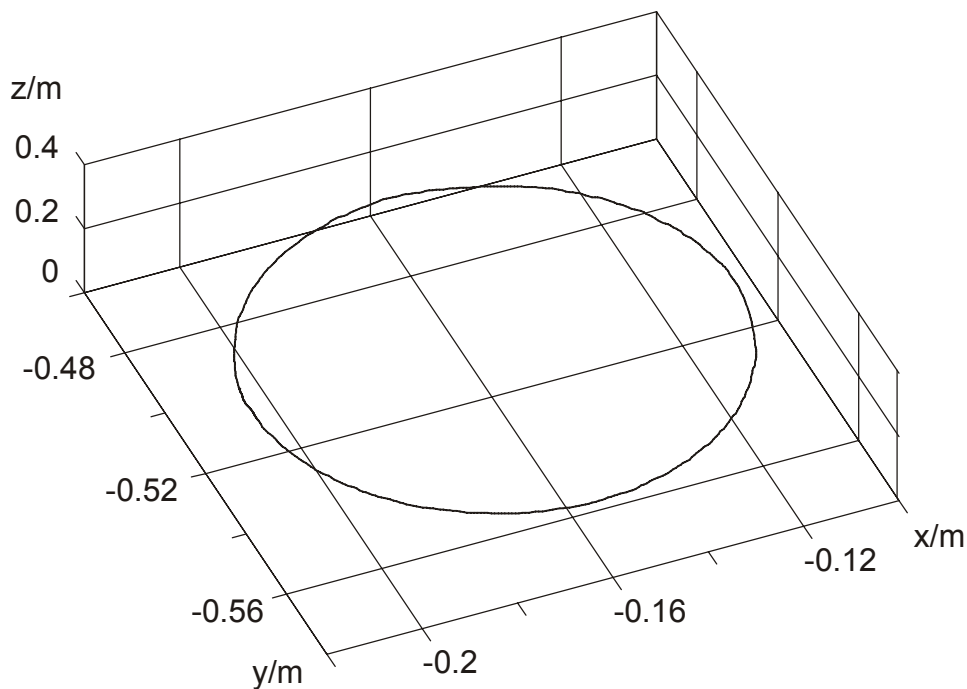
### **7.1.2 Kreis-Trajektorie auf glatter Oberfläche ohne Sensor**

Im Folgenden ist die sensorlose Variante der Kraft-/Geschwindigkeitsregelung dargestellt. Die Positionstrajektorie in Bild 7.7 wird nahezu identisch zum sensorischen Fall abgefahren, was auch in Bild 7.8 im Vergleich mit den Bildern 7.3 und 7.4 zu erkennen ist. In Bild 7.10 ist die Krafttrajektorie über der xy-Position dargestellt. Bei der sensorlosen Variante treten größere Kraftoffsets in Folge der Getriebeeffekte auf, da die Kraft hier nur über die Vorsteuerung erzeugt werden kann und entsprechende Modellabweichungen vollständig sichtbar werden. Bei Anwendungen, wie z.B. dem Abtasten von Oberflächen ist dieser Effekt jedoch nicht kritisch, solange die Kraft nicht auf Null zurückgeht. Man kann sich vorstellen, in späteren Arbeiten diese Getriebe-Effekte zu kompensieren, was in dieser Arbeit in der Simulation durchgeführt wurde. Allerdings ist die zuverlässige Identifikation des Umklapp-Zeitpunktes der Getriebe nicht trivial.

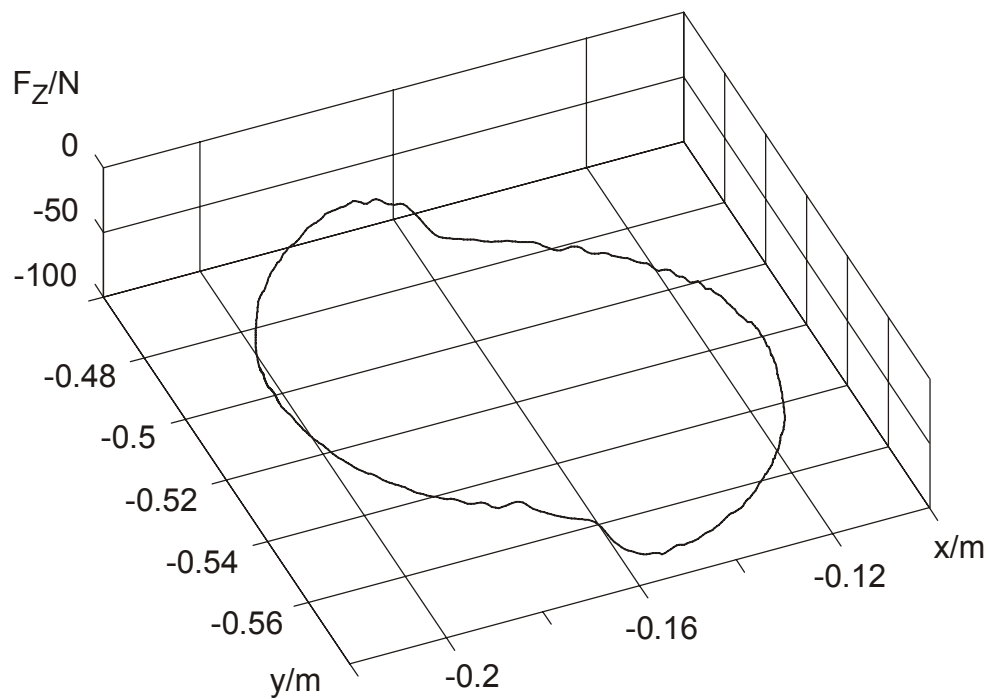




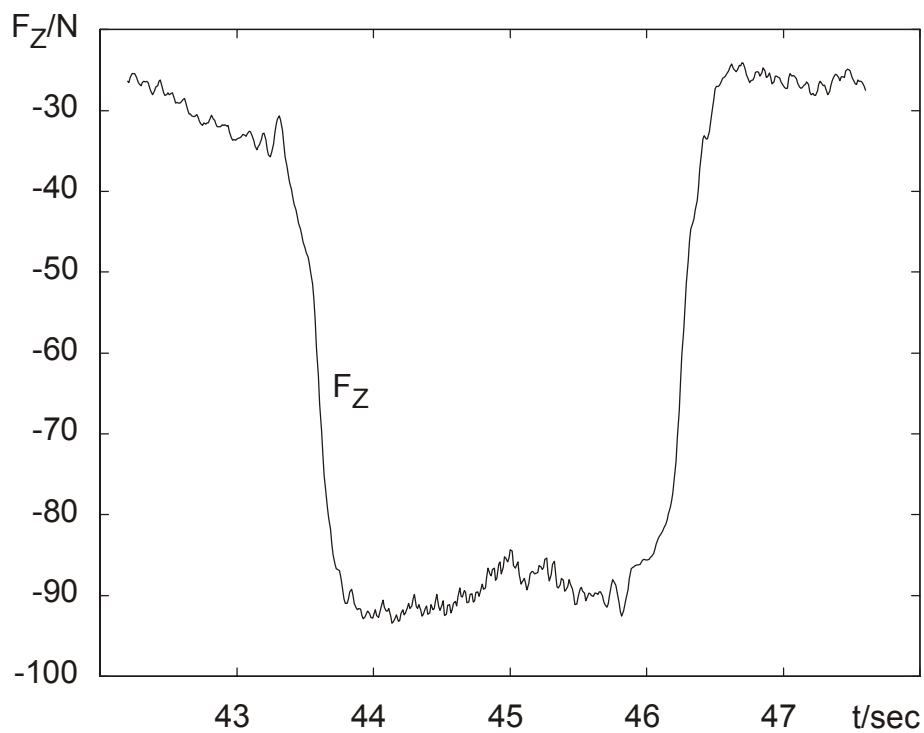
**Bild 7.7:** Zeitliche Positionstrajektorie des Endeffektors in  $x$ -,  $y$ - und  $z$ -Richtung über der Zeit bei sensorloser Kraftregelung. In der  $xy$ -Ebene ergibt sich ein Kreis, während in der  $z$ -Richtung die Position per sensorloser Kraft-/Geschwindigkeitsregelung der jeweiligen Oberfläche angepasst wird



**Bild 7.8:** Räumliche 3D-Positionstrajektorie des Endeffektors im Arbeitsraum bei sensorloser Kraftregelung



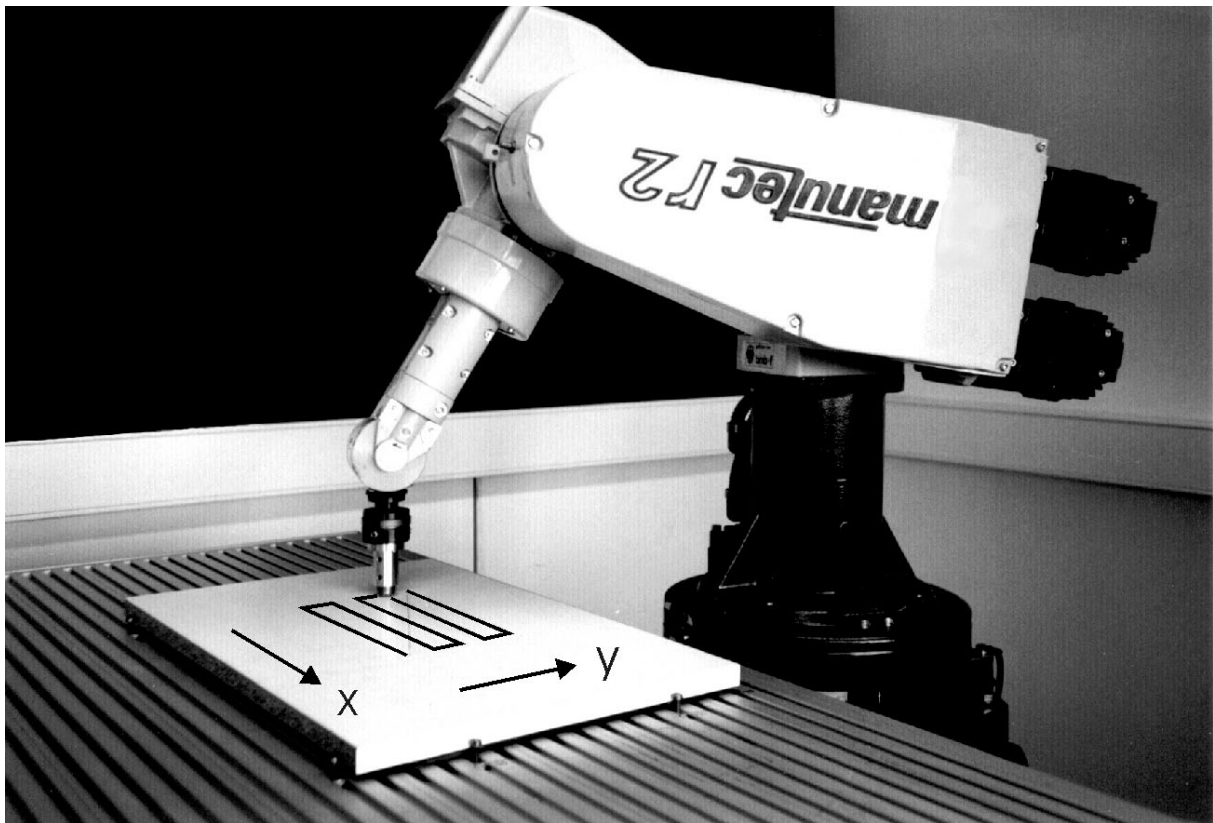
**Bild 7.9:** Krafttrajektorie in  $z$ -Richtung über der  $xy$ -Position des Endeffektors bei sensorloser Kraft-/Geschwindigkeitsregelung



**Bild 7.10:** Krafttrajektorie ( $F_d = -40$  N) des Endeffektors in  $z$ -Richtung über der Zeit bei sensorloser Kraft-/Geschwindigkeitsregelung

## 7.2 Eckige Trajektorie auf glatter Kontaktfläche

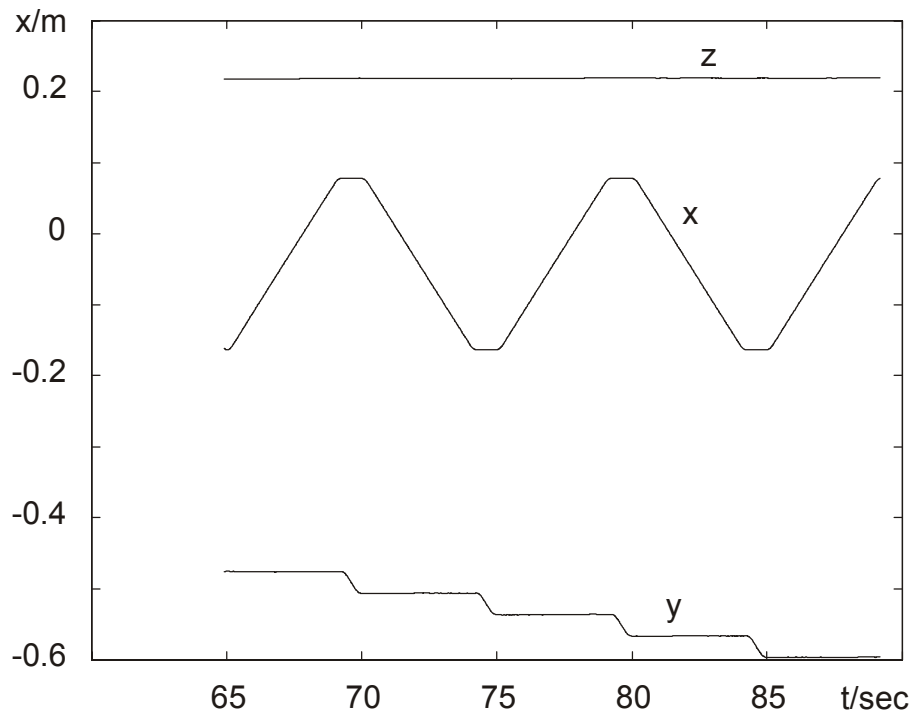
Im folgenden Beispiel werden kompliziertere Trajektorien untersucht und der sensorische Fall mit dem sensorlosen verglichen. Die hier betrachtete Trajektorie weist recht viele Ecken auf, die höhere Ansprüche an die Qualität der Positionsregelung stellen.



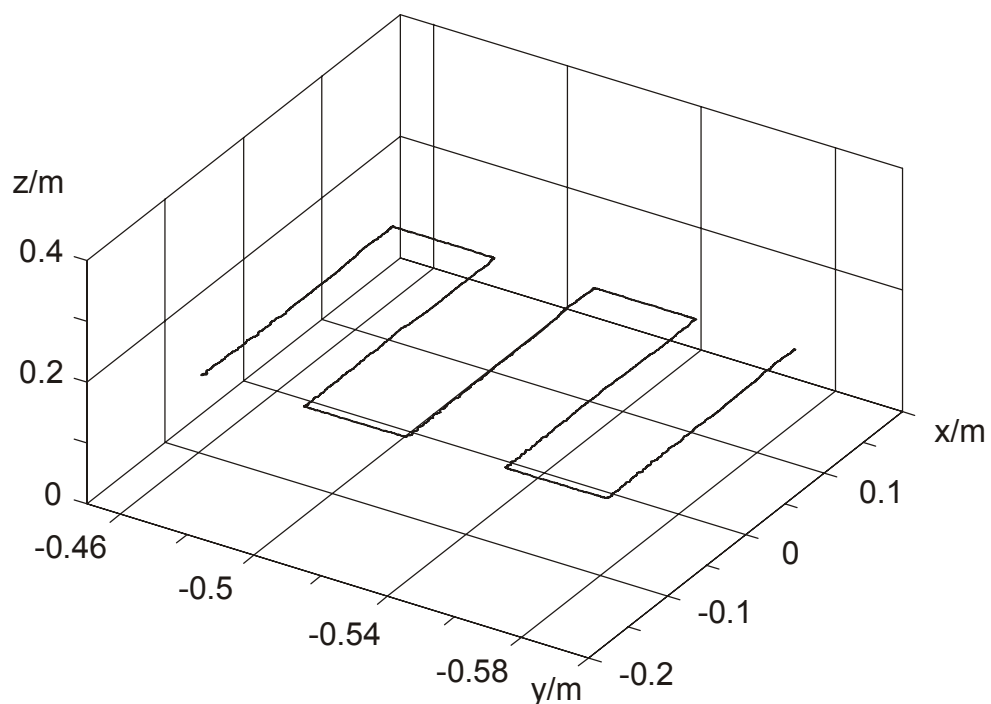
*Bild 7.11: Glatte Kontaktfläche als gut zu modellierende Referenzumgebung für das Simulationssystem*

### 7.2.1 Eckige Trajektorie auf glatter Oberfläche mit Sensor

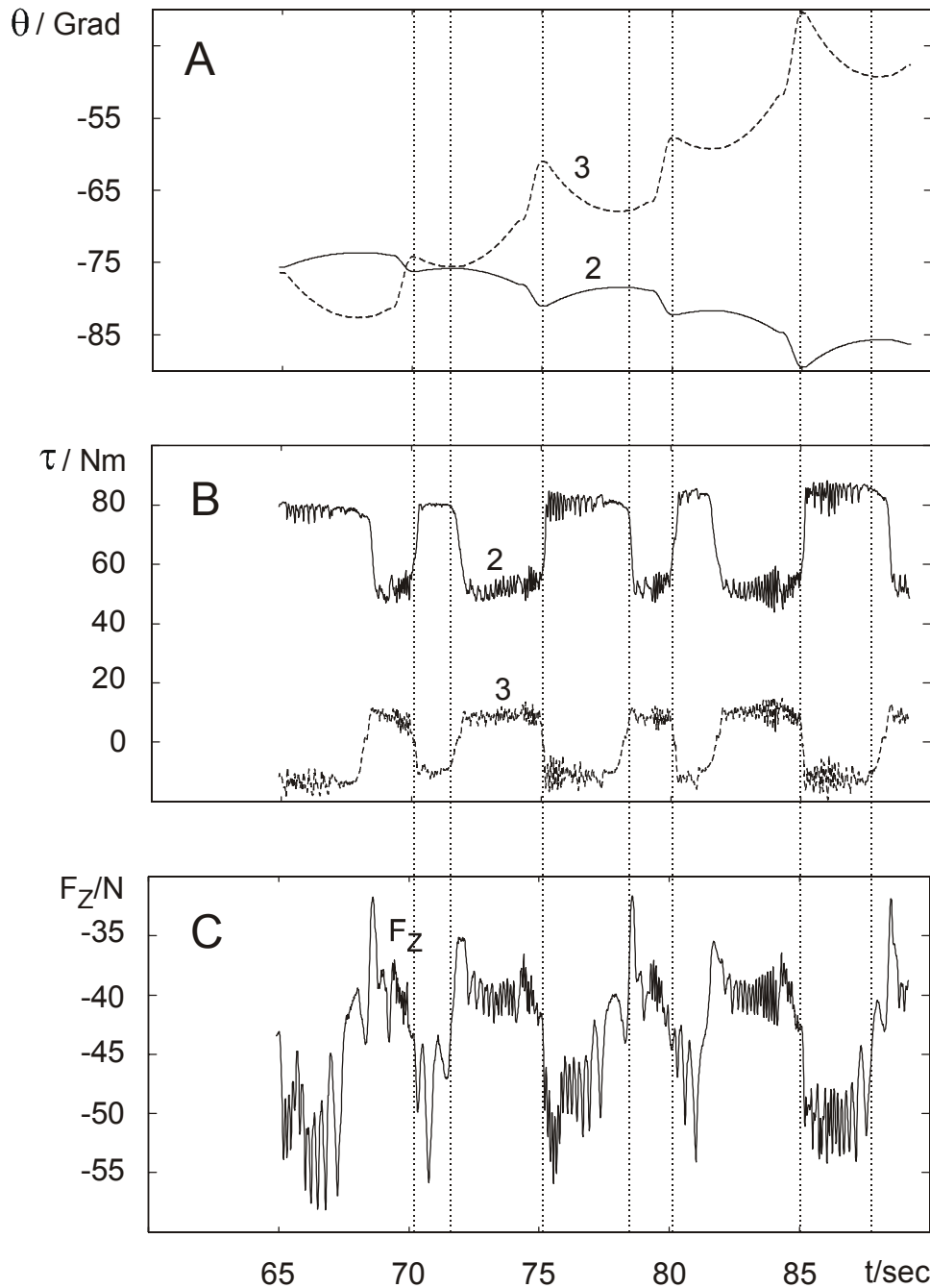
Zunächst wird der sensorische Fall untersucht. In Bild 7.12 ist die Positionstrajektorie in  $x$ ,  $y$  und  $z$ -Richtung dargestellt, wobei sich die  $z$ -Komponente durch Kraft-/Geschwindigkeits-Regelung anhand der (hier ebenen) Kontaktfläche ergibt, während in  $x$ - und  $y$ -Richtung die Position exakt geregelt wird. Insbesondere die scharfen Ecken der Positionstrajektorie stellen hohe Ansprüche an den Positionsregler und können Störungen in der Kraftregelung verursachen. Gleichfalls wird der Einfluss der Getriebeeffekte sichtbar, der einen Offset der Regelabweichung bewirkt.



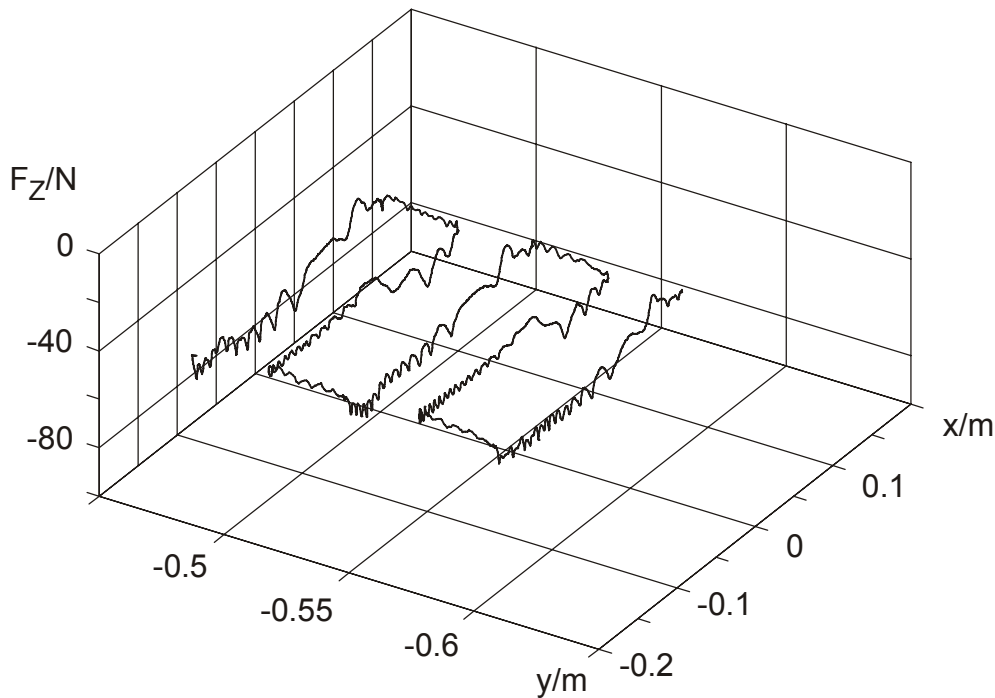
**Bild 7.12:** Zeitliche Positionstrajektorie des Endeffektors in  $x$ -,  $y$ - und  $z$ -Richtung für die sensorische Variante. In der  $xy$ -Ebene ergibt sich eine mäanderförmige Struktur, während in der  $z$ -Richtung durch Kraft-/Geschwindigkeitsregelung die Position automatisch gemäß der Oberfläche justiert wird.



**Bild 7.13:** Räumliche 3D-Positionstrajektorie des Endeffektors im Arbeitsraum bei sensorischer Variante. Hier ist die mäanderförmige Struktur gut zu erkennen.



**Bild 7.14** **A:** Zeitliche Trajektorie der Gelenkwinkel von Achse 2 und Achse 3 über der Zeit bei sensorischer Variante. Wendestellen (punktierte Linien) in den Winkeln verursachen einen zeitlich korrespondierenden Sprung im Drehmoment der jeweiligen Achse (vgl. Bild B). **B:** Zeitliche Trajektorie der Gelenkdrehmomente von Achse 2 und Achse 3 bei sensorischer Variante. Die Sprungstellen (punktierte Linien) der Gelenkdrehmomente korrespondieren zeitlich zu den Wendestellen der Gelenkwinkelverläufe in der jeweiligen Achse (vgl. Bild A). **C:** Zeitliche Krafttrajektorie ( $F_d = -40$  N) des Endeffektors in z-Richtung bei sensorischer Variante.

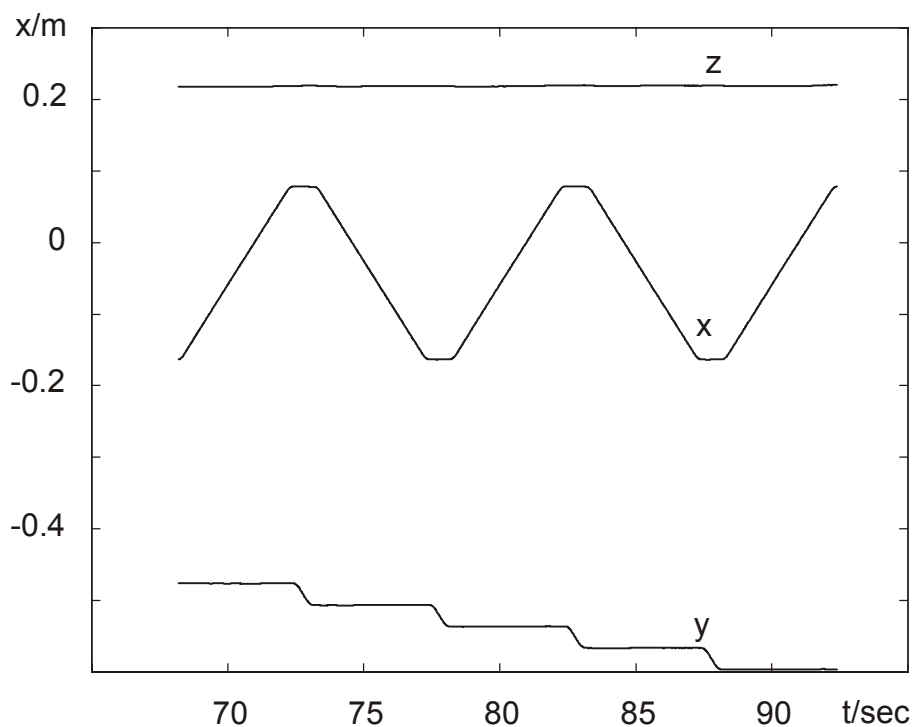


**Bild 7.15:** Räumliche Krafttrajektorie bei sensorischer Variante in z-Richtung über der xy-Position des Endeffektors

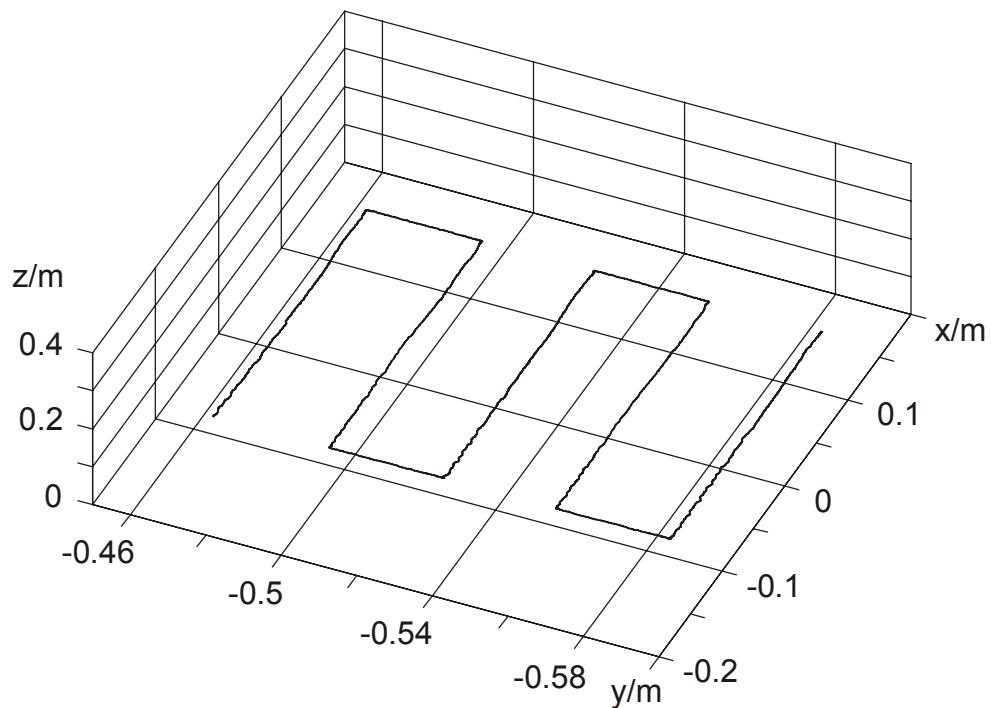
## 7.2.2 Eckige Trajektorie auf glatter Oberfläche ohne Sensor

In diesem Abschnitt wird die sensorlose Oberflächenabtastung untersucht. In Bild 7.16 ist die Positionstrajektorie für die kartesischen x-,y- und z-Koordinaten über der Zeit dargestellt. Im Vergleich zum sensorischen Fall sind kaum Unterschiede erkennbar. Zur anschaulicheren Darstellung des Zusammenhanges ist in Bild 7.17 die räumliche Positionstrajektorie des Endeffektors dargestellt. Hier ist die mäanderförmige Trajektorie in der xy-Ebene gut erkennbar. In z-Richtung wird durch die sensorlose Kraft-/Geschwindigkeitsreglung der Kontakt zur Fläche gehalten, sodass sich bei der hier ebenen Fläche ein konstanter Wert für die z-Richtung ergibt. In Bild 7.18 ist analog zum sensorischen Fall die räumliche Trajektorie der z-Kraft dargestellt. Es ist erkennbar, dass auch außerhalb der Eckpunkte Sprünge im Kraftwert auftreten. Dies ist wieder analog zur Kreistrajektorie auf Getriebeeffekte zurückzuführen, die bei Änderungen in der Bewegungsrichtung der einzelnen Gelenkwinkel (insbesondere bei Achse 2 und Achse 3) von einem Zustand in den anderen Zustand wechseln. Diese Drehmomentenoffsets sind von der aktuellen Gelenkdrehrichtung abhängig (Kapitel 5).

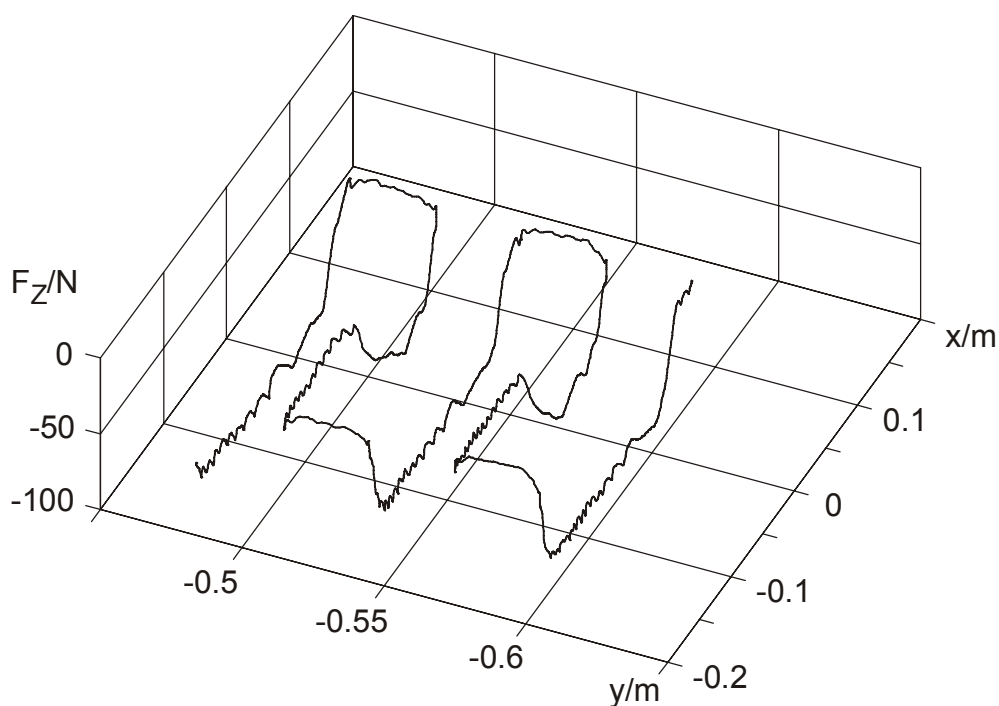
Hierbei sind insbesondere Drehrichtungswechsel von Gelenk 2 und Gelenk 3 sehr signifikant. Analog zu der Kreistrajektorie ist wieder ein Sprung der Kraft in Höhe von ca. 60 N zu beobachten. In Bild 7.19.A sind wieder Gelenkwinkelverläufe und Drehmomentenverläufe über der Zeit dargestellt. Im Vergleich zur sensorischen Variante in Bild 7.14.B ist erkennbar, dass beim Drehmomentenverlauf in Achse 2 (Bild 7.19.B) viel kleinere Drehmomentenstufen auftreten, da hier der sensorbasierte Kraftregler nicht mehr aktiv ist, der sonst die Umklapp-Effekte der Antriebe kompensieren muss. Die Kompensation muss bei der sensorlosen Variante über die Vorsteuerung möglichst realistisch modelliert werden. In Kapitel 5 wird ein neuronales Kompensationsverfahren vorgestellt, das in Abhängigkeit von der aktuellen Gelenk-Drehrichtung die Ausgänge verschiedener RBF-Netze zur Kompensation einsetzen kann. Allerdings ist es nicht trivial, den aktuellen Umklappzustand der Gelenkantriebe zu identifizieren, um die neuronale Gravitationskompensation im richtigen Zeitfenster umzuschalten. Deshalb kam dieses Kompensationsverfahren an der realen Anlage noch nicht zum Einsatz.



**Bild 7.16:** Zeitliche Positionstrajektorie des Endeffektors in  $x$ -,  $y$ - und  $z$ -Richtung für die sensorlose Kraft-/Geschwindigkeitsregelung. In der  $xy$ -Ebene ergibt sich eine mäanderförmige Struktur, während in  $z$ -Richtung durch Kraft-/Geschwindigkeitsregelung automatisch die Position gemäß der Oberfläche einjustiert wird.

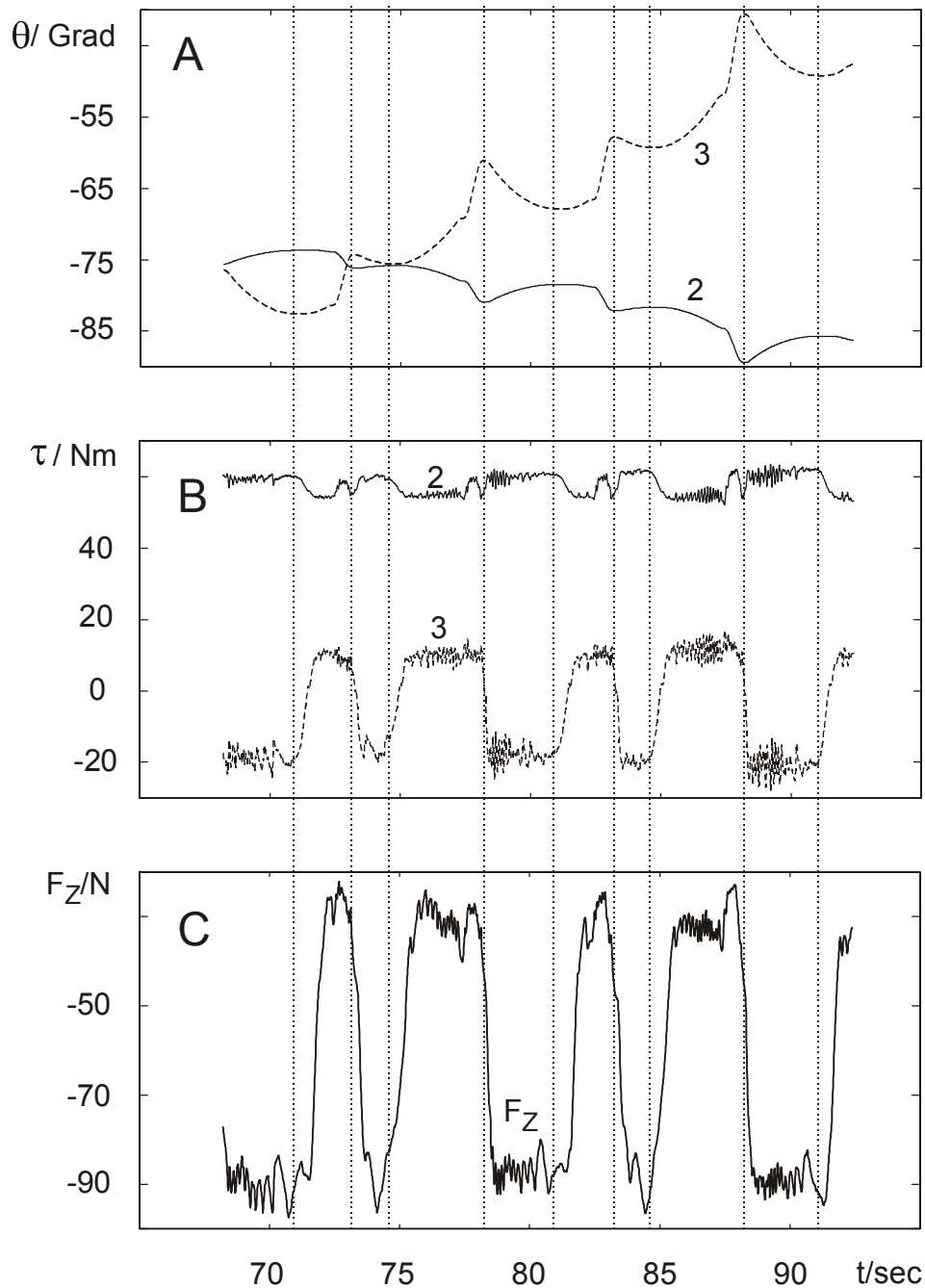


**Bild 7.17:** Räumliche Positionstrajektorie des Endeffektors im Arbeitsraum bei der sensorlosen Kraft-/Geschwindigkeitsregelung. Hier ist die mäanderförmige Struktur gut zu erkennen.



**Bild 7.18:** Räumliche Krafttrajektorie bei sensorloser Kraft-/Geschwindigkeitsregelung in  $z$ -Richtung über der  $xy$ -Position des Endeffektors

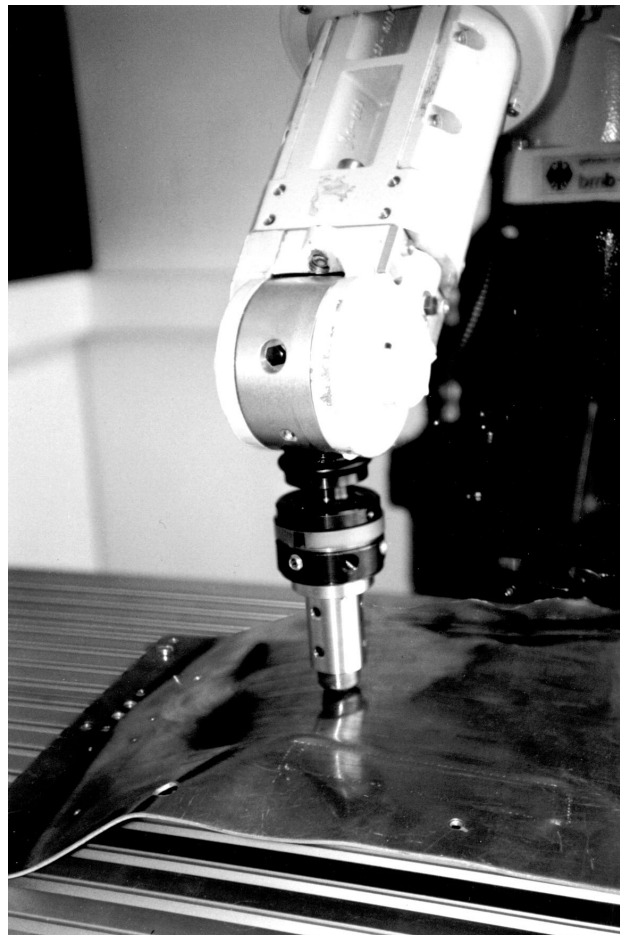




**Bild 7.19** *A:* Zeitliche Trajektorie der Gelenkwinkel von Achse 2 und Achse 3 über der Zeit bei sensorloser Variante. Wendestellen (punktierte Linien) in den Winkeln verursachen einen zeitlich korrespondierenden Sprung im Drehmoment der jeweiligen Achse (vgl. Bild B). *B:* Zeitliche Trajektorie der Gelenkdrehmomente von Achse 2 und 3 bei sensorloser Variante. Die Sprungstellen (punktierte Linien) der Gelenkdrehmomente korrespondieren zeitlich zu den Wendestellen der Gelenkwinkelverläufe in der jeweiligen Achse (vgl. Bild A). *C:* Zeitliche Krafttrajektorie ( $F_a = -40$  N) des Endeffektors in z-Richtung bei sensorloser Kraft-/Geschwindigkeitsregelung

### 7.3 Unregelmäßig geformte Metalloberfläche

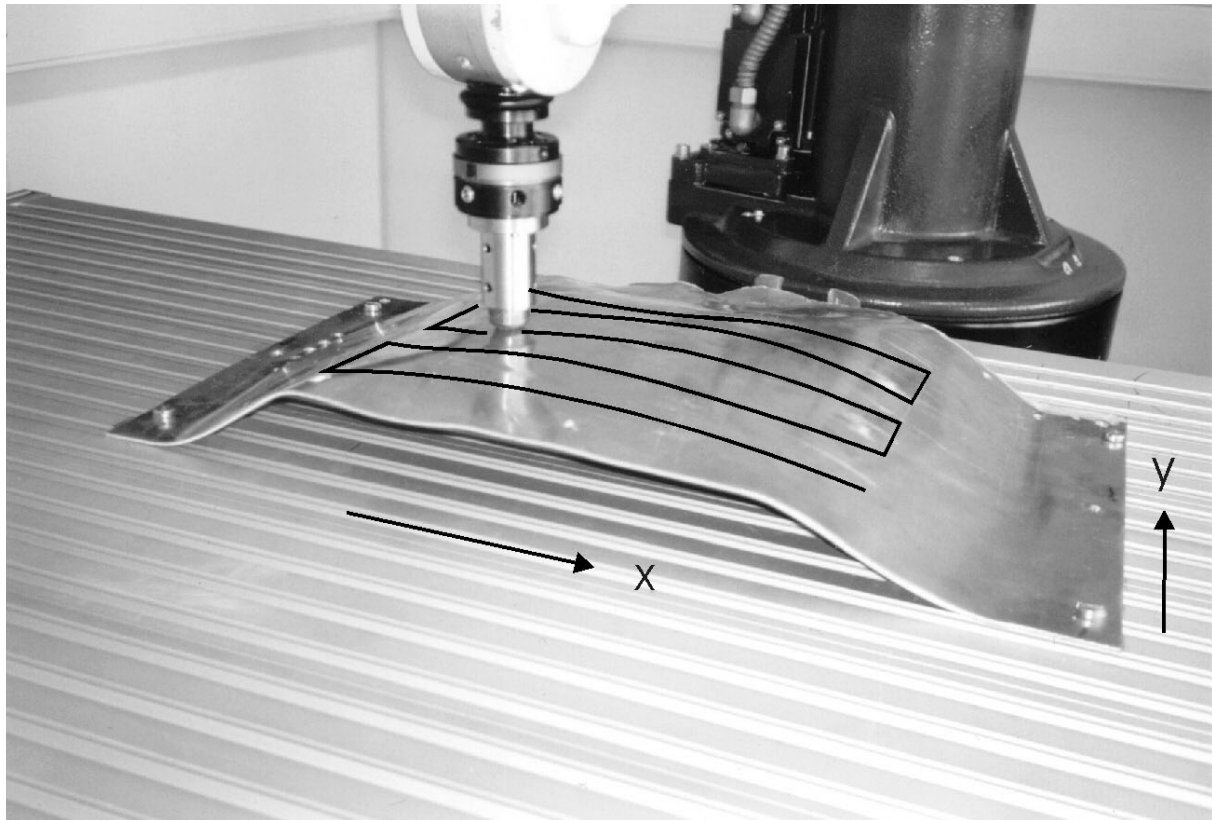
Im nun folgenden Abschnitt wird die Kontaktierung und Verfolgung einer Freiformfläche aus Metall untersucht (Bild 7.20), was für viele technische Applikationen wie Polieren, Schleifen, Entgraten oder Schweißen hochinteressant ist. Man braucht bei dem hier beschriebenen Verfahren keine Bilderkennung oder optische Abstandssensoren, die sehr empfindlich gegen Verunreinigungen sind, sondern kann mit einem normalen Industrieroboter sensorlos unbekannte Oberflächen kontaktieren und präzise verfolgen. Als Positionstrajektorie wird die im zuvor behandelten Beispiel verwendete mäanderförmige Trajektorie vorgegeben.



**Bild 7.20:** Endeffektor des Manipulators ohne Kraft-Momentensensor.

Man kann aber auch vollkommen andere, der jeweiligen Aufgabe angemessene Trajektorien in der entsprechenden Ebene spezifizieren (z.B. Schleifbahnen oder ähnliches) und in Form von Gelenkwinkeltrajektorien an das Regelungssystem übertragen. Dort wird dann entsprechend der spezifizierten Krafttrichtung die dazu parallele, kartesische Positionsrichtung

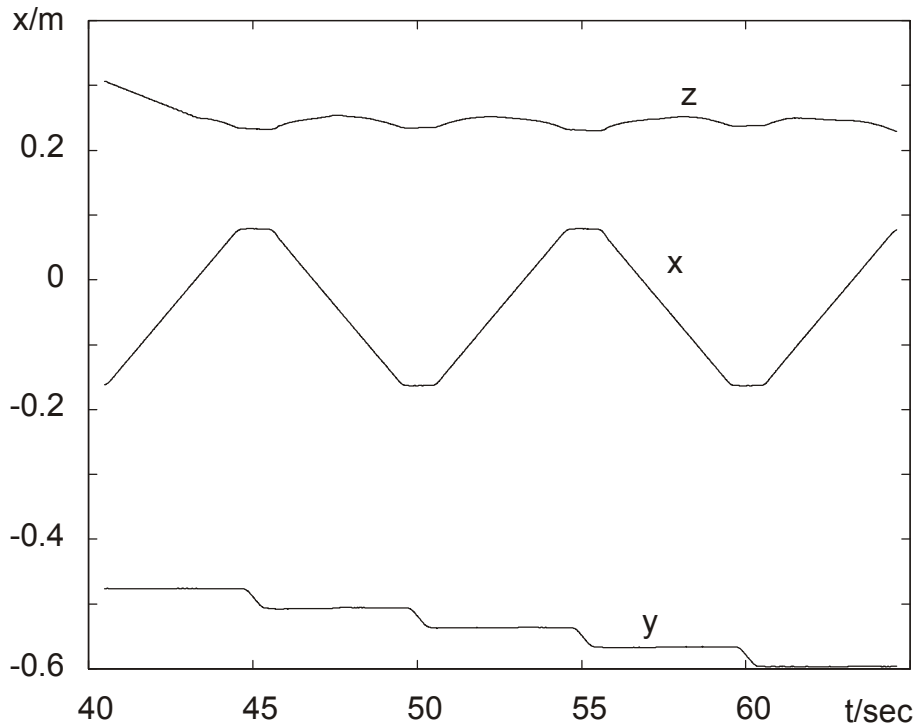
der Trajektorie herausgefiltert, da in dieser Richtung die Position durch die Kraft-/Geschwindigkeitsregelung automatisch einjustiert wird. Als Ergebnis erhält man die in Bild 7.21 skizzierte Trajektorie auf der unbekanntem Oberfläche. Hierbei werden wieder der *sensorische* und der *sensorlose* Fall miteinander verglichen.



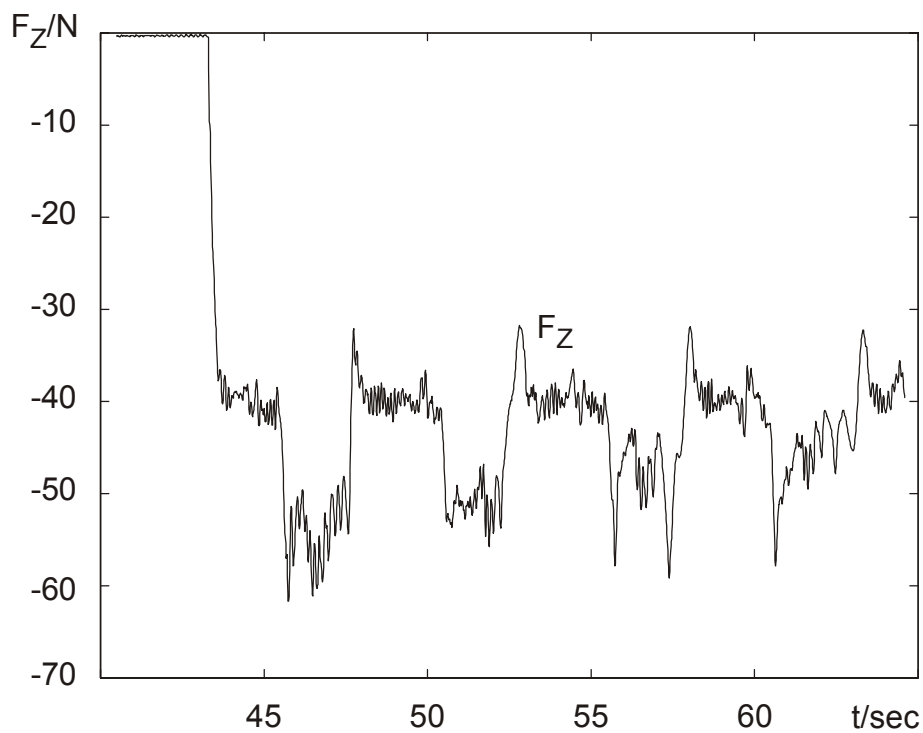
**Bild 7.21:** Unbekannte, harte Kontaktoberfläche wird ohne Kraft-/Momentensensor kontaktiert und abgefahren (resultierende Trajektorie wurde in das Bild hineinskizziert).

### 7.3.1 Eckige Trajektorie auf unregelmäßiger Oberfläche mit Sensor

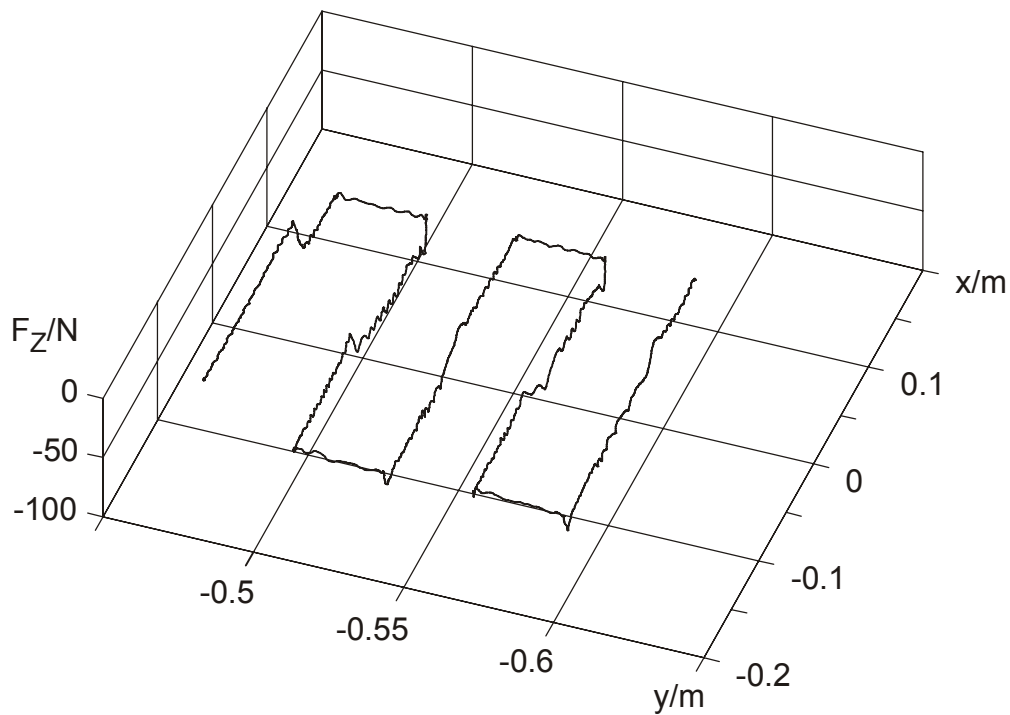
In Bild 7.22 sind wieder die Positionstrajektorien der einzelnen, kartesischen Achsen über der Zeit aufgetragen. Im Vergleich zu Bild 7.12 ist erkennbar, dass nun die z-Trajektorie nicht mehr konstant ist, sondern gemäß der metallischen, kontaktierten Oberfläche variiert und dabei die entsprechende Kontaktkraft eingehalten wird. In Bild 7.25 ist die räumliche Positionstrajektorie dargestellt; die Kontur des abgetasteten Blechs ist gut erkennbar.



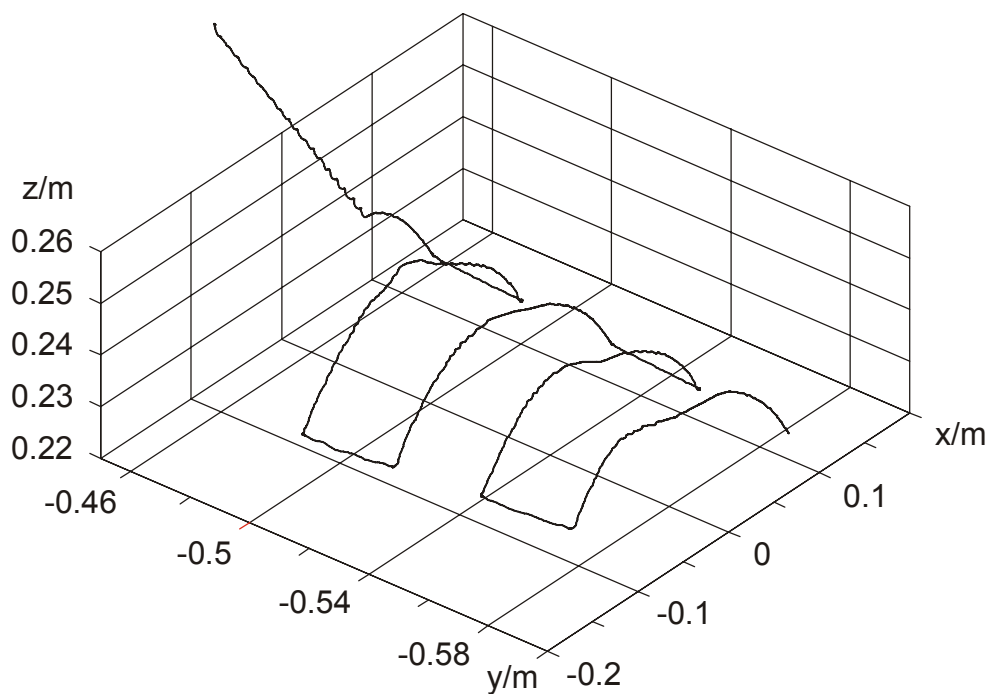
**Bild 7.22:** Zeitliche Positionstrajektorie des Endeffektors in  $x$ -, $y$ - und  $z$ -Richtung für die sensorische Variante und unregelmäßige Oberfläche. In der  $xy$ -Ebene ergibt sich eine mäanderförmige Struktur, während in der  $z$ -Richtung durch Kraft-/Geschwindigkeitsregelung die unbekannte Oberfläche abgetastet wird.



**Bild 7.23:** Zeitliche Krafttrajektorie ( $F_a = -40$  N) des Endeffektors in  $z$ -Richtung bei sensorischer Variante und unregelmäßiger Oberfläche



**Bild 7.24:** Räumliche z-Krafttrajektorie über der  $xy$ -Position des Endeffektors bei sensorischer Variante und unregelmäßiger Oberfläche

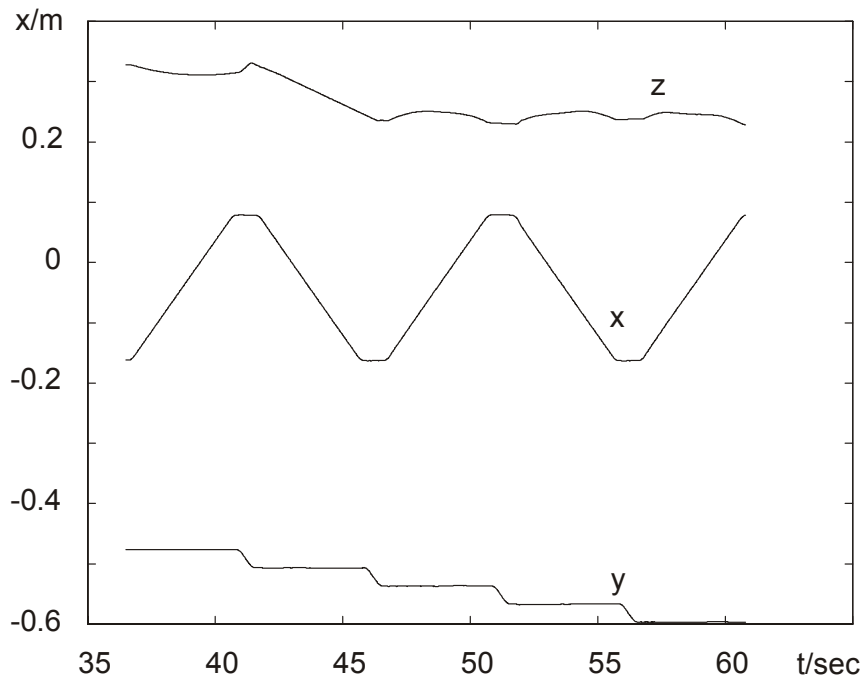


**Bild 7.25:** Räumliche Positionstrajektorie des Endeffektors im Arbeitsraum bei sensorischer Variante und unregelmäßiger Oberfläche. Hier ist die mäanderförmige Struktur gut zu erkennen.

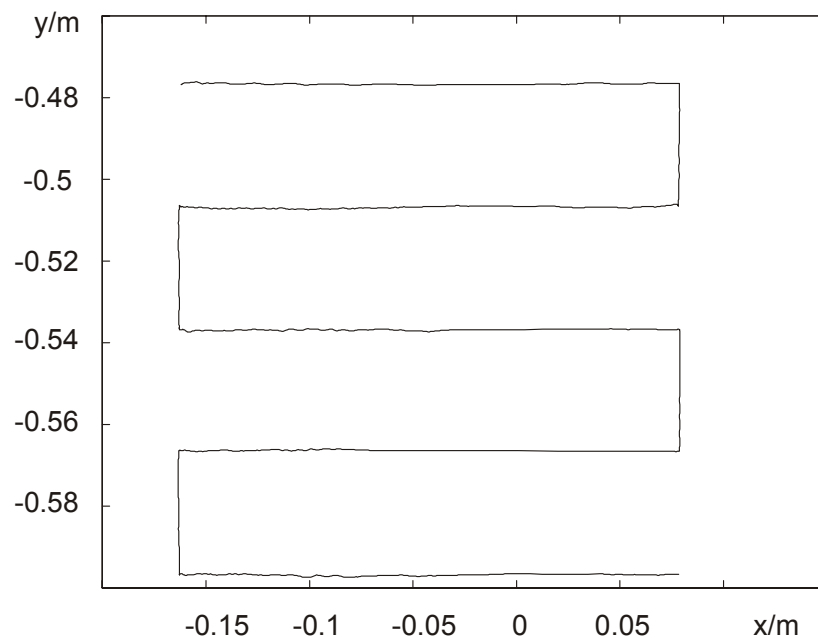
In Bild 7.23 ist die Kraft über der Zeit aufgetragen und im Vergleich zu Bild 7.15 sind gewisse Unterschiede im Verlauf erkennbar, da aufgrund der unregelmäßig geformten Oberfläche viel höhere Querkräfte in den übrigen kartesischen Achsen auftreten, die über die Positionsregelung die Kraftregelung beeinflussen. Gleichzeitig treten aber auch direkt in der kraftgeregelten Achse durch die Unebenheiten der Oberfläche entsprechende Kräfte auf, die störend auf die Regelgröße einwirken.

### **7.3.2 Eckige Trajektorie auf unregelmäßiger Oberfläche ohne Sensor**

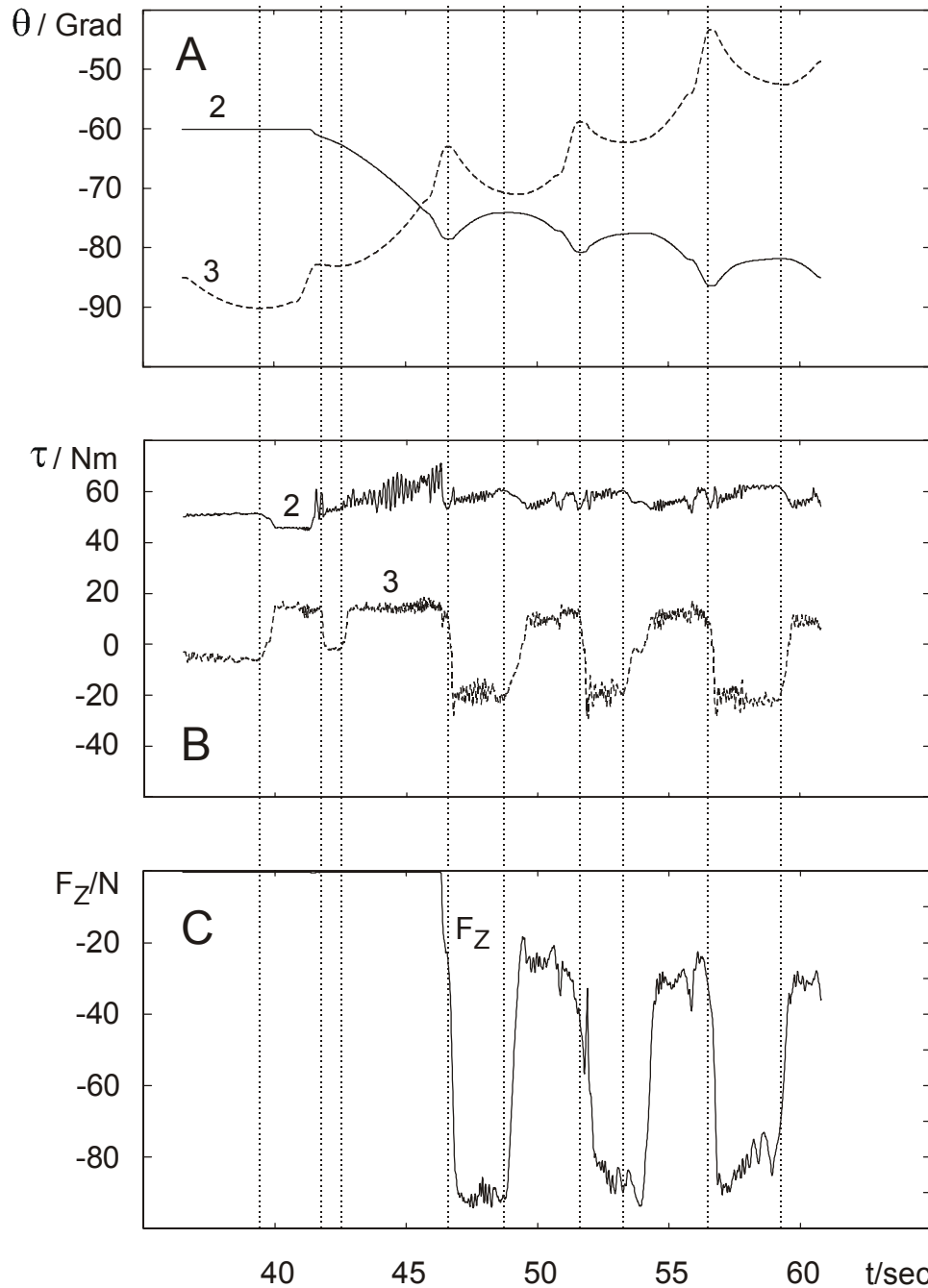
Im Folgenden wird die sensorlose Kraft-/Geschwindigkeitsregelung beim Abtasten der unregelmäßigen Metalloberfläche untersucht. In Bild 7.26 sind wieder die Positionstrajektorien in den 3 kartesischen Raumachsen dargestellt. Die xy-Trajektorien beschreiben wieder wie in Bild 7.22 die mäanderförmige Trajektorie, während in z-Richtung die Oberfläche kontaktiert wird. In der Annäherungsphase ist in z-Richtung bei  $t = 42 \text{ sec}$  ein kleiner Aufwärtstrend erkennbar, der durch Beschleunigung in z-Richtung in Folge von Getriebeeffekten ausgelöst wurde. Nach Abklingen dieses Beschleunigungspeaks setzt sich der Endeffektor wieder mit konstanter Geschwindigkeit in negativer z-Richtung in Bewegung und erreicht bei  $t = 47 \text{ sec}$  die Metalloberfläche. Die räumliche Positionstrajektorie in Bild 7.30 ist weitgehend identisch mit derjenigen in Bild 7.25 bis auf den Zeitpunkt der Kontaktierung. In Bild 7.29 ist die räumliche z-Krafttrajektorie über der xy-Ebene dargestellt. Hier werden wieder die Getriebe-Umklapp-Effekte sichtbar, die nicht unbedingt in den Eckpunkten der Trajektorie auftreten, sondern bei Drehrichtungsänderungen der Gelenkwinkel in Achse 2 und Achse 3. Die Umklapp-Effekte werden in den Bildern 7.28.A-C in detaillierter Form dokumentiert. Sobald sich die Drehrichtung eines Gelenkes ändert, folgt nach einem kurzen Gelenkweg eine sprunghafte Änderung des Antriebsmomentes. Diese Änderungen können in den Vektor der Gravitationskraft einbezogen werden. In Bild 7.28.C ist der zeitliche Verlauf der z-Kraft dargestellt und man erkennt, dass die Höhe der auftretenden Kraftstufen wieder ca. 60 N beträgt, was auch in Bild 7.19.C bei der Kontaktierung der ebenen Fläche zu erkennen war.



**Bild 7.26:** Zeitliche Positionstrajektorie des Endeffektors in  $x$ -,  $y$ - und  $z$ -Richtung für die sensorlose Kraft-/Geschwindigkeitsregelung und unregelmäßige Oberfläche. In der  $xy$ -Ebene ergibt sich eine mäanderförmige Struktur, während in der  $z$ -Richtung durch Kraft-/Geschwindigkeitsregelung automatisch die Position gemäß der Oberfläche einjustiert wird.

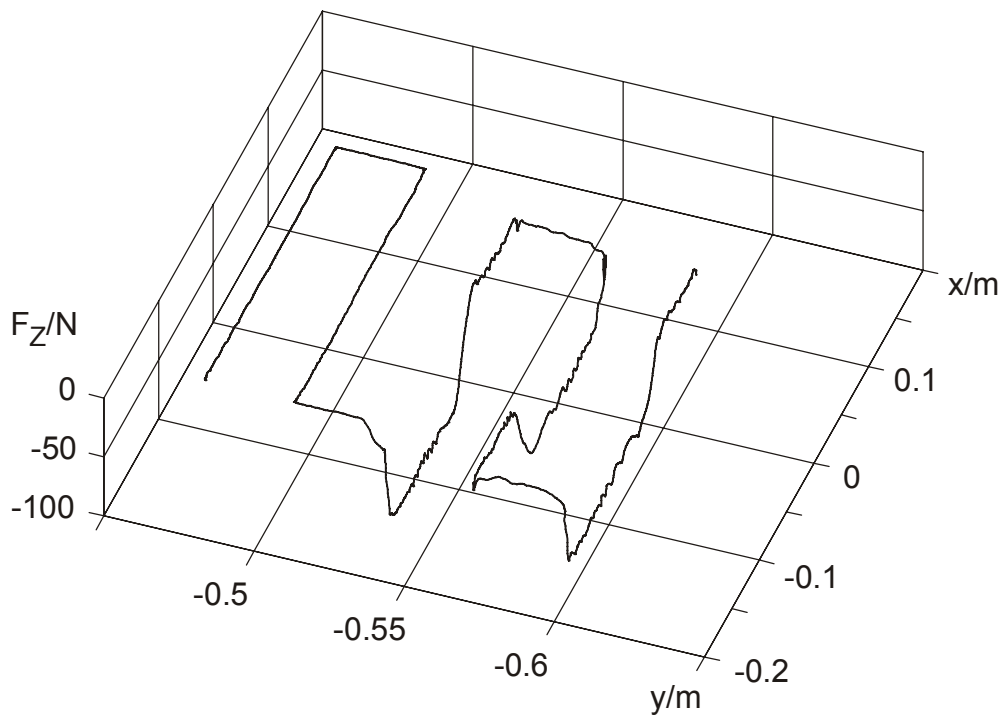


**Bild 7.27:** Positionstrajektorie des Endeffektors in der  $xy$ -Ebene. Diese Trajektorie wurde in der  $xy$ -Ebene vorgegeben und durch die Kraft-/Geschwindigkeitsregelung auf die Oberfläche projiziert. Die Projektion auf die Blechoberfläche ist in Bild 7.30 dargestellt.

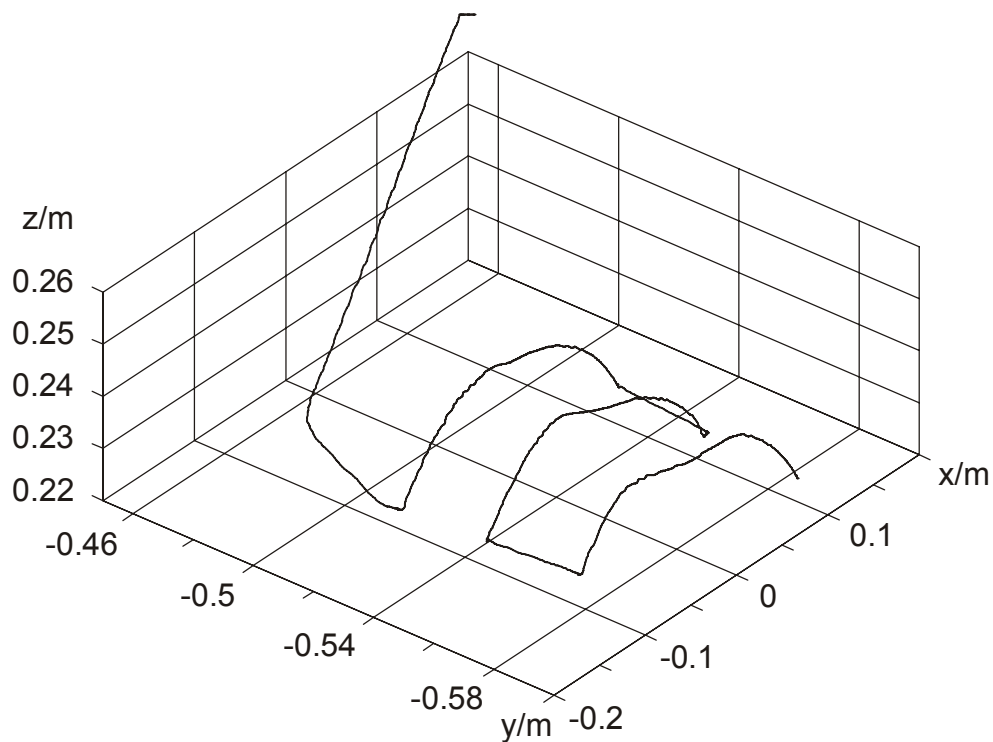


**Bild 7.28** *A:* Zeitliche Trajektorie der Gelenkwinkel von Achse 2 und Achse 3 über der Zeit bei sensorloser Variante. Wendestellen (punktierte Linien) in den Winkeln verursachen einen zeitlich korrespondierenden Sprung im Drehmoment der jeweiligen Achse (vgl. Bild B). *B:* Zeitliche Trajektorie der Gelenkdrehmomente von Achse 2 und Achse 3 bei sensorloser Variante. Die Sprungstellen (punktierte Linien) der Gelenkdrehmomente korrespondieren zeitlich zu den Wendestellen der Gelenkwinkelverläufe in der jeweiligen Achse (vgl. Bild A). *C:* Zeitliche Krafttrajektorie des Endeffektors in z-Richtung ( $F_d = -40$  N) bei sensorloser Kraft-/Geschwindigkeitsregelung und unregelmäßiger Oberfläche





**Bild 7.29:** Räumliche  $z$ -Krafttrajektorie über der  $xy$ -Position des Endeffektors bei sensorloser Kraft-/Geschwindigkeitsregelung und unregelmäßiger Oberfläche



**Bild 7.30:** Räumliche Positionstrajektorie des Endeffektors im Arbeitsraum bei sensorloser Kraft-/Geschwindigkeitsregelung und unregelmäßiger Oberfläche. Hier ist die mäanderförmige Struktur gut zu erkennen.

## 7.4 Ermittlung der Messdaten

In Bild 7.31 ist der Kraft-/Momentensensor dargestellt, der bisher zur Kraftregelung notwendig war. Auf dieses kostenintensive Instrument (ca. 10.000 Euro) kann nun verzichtet werden. In dieser Arbeit wurde der Kraft-/Momenten-Sensor lediglich kurzzeitig zur Gewinnung von Messdaten für die in dieser Arbeit dargestellten Diagramme eingesetzt.



**Bild 7.31:** Bisher verwendeter Kraft-/Momenten-Sensor (Firma ATI) auf den nun verzichtet werden kann.

## **Kapitel 8**

### **Zusammenfassung**

In dieser Arbeit wurde ein Verfahren zur kraftgesteuerten Abtastung unbekannter Oberflächen ohne Kraftsensor vorgestellt. Die bisher entwickelten Verfahren waren auf einen teuren und mechanisch sehr sensiblen Kraft-/Momentensensor angewiesen, auf den bei dem in dieser Arbeit entwickelten Ansatz der sensorfreien Kraft-/Geschwindigkeitsregelung verzichtet werden kann. Hierdurch eröffnen sich vollkommen neue Einsatzszenarien für Industrie-Manipulatoren.

### **8.1 Kritische Bewertung der sensorlosen Kraft-/Geschwindigkeitsregelung**

Der in dieser Arbeit entwickelte Ansatz erlaubt es, den Manipulator permanent im Modus der Kraft-/Positionsregelung zu belassen, während bei bisherigen, sensorbasierten Ansätzen erst nach Kontaktierung des Objektes die Kraftregelung aktiviert werden konnte, was jedoch Probleme bei der Reglerumschaltung und der damit verbundenen Stellgrößenanpassung hervorrufen kann. Diese Problematik wird mit dem in dieser Arbeit entwickelten hybriden Kraft-/Geschwindigkeitsregelsystem vollständig umgangen.

Eine wichtige und wirksame Erweiterung des Regelsystems stellt die simultane, aktive Dämpfung in der kraftgeregelten Richtung dar. Sie bewirkt eine Dämpfung von Stördrehmomenten, die durch Hystereseeffekte oder durch den parallel arbeitenden Positionsregler ausgelöst werden können. Kernstück der aktiven Dämpfung ist eine parallele Wirkung zum Kraftregler. Diese Parallelität von Kraftregelung und Geschwindigkeitsdämpfung ist möglich, da Kraft- und Geschwindigkeit gleichzeitig in einer Richtung geregelt werden können, was für die Kraft- und die Position des Manipulators nicht gilt, weshalb dort eine orthogonale Separation notwendig ist.

Die Geschwindigkeitsdämpfung ermöglicht es, den Kraftregler vom Regelsystem abzukoppeln und ohne Kraftsensor zu arbeiten, da die Stabilisierung des Manipulators in der kraftgeregelten Achse nun durch die Geschwindigkeitsdämpfung geleistet wird, was eine Innovation im Bereich der Manipulatorkraftregelung darstellt. Durch diesen Ansatz wird eine Kraftsteuerung von Industrie-Manipulatoren ohne Kraftsensor möglich.

Es wurden Bedingungen für die stabile Einstellung des Regelkreises hergeleitet, um den hochdimensionalen Regler-Parameterraum sicher konfigurieren zu können. Die hergeleiteten Bedingungen liefern Abhängigkeiten von kinematischen und dynamischen Konfigurationen des Manipulators und können in weiterführenden Ansätzen zusätzlich zur Parameteradaptation verwendet werden. In dieser Arbeit wurde anhand der Stabilitätsbedingungen eine robuste Reglereinstellung gewählt, die für den auftretenden Konfigurationsbereich gültig ist.

Für das Manipulatorsystem, einschließlich der Kraft-/Geschwindigkeitsregelung wurde in dieser Arbeit eine leistungsfähige Simulationsumgebung entwickelt, die neben der Lösung des 12-dimensionalen, gekoppelten, nichtlinearen Differentialgleichungssystems eine sorgfältige Repräsentation der zu kontaktierenden mechanischen Objekte liefert. Hierbei werden zwei verschiedene Ansätze zur Generierung der Kontaktkraft diskutiert, von denen der Ansatz der inifinit harten Federsysteme in dieser Arbeit auf Grund der recheneffizienten Implementierbarkeit favorisiert wurde.

In der Simulation wurden neben den mechanischen Kontaktobjekten auch verschiedene andere, sehr wichtige Eigenschaften des Regelsystems implementiert, wie z.B. die neuronale Umschalthysterese der Gelenkantriebe oder die Simulation der Inkrement-Encoder. Für die Simulation und die Messungen wurde eine sehr leistungsfähige hochdimensionale Visualisierungsumgebung entwickelt, die einen großen Satz der interessierenden Zustände des Manipulatorsystems simultan darstellt.

## 8.2 Zusammenfassung der Ergebnisse am Roboter

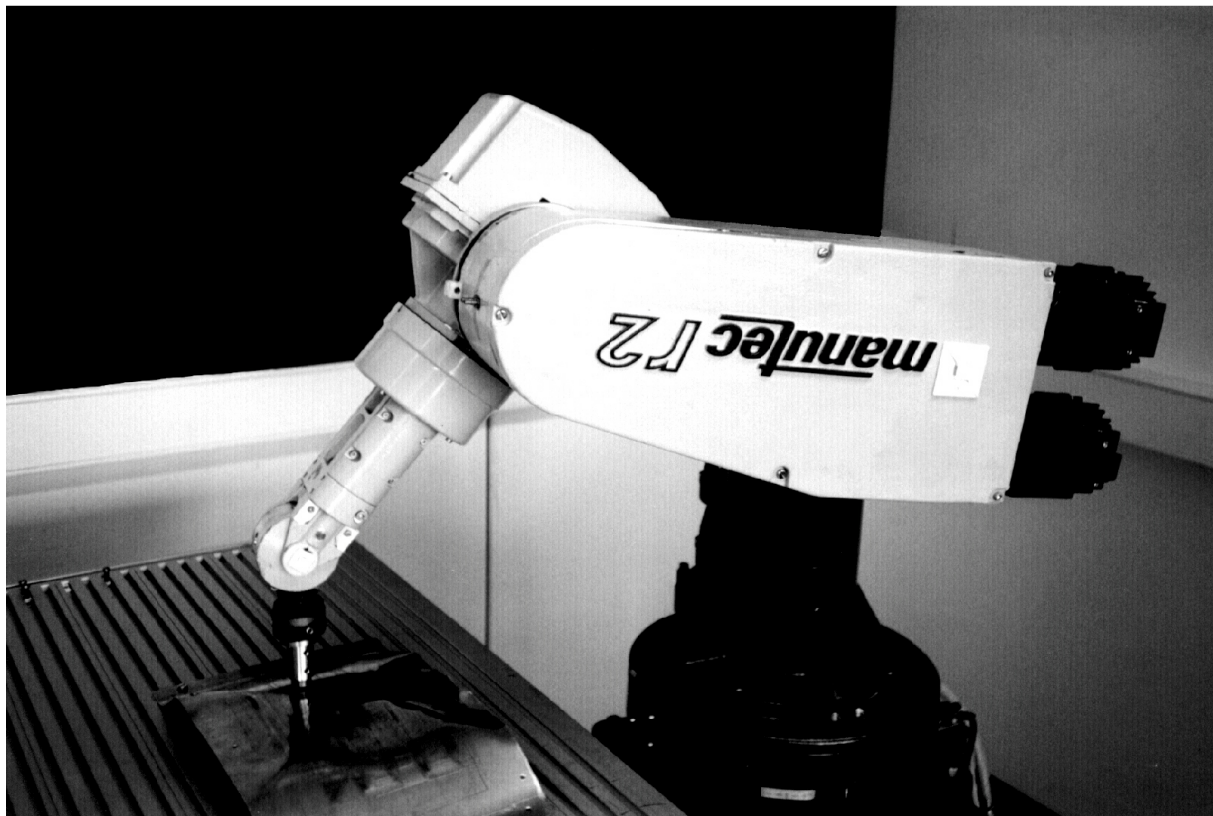
Zunächst wurden glatte Trajektorien auf ebenen Oberflächen mit Kraft-/Geschwindigkeitsregelung abgefahren. Ebene Oberflächen wurden eingesetzt, um den Einfluss von Querkräften zunächst auszublenden, während glatte Trajektorien den Einfluss des Positionsreglers auf die Kraftregelung reduzierten. In beiden Fällen konnte der Kontakt zur Oberfläche exakt aufrechterhalten werden. Bei der sensorfreien Abtastung waren die hysteresebedingten Umschalteffekte der Gelenkantriebe im Verlauf der Abtastkraft erkennbar.

In einer weiteren Messreihe wurden Untersuchungen mit eckigen Trajektorien auf einer ebenen Oberfläche durchgeführt, um den Einfluss des Positionsreglers untersuchen zu können. Die Oberfläche wurde wie zuvor exakt abgetastet, während in den Ecken der Trajektorie leichte Vibrationen der Kraft erkennbar waren, was durch die dort stärker werdenden Haftreibungseffekte aufgrund reduzierter Geschwindigkeit bedingt war. Benutzt man einen Positionsregler, dessen D-Anteil zu stark eingestellt ist, so können an Eckpunkten von Trajektorien Drehmomentenspitzen entstehen, die dann Kraftpeaks am Kontaktobjekt generieren, da der Kraftregler eine geringere Bandbreite als der Positionsregler besitzt. Deshalb ist es bei Kraft-/Geschwindigkeitsregelung notwendig, den Positionsregler relativ behutsam einzujustieren und den D-Anteil zunächst nicht zu stark einzustellen.

Zuletzt wurde ein in der Praxis relativ oft anzutreffender Fall untersucht: Die Abtastung und Kontakthaltung zu einer unebenen, unbekanntem, harten Metalloberfläche. In diesem Fall wurde wieder eine eckige Trajektorie als Testsatz verwendet. Sowohl die sensorlose Kraft-/Geschwindigkeitsregelung als auch die sensorische Option halten den Kontakt zur Oberfläche exakt ein und ermöglichen so die Generierung von Trajektorien zur Kontaktierung unbekannter Oberflächen.

### 8.3 Innovation

Die in dieser Arbeit entwickelte sensorfreie Kraft-/Geschwindigkeitsregelung ermöglicht eine neue Leistungsklasse von Manipulatoren zur Abtastung unbekannter Oberflächen oder zum kraftgesteuerten Fügen mechanischer Bauelemente. Das Verfahren kann bei handelsüblichen Industriemanipulatoren ohne mechanische Umrüstung zur sensorlosen Oberflächenabtastung eingesetzt werden.



*Bild 2.1: Abtasten einer unregelmäßig geformten, unbekanntem Metalloberfläche durch sensorlose Kraft-/Geschwindigkeitsregelung*

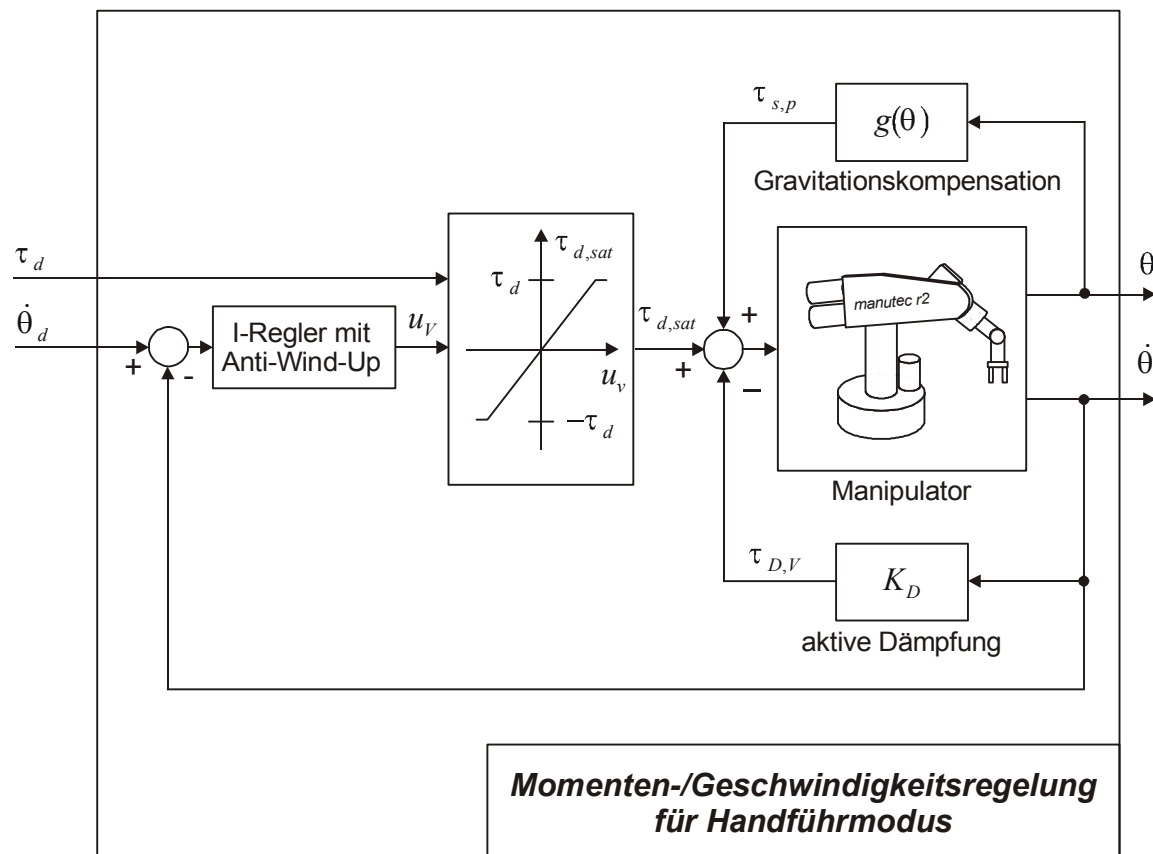
Bisherige Kraftregelansätze basierten vollständig auf den Messwerten eines Kraft-/Momentensensorsystems, was bei einem Sensorsausfall (insbesondere durch Abriss des in den Sensor eintretenden empfindlichen Übertragungskabels) zu einer sehr großen, plötzlich auftretenden Regelabweichung und damit zu einer unkontrollierten Bewegung und Kollision mit der Umgebung führen kann. Derartige Nachteile werden bei dem in dieser Arbeit entwickelten Verfahren vollständig vermieden, da auf jegliche Kraftsensorik verzichtet werden kann und so eine sehr hohe Verfügbarkeit des Gesamtsystems erreicht wird.

## Anhang A

### Ausblick

#### A.1 Handführmodus ohne Kraft-/Momentensensor

Eine interessante Abwandlung der in dieser Arbeit entwickelten Kraft-Geschwindigkeitsregelung ist eine Ausdehnung des kartesischen, sensorfreien Verfahrens auf die reine Gelenkwinkel Ebene (Bild A.1).



**Bild A.1:** Momenten-Geschwindigkeitsregelung für den Handführmodus

Man könnte so den Manipulator auf Gelenkwinkel Ebene mit wenig Kraft per Hand direkt bewegen. Durch die Regelung wird der Gravitationsanteil kompensiert und es ist nur eine einstellbare Mindestkraft aufzubringen, um den Manipulator per Hand zu verschieben. Anstatt den Manipulator mit den bisher nur verfügbaren Handbediengeräten zu positionieren, wäre es

möglich, den Roboter an beliebiger Stelle zu ergreifen, und in die gewünschte Position zu ziehen. Ist die gewünschte kartesische Position erreicht, lässt sich die korrespondierende, aktuelle Gelenkkonfiguration per Knopfdruck in das Steuerungssystem aufnehmen. Nachdem hinreichend viele Stützstellen aufgenommen worden sind, könnte diese Viapunktsequenz mit Standardverfahren zu einer Trajektorie interpoliert werden. Der Vorteil besteht darin, dass man die Viapunkte direkt mit dem Originalwerkzeug am Endeffektor aufnehmen kann, da die Kräfte, die am Endeffektor entstehen können, nur sehr klein sind, während bei dem klassischen Teachbetrieb per Handbediengerät und positionsgeregeltem Roboter extrem hohe Kräfte bei leichtestem Touchieren der Umgebung auftreten. Deshalb mussten bisher weiche Ersatzwerkzeuge für den Teachbetrieb gebaut werden, damit keine zu hohen Kontaktkräfte entstanden. Die aufwendige Herstellung und Justierung des jeweiligen Ersatzwerkzeuges entfällt bei diesem Verfahren vollständig, sodass man allein hierdurch schon erhebliche Kosten einspart. Schließlich ist man auch nicht mehr auf einen Kraft-/Momentensensor angewiesen, was eine zusätzliche Kostenersparnis bedeutet. Der Aufwand dieses Verfahrens ist nicht rechenintensiver als die bisher eingesetzten Reglgorithmen (z.B. PID-Regler), weshalb dieses Verfahren ohne Umrüstung der Steuerungshardware direkt in vorhandene Roboterregelsysteme eingebunden werden kann. Die beträchtliche Vereinfachung des Rechenaufwandes gegenüber dem zuvor beschriebenen Kraft-/Geschwindigkeitsregler ergibt sich daraus, dass ausschließlich auf Gelenkwinkel Ebene gearbeitet wird. Deshalb sind keine Matrixinversionen - wie sie sonst durch die differentielle inverse Kinematik notwendig werden - erforderlich, da in diesem speziellen Fall keine Separation in kraft- und positionsregelte Richtung notwendig ist. Deshalb entfällt auch der sonst optional aktivierbare Kraftregler. Die durch die justierbare Sättigung gelaufenen Stellsignale des Geschwindigkeitsreglers werden nun direkt an die Servoregler der einzelnen Gelenkantriebe geleitet, die ihrerseits - der Stellgröße entsprechende - Drehmomente in den jeweiligen Antrieben einstellen. Durch adäquate Verläufe der Sollgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der aktuellen Position des Manipulators (z.B. [Goerke 97]) ist es möglich, den Manipulator in eine entsprechende Startposition zu verfahren, in der der handgeführte Teachbetrieb starten soll. Die Sollgeschwindigkeit ist für den Teachbetrieb auf Null zu setzen und ein entsprechendes Gegendrehmoment zu definieren, das zu überwinden ist, um ein Gelenk des Manipulators aus seiner aktuellen Position zu verschieben.



## Anhang B

### Kraft-Charakterisierung des Arbeitsraums

In der Nähe singulärer Punkte verliert der Manipulator einen oder mehrere Freiheitsgrade, was bedeuten kann, dass bestimmte Bewegungen oder Aktionen (z.B. Kraft auszuüben) in diesem Gebiet nicht mehr ausgeführt werden können. In den folgenden Abschnitten werden zwei Verfahren beschrieben, die den Singularitätsgrad und die Fähigkeit Kraft auszuüben, abschätzen.

#### B.1 Spezifizierung des Kraftfreiheitsgrades durch das Maß der Manipulierbarkeit

Das Maß der Manipulierbarkeit  $w$  hatte bisher hauptsächlich für die Bewegung von Manipulatoren eine große Bedeutung, da es die Nähe zu Arbeitsraumsingularitäten spezifiziert. Sinkt  $w$  auf Null ab, so befindet sich der Manipulator in einer Singularität und verliert einen oder mehrere Freiheitsgrade der Bewegung. Weniger bekannt ist die Tatsache, dass der Manipulator auch Freiheitsgrade der Krafterzeugung verliert und eine Kraftregelung dann erschwert werden kann. Das Maß der Manipulierbarkeit wird in der Literatur oft in der Form

$$w = \sqrt{\det(J(\theta)^T J(\theta))} \quad (\text{B.1})$$

angegeben und reduziert sich für nichtredundante Manipulatoren zu

$$w = |\det(J(\theta))| \quad (\text{B.2})$$

Weiterhin existiert für nichtredundante Manipulatoren die singularwertbasierte Darstellung

$$w = \sigma_1 \cdot \sigma_2 \cdot \sigma_3 \cdot \sigma_4 \cdot \sigma_5 \cdot \sigma_6 \equiv |\det(J(\theta))| \quad (\text{B.3})$$

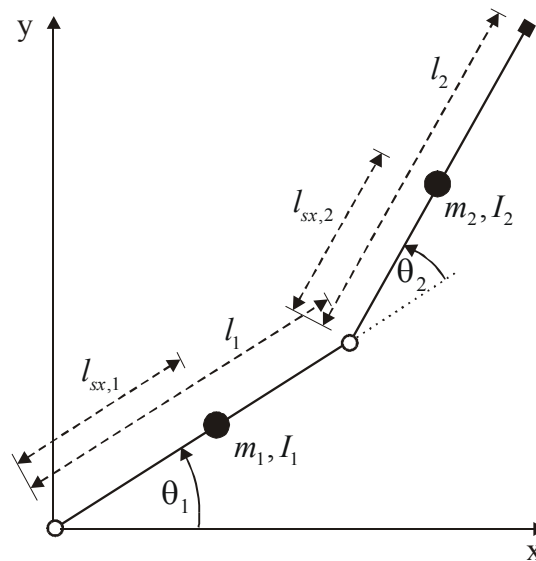
des Maßes der Manipulierbarkeit, die bei hinreichend schnellen Echtzeitsystemen für eine detailliertere Untersuchung nutzbar ist. Bewegt sich der Manipulator in die Nähe einer Singularität, so reduziert sich  $w$  zu Null und die inverse Jakobimatrix wächst unendlich stark an. Das hat z.B. für die differentielle inverse Kinematik erhebliche Auswirkungen. Das Maß der Manipulierbarkeit  $w$  gibt aber auch an, wie gut *Kräfte* in allen 6 kartesischen Raumrichtungen ausgeübt werden können und lässt sich gut zur Untersuchung der Kraftregelgüte bei Manipulatoren einsetzen. Insbesondere sind dadurch Manipulator-Konfigurationen zu finden, bei denen in allen 6 Raumrichtungen gleich gut Kräfte ausgeübt werden können (Kraftisotropie). Dieses Verfahren wurde auch in dem in dieser Arbeit implementierten Kraftregelalgorithmus eingesetzt, um die singularitätsrobuste, inverse Kinematik in der Nähe von Singularitäten zu aktivieren.

## **B.2 Spezifizierung des Kraft-Freiheitsgrades durch Hyper-Ellipsoide**

Bei Craig [89] wurde eine weitere, sehr interessante, graphische Darstellungsmethode für den Singularitätsgrad eines zweidimensionalen Manipulators präsentiert, die auf der Auswertung der kartesischen Massenmatrix  $M_x(\theta)$  basiert. Es ergeben sich für jede Konfiguration Ellipsen, bzw. bei mehrdimensionalen Betrachtungen Hyper-Ellipsoide, die sich in nichtsingulären Gebieten zu Kreisen bzw. Hyperkugeln vervollständigen und in singulären Gebieten durch Stauchung zu schmalen Ellipsen bzw. Hyper-Ellipsoiden degenerieren.

## B.2.1 Manipulierbarkeits-Ellipsen für einen 2-Gelenk-Manipulator

Im Folgenden wird der Sachverhalt zunächst für einen planaren 2-Gelenk-Manipulator betrachtet. In Bild B.1 ist die schematische Skizze des betrachteten Manipulators dargestellt.



**Bild B.1:** Skizze eines planaren 2-Gelenk-Manipulators

Ausgehend von der symmetrischen, kartesischen Massenmatrix

$$M_x(\theta) = J^{-T}(\theta) \cdot M(\theta) \cdot J^{-1}(\theta) \quad (\text{B.4})$$

und der zugehörigen quadratischen Form

$$p^T \cdot M_x(\theta) \cdot p = 1 \quad (\text{B.5})$$

mit dem Raumvektor der 2 kartesischen Freiheitsgrade

$$p = \begin{bmatrix} x \\ y \end{bmatrix} \quad (\text{B.6})$$

erhält man die zu  $M_x$  gehörigen 2 Eigenwerte  $\varepsilon_i$  ( $i = 1,2$ ) nach der Beziehung

$$\det[M_x - \varepsilon_i \cdot I] = 0 \quad (\text{B.7})$$

mit der Einheitsmatrix  $I$ . Die Eigenwerte  $\varepsilon_i$  definieren die Ellipsen-Gleichung

$$\varepsilon_1 \cdot x_r^2 + \varepsilon_2 \cdot y_r^2 = 1 \quad , \quad (\text{B.8})$$

mit dem rotierten Raumvektor

$$p_r = \begin{bmatrix} x_r \\ y_r \end{bmatrix} \quad , \quad (\text{B.9})$$

wobei für die Länge der Halbachsen  $q_i$  der Ellipse die Beziehung

$$q_i = \frac{1}{\sqrt{\varepsilon_i}} \quad , \quad i = 1, 2 \quad (\text{B.10})$$

gilt. Die zu den 2 Eigenwerten  $\varepsilon_i$  gehörigen 2 Eigenvektoren  $v_i$  werden nach der Beziehung

$$(M_x - \varepsilon_i \cdot I) \cdot v_i = 0 \quad (\text{B.11})$$

bestimmt. Da  $M_x$  symmetrisch ist, lassen sich die Eigenvektoren

$$v_i = [v_{i,x} \quad v_{i,y}]^T \quad , \quad i = 1, 2 \quad (\text{B.12})$$

orthonormieren und können dann in orthonormierter Form als orthogonale Rotationsmatrix

$$E = [v_1 \quad v_2] = \begin{bmatrix} v_{1,x} & v_{2,x} \\ v_{1,y} & v_{2,y} \end{bmatrix} \quad , \quad (\text{B.13})$$

dargestellt werden,

die die Rotation

$$p = E \cdot p_r \quad (\text{B.14})$$

der 2 Achsen der Manipulierbarkeits-Ellipse gegenüber dem Basiskoordinatensystem beschreibt. Zur Bestimmung der Manipulierbarkeits-Ellipsen für einen hier als *Beispiel* zunächst betrachteten, planaren 2-Gelenk-Manipulator werden folgende System-Darstellungen aus der Roboterliteratur entnommen. Für die Vorwärtskinematik gilt dann

$$\begin{bmatrix} x \\ y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} l_1 c_1 + l_2 c_{12} \\ l_1 s_1 + l_2 s_{12} \end{bmatrix}, \quad (\text{B.15})$$

mit den Abkürzungen

$$\begin{aligned} s_i &= \sin(\theta_i), & i &= 1, 2 \\ c_i &= \cos(\theta_i), & i &= 1, 2 \\ s_{12} &= \sin(\theta_1 + \theta_2) \\ c_{12} &= \cos(\theta_1 + \theta_2) \quad . \end{aligned} \quad (\text{B.16a-d})$$

Die Jakobimatrix ergibt sich zu

$$J(\theta) = \begin{bmatrix} -l_1 s_1 - l_2 s_{12} & -l_2 s_{12} \\ l_1 c_1 + l_2 c_{12} & l_2 c_{12} \end{bmatrix}, \quad (\text{B.17})$$

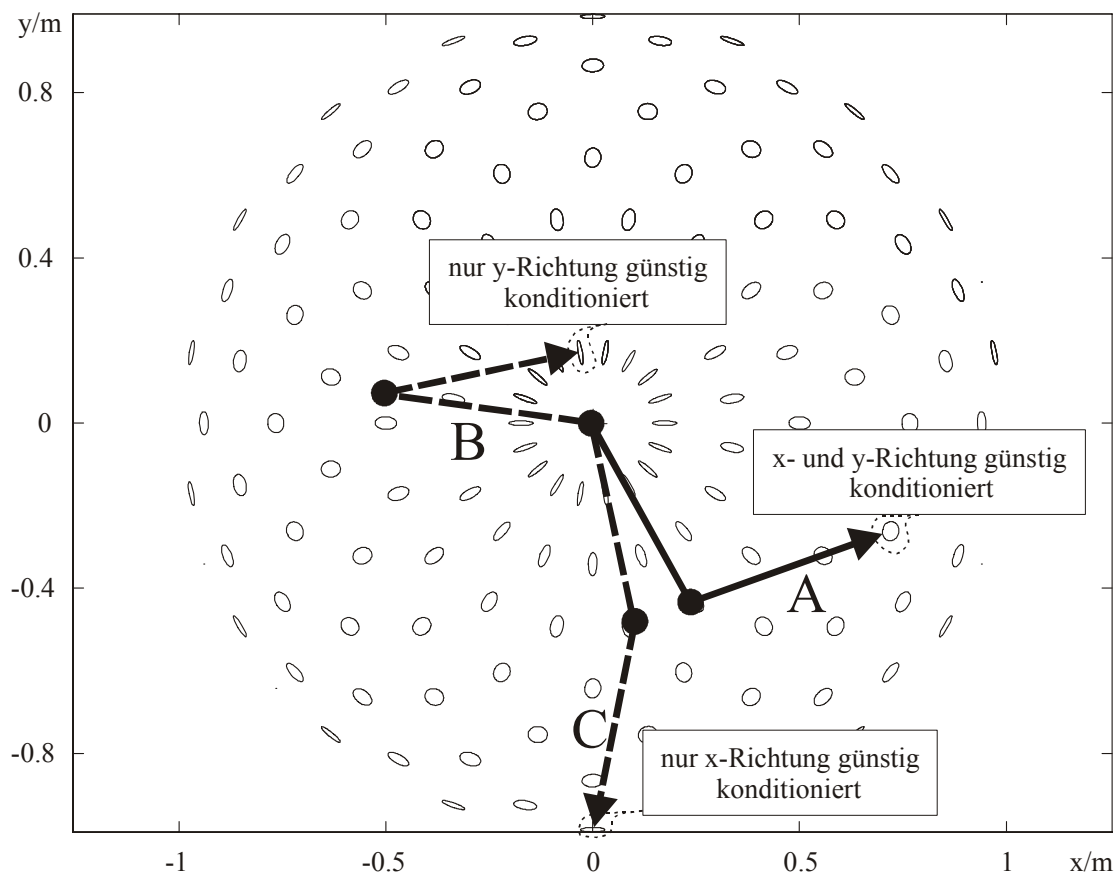
falls die Orientierung des Manipulators unberücksichtigt bleibt, während die Massenmatrix die Darstellung

$$M(\theta) = \begin{bmatrix} m_1 l_{sx,1}^2 + m_2 (l_1^2 + l_{sx,2}^2 + 2l_1 l_{sx,2} c_2) + I_1 + I_2 & m_2 (l_{sx,2}^2 + l_1 l_{sx,2} c_2) + I_2 \\ m_2 (l_{sx,2}^2 + l_1 l_{sx,2} c_2) + I_2 & m_2 l_{sx,2}^2 + I_2 \end{bmatrix} \quad (\text{B.18})$$

besitzt. Mit den als Beispiel angesetzten technischen Daten gemäß Tabelle B.1 lässt sich dann die Darstellung der Manipulierbarkeits-Ellipsoide gemäß Bild B.2 berechnen und für den gesamten Arbeitsraum anschaulich darstellen.

**Tabelle B.1:** Technische Daten für das Beispiel des 2-Gelenk-Manipulators

Technische Daten des planaren 2-Gelenk-Manipulator-Beipiels	Symbol	Einheit		
			1	2
Segment Nummer n			1	2
Gesamtlänge	$l_n$	m	0.5	0.5
Schwerpunktlänge x	$l_{sx,n}$	m	0.25	0.25
Masse	$m_n$	kg	2.0	2.0
Trägheitsmoment des Armsegments	$I_n$	Nms <sup>2</sup>	5.0	5.0



**Bild B.2:** Isotropie-Ellipsen für verschiedene Konfigurationen (A, B, C) eines 2-Gelenk-Manipulators. Die jeweilige Ellipse an der Spitze des Manipulators (gestrichelt umrandet) gibt durch ihren Stauchungsgrad die Fähigkeit zu beschleunigen und damit die Fähigkeit, Kraft in einer kartesischen Richtung auszuüben, an.

Wird der Endeffektor des Manipulators an den Rand des Arbeitsbereiches (Arbeitsrand-Singularität) gefahren, so verflachen sich die entsprechenden Ellipsen, während sie sich in isotropen Arbeitsbereichen wieder zu Kreisen vervollständigen. Dieses für die *Bewegung* von Manipulatoren beobachtete Phänomen gewinnt auch bei der *Krafterzeugung* sehr große Bedeutung, da der Isotropiegrad auch die Fähigkeit, Kraft auszuüben, spezifiziert. Mit diesem Verfahren lässt sich also auch die Kraftregelgüte der aktuellen Konfiguration sehr differenziert charakterisieren.

## B.2.2 Manipulierbarkeits-Hyper-Ellipsoide für einen 6-Gelenk-Manipulator

Im Folgenden wird die Bestimmung der Manipulierbarkeits-Hyper-Ellipsoide auf einen 6-Gelenk Manipulator wie z.B. den Manutec R2 ausgeweitet. Ausgehend von der Ellipsenrepräsentation

$$p^T \cdot M_x(\theta) \cdot p = 1 \quad (\text{B.19})$$

mit der kartesischen, gleichfalls symmetrischen Massenmatrix  $M_x(\theta)$

$$M_x(\theta) = J^{-T}(\theta) \cdot M(\theta) \cdot J^{-1}(\theta) \quad (\text{B.20})$$

und dem Raumvektor der 6 kartesischen Freiheitsgrade

$$p = [x \quad y \quad z \quad \varphi_x \quad \varphi_y \quad \varphi_z]^T \quad (\text{B.21})$$

erhält man die 6 Eigenwerte  $\varepsilon_i$  ( $i = 1, \dots, 6$ ) der kartesischen, symmetrischen Massenmatrix nach der Beziehung

$$\det[M_x - \varepsilon_i \cdot I] = 0 \quad . \quad (\text{B.22})$$

Die Eigenwerte  $\varepsilon_i$  definieren die Hyper-Ellipsoiden-Gleichung

$$\varepsilon_1 \cdot x_r^2 + \varepsilon_2 \cdot y_r^2 + \varepsilon_3 \cdot z_r^2 + \varepsilon_4 \cdot \varphi_{x,r}^2 + \varepsilon_5 \cdot \varphi_{y,r}^2 + \varepsilon_6 \cdot \varphi_{z,r}^2 = 1 \quad (\text{B.23})$$

mit dem rotierten Raumvektor

$$p_r = [x_r \quad y_r \quad z_r \quad \varphi_{x,r} \quad \varphi_{y,r} \quad \varphi_{z,r}]^T \quad , \quad (\text{B.24})$$

wobei für die Länge der Halbachsen  $q_i$  des Hyper-Ellipsoids die Beziehung

$$q_i = \frac{1}{\sqrt{\varepsilon_i}} \quad , \quad i = 1, \dots, 6 \quad (\text{B.25})$$

gilt. Die zu den 6 Eigenwerten  $\varepsilon_i$  gehörigen 6 Eigenvektoren  $v_i$  werden nach der Beziehung

$$(M_x - \varepsilon_i \cdot I) \cdot v_i = 0 \quad (\text{B.26})$$

bestimmt. Da  $M_x$  symmetrisch ist, lassen sich die Eigenvektoren

$$v_i = [v_{i,x} \quad v_{i,y} \quad v_{i,z} \quad v_{i,\varphi x} \quad v_{i,\varphi y} \quad v_{i,\varphi z}]^T \quad , \quad i = 1, \dots, 6 \quad (\text{B.27})$$

orthonormieren und können dann in Form einer orthogonalen Rotationsmatrix

$$E = [v_1 \quad v_2 \quad v_3 \quad v_4 \quad v_5 \quad v_6] = \begin{bmatrix} v_{1,x} & v_{2,x} & v_{3,x} & v_{4,x} & v_{5,x} & v_{6,x} \\ v_{1,y} & v_{2,y} & v_{3,y} & v_{4,y} & v_{5,y} & v_{6,y} \\ v_{1,z} & v_{2,z} & v_{3,z} & v_{4,z} & v_{5,z} & v_{6,z} \\ v_{1,\varphi x} & v_{2,\varphi x} & v_{3,\varphi x} & v_{4,\varphi x} & v_{5,\varphi x} & v_{6,\varphi x} \\ v_{1,\varphi y} & v_{2,\varphi y} & v_{3,\varphi y} & v_{4,\varphi y} & v_{5,\varphi y} & v_{6,\varphi y} \\ v_{1,\varphi z} & v_{2,\varphi z} & v_{3,\varphi z} & v_{4,\varphi z} & v_{5,\varphi z} & v_{6,\varphi z} \end{bmatrix} \quad , \quad (\text{B.28})$$

dargestellt werden,



die die Transformation

$$p = E \cdot p_r \quad (\text{B.29})$$

der 6 Achsen des Hyper-Ellipsoiden gegenüber dem Basiskoordinatensystem liefert. Dieser Hyper-Ellipsoid ist für jede Manipulatorkonfiguration zu bestimmen, um die jeweils zugehörige Kraftregelgüte zu ermitteln. Da die Hyper-Ellipsoide für einen 6-dimensionalen Manipulator nicht mehr graphisch darstellbar sind, wird auf eine anschauliche Darstellung - wie sie für den 2-Gelenk-Manipulator angebbbar ist - verzichtet. Es ist jedoch möglich, die Rotationsmatrix  $E$  und die jeweils berechneten Halbachsen  $q_i$  im Regelungsalgorithmus für eine Bewertung der aktuellen Konfiguration des Manipulators und für die Einstellung der Kraftregelparameter zu nutzen. Allerdings muss bei diesem Verfahren sichergestellt werden, dass die Eigenwerte von  $M_x$  in die Reihenfolge gebracht werden, die zu den jeweiligen kartesischen Raumrichtungen korrespondiert, was nicht immer trivial ist, da einige Eigenwert-Berechnungsalgorithmen die Eigenwerte je nach Eingangsmatrix in variierender Reihenfolge liefern und so die Zuordnung zu den 6 kartesischen Richtungen erschweren. Außerdem ist es notwendig, den Eigenwert-Berechnungsalgorithmus hinreichend schnell zu implementieren, damit er in der Echtzeitschleife abgearbeitet werden kann. Für weiterführende Untersuchungen ist dieses Verfahren eine sehr interessante Variante zu dem in dieser Arbeit verwendeten Maß der Manipulierbarkeit, da es eine Richtungscharakteristik enthält, die selektiv die Kraftregelgüte für die jeweilige kartesische Raumrichtung in Abhängigkeit von der aktuellen Manipulator-Konfiguration liefert.

## Anhang C

### Singularitätsvermeidung

Für die hybride Kraft-/Geschwindigkeitsregelung ist es notwendig, die differentielle inverse Kinematik mit Hilfe der inversen Jakobimatrix im Regelkreis zu berechnen. Benutzt man dazu die gewöhnliche Invertierung der Jakobimatrix, so existieren im Arbeitsraum des Manipulators singuläre Konfigurationen, die zu einem Fehlverhalten des Manipulators führen, da dort das Maß der kartesischen Manipulierbarkeit zu Null reduziert wird. Dies ist jedoch für die kartesische Kraft-/Geschwindigkeitsregelung nicht zulässig, weshalb in dieser Arbeit ein von [Nakamura 91] vorgestelltes Verfahren zur singularitätsrobusten Invertierung einer Matrix verwendet wird, das im Umkreis der Singularität die Ausgangsdaten der differentiellen inversen Abbildung hinreichend klein werden lässt, sodass keine Regelabweichungssprünge im Positionsregelkreis auftreten. Bei Nichtbenutzung der SR-Inversen erhält man auch außerhalb der Singularitäten schon ein wenig stabiles Verhalten, weshalb man die SR-Inverse generell zur Kraftregelung nutzen sollte. Angesichts hinreichend schneller Echtzeitsysteme stellt dies auch kein großes Problem mehr dar. Hierbei ist es nicht notwendig, in jedem Abtastschritt die SR-Inverse zu bestimmen. Es reicht beispielsweise aus, alle 12 Millisekunden einen neuen Wert an das Regelsystem zu liefern, während die Regelung in einem Abtastschritt von 1 Millisekunde arbeitet, da der Manipulator im Vergleich zum Abtasttakt von 1 Millisekunde nur relativ langsam seine kinematische Konfiguration verändert. Die Singulärwertzerlegung der (6x6)-Jakobimatrix liefert

$$J(\theta) = U \cdot \sigma \cdot V^T \quad (\text{C.1})$$

mit

$$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_1 & & & & & 0 \\ & \sigma_2 & & & & \\ & & \ddots & & & \\ 0 & & & & & \sigma_6 \end{bmatrix} \quad (\text{C.2})$$

und den orthogonalen Matrizen  $U$  und  $V$ . Für die Inverse der Jakobimatrix ergibt sich dann

$$J^{-1}(\theta) = V^{-T} \cdot \sigma^{-1} \cdot U^{-1} \quad , \quad (\text{C.3})$$

wobei aufgrund der Orthogonalität der Matrizen  $U$  und  $V$  der günstige Zusammenhang

$$\begin{aligned} U^{-1} &\equiv U^T \\ V^{-1} &\equiv V^T \end{aligned} \quad (\text{C.4})$$

genutzt werden kann. Es ergibt sich dann die numerisch optimierte Darstellung

$$J^{-1}(\theta) = V \cdot \sigma^{-1} \cdot U^T \quad (\text{C.5})$$

mit

$$\sigma^{-1} = \begin{bmatrix} \frac{1}{\sigma_1} & & & 0 \\ & \frac{1}{\sigma_2} & & \\ & & \ddots & \\ 0 & & & \frac{1}{\sigma_6} \end{bmatrix} \quad . \quad (\text{C.6})$$

Falls die Singulärwerte zu Null werden, strebt dieser Ausdruck gegen unendlich, weshalb

$$\frac{1}{\sigma_i} \approx \frac{\sigma_i}{\sigma_i^2 + k_i} \quad \text{für } i = 1, \dots, 6 \text{ und } k_i \ll \sigma_i \quad (\text{C.7})$$

als Substitution genutzt wird, um den Kehrwert kleiner Singulärwerte auf

$$\lim_{\sigma_i \rightarrow 0} \left( \frac{\sigma_i}{\sigma_i^2 + k_i} \right) = 0 \quad , \quad i = 1, \dots, 6 \quad (\text{C.8})$$

zu begrenzen.

Diese Substitution bewirkt eine Erhöhung des Maßes der Manipulierbarkeit

$$w = \prod_{i=1}^6 \sigma_i \quad (\text{C.9})$$

in den singulären Konfigurationen des Manipulators, wobei kleine Abweichungen von der Sollkonfiguration in den Singularitäten in Kauf zu nehmen sind, die aber nur genau in dieser Singularität auftreten und in der weiteren Umgebung kaum sichtbar sind. Die singularitätsrobuste, inverse Jakobimatrix reduziert die Gefahr, dass die Kraftregelung durch Eintauchen des Manipulators in singuläre Konfigurationsräume instabil und der Kraftregler in der kraftgeregelten Richtung unwirksam wird. Um leichte Abweichungen von der Sollkonfiguration nur in der Nähe von Singularitäten zu erlauben, wird die SR-Inverse erst ab einem unteren Grenzwert  $w_0$  aktiviert. Dazu wird die Beziehung

$$k_i = \begin{cases} k_{i,0} \cdot \left(1 - \frac{w}{w_{i,0}}\right)^2 & , \text{ für } w < w_{i,0} \\ 0 & , \text{ für } w > w_{i,0} \end{cases} \quad (\text{C.10})$$

genutzt, wobei  $k_{i,0}$  der Skalierungsfaktor in singulären Konfigurationen ist. In dieser Arbeit wird für die Skalierung der 6 verschiedenen Singulärwerte jeweils der gleiche Faktor  $k_{i,0}$  verwendet, da das hier in leicht abgewandelter Form verwendete SVD-Verfahren aus [Press 88] keine gleichbleibende Reihenfolge der Singulärwerte liefert. Andernfalls könnte man untersuchen, ob sich mit verschiedenen  $k_{i,0}$  - Faktoren unterschiedliche Singularitäten des Manipulators differenzierter justieren lassen.

## Anhang D

### Systemdaten

#### D.1 Technische Daten des Manutec R2

*Tabelle D.1: Technische Daten des Manutec R2 für die Armsegmente 1 bis 3*

Technische Daten Segment 1 bis 3	Symbol	Einheit			
			1	2	3
Segment Nummer n			1	2	3
Gesamtlänge	$l_i$	m	0,63	0,35	0,35
Schwerpunktposition in x -Richtung von Segment i	$l_{sx,i}$	m	-	0,2	-
Schwerpunktposition in z - Richtung von Segment i	$l_{sz,i}$	m	-	0,16	0,09
Masse	$m_i$	Kg	-	21,0	9,0
Trägheit Rotor und Getriebe	$I_i$	Nms <sup>2</sup>	1,39e-4	2,0e-4	2,55e-4
mittlere Trägheit am Abtrieb		Nms <sup>2</sup>	2,9	4,78	0,53
Übersetzung der Getriebe	$\ddot{u}_i$	-	60/1	100/1	28/1
Viskositäts-Reibung	$f_{v,i}$	Nms	0,3	0,3	0,3
Coulomb-Reibung	$f_{c,i}$	Nm	6,0	8,0	6,0
Max. Drehmoment		Nm	186	320	90
Max. Winkelgeschwindigkeit		Grad/s	300	180	670
Max. Winkelbeschleunigung		Grad/s <sup>2</sup>	458	230	458
Winkelbereich		Grad	±165	±125	±150
Inkrementgeber-Auflösung antriebsseitig		Grad/ Inkrement	0,15	0,15	0,15
Inkrementgeber-Auflösung abtriebsseitig		Grad/ Inkrement	2,498e-3	1,501e-3	5,357e-3

**Tabelle D.2:** Technische Daten des Manutec R2 für die Armsegmente 4 bis 6

Technische Daten Segment 4 bis 6	Symbol	Einheit			
			4	5	6
Segment Nummer n			4	5	6
Gesamtlänge	$l_i$	m	-	-	0,1
Schwerpunktposition in x -Richtung von Segment i	$l_{sx,i}$	m	-	-	-
Schwerpunktposition in z -Richtung von Segment i	$l_{sz,i}$	m	-	-	-
Masse	$m_i$	Kg	-	-	0,0 - 2,0
Trägheit Rotor und Getriebe	$I_i$	Nms <sup>2</sup>	1,78e-3	1,56e-3	1,54e-3
mittlere Trägheit am Abtrieb		Nms <sup>2</sup>	0,4	0,9	0,5
Übersetzung der Getriebe	$\ddot{u}_i$	-	15/1	24/1	18/1
Viskositäts-Reibung	$f_{v,i}$	Nms	0,4	0,4	0,4
Coulomb-Reibung	$f_{c,i}$	Nm	6,0	6,0	6,0
Max. Drehmoment		Nm	21	28,4	24,8
Max. Winkelgeschwindigkeit		Grad/s	960	581	800
Max. Winkelbeschleunigung		Grad/s <sup>2</sup>	1145	1145	1145
Winkelbereich		Grad	±200	±115	±265
Inkrementgeber-Auflösung antriebsseitig		Grad/ Inkrement	0,15	0,15	0,15
Inkrementgeber-Auflösung abtriebsseitig		Grad/ Inkrement	10,0e-3	6,251e-3	8,331e-3

Die technischen Daten wurden einerseits für die Modellierung der Simulationsumgebung und andererseits für das inverse Dynamikmodell zur Vorsteuerung des realen Manipulators eingesetzt. In Tabelle D.1 werden die technischen Daten zu den Armsegmenten 1 bis 3 und in Tabelle D.2 zu den Segmenten 4 bis 6 angegeben.

Die hier verwendeten Symbole können direkt im Dynamik- und Kinematikmodell des Manipulators verwendet werden und sind bezüglich der physikalischen Einheiten und Größenordnungen konform zu den Reglerparametern.

## D.2 Reglerparameter

In diesem Teilkapitel sind die Reglerparameter des Manipulators angegeben, wobei eine Abtastzeit von 1 Millisekunde verwendet wurde. Tabelle D.3 charakterisiert den Positionsregler, während D.4 den Geschwindigkeitsregler spezifiziert.

*Tabelle D.3: Reglerparameter des PD-Positionsreglers*

Positionsregler			
Gelenk-Achse	P-Anteil [Nm/Grad]	D-Anteil [Nm/Grad · s]	Verzögerungzeitkonstante D-Anteil [s]
1	13000.0	10.0	0.0
2	5000.0	10.0	0.0
3	7200.0	10.0	0.0
4	800.0	2.0	0.0
5	800.0	3.25	0.0
6	500.0	1.5	0.0

Tabelle D.5 beinhaltet die Parameter des Kraftreglers. Bei den integrierenden Reglern aus D.4 und D.5 ist es wichtig, eine sogenannte "Anti-Wind-Up"-Funktion in den Integrator des jeweiligen Reglers einzufügen, die dafür sorgt, dass der Integralanteil bei einer bleibenden oder größeren Regelabweichung nicht unbegrenzt anwachsen kann, sondern durch eine Sättigung auf einen nicht zu großen Maximalwert beschränkt wird.

**Tabelle D.4:** Reglerparameter des I-Geschwindigkeitsreglers

Geschwindigkeitsregler			
Kartesische Raum-Achse	I-Anteil	Anti-wind-up-Grenzen	Sättigungsgrenzen
x	$0.02e-3 \text{ s}^2/m$	$\pm F_{d,x}$	$\pm F_{d,x}$
y	$0.02e-3 \text{ s}^2/m$	$\pm F_{d,y}$	$\pm F_{d,y}$
z	$0.02e-3 \text{ s}^2/m$	$\pm F_{d,z}$	$\pm F_{d,z}$
$\varphi_x$	$0.02e-3 \text{ s}^2/Grad$	$\pm T_{d,x}$	$\pm T_{d,x}$
$\varphi_y$	$0.02e-3 \text{ s}^2/Grad$	$\pm T_{d,y}$	$\pm T_{d,y}$
$\varphi_z$	$0.02e-3 \text{ s}^2/Grad$	$\pm T_{d,z}$	$\pm T_{d,z}$

**Tabelle D.5:** Reglerparameter des PI-Kraftreglers mit "Anti-Wind-Up"-Vorrichtung

Kraftregler				
Kartesische Raum-Achse	P-Anteil [N]	I-Anteil [N · s]	Anti-Wind-Up-Grenzen	Sättigungsgrenzen
x	0.5 N	0.05 Ns	$\pm 40.0 \text{ N}$	$\pm 40.0 \text{ N}$
y	0.5 N	0.05 Ns	$\pm 40.0 \text{ N}$	$\pm 40.0 \text{ N}$
z	0.5 N	0.05 Ns	$\pm 40.0 \text{ N}$	$\pm 40.0 \text{ N}$
$\varphi_x$	0.5 Nm	0.05 Nms	$\pm 5.0 \text{ Nm}$	$\pm 5.0 \text{ Nm}$
$\varphi_y$	0.5 Nm	0.05 Nms	$\pm 5.0 \text{ Nm}$	$\pm 5.0 \text{ Nm}$
$\varphi_z$	0.5 Nm	0.05 Nms	$\pm 5.0 \text{ Nm}$	$\pm 5.0 \text{ Nm}$

Tabelle D.6 enthält die Parameter der Geschwindigkeitsschätzung, während in D.7 die Parameter der Geschwindigkeitsdämpfung enthalten sind. Die Geschwindigkeitsdämpfung ist parallel zur Kraftregelung immer aktiv, da Kraft- und Geschwindigkeitsdämpfung ohne Konflikt zueinander wirken können, was für die Positionsregelung nicht gilt. Die Position des Manipulators kann nur *orthogonal* zur Kraft geregelt werden.



**Tabelle D.6:** Parameter der Geschwindigkeitsbestimmung, die durch den Differenzenquotienten des Winkelsignals ermittelt wird. Hierbei wird eine diskrete Tiefpass-Filterung 1.Ordnung zur Rauschunterdrückung nachgeschaltet.

Tiefpassfilterung der Geschwindigkeit	
Gelenk-Achse	Zeitkonstante des Tiefpassfilters
1	0.001 s
2	0.001 s
3	0.001 s
4	0.001 s
5	0.001 s
6	0.001 s

**Tabelle D.7:** Parameter der Geschwindigkeitsdämpfung mit Sättigung

Geschwindigkeitsdämpfung		
Kartesische Raum-Achse	Dämpfungsfaktor	Sättigungsgrenzen
x	600.0 Ns/m	$\pm 50.0$ N
y	300.0 Ns/m	$\pm 50.0$ N
z	1500.0 Ns/m	$\pm 50.0$ N
$\varphi_x$	50.0 Nms/Grad	$\pm 50.0$ Nm
$\varphi_y$	50.0 Nms/Grad	$\pm 50.0$ Nm
$\varphi_z$	50.0 Nms/Grad	$\pm 50.0$ Nm

In D.8 werden die Parameter der singularitätsrobusten, inversen Kinematik angegeben, die zur Regularisierung der sonst nicht immer invertierbaren Jakobimatrix des Manipulators verwendet werden. Die verwendete Methode der Regularisierung nach [Nakamura 91] wird in Anhang C kurz skizziert.

**Tabelle D.8:** Parameter  $k_i$  der SR-Inverse und der Aktivierungsgrenze aus  $w_{i,0}$ 

SR-Inverse		
Singulärwert	$k_i$	$w_{i,0}$
1	0.01	0.03
2	0.01	0.03
3	0.01	0.03
4	0.01	0.03
5	0.01	0.03
6	0.01	0.03

### D.3 Dynamikmodell des Manutec R2

In dem Regelsystem wurde die inverse Dynamik

$$\tau = M(\theta) \ddot{\theta} + h(\theta, \dot{\theta}) + g(\theta) \quad (\text{D.1})$$

des Manipulators unter anderem auch in analytischer Form verwendet. Aus Gründen der Rechengeschwindigkeit wurde die Möglichkeit genutzt, das Dynamikmodell auf 3 Grundachsen zu reduzieren und lediglich eine Verkopplung von Achse 2 und 3 anzunehmen [Beerhold 95]. Diese Reduktion ist möglich, da die Armsegmente 2 und 3 im Vergleich zu den übrigen Segmenten die stärksten Antriebe und die größte Massenträgheit besitzen, sodass der Einfluss der übrigen Armsegmente in der Verkopplung nur schwach ausgeprägt ist. Nach [Beerhold 95] ergibt sich für die Massenmatrix die Beziehung

$$M(\theta) = \begin{bmatrix} \mu_{11} & \mu_{12} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \mu_{21} & \mu_{22} & \mu_{23} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \mu_{32} & \mu_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \mu_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \mu_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \mu_{66} \end{bmatrix}, \quad (\text{D.2})$$

während sich der Coriolisvektor in Kronecker-Schreibweise

$$h(\theta, \dot{\theta}) = \begin{bmatrix} h_1 \\ h_2 \\ h_3 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Gamma \cdot \dot{Q} \cdot \dot{q} \\ \mathbf{0}_{3 \times 1} \end{bmatrix}, \quad (\text{D.3})$$

aus den Komponenten

$$\Gamma = \begin{bmatrix} 0 & \gamma_{12} & \gamma_{13} & \gamma_{14} & \gamma_{15} & 0 & \gamma_{17} & 0 & 0 \\ \gamma_{21} & 0 & 0 & 0 & 0 & \gamma_{26} & 0 & \gamma_{28} & \gamma_{29} \\ \gamma_{31} & 0 & 0 & 0 & \gamma_{35} & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{D.4})$$

und

$$\dot{Q} = \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 & 0 & 0 \\ \dot{\theta}_2 & 0 & 0 \\ \dot{\theta}_3 & 0 & 0 \\ 0 & \dot{\theta}_1 & 0 \\ 0 & \dot{\theta}_2 & 0 \\ 0 & \dot{\theta}_3 & 0 \\ 0 & 0 & \dot{\theta}_1 \\ 0 & 0 & \dot{\theta}_2 \\ 0 & 0 & \dot{\theta}_3 \end{bmatrix}, \quad \dot{q} = \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \dot{\theta}_2 \\ \dot{\theta}_3 \end{bmatrix} \quad (\text{D.5})$$

zusammensetzt. Der Gravitationsanteil

$$g(\theta) = \begin{bmatrix} 0 \\ g_2 \\ g_3 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (\text{D.6})$$

wird nur für Achse 2 und 3 berücksichtigt und kann für die übrigen Achsen in guter Näherung vernachlässigt werden und ist für Achse 1 exakt Null, da diese nur senkrecht zur Erdbeschleunigung rotieren kann. Im Folgenden werden die Matrixelemente detailliert aufgeführt, wobei die Abkürzungen

$$\begin{aligned}
 s_i &= \sin(\theta_i), \quad i = 1, \dots, 6 \\
 c_i &= \cos(\theta_i), \quad i = 1, \dots, 6 \\
 s_{23} &= \sin(\theta_2 + \theta_3) \\
 c_{23} &= \cos(\theta_2 + \theta_3)
 \end{aligned} \tag{D.7.a-d}$$

benutzt werden. Es ergibt sich für die Massenmatrix

$$\begin{aligned}
 \mu_{11} &= \ddot{u}_1^2 \cdot I_1 + K_1 + s_2^2 \cdot (K_2 + K_3 + K_6) + s_{23} \cdot s_2 \cdot K_4 + s_{23}^2 \cdot (K_5 + K_{12}) + 2 \cdot s_{23} s_2 \cdot K_7 \\
 \mu_{21} &= \mu_{12} = c_2 \cdot K_9 \\
 \mu_{22} &= \ddot{u}_2^2 \cdot I_2 + K_{13} + c_3 \cdot (K_4 + 2 \cdot K_7) \\
 \mu_{32} &= \mu_{23} = c_3 \cdot (K_{11} + K_7) \\
 \mu_{33} &= \ddot{u}_3^2 \cdot I_3 + K_{14} \\
 \mu_{44} &= \ddot{u}_4^2 \cdot I_4 \\
 \mu_{55} &= \ddot{u}_5^2 \cdot I_5 \\
 \mu_{66} &= \ddot{u}_6^2 \cdot I_6
 \end{aligned} \tag{D.8.a-h}$$

während der Coriolisanteil in der Form

$$\begin{aligned}
 \gamma_{12} &= \gamma_{14} = s_2 \cdot c_2 \cdot (K_2 + K_3 + K_6) + \sin(2\theta_2 + \theta_3) \cdot (K_7 + K_{11}) + s_{23} K_5 (1 + c_{23}) \\
 \gamma_{13} &= \gamma_{17} = c_{23} [s_2 \cdot (K_7 + K_{11}) + s_{23} \cdot (K_5 + K_{12})] \\
 \gamma_{15} &= -s_2 \cdot K_9 \\
 \gamma_{21} &= -\gamma_{12} \\
 \gamma_{26} &= -\gamma_{28} = -s_3 \cdot (K_7 + K_{11}) \\
 \gamma_{29} &= -\gamma_{26} \\
 \gamma_{31} &= -\gamma_{13}
 \end{aligned}$$

$$\gamma_{35} = -\gamma_{26} \quad (\text{D.9.a-h})$$

dargestellt wird. Der Gravitationsanteil hat die Komponenten

$$\begin{aligned} g_2 &= -s_2 \cdot (K_{17} + K_{18}) - s_{23} \cdot (K_{15} + K_{16}) \\ g_3 &= -s_{23} \cdot (K_{15} + K_{16}). \end{aligned} \quad (\text{D.10.a-b})$$

Bei der Berechnung der Matrixelemente sind einige winkelunabhängige, konstante Ausdrücke

$$\begin{aligned} K_1 &= r_{s2z}^2 \cdot m_2 \\ K_2 &= r_{s2x}^2 \cdot m_2 \\ K_3 &= l_2^2 \cdot m_3 \\ K_4 &= 2 \cdot l_2 \cdot r_{s3z} \cdot m_3 \\ K_5 &= r_{s3z}^2 \cdot m_3 \\ K_6 &= l_2^2 \cdot m_L \\ K_7 &= l_2 \cdot l_4 \cdot m_L \\ K_8 &= 2 \cdot l_4^2 \cdot m_L \\ K_9 &= r_{s2x} \cdot r_{s2z} \cdot m_2 \\ K_{10} &= r_{s2z}^2 \cdot m_L \\ K_{11} &= l_2 \cdot r_{s3z} \cdot m_3 \\ K_{12} &= l_4^2 \cdot m_L \\ K_{13} &= K_2 + K_3 + K_5 + K_6 + K_{12} \\ K_{14} &= K_5 + K_{12} \\ K_{15} &= g \cdot r_{s3z} \cdot m_3 \\ K_{16} &= g \cdot l_4 \cdot m_L \\ K_{17} &= g \cdot r_{s2x} \cdot m_2 \\ K_{18} &= g \cdot l_2 \cdot (m_3 + m_L) \end{aligned} \quad (\text{D.11.a-r})$$

zu bestimmen mit der Erdbeschleunigung  $g = 9,81 \text{ m/s}^2$ .

## D.4 Kinematikmodell des Manipulators

Für die Vorwärtskinematik wird die Matrix - Darstellung

$$\begin{bmatrix} B & \delta \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \equiv \begin{bmatrix} b_{11} & b_{12} & b_{13} & \delta_x \\ b_{21} & b_{22} & b_{23} & \delta_y \\ b_{31} & b_{32} & b_{33} & \delta_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (\text{D.12})$$

verwendet. Die Multiplikation der orthogonalen Rotationsmatrix  $B$  mit einem Vektor in TCP-Koordinaten rotiert diesen in das kartesische Basiskoordinatensystem, während der Vektor  $\delta$  die kartesische Translation des TCP liefert. Für die Matrix  $B$  wurde in Anlehnung an [Hakala 94] und leichter Abwandlung die Definition

$$\begin{aligned} b_{11} &= c_6 [c_5 (c_1 c_{23} c_4 - s_1 s_4) - c_1 s_{23} s_5] - (c_4 s_1 + c_1 c_{23} s_4) s_6 \\ b_{12} &= -c_6 (c_4 s_1 + c_1 c_{23} s_4) - [c_5 (c_1 c_{23} c_4 - s_1 s_4) - c_1 s_{23} s_5] s_6 \\ b_{13} &= c_1 c_5 s_{23} + (c_1 c_{23} c_4 - s_1 s_4) s_5 \\ b_{21} &= c_6 [c_5 (c_{23} c_4 s_1 + c_1 s_4) - s_1 s_{23} s_5] + (c_1 c_4 - c_{23} s_1 s_4) s_6 \\ b_{22} &= c_6 (c_1 c_4 - c_{23} s_1 s_4) - [c_5 (c_{23} c_4 s_1 + c_1 s_4) - s_1 s_{23} s_5] s_6 \\ b_{23} &= c_5 s_1 s_{23} + (c_{23} c_4 s_1 + c_1 s_4) s_5 \\ b_{31} &= -c_6 (c_4 c_5 s_{23} + c_{23} s_5) + s_{23} s_4 s_6 \\ b_{32} &= c_6 s_{23} s_4 + (c_4 c_5 s_{23} + c_{23} s_5) s_6 \\ b_{33} &= c_{23} c_5 - c_4 s_{23} s_5 \end{aligned} \quad (\text{D.13.a-i})$$

verwendet, während der Translationsvektor zu

$$\delta = \begin{bmatrix} \delta_x \\ \delta_y \\ \delta_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -l_2 c_1 s_2 - l_3 c_1 s_{23} - l_6 [c_1 c_5 s_{23} + (c_1 c_{23} c_4 - s_1 s_4) s_5] \\ -l_2 s_1 s_2 - l_3 s_1 s_{23} - l_6 [c_5 s_1 s_{23} + (c_{23} c_4 s_1 + c_1 s_4) s_5] \\ l_1 + l_2 c_2 + l_3 c_{23} + l_6 (c_{23} c_5 - c_4 s_{23} s_5) \end{bmatrix} \quad (\text{D.14})$$

definiert wurde.

Die Jakobimatrix des Manipulators ergibt sich über Differentiation und einige sehr umfangreiche Umformungen aus der Vorwärtskinematik und wurde in leicht abgewandelter Form von [Hakala 94] übernommen.

$$\begin{aligned}
 J_{11} &= l_2 s_1 s_2 + l_3 s_1 s_{23} + l_6 [c_5 s_1 s_{23} + (c_{23} c_4 s_1 + c_1 s_4) s_5] \\
 J_{12} &= -l_2 c_1 c_2 - c_1 c_{23} l_3 - l_6 (c_1 c_{23} c_5 - c_1 c_4 s_{23} s_5) \\
 J_{13} &= -l_3 c_1 c_{23} - l_6 (c_1 c_{23} c_5 - c_1 c_4 s_{23} s_5) \\
 J_{14} &= l_6 [c_4 s_1 + c_1 c_{23} s_4] s_5 \\
 J_{15} &= -l_6 [c_5 (c_1 c_{23} c_4 - s_1 s_4) - c_1 s_{23} s_5] \\
 J_{16} &= 0
 \end{aligned} \tag{D.15.a-f}$$

$$\begin{aligned}
 J_{21} &= -l_2 c_1 s_2 - l_3 c_1 s_{23} - l_6 [c_1 c_5 s_{23} + (c_1 c_{23} c_4 + s_1 s_4) s_5] \\
 J_{22} &= -l_2 c_2 s_1 - l_3 c_{23} s_1 - l_6 (c_{23} c_5 s_1 - c_4 s_1 s_{23} s_5) \\
 J_{23} &= -l_3 c_{23} s_1 - l_6 (c_{23} c_5 s_1 - c_4 s_1 s_{23} s_5) \\
 J_{24} &= -l_6 (c_1 c_4 - c_{23} s_1 s_4) s_5 \\
 J_{25} &= -l_6 [c_5 (c_{23} c_4 s_1 + c_1 s_4) - s_1 s_{23} s_5] \\
 J_{26} &= 0
 \end{aligned} \tag{D.16.a-f}$$

$$\begin{aligned}
 J_{31} &= 0 \\
 J_{32} &= -l_2 s_2 - l_3 s_{23} - l_6 (c_5 s_{23} + c_{23} c_4 s_5) \\
 J_{33} &= -l_3 s_{23} - l_6 (c_5 s_{23} + c_{23} c_4 s_5) \\
 J_{34} &= l_6 s_{23} s_4 s_5 \\
 J_{35} &= -l_6 (c_4 c_5 s_{23} + c_{23} s_5) \\
 J_{36} &= 0
 \end{aligned} \tag{D.17.a-f}$$

$$J_{41} = 0$$

$$J_{42} = s_1$$

$$J_{43} = s_1$$

$$J_{44} = -c_1 s_{23}$$

$$J_{45} = c_4 s_1 + c_{23} c_1 s_4$$

$$J_{46} = -(c_1 c_4 - c_{23} s_1 s_4) \cdot (c_4 c_5 s_{23} + c_{23} s_5) + s_{23} s_4 [-c_5 (c_{23} c_4 s_1 + c_1 s_4) + s_1 s_{23} s_5] \quad (\text{D.18.a-f})$$

$$J_{51} = 0$$

$$J_{52} = -c_1$$

$$J_{53} = -c_1$$

$$J_{54} = -s_1 s_{23}$$

$$J_{55} = -c_1 c_4 + c_{23} s_1 s_4$$

$$J_{56} = -(c_4 s_1 + c_1 c_{23} s_4) \cdot (c_4 c_5 s_{23} + c_{23} s_5) + s_{23} s_4 [-c_5 (c_1 c_{23} c_4 - s_1 s_4) + c_1 s_{23} s_5] \quad (\text{D.19.a-f})$$

$$J_{61} = 1$$

$$J_{62} = 0$$

$$J_{63} = 0$$

$$J_{64} = c_{23}$$

$$J_{65} = c_1 s_{23} (c_{23} c_4 s_1 + c_1 s_4) - s_1 s_{23} (c_1 c_{23} c_4 - s_1 s_4)$$

$$J_{66} = -[(c_1 c_4 - c_{23} s_1 s_4) \cdot (-c_5 (c_1 c_{23} c_4 - s_1 s_4) + c_1 s_{23} s_5)] + (c_4 s_1 + c_1 c_{23} s_4) \cdot [c_5 (c_{23} c_4 s_1 + c_1 s_4) - s_1 s_{23} s_5] \quad (\text{D.20.a-f})$$



## Literatur

**[Ahrens 98]** M. Ahrens, V. Mallick, K. Parfrey: Robotic Based Thermoplastic Fibre Placement Process, ABB Corporate Research, Switzerland, VDE-GMA FA 4.13, Frankfurt, July 1998

**[Arari 99]** F. Arari, T. Sugiyama, T. Fukuda, H. Iwata, K. Itoigawa: Micro Tri-axial Force Sensor for 3D Bio-Micromanipulation, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Detroit, Michigan, USA, pp. 2744 - 2749, May 1999

**[Arimoto 98]** S. Arimoto, S. Kawamura, H. Y. Han: Impedance Matching for Evaluation of Dexterity in Execution of Robot Tasks, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Leuven, Belgium, pp. 1435 - 1440, May 1998

**[Armstrong 99]** B. Armstrong, D. Neevel, T. Kusik: New Results in NPID Control: Tracking, Integral Control, Friction Compensation and Experimental Results, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Detroit, Michigan, USA, pp. 837 - 842, May 1999

**[Baril 97]** C. G. Baril, P.O. Gutman: Performace Enhancing Adaptive Friction Compensation for Uncertain Systems, IEEE Transactions on Control Systems Technology, Vol5, No.5, pp. 466-479, September 1997

**[Beerhold 95]** J. Beerhold: Neuronale Radial-Basis-Funktion-Netze zur stabilen adaptiven Regelung von Gelenkarm-Robotern, Dissertation, Bergische Universität - Gesamthochschule Wuppertal, 1995

**[Bobrow 98]** J. E. Bobrow, B. W. Mc Donell: Modeling, Identification and Control of a Pneumatically Actuated, Force Controllable Robot, IEEE Transactions on Robotics and Automation, Vol. 14, No. 5, pp. 732 - 742, October 1998

**[Bonitz 96]** R. G. Bonitz, T.C. Hsia: Robust Internal-Force Based Impedance Control for Coordinating Manipulators - Theory and Experiments, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation Minneapolis, Minnesota, pp. 622-628, April 1996

**[Bossert 96]** D. Bossert, U.L. Ly, J. Vagners: Experimental Evaluation of a Hybrid Position and Force Surface Following Algorithm for Unknown Surfaces, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation Minneapolis, Minnesota, pp. 2252-2257, April 1996

**[Brookfield 98]** D. J. Brookfield, Z. B. Dlodlo: Robot Torque and Position Control Using an Electrorheological Actuator, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Vol 212, Part I, 1998

**[Burdea 99]** G. C. Burdea: Invited Review: The Synergy Between Virtual Reality and Robotics, IEEE Transactions on Robotics and Automation, Vol. 15, No. 3, pp. 400 -410, June 1999

**[Caccavale 99]** F. Caccavale, C. Natale, B. Siciliano, L. Villani: Six-DOF Impedance Control Based on Angle/Axis Representations, IEEE Transactions on Robotics and Automation, Vol. 15, No. 2, pp. 289 - 300, April 1999

**[Cha 96]** D. H. Cha, H.S. Cho: Design of a Force Reflection Controller for Telerobot Systems using Neural Networks and Fuzzy Logic, Journal of Intelligent and Robotic Systems Vol.16, pp. 1-24, 1996

**[Chuman 97]** Y. Chuman, K. Mimura, K. Kaizu, S. Tanimura: A Sensing Block Method for Measuring Impact Force Generated at a Contact Part, Pergamon Int. Journal of Impact Engineering. Vol.19, No.2, pp. 165-174, 1997

**[Ciaverini 98]** S. Ciaverini, B. Siciliano, L. Villani: Force and Position Tracking: Parallel Control With Stiffness Adaptation, IEEE Control Systems Magazine, pp. 27 - 33, February 1998

**[Ciblak 99]** N Ciblak, H. Lipkin: Synthesis of Cartesian Stiffness for Robotic Applications, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Detroit, Michigan, USA, pp. 2147 - 2152, May 1999

**[Colbaugh 98\_1]** R. Colbaugh, E. Barany, K. Glass: Adaptive Control of Nonholonomic Robotic Systems, Journal of Robotic Systems, Vol. 15, No. 7, pp. 365-393, 1998

**[Colbaugh 98\_2]** R. Colbaugh, K. Glass: Decentralized Adaptive Control of Nonholonomic Mechanical Systems, Computers and Electrical Engineering 24, pp. 135-165, 1998

**[Craig 89]** J. J. Craig: Introduction to Robotics Mechanics and Control, Second Edition, Addison-Wesley, Reading, Massachusetts, 1989

**[Dam 97]** A. A. ten Dam, K. F. Dwarshuis, J. C. Willems: The Contact Problem for Linear Continuous-Time Dynamical Systems: A Geometric Approach, IEEE Transactions on Automatic Control, Vol. 42, No. 4, pp. 458- 472, April 1997

**[Dapper 97]** M. Dapper, R. Maaß, V. Zahn, R. Eckmiller: Neural Force Control (NFC) for Complex Manipulator Tasks, Springer Proceedings of the International Conference on Artificial Neural Networks ICANN 97, Lausanne, Switzerland, pp. 787 - 792, October 1997

**[Dapper 98\_1]** M. Dapper, R. Maaß, V. Zahn, R. Eckmiller: Neural Force Control (NFC) Applied to Industrial Manipulators in Interaction with Moving Rigid Objects, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Leuven, Belgium, pp. 2048 - 2053, May 1998

**[Dapper 98\_2]** M. Dapper, R. Maaß, R. Eckmiller: Neural Velocity Force Control for Industrial Manipulators Contacting Rigid Surfaces, Springer Proceedings of the International Conference on Artificial Neural Networks ICANN 98, Skövde, Sweden, pp. 887 - 892, September 1998

- [Dapper 99]** M. Dapper, V. Zahn, R. Maaß, R. Eckmiller: How to Compensate Stick-Slip Friction in Neural Velocity Force Control (NVFC) for Industrial Manipulators, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Detroit, Michigan, USA, pp. 3128 - 3133, May 1999
- [Dowell 97]** D. M. Mc Dowell, G. Irwin, G. Lightbody, G. Mc Connel: Hybrid Neural Adaptive Control for Bank-to-Turn Missiles, IEEE Transactions on Control Systems Technology, Vol.5, No.3, pp. 297-308, 1997
- [Dubey 97]** R. V. Dubey, T.F. Chan, S.E. Everett: Variable Damping Impedance Control of a Bilateral Telerobotic System, IEEE Control Systems Magazine, Vol.17, No.1, pp. 37-45, 1997
- [Dunnigan 96]** M. W. Dunnigan, D.M. Lane, A.C. Clegg, I. Edwards: Hybrid Position/Force Control of a Hydraulic Underwater Manipulator, IEE Proc. Control Theory Appl., Vol.143, No.2, pp. 145-151, 1996
- [Dutre 96]** S. Dutre, H. Bruyninckx, J. de Schutter: Contact Identification and Monitoring Based on Energy, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation Minneapolis, Minnesota, pp. 1333-1338, April 1996
- [Eusebi 98]** A. Eusebi, C. Melchiorri: Force Reflecting Telemanipulators with Time-Delay: Stability Analysis and Control Design, IEEE Transactions on Robotics and Automation, Vol. 14, No. 4, pp. 635 - 640, August 1998
- [Ferretti 98]** G. Ferretti, G. Magnani, A. Zavala Rio: Impact Modeling and Control for Industrial Manipulators, IEEE Control Systems Magazine, Vol. 18, No 4, pp. 65 - 71, August 1998
- [Fuchs 99]** M. Fuchs: Entwicklung eines schnellen Kraftsensors und dessen Erprobung anhand kraftgesteuerter Hartkontaktaufgaben eines Manipulators, Diplomarbeit, Rheinische Friedrich - Wilhelms - Universität Bonn, 1999
- [Fujimoto 98]** Y. Fujimoto, A. Kawamura: Simulation of an Autonomous Biped Walking Robot Including Environmental Force Interaction, IEEE Robotics and Automation Magazine, pp. 33 - 42, June 1998
- [Fujita 98\_1]** M. Fujita, H. Kitano, K. Kageyama: Reconfigurable Physical Agents, D21 Laboratory Sony, Japan, International Conference on Robotics and Automation, Leuven, Belgium, May 1998
- [Fujita 98\_2]** M. Fujita., H. Kitano, G. A. Bekey: Development of an Autonomous Quadroped Robot for Robot Entertainment Agents, D21 Laboratory Sony, Japan, International Conference on Robotics and Automation, Leuven, Belgium, May 1998
- [Goerke 97]** N. Goerke: Repräsentation und Generierung von Robotertrajektorien mit neuronalen Netzen durch Einbau von Vorwissen, Dissertation, Rheinische Friedrich - Wilhelms - Universität Bonn, 1997

- [Ghorbel 97]** Ghorbel F., R. Gunawardana: A Uniform Bound for the Jacobian of the Gravitational Force Vector for a Class of Robot Manipulators, Transactions of the ASME, Vol.119, No.3, pp. 110-114, 1997
- [Gorinevsky 97]** D. M. Gorinevsky, A. M. Formalsky, A. Y. Schneider: Force Control of Robotic Systems, CRC Press LLC, Boca Raton, Florida, 1997
- [Hakala 94]** J. Hakala: Bedarfsangepasste neuronale Netze mit topographischer Kodierung zur Bestimmung der inversen Kinematik von Gelenkarmrobotern, Dissertation, Rheinische Friedrich - Wilhelms - Universität Bonn, 1994
- [Harder 97]** L. Harder., A.J. Isaksson: Force Control in Turning Based on Robust PI Controller Design, Proceedings of the Institute of Mechanical Engineers, Vol 211, Part B, pp.165-175, 1997
- [Heinrichs 96]** B. Heinrichs, N. Sepehri, A.B. Thornton-Trump: Position-Based Impedance Control of an Industrial Hydraulic Manipulator, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation Minneapolis, Minnesota, pp. 284-290, April 1996
- [Heinrichs 97]** B. Heinrichs, N. Sepehri, A.B. Thornton-Trump: Position-Based Impedance Control of an Industrial Hydraulic Manipulator, IEEE Control Systems Magazine, Vol.17, No.1, pp. 46-52, 1997
- [Heinrichs 99]** B. Heinrichs, N. Sepehri: A Limitation of Position Based Impedance Control in Static Force Regulation: Theory and Experiments, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Detroit, Michigan, USA, pp. 2165 - 2170, May 1999
- [Hosoda 98]** K. Hosoda, K. Igarashi, M. Asada: Adaptive Hybrid Control for Visual and Force Servoing in an Unknown Environment, IEEE Robotics and Automation Magazine, December, pp. 39 - 43, 1998
- [Hsu 00]** F. Y. Hsu, L. C. Fu: Intelligent Robot Deburring Using Adaptive Fuzzy Hybrid Position/Force Control, IEEE Transactions on Robotics and Automation, Vol. 16, No. 4, pp. 325 - 335, August 2000
- [Huang 00]** S. Huang, J. M. Schimmels: The Eigenscrew Decomposition of Spatial Stiffness Matrices, IEEE Transactions on Robotics and Automation, Vol. 16, No. 2, pp. 146 - 156, April 2000
- [Jansen 95]** M. Jansen: Globale Modellierung und garantiert stabile Regelung von Robotern mit strukturierten neuronalen Netzen, Dissertation, VDI - Fortschrittberichte Reihe 8, Nr. 511, VDI-Verlag, 1995
- [Jen 96]** F. Jen, M. Shoham, R.W. Longman: Lyapunov Stability of Force-Controlled Grasps with a Multi-Fingered Hand, The International Journal of Robotics Research, Vol.15, No.2, pp. 137-154, 1996

- [Jenkins 99]** H. E. Jenkins, T. R. Kurfess: Adaptive Pole-Zero Cancellation in Grinding Force Control, IEEE Transactions on Control Systems Technology, Vol. 7, No. 3, pp. 363 - 370, May 1999
- [Jiang 97]** D. Jiang, W. Yan, K.L. Teo: Sensitivity Reduction of Constraint Forces and Position Control for Mechanical Descriptor Systems, Transactions of the ASME, Vol.119, No.6, pp. 286-289, 1997
- [Joukhadar 98]** A. Joukhadar, A. Deguet, C. Laugier: A Collision Model for Rigid and Deformable Bodies, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Leuven, Belgium, pp. 982 - 988, May 1998
- [Kaneko 96]** M. Kaneko: Twin-Head Six-Axis Force Sensor, IEEE Transactions on Robotics and Automation, Vol.12, No.1, pp. 146-154, 1996
- [Kelly 99]** R. Kelly, J. Llamas: Determination of Viscous and Coulomb Friction by Using Velocity Responses to Torque Ramp Inputs, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Detroit, Michigan, USA, pp. 1740 - 1745, May 1999
- [Kiguchi 96]** K. Kiguchi, T. Fukuda: Fuzzy Neural Friction Compensation Method of Robot Manipulation During Position/Force Control, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Minneapolis, Minnesota, USA, pp. 372-377, April 1996
- [Kiguchi 98]** K. Kiguchi, T. Fukuda: Robot Manipulatr Hybrid Control for an Unknown Environment Using Visco-Elastic Neural Networks, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Leuven, Belgium, pp. 1447-1452, May 1998
- [Kim 96]** Y. H. Kim, F.L. Lewis: Output Feedback Control of Rigid Robots Using Dynamic Neural Networks, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation Minneapolis, Minnesota, pp. 1923-1928, April 1996
- [Kim 99]** D. Kim, W. Chung, Y. Youm: Singularity Analysis of 6-DOF Manipulators with the Analytical Representation of the Determinant, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Detroit, Michigan, USA, pp. 889 - 894, May 1999
- [Koivo 89]** A. J. Koivo: Fundamentals for Control of Robotic Manipulators, Wiley & Sons, New York, USA 1989
- [Kosuge 96]** K. Kosuge, K. Kaneko, T. Fukuda: Force Control of Parallel Link Manipulator with Hydraulic Actuators, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation Minneapolis, Minnesota, pp. 305-310, April 1996
- [Kraus 98]** P. R. Kraus, V. Kumar, P. Dupont: Analysis of Frictional Contact Models for Dynamic Simulation, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Leuven, Belgium, pp. 976 - 981, May 1998
- [Lian 98]** K. Y. Lian, C. R. Lin: Sliding-Mode Motion/Force Control of Constrained Robots, IEEE Transactions on Automatic Control, Vol. 43, No. 8, pp. 1101 - 1103, August 1998

[Liu 97] H. Liu, B. Wen: Force Distribution for the Legs of a Quadruped Walking Vehicle, Journal of Robotic Systems, Vol.14, No.1, pp. 1-8, 1997

[Liu 99] H. Liu, J. Butterfass, S. Knoch, P. Meusel, G. Hirzinger: Multisensory Articulated Hand, IEEE Control Systems Society Magazine, Vol 19, No. 2, pp. 47 - 54, April 1999

[Lloyd 98] J. E. Lloyd: Desingularization of Nonredundant Serial Manipulator Trajectories Using Puiseux Series, IEEE Transactions on Robotics and Automation, Vol. 14, No. 4, pp. 590 - 600, August 1998

[Luo 97] Z. H. Luo, B. Z. Guo: Shear Force Feedback Control of a Single-Link Flexible Robot with a Revolute Joint, IEEE Transactions on Automatic Control, Vol. 42, No. 1, pp. 53 - 65, January 1997

[Lynch 99] K. M. Lynch: Locally Controllable Manipulation by Stable Pushing, IEEE Transactions on Robotics and Automation, Vol. 15, No. 2, pp. 318 - 327, April 1999

[Maaß 98] R. Maaß, M. Dapper, R. Eckmiller: Neural Trajectory Optimization (NTO) for Manipulator Tracking of Unknown Surfaces, Springer Proceedings of the International Conference on Artificial Neural Networks ICANN 98, Skövde, Sweden, pp. 893 - 898, September 1998

[Maaß 99\_1] R. Maaß, V. Zahn, M. Dapper, R. Eckmiller: Hard Contact Surface Tracking for Industrial Manipulators with (SR) Position Based Force Control, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Detroit, Michigan, USA, pp. 1481 - 1486, May 1999

[Maaß 99\_2] R. Maaß, V. Zahn, M. Dapper, M. Fuchs, R. Eckmiller: Hard Contact Surface Tracking for Industrial Manipulators with Orientation Control and (SR) Position Based Force Control, ENNS Proceedings of the International Conference on Artificial Neural Networks ICANN 99, Edinburgh, United Kingdom, pp. 353 - 358, September 1999

[Maaß 01] R. Maaß: Singularitätsrobuste Hartkontakt-Kraftregelung für die Freiformflächen-Bearbeitung mit Industriemanipulatoren, Dissertation, Rheinische Friedrich - Wilhelms - Universität Bonn, 2001

[Maekawa 98] H. Maekawa, J. M. Hollerbach: Haptic Display for Object Grasping and Manipulating in Virtual Environment, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Leuven, Belgium, pp. 2566 - 2573, May 1998

[Marhefka 96] D. W. Marhefka, D.E. Orin: Simulation of Contact Using a Nonlinear Damping Model, Actuators. Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation Minneapolis, Minnesota, pp. 1662-1668, April 1996

[Mason 85] M. T. Mason, J. K. Salisbury: Robot Hands and the Mechanics of Manipulation, The MIT Press, Cambridge, 1985

- [**Mills 96**] J. K. Mills: Simultaneous Control of Robot Manipulator Impedance and Generalized Force and Position, Pergamon Mech. Mach. Theory, Vol.31, No.8, pp. 1069-1080, 1996
- [**Morel 98**] G. Morel, E. Malis, S. Boudet: Impedance Based Combination of Visual and Force Control , Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Leuven, Belgium, pp. 1743- 1748, May 1998
- [**Mouri 99**] T. Mouri, T. Yamada, Y. Funahashi, N. Mimura: Identification of Contact Conditions from Contaminated Data of Contact Moment, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Detroit, Michigan, USA, pp. 585 - 591, May 1999
- [**Nahvi 98**] A. Nahvi, D. Nelson, J. Hollerbach, D. E. Johnson: Haptic Manipulation of Virtual Mechanisms from Mechanical CAD Designs, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Leuven, Belgium, pp. 375 - 380, May 1998
- [**Nakamura 91**] Y. Nakamura: Advanced Robotics, Redundancy And Optimization, , Addison-Wesley, Reading, Massachusetts, 1991
- [**Natale 98**] C. Natale, B. Siciliano, L. Villani: Control of Moment and Orientation for a Robot Manipulator in Contact with a Compliant Environment, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Leuven, Belgium, pp. 1755 - 1760, May 1998
- [**Natale 00**] C. Natale, R. Koeppel, G. Hirzinger: A Systematic Design Procedure of Force Controllers for Industrial Robots, IEEE Transactions on Mechatronics, Vol. 5, No. 2, pp. 122 - 131, June 2000
- [**Nelles 97\_1**] O. Nelles: LOLIMOT - Lokale, lineare Modelle zur Identifikation nichtlinearer, dynamischer Systeme, at-Automatisierungstechnik, Vol.45, No.4, pp. 163-174, 1997
- [**Nelles 97\_2**] O. Nelles, S. Ernst, R. Isermann: Neuronale Netze zur Identifikation nichtlinearer, dynamischer Systeme: Ein Überblick, at-Automatisierungstechnik, Vol.45, No.6, pp. 251-262 , 1997
- [**Nelson 96\_1**] B. J. Nelson, J.D. Morrow, P.K. Khosla: Robotic Manipulation Using High Bandwidth Force and Vision Feedback, Pergamon Mathl. Comput. Modelling, Vol.24, No.5/6, pp. 11-29, 1996
- [**Nelson 96\_2**] B. J. Nelson, P.K. Khosla: Force and Vision Resolvability for Assimilation Disparate Sensory Feedback, IEEE Transactions on Robotics and Automation, Vol.12, No.5, pp. 714 - 731, 1996
- [**Nelson 98**] B. Nelson, Y. Zhou, B. Vikramaditya: Sensor Based Microassembly of Hybrid MEMS Devices, IEEE Control Systems Society Magazine, Vol. 18, No. 6, pp 35 - 45, December 1998
- [**Nelson 99**] G. M. Nelson, R. D. Quinn: Posture Control of a Cockroach-like Robot, IEEE Control Systems Society Magazine, Vol 19, No. 2, pp. 9 - 14, April 1999

- [**Nenchev 99\_1**] D. N. Nenchev, Y. Tsumaki, M. Uchiyama: Real-Time Motion Control in the Neighborhood of Singularities: A Comparative Study Between the SC and DLS Methods, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Detroit, Michigan, USA, pp. 506 - 511, May 1999
- [**Nenchev 99\_2**] D. Nenchev, K. Yoshida: Impact Analysis and Post-Impact Motion Control Issues of a Free-Floating Space Robot to a Force Impulse, IEEE Transactions on Robotics and Automation, Vol. 15, No. 3, pp. 548 - 557, June 1999
- [**Neumann 00**] D. Neumann: Planares Distanz-Tracking unbekannter Oberflächen mit einem lernfähigen, von einem Abstandssensor geführten Manipulator, Diplomarbeit, Rheinische Friedrich - Wilhelms - Universität Bonn, 2000
- [**Niemeyer 98**] G. Niemeyer, J. J. E. Slotine: Towards Force-Reflecting Teleoperation Over the Internet, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Leuven, Belgium, pp. 1909 - 1915, May 1998
- [**O'Brien 98**] D. J. O'Brien, D. M. Lane: Force and Slip Sensing for a Dextrous Underwater Gripper, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Leuven, Belgium, pp. 1057 - 1062, May 1998
- [**Oh 98**] Y. Oh, W. K. Chung, Y. Youm, I. H. Suh: Motion/Force Decomposition of Redundant Manipulators and its Application to Hybrid Impedance Control, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Leuven, Belgium, pp. 1441 - 1446, May 1998
- [**Pandian 96\_1**] S. R. Pandian, S. Kawamura: Hybrid force/position control for robot manipulators based on a D-type learning law, Robotica Vol.14, pp. 51-59, 1996
- [**Pandian 96\_2**] S. R. Pandian, S. Kawamura: Force/Position Learning Control of Multiple Robot Manipulators, Japanisches Journal, Vol.9, No.3, pp. 101-111, 1996
- [**Pfeiffer 99**] C. Pfeiffer, K. De Laurentis, C. Mavroidis: Shape Memory Alloy Actuated Prostheses: Initial Experiments, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Detroit, Michigan, USA, pp. 2385 - 2391, May 1999
- [**Podder 99**] T. K. Podder, N. Sarkar: Fault Tolerant Decomposition of Thruster Forces of an Autonomous Underwater Vehicle, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Detroit, Michigan, USA, pp. 84 - 89, May 1999
- [**Press 88**] W. Press, B. Flannery, S. Teukolsky, W. Vetterling: Numerical Recipes, The Art of Scientific Computing, Cambridge University Press, Cambridge, 1988
- [**Prokop 98**] G. Prokop, F. Pfeiffer: Synthesis of Robot Dynamic Behaviour for Environmental Interaction, IEEE Transactions on Robotics and Automation, Vol. 14, No. 5, pp. 718 - 731, October 1998



- [Raibert 81]** M. Raibert, J. Craig: Hybrid Position/Force Control of Manipulators, ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control, June 1981
- [Roßmann 99]** T. Roßmann, F. Pfeiffer: Control of a Tube Crawling Robot, at - Automatisierungstechnik, No. 8, pp. 333 - 341, August 1999
- [Salisbury 80]** J.K. Salisbury: Active Stiffness Control of a Manipulator in Cartesian Coordinates, 19th IEEE Conference on Decision and Control, December 1980
- [Schlemmer 99]** M. Schlemmer, Methoden der Inversen Kinematik kinematisch redundanter Manipulatoren: Eine generelle Einordnung in Direkte und Indirekte Verfahren, , at - Automatisierungstechnik, No. 6, pp. 258 - 265, Juni 1999
- [Seraji 96]** H. Seraji, D. Lim, R. Steele: Experiments in Contact Control, Journal of Robotic Systems, Vol.13, No.2, pp. 53-73, 1996
- [Shibata 96]** M. Shibata, Murakami T.: A Unified Approach to Position and Force Control by Fuzzy Logic, IEEE Transactions on Industrial Electronics, Vol.43, No.1, pp. 81-87, 1996
- [Siciliano 96\_1]** B. Siciliano, L. Villani: A Passivity-based Approach to Force Regulation and Motion Control of Robot Manipulators, Pergamon Automatica, Vol 32, No.3, pp. 443-447, 1996
- [Siciliano 96\_2]** Siciliano B., L. Villani: A Force/Position Regulator for Robot Manipulators Without Velocity Measurement, IEEE International Conference on Robotics and Automation Minneapolis, Minnesota, pp. 2567-2572, April 1996
- [Song 96]** P. Song, A. Goldenberg: Fundamental Principles of Design of Position and Force Controller for Robot Manipulators, IEEE International Conference on Robotics and Automation Minneapolis, Minnesota, pp. 2246-2251, April 1996
- [Steck 96]** J. E. Steck, K. Rokhsaz, S.P. Shue: Linear and Neural Network Feedback for Flight Control Decoupling, IEEE Control Systems Magazine, Vol.16, No.4, pp. 22-30, 1996
- [Surdilovic 96]** D. Surdilovic: Contact Stability Issues in Position Based Impedance Control: Theory and Experiments, IEEE International Conference on Robotics and Automation Minneapolis, Minnesota, pp. 1675-1680, April 1996
- [Surdilovic 99]** D. Surdilovic, Z. Cojbasic: Robust Robot Compliant Motion Control Using Intelligent Adaptive Impedance Control, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Detroit, Michigan, USA, pp. 2128 - 2133, May 1999
- [Tadokoro 99]** S. Tadokoro, S. Yamagami, M. Ozawa, T. Kimura, T. Takamori: Multi-DOF Device for Soft Micromanipulation Consisting of Soft Gel Actuator Elements, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Detroit, Michigan, USA, pp. 2177 - 2182, May 1999

- [**Tanaka 96**] M. Tanaka, S. Chonan, Z.W. Jiang: Force Control of a Flexible Finger with Distributed Sensors and Piezoelectric Actuators, *Journal of Intelligent Material Systems and Structure*, Vol.7, No.5, pp. 301-306, 1996
- [**Tarn 96**] T. J. Tarn., Y. Wu, N. Xi, A. Isidori: Force Regulation and Contact Transition Control, *Control Systems Magazine*, Vol.16, No.1, pp. 32-40, 1996
- [**Tornambe 96**] A. Tornambe: Global Regulation of a Planar Robot Arm Striking a Surface, *IEEE Transactions on Automatic Control*, Vol. 41, No.10, pp. 1517-1521, 1996
- [**Tornambe 99**] A. Tornambe: Modeling and Control of Impact in Mechanical Systems: Theory and Experimental Results, *IEEE Transactions on Automatic Control*, Vol 44, No. 2, pp. 294 - 309, February 1999
- [**Unbehauen 92**] H. Unbehauen: *Regelungstechnik I*, Vieweg-Verlag, Braunschweig, 1992
- [**Versteyhe 99**] M. Versteyhe, D. Reynaerts, H. van Brussel: Hybrid Force-Position Control of Clamping with a Piezo-Stepper, *IEEE Control Systems Society Magazine*, Vol 19, No. 2, pp. 31 - 39, April 1999
- [**Villani 99**] L. Villani, C. C. de Wit, B. Brogliato: An Exponentially Stable Adaptive Control for Force and Position Tracking of Robot Manipulators, *IEEE Transactions on Automatic Control*, Vol. 44, No. 4, pp. 798 - 802, April 1999
- [**Watwood 96**] V. B. Watwood: Total Orthogonalization of Redundants in the Force Method, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol.39, pp. 3351-3365, 1996
- [**Wen 99**] J. T. Wen, L. S. Wilfinger: Kinematic Manipulability of General Constrained Rigid Multibody Systems, *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, Vol. 15, No. 3, pp. 558 - 567, June 1999
- [**Wit 97**] C. C. de Wit, B. Siciliano, G. Bastin: *Theory of Robot Control*, Springer, London, 1997
- [**Wit 98**] C. C. de Wit: Comments on "A New Model for Control Systems with Friction", *IEEE Transactions on Automatic Control*, Vol. 43, No. 8, pp. 1189 - 1190, August 1998
- [**Wu 96**] Y. Wu, T.J. Tarn, N. Xi, A. Isidori: On Robust Impact Control via Positive Acceleration Feedback for Robot Manipulators, *IEEE International Conference on Robotics and Automation Minneapolis, Minnesota*, pp. 1891-1896, April 1996
- [**Xiao 00**] D. Xiao, B. K. Ghosh, N. Xi, T. J. Tarn: Sensor-Based Hybrid Position/Force Control of a Robot Manipulator in an Uncalibrated Environment, *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, Vol. 8, No. 4, pp. 635 - 645, July 2000
- [**Yamamoto 96**] Y. Yamamoto, X. Yun: Stability Analysis of a Mobile Manipulator Under Force Control, *Advanced Robotics*, Vol.10, No.5, pp. 487-502, 1996

- [Yoshida 96]** K. Yoshida, C. Mavroidis, S. Dubowsky: Impact Dynamics of Space Long Reach Manipulators, IEEE International Conference on Robotics and Automation Minneapolis, Minnesota, pp. 1090-1916, April 1996
- [Yuan 97]** J. Yuan: Adaptive Control of a Constrained Robot - Ensuring Zero Tracking and Zero Force Errors, IEEE Transactions on Automatic Control, Vol. 42, No12, pp. 1709 - 1714, December 1997
- [Zahn 99\_1]** V. Zahn, R. Maaß, M. Dapper, R. Eckmiller: How to Compensate Friction in Dynamic Hard Contact Tasks by Means of Neural Networks, Proceedings of the International Conference on Computational Intelligence for Modelling, Control and Automation, CIMCA 99, Vienna, Austria, February 1999
- [Zahn 99\_2]** V. Zahn, R. Maaß, M. Dapper, R. Eckmiller: Learning Friction Estimation for Sensorless Force/Position Control in Industrial Manipulators, Proceedings of the IEEE International Conference on Robotics and Automation, Detroit, Michigan, USA, pp. 2780 - 2785, May 1999
- [Zahn 00]** V. Zahn: Harte Echtzeit mit Standard-Betriebssystemen zur Steuerung von sensorgeführten Aktorsystemen, Dissertation, Rheinische Friedrich - Wilhelms - Universität Bonn, 2000
- [Zeman 97]** V. Zeman, R. Patel, K. Khorasani: Control of a Flexible-Joint Robot Using Neural Networks, IEEE Transactions on Control Systems Technology, Vol. 5, No.4, pp. 453-462, 1997
- [Zhu 98]** W. H. Zhu, Z. Bien, J. De Schutter: Adaptive Motion/Force Control of Multiple Manipulators with Joint Flexibility Based on Virtual Decomposition, IEEE Transactions on Automatic Control, Vol. 42, No. 1, pp. 46 - 60, January 1998
- [Zhu 99\_1]** W. H. Zhu, J. De Schutter: Control of Two Industrial Manipulators Rigidly Holding an Egg, IEEE Control Systems Society Magazine, Vol 19, No. 2, pp. 24 - 30, April 1999
- [Zhu 99\_2]** W. H. Zhu, J. De Schutter: Adaptive Control of Mixed Rigid/Flexible Joint Robot Manipulators Based on Virtual Decomposition, IEEE Transactions on Robotics and Automation, Vol. 15, No. 2, pp. 310 - 317, April 1999